



T
671.521
REG
C.2

ESCUELA SUPERIOR POLITÉCNICA DEL LITORAL

**Facultad de Ingeniería en Mecánica y Ciencias de la
Producción**



CIB-ESPOL

**“Cálculo de la Distribución de Temperatura en el Electrodo de una
Soldadora de Punto por Resistencia Mediante el Método de
Volúmenes Finitos”**



CIB-ESPOL

TESIS DE GRADO

Previo a la Obtención del Título de:

INGENIERO MECÁNICO

Presentado por:

Hugo Geovanny Regalado Alvarado

GUAYAQUIL – ECUADOR



D-33644

CIB

Año: 2005

AGRADECIMIENTO

A mis Tíos Jacinto y Elsita quienes me dieron todo su amor y apoyo para mi formación humana y profesional.

A mi director de tesis Ing. Vicente Adum G. quien me guió y me proporciono su ayuda invaluable para la elaboración de este trabajo.



DEDICATORIA

A MI MADRE

A MI TIA ELSITA
ALBUJA

A MIS HERMANOS
FABRICIO, CARLOS Y
JAIMITO.



TRIBUNAL DE GRADUACIÓN



CIB-ESPOL

Ing. Francisco Andrade S.
SUBDECANO DE LA FIMCP
PRESIDENTE

Ing. Vicente Adum G.
DIRECTOR DE TESIS

Ing. Eduardo Orces P.
VOCAL

Dr. Kléber Barcia V.
VOCAL



CIB-ESPOL



CIB-ESPOL

DECLARACIÓN EXPRESA

“La responsabilidad del contenido de esta Tesis de grado, me corresponden exclusivamente; y el patrimonio intelectual de la misma a la ESCUELA SUPERIOR POLITÉCNICA DEL LITORAL”

A handwritten signature in black ink, consisting of a large, stylized initial 'H' followed by a surname and a first name, all written in a cursive style.

Hugo Regalado A.

RESUMEN

El conocimiento exacto de la distribución de temperatura que se produce por el efecto de los procesos de generación de calor y enfriamiento en un electrodo de una soldadora de punto por resistencia eléctrica puede permitir identificar los parámetros críticos de diseño que mejorarían la vida del electrodo y mantendrían la calidad de soldadura dentro de lo esperado. En la presente tesis se desarrollan modelos matemáticos y numéricos con el propósito de predecir la distribución de temperatura en el mencionado elemento, considerando los efectos de la resistencia eléctrica de contacto.

Las ventajas que presenta la soldadura de punto por resistencia eléctrica, impulsan a efectuar grandes inversiones en la construcción de estas máquinas adaptadas a los procesos que las industrias quieren desarrollar. Debido a dichas adaptaciones el diseño del electrodo juega un papel muy importante, pues este, estará expuesto a un sin número de condiciones de trabajo en las que el análisis térmico que se propone sería una herramienta de gran valor.

Esta tesis tiene por objetivo utilizar las teorías de conducción de calor y los métodos numéricos tales como volúmenes finitos como herramientas valiosas en el análisis de conducción en estado transiente con generación, en el diseño de los electrodos de la máquina soldadora de punto por resistencia eléctrica.

La metodología empleada será la de revisar información concerniente a soldadura de punto por resistencia y los principales métodos de análisis de la distribución de temperatura, tomándose particular interés y detalle en los métodos numéricos. Posteriormente se trata de idealizar los procesos de generación de calor y enfriamiento en modelos matemáticos, para observar la variación de la temperatura en el electrodo con respecto a la posición y el tiempo.

Para determinar de una forma más realista y práctica el análisis de la distribución de temperatura en el electrodo, se hace uso extenso de los métodos numéricos en particular el método de volúmenes finitos, actualmente usado en este tipo de estudios. La utilización de los métodos numéricos conlleva al uso de la computadora, haciéndose necesario la elaboración de un programa que permita determinar los valores de temperatura en todos los puntos discretizados.

Con el desarrollo de esta tesis se espera mejorar la comprensión sobre el efecto que la resistencia eléctrica de contacto y los factores que en ella

inciden tienen sobre la distribución de temperatura en el electrodo de una soldadora de punto por resistencia.



CIB-ESPOL



CIB-ESPOL



CIB-ESPOL



CIB-ESPOL

ÍNDICE GENERAL

Pág.

RESUMEN.....	II
ÍNDICE GENERAL.....	III
ABREVIATURAS.....	IV
SIMBOLOGÍA.....	V
ÍNDICE DE FIGURAS.....	VI
ÍNDICE DE TABLAS.....	VI
INTRODUCCIÓN.....	1
CAPÍTULO 1	
1. GENERALIDADES DEL PROCESO DE SOLDADURA DE PUNTO POR	
RESISTENCIA.....	2
1.1. Soldadura de punto por resistencia.....	3
1.2. Equipo necesario en la soldadura de punto por resistencia.....	4
1.3. Generación del calor para la soldadura.....	6
1.4. Electrodos.....	11
1.5. Fuerza de soldadura.....	19
1.6. Tiempo de soldadura.....	20
1.7. Preparación de la superficie.....	21

1.8. Ventajas y desventajas de la soldadura de punto por resistencia...	22
1.9. Aplicaciones.....	24

CAPÍTULO 2

2. RESISTENCIA ELÉCTRICA Y TÉRMICA EN EL ELECTRODO.....	25
2.1. Resistencia eléctrica de contacto.....	26
2.2. Variación de la resistencia eléctrica con respecto a la temperatura en los metales.....	31
2.3. Resistencia térmica de contacto.....	33

CAPÍTULO 3

3. MODELOS MATEMÁTICOS PARA LA TRANSFERENCIA DE CALOR EN EL ELECTRODO.....	39
3.1. Modelo matemático del proceso de generación de calor en el electrodo.....	40
3.2. Modelo matemático de la temperatura para el proceso de enfriamiento del electrodo.....	45
3.3. Limitaciones de los métodos analíticos utilizados.....	51
3.3. Cálculo del calor a evacuar del electrodo.....	52

CAPÍTULO 4

4. MÉTODOS NUMÉRICOS PARA LA TRANSFERENCIA DE CALOR EN EL ELECTRODO.....	55
4.1. Descripción del método numérico, volúmenes de control finito.....	56
4.2. Planteamiento del modelo numérico.....	65
4.3. Modelado numérico del proceso de generación de calor en el electrodo, método implícito.....	71
4.4. Modelado numérico del proceso de enfriamiento del electrodo, método implícito.....	72
4.5. Algoritmo de solución.....	73
4.6. Cálculo del calor a evacuar del electrodo según el método de volúmenes finitos.....	79

CAPÍTULO 5

5. RESULTADOS Y ANÁLISIS DE RESULTADOS.....	82
--	-----------

CAPÍTULO 6

6. CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES.....	115
---	------------

APÉNDICES

BIBLIOGRAFÍA

ABREVIATURAS

Amp	Amperio
A_{real}	Área Real
$A_{aparente}$	Área Aparente
AC	Corriente Alterna
C_p	Calor Específico
J	Joule
m	Metro
mm	Milímetros
N/m^2	Pascal
$Q_{generado} (t)$	Calor Generado
$Q_{transferido} (t)$	Calor Transferido

SIMBOLOGÍA

A_c	Área Transversal del Electrodo
A_s	Área Superficial del Electrodo
I	Corriente Eléctrica
i	Densidad de Corriente Amp/m ²
R	Resistencia Eléctrica
R_0	Resistencia Eléctrica del Cobre a 20°C
R_{ec}	Resistencia Eléctrica de Contacto
R_{tc}	Resistencia Térmica de Contacto
t	Tiempo
$\bar{\alpha}$	Radio de Contacto Promedio de las Asperezas
η	Número de Asperezas por Unidad de Área
σ_{ys}	Esfuerzo a la Fluencia
P	Presión de Contacto
ρ	Resistividad Eléctrica
ρ_0	Resistividad Eléctrica del Cobre a 20°C
T_0	Temperatura Inicial del Electrodo
α	Coefficiente de Variación de la Resistividad con la Temperatura
h_j	Conductancia de una Junta Térmica
h_c	Conductancia por Puntos de Contacto
h_g	Conductancia del Medio Intersticial
k_m	Conductividad Térmica Armónica Media
k	Coefficiente de Conducción
H	Microdureza
h	Coefficiente de Convección
λ	Valor Característico
α	Difusividad Térmica
r	Radio del Electrodo
L	Longitud del Electrodo

ÍNDICE DE FIGURAS

	Pág.
Figura 1.1 Electrodo cilíndrico tipo largo y pieza de trabajo en la que se muestra la posición y forma de la nugget.....	5
Figura 1.2. Parte del circuito eléctrico de una máquina soldadora de punto en el que se muestra el circuito secundario.....	7
Figura 1.3 Puntos principales de generación de calor y gradientes de temperatura después del 20% y 100% del tiempo de soldadura en electrodos y piezas de trabajo durante la formación de la nugget	8
Figura 1.4 Tipos estándar de caras de electrodos según RWMA	12
Figura 2.1 Contacto normal en superficies juntas a presión y diferencia entre el área real y área aparente de contacto.....	26
Figura 2.2 Comparación de la variación de la resistencia de contacto como una función de la presión a temperatura ambiente, la línea continua muestra la predicción.....	29
Figura 2.3 Variación de la resistividad de un metal con la temperatura.....	31
Figura 2.4 Caída de temperatura debido a la resistencia térmica de contacto	33
Figura 2.5 Esquema de una superficie rugosa.....	35
Figura 3.1 Volumen de control del electrodo en la etapa de generación del proceso de soldadura.....	40
Figura 3.2 Volumen de control finito del Electrodo.....	43
Figura 3.2 Cilindro aislado en la extensión de su longitud con un extremo aislado y el otro a $T = 0$	45
Figura 3.3 Valores que toma x para que el $\text{Cos}(x) = 0$	48
Figura 4.1 Malla unidimensional en la que se muestra el arreglo de los volúmenes de control.....	57
Figura 4.2 Frontera de un Volumen de Control.....	60
Figura 4.3 Esquema del electrodo, donde se muestran las direcciones θ , r , z , usadas en el modelo numérico.....	65
Figura 4.4 Volumen de control típico de una geometría simétrica con la notación usada en la discretización.....	66
Figura 4.5 Condiciones de frontera en el conjunto cámara de enfriamiento, electrodo, pieza de trabajo.....	74

	Pág.
Figura 4.6 Configuración térmica de la interfaz Electrodo-Pieza de trabajo en la etapa de generación para el modelo numérico.....	77
Figura 5.1 Conjunto, electrodo pieza de trabajo y cámara de enfriamiento analizado y sus respectivas dimensiones en mm.....	82
Figura 5.2 Temperatura media del electrodo a través del tiempo, descrita por el modelo de generación analítico.....	87
Figura 5.3 Aumento total de energía en el electrodo a través del tiempo, descrita por el modelo analítico.....	88
Figura 5.4 Distribución de temperatura a lo largo del electrodo y a través del tiempo en la etapa de enfriamiento descrita por el modelo analítico.....	89
Figura 5.5 Disminución total de energía a través del tiempo desde el electrodo, descrita por el modelo analítico.....	90
Figura 5.6 Variación de temperatura en el punto T (0, 0, t) del electrodo a través del tiempo en la etapa de generación descrita por el modelo numérico.....	91
Figura 5.7 Variación radial de temperatura en las coordenadas T(r, 0, t) del electrodo a través del tiempo en la etapa de generación, descrita por el modelo numérico.....	92
Figura 5.8 Variación radial de temperatura en las coordenadas T(r, L/2, t) del electrodo a través del tiempo en la etapa de generación, descrita por el modelo numérico.....	93
Figura 5.9 Variación radial de temperatura en las coordenadas T(r, L, t) del electrodo a través del tiempo en la etapa de generación, descrita por el modelo numérico.....	94
Figura 5.10 Variación longitudinal de la temperatura en las coordenadas T (0, z, t) del electrodo a través del tiempo en la etapa de generación, descrita por el modelo numérico.....	95
Figura 5.11 Energía total almacenada en el electrodo a través del tiempo efectuada durante la etapa de generación y descrita por el modelo numérico.....	96
Figura 5.12 Variación de temperatura en el punto T (0, 0, t) del electrodo a través del tiempo en la 1ra. Etapa de enfriamiento descrita por el modelo numérico.....	97
Figura 5.13 Variación radial de temperatura en las coordenadas T(r, 0, t) del electrodo a través del tiempo en la 1era. Etapa de enfriamiento, descrita por el modelo numérico.....	98
Figura 5.14 Variación radial de temperatura en las coordenadas T(r, L/2, t) del electrodo a través del tiempo en la 1era. Etapa de enfriamiento, descrita por el modelo numérico.....	99
Figura 5.15 Variación radial de temperatura en las coordenadas	

	$T(r, L, t)$ del electrodo a través del tiempo en la 1era. Etapa de enfriamiento, descrita por el modelo numérico.....	100
Figura 5.16	Variación longitudinal de la temperatura en las coordenadas $T(0, z, t)$ del electrodo a través del tiempo en la 1era. Etapa de enfriamiento, descrita por el modelo numérico.....	101
Figura 5.17	Energía neta almacenada en el electrodo a través del tiempo, efectuada durante la 1era. Etapa de enfriamiento y descrita por el modelo numérico.....	102
Figura 5.18	Variación de temperatura en el punto $T(0, 0, t)$ del electrodo a través del tiempo en la segunda etapa de enfriamiento, descrita por el modelo numérico.....	103
Figura 5.19	Variación radial de temperatura en las coordenadas $T(r, 0, t)$ del electrodo a través del tiempo en la segunda etapa de enfriamiento, descrita por el modelo numérico.....	104
Figura 5.20	Variación radial de temperatura en las coordenadas $T(r, L/2, t)$ del electrodo a través del tiempo en la segunda etapa de enfriamiento, descrita por el modelo numérico.....	105
Figura 5.21	Variación radial de temperatura en las coordenadas $T(r, L, t)$ del electrodo a través del tiempo en la segunda etapa de enfriamiento, descrita por el modelo numérico.....	106
Figura 5.22	Variación longitudinal de la temperatura en las coordenadas $T(0, z, t)$ del electrodo a través del tiempo en la segunda etapa de enfriamiento, descrita por el modelo numérico.....	107
Figura 5.23	Disminución total de energía desde el electrodo a través del tiempo, efectuada durante la segunda etapa de enfriamiento y descrita por el modelo numérico.....	108

ÍNDICE DE TABLAS

	Pág.
Tabla 2.1 Valores del coeficiente de variación de la resistividad con la temperatura de algunos metales.....	32
Tabla 2.2 Propiedades Térmicas y Superficiales de algunos materiales de juntas térmicas comunes.....	36
Tabla 2.3 Propiedades termo físicas de sustancias comunes en los intersticios.....	37
Tabla 5.1 Propiedades físicas y mecánicas del material del electrodo analizado.....	81
Tabla 5.2 Condiciones iniciales y parámetros de soldadura al os que se somete el electrodo en el proceso.....	83
Tabla 5.3 Propiedades físicas y mecánicas del material de la pieza de trabajo, en este caso acero AISI 1010.....	83

INTRODUCCIÓN

Durante el proceso de diseño y construcción de máquinas soldadoras de punto, surgió la necesidad de un modelo que permita predecir la distribución de temperatura más acercada a la realidad en el electrodo, permitiéndonos conocer si bajo su operación y servicio éste se encontrará dentro de los parámetros permitidos. Este conocimiento ayudará a que disminuya el costo de producción de la soldadura evitando el deterioro prematuro de los electrodos y la mala calidad de la soldadura.

En la presente tesis se trata de determinar la distribución de temperatura de un electrodo de una máquina soldadora de punto por resistencia, utilizando el método numérico volúmenes finitos, enfocado a electrodos cilíndricos del tipo botón o largos. Además, se desarrollaran modelos analíticos que trataran de describir el comportamiento térmico del electrodo y se compáran con los resultados numéricos para establecer la solución más práctica y real.

En el estudio se analiza: información concerniente a soldadura de punto, las variables de mayor influencia en la distribución de temperatura como es el caso de la resistencia eléctrica y térmica de contacto, modelos analíticos que tratan de describir el proceso de soldadura, y finalmente la utilización del método numérico volúmenes finitos en el que, para determinar la solución

numérica del problema transciente involucrado, se hace uso de un software diseñado para la ocasión en código Matlab.

CAPÍTULO 1

1. GENERALIDADES SOBRE LA SOLDADURA DE PUNTO POR RESISTENCIA.

Un análisis global del proceso de soldadura de punto es importante para el propósito de esta tesis ya que el conocimiento de los equipos que componen una máquina de soldar, la variación y relación entre los parámetros que en ella intervienen, permitirán entender cómo se lleva a cabo la generación de calor a través del circuito formado entre los electrodos y las piezas de trabajo, la tendencia esperada de la distribución de temperatura para que se produzca el efecto de soldadura y se mantenga la integridad del electrodo. Además, se conocerá las ventajas que este proceso de soldadura presenta frente a otros, confirmando la importancia del estudio.

1.1. Soldadura de Punto por Resistencia

Es un proceso eléctrico-térmico-mecánico en el cual dos superficies son juntas permanentemente en uno o más puntos por el calor generado debido a la resistencia al flujo de la corriente eléctrica que pasa a través de las piezas de trabajo (calentamiento Joule), unidas bajo la fuerza ejercida sobre los electrodos. Las superficies de contacto en la región donde se concentra la corriente son calentadas por un corto tiempo gracias a un pulso de bajo voltaje y una corriente de alto amperaje, formando una zona fundida del metal a soldar. Cuando el flujo de la corriente cesa, la fuerza del electrodo es mantenida mientras el metal fundido se enfría y solidifica rápidamente.

El tamaño y la forma de una soldadura individual son limitadas principalmente por el tamaño y el contorno de la cara del electrodo. El nugget (zona de metal fundido), se forma entre las superficies en contacto como se muestra en la Fig. 1, pero no se extienden completamente al exterior de las superficies. El nugget en una vista en corte, en un punto de soldadura propiamente generado es de forma ovalada; en una vista en corte de planta, éste tiene la misma forma de la cara del electrodo que generalmente es redonda y aproximadamente el mismo tamaño.

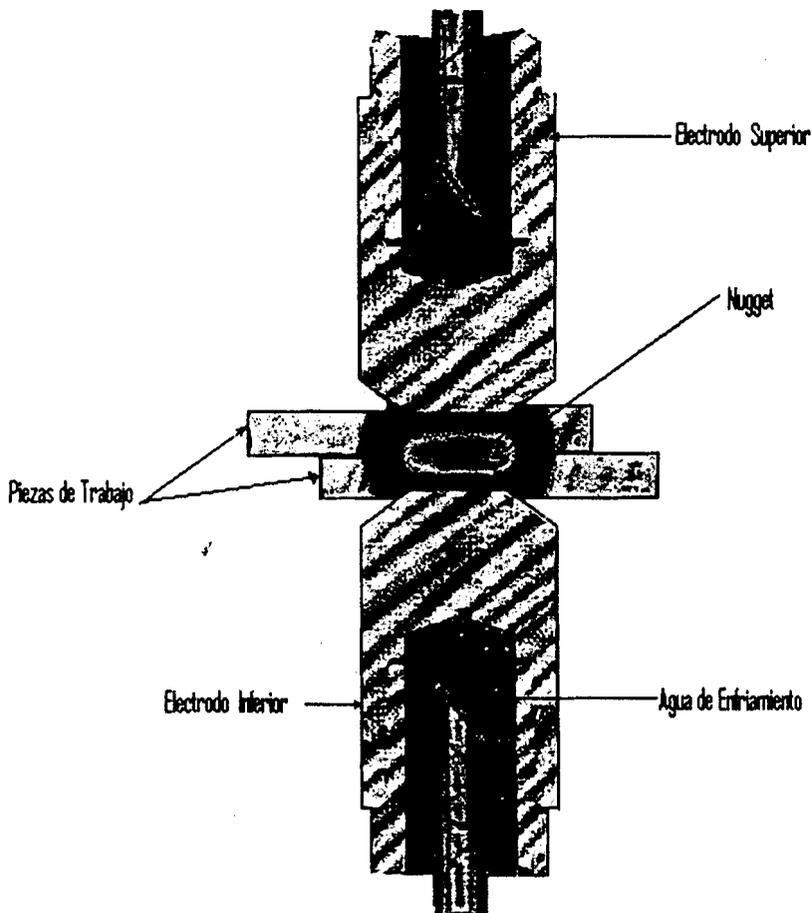


Fig. 1.1. Electrodo cilíndrico tipo largo y pieza de trabajo en la que se muestra la posición y forma de la nugget.

1.2. Equipo Necesario en la Soldadura de Punto por Resistencia.

El equipo necesario para el proceso de soldadura de punto por resistencia puede ser simple y barato o complejo y costoso, dependiendo del grado de automatización. Una soldadora de punto está compuesta por los siguientes tres elementos principales:

1. **Circuito Eléctrico.** Este consiste de un transformador, un tap switch y un circuito secundario que incluye los electrodos que conducen la corriente de soldadura a la pieza de trabajo.

2. **Equipo de Control.** Este inicia y da el tiempo de duración del flujo de la corriente, y puede también ser usado en lugar de o en adición al interruptor del transformador para regular la corriente de soldadura. Los controles pueden también secuenciar al tiempo con todas las operaciones de la máquina incluyendo la iniciación, ajuste automático y la terminación de la fuerza y corriente de soldadura.

3. **Sistema Mecánico.** Este consiste de la estructura, componentes adicionales y otros dispositivos que mantiene sujeta la pieza de trabajo y aplican la fuerza de soldadura.

El suministro de energía más comúnmente usado para los equipos de soldadura es corriente alterna (AC). Los cilindros neumáticos son los tipos de sistemas de fuerza más comunes.

Las especificaciones para el equipo de la soldadura de punto por resistencia han sido estandarizadas por la Resistance Welder Manufacturers' Association (RWMA); y controladas por la National Electrical Manufacturers' Association (NEMA).

1.3. Generación del Calor Para la Soldadura

El calor es generado en todas las porciones del circuito secundario (Fig.1.3.), de acuerdo a la siguiente fórmula:

$$H = I^2 R t. \quad [7] \quad (1.1)$$

Donde H es el calor en joules; I es la corriente en amperios; R es la resistencia en ohms; y t es el tiempo de duración del flujo de la corriente en segundos. Algo de calor se pierde por conducción, convección y radiación desde el electrodo y la pieza de trabajo. Generalmente las magnitudes de esas pérdidas son desconocidas.

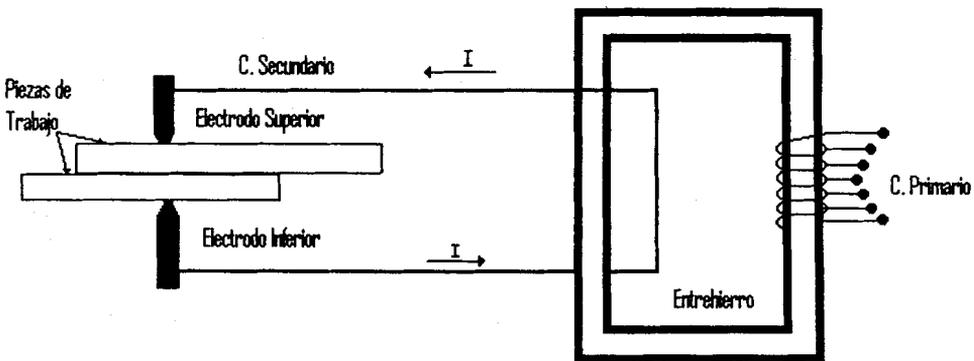


Fig. 1.2. Parte del circuito eléctrico de una máquina soldadora de punto en el que se muestra el circuito secundario [7].

El circuito secundario de una máquina soldadora de punto por resistencia, incluyendo la pieza de trabajo que va a ser soldada, es una serie de resistencias, el total de las cuales afecta el flujo de la corriente. La corriente debe ser la misma en todas las partes del

circuito, indiferentemente de la resistencia en cualquier punto; no obstante, el calor generado en determinado punto es directamente proporcional a la resistencia en ese punto. El sistema eléctrico en el circuito secundario es diseñado para producir calor donde éste es requerido, dejando el resto de los componentes del circuito relativamente fríos.

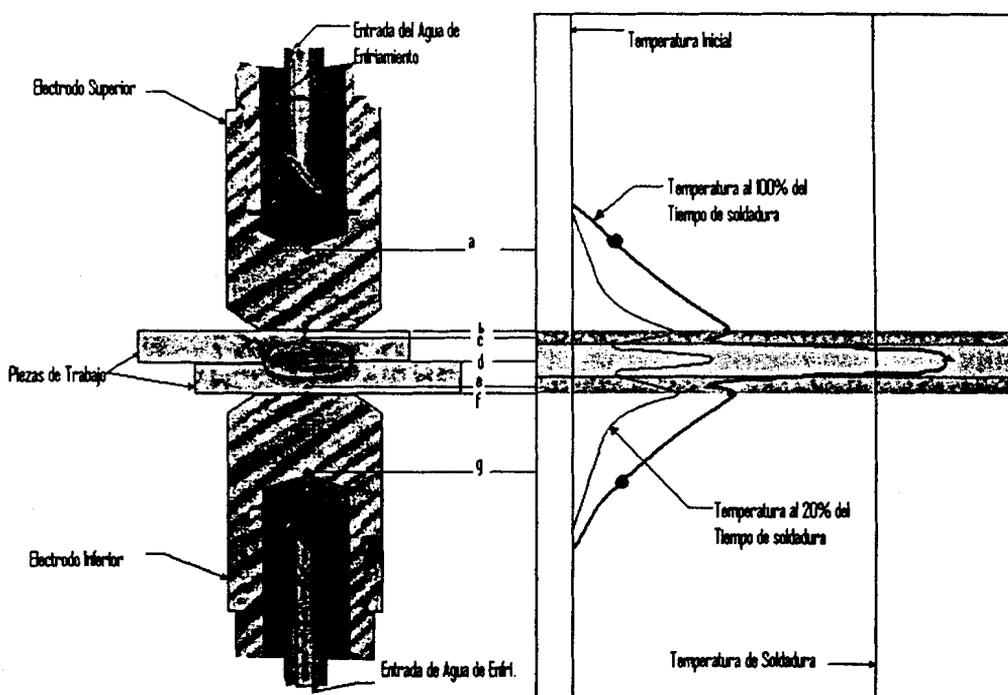


Fig. 1.3. Puntos principales de generación de calor y gradientes de temperatura después del 20% y 100% del tiempo de soldadura en electrodos y piezas de trabajo durante la formación de la nugget [7].

La combinación de los efectos de generación y disipación de calor en la pieza de trabajo y electrodos se muestran en la Fig.1.2. Hay siete resistencias eléctricas conectadas en serie para una junta de dos espesores: (a) el electrodo superior; (b) la superficie de

contacto entre el electrodo superior y la pieza de trabajo superior, (c) la pieza de trabajo superior, (d) la interfase entre las piezas de trabajo superior e inferior, (e) la pieza de trabajo inferior, (f) la superficie de trabajo entre la pieza de trabajo inferior y el electrodo inferior, y (g) el electrodo inferior.

El calor es generado en cada punto en proporción a la resistencia de esos puntos. Evidentemente, se espera que la mayor generación de calor se produzca en el punto de soldadura o interfase entre las piezas de trabajo (punto d de la Fig. 1.2), se deben tomar ciertas medidas para reducir la generación de calor tanto como sea posible en el resto de puntos.

La temperatura en todos los componentes del circuito secundario, antes de iniciarse el proceso de soldadura es uniforme como se muestra en la Fig. 1.2. Cuando pasa la corriente por el circuito, la temperatura rápidamente se incrementa en el punto (d), la interfase entre las piezas de trabajo, donde la resistencia eléctrica es mayor. Los puntos de máximo valor de resistencia que le siguen son (b) y (f), donde la temperatura crece rápidamente, pero no a la misma tasa que en (d). El calor generado en los puntos (b) y (f) es inmediatamente disipado hacia los puntos (a) y (g) gracias al

sistema de enfriamiento y a la elevada conductividad del material de los electrodos.

Cuando las condiciones de soldadura son apropiadamente controladas, la temperatura requerida para la fundición del material es alcanzada primeramente en el punto (d); luego, durante el período de calentamiento esas regiones de metal fundido se extienden y llegan a ser continuas, para formar el nugget.



CIB-ESPOL

Los gradientes de temperatura mostrados en la Fig. 1.2 son también afectados por las relativas conductividades térmicas del metal de la pieza de trabajo y el metal de los electrodos, por tamaño forma y tasa de enfriamiento de los electrodos.



CIB-ESPOL

1.4. Electrodos.

Los electrodos son uno de los elementos más importantes en una máquina soldadora de punto por resistencia, deben tener una elevada conductividad eléctrica y una baja resistencia eléctrica de contacto para minimizar el calentamiento del electrodo, y una alta conductividad térmica para disipar el calor desde el área de contacto entre la punta del electrodo y la pieza de trabajo. Los electrodos deberían también ser lo suficientemente fuertes para resistir las deformaciones causadas por la repetidas aplicaciones



CIB-ESPOL



CIB-ESPOL

de la elevada fuerza de soldadura. Básicamente los electrodos deben cumplir tres importantes funciones:

- Conducir la corriente de soldadura a la pieza de Trabajo.
- Transmitir al área de soldadura de la pieza de trabajo la cantidad de fuerza necesaria para producir una soldadura satisfactoria.
- Disipar rápidamente el calor de la zona de soldadura.

Diseño del electrodo.

El diseño de este elemento trata cuatro características estructurales del electrodo: cara, cuerpo, medios de fijación del electrodo, aprovisionamiento de refrigerante.

Cada una de las características debe ser diseñada de acuerdo a las condiciones a las que se va a someter al electrodo. Por ejemplo, el área de la cara que se pone en contacto a la pieza de trabajo, estará sujeta a repetidas aplicaciones de alta temperatura y presión durante el proceso de soldadura; por esa razón, la probabilidad de aleación entre los materiales del electrodo y de la pieza de trabajo, recogimientos y deformaciones, son una importante consideración que se debe tomar en cuenta en el diseño del electrodo.

Para evitar el problema de aleación entre los materiales del electrodo y pieza de trabajo, se toma muy en cuenta la afinidad entre ellos; mientras que para los problemas de recogimientos y deformaciones se debe tomar en cuenta la resistencia a la deformación que depende de la dureza y fortaleza del material del electrodo. El tamaño y la forma de la punta del electrodo algunas veces pueden ser modificados para compensar propiedades no deseadas que se presentan en algunos materiales para electrodos.

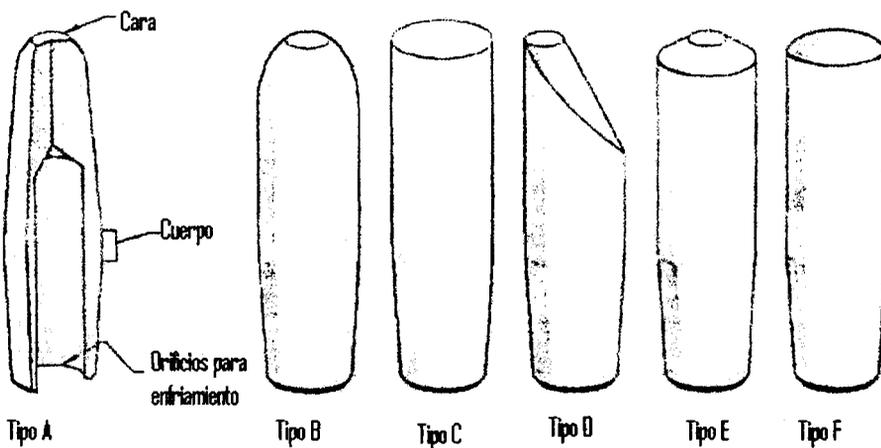


Fig. 1.4. Tipos estándar de caras de electrodos según RWMA [7].

Las dimensiones de la cara del electrodo están gobernadas por el espesor del metal de trabajo, tamaño del nugget deseado y forma y tamaño del ensamble. Las formas de la cara del electrodo han sido estandarizadas por la RWMA. En la Fig.1.4 se muestran las 6 caras estándar identificadas de la letra A a la F.

Los orificios para el enfriamiento son redondos o estriados, los orificios estriados ofrecen más superficie de enfriamiento que los orificios redondos. Los orificios de enfriamiento deben ser más angostos a medida que se acerquen a la cara del electrodo sin poner en peligro la fortaleza del mismo.

El diámetro de la punta o cara de contacto controla el tamaño del nugget de soldadura. Si el diámetro de la punta es muy pequeño, el punto de soldadura puede ser débil, incluso aunque este parezca estar en buen estado. Las puntas de pequeños diámetros también pueden causar severos concentraciones de calor y marcar la superficie o incrustarse en ella.

Los electrodos con caras de diámetros grandes pueden sobrecalentarse debido a la insuficiente presión del electrodo, especialmente en altas corrientes de soldadura, y ocasionar vacíos, burbujas, o la apariencia de una superficie pobre.

El mínimo diámetro de la cara para los tipos de electrodos A, B, D y E pueden ser determinados por la siguiente fórmula:

$$\text{Diámetro de la cara, mm.} = 2.54 + 2t \quad [7] \quad (1.2)$$

Donde t es el espesor, en milímetros del metal base que esta en contacto con el electrodo.

Cuando dos piezas de trabajo de similar composición e iguales espesores están siendo soldados, la punta del diámetro de los electrodos deberían ser las mismas. Sin embargo si las piezas de trabajo son de distintos espesores el diámetro de la punta del electrodo en contacto con la pieza más gruesa puede necesitar ser más gruesa para mantener el balance de calor apropiado. En la soldadura de metales distintos, las mismas consideraciones se mantienen corrigiendo si una pieza tiene más resistividad eléctrica que la otra. La desigualdad de propiedad puede ser compensada incrementando el diámetro de la punta del electrodo que esta en contacto con la pieza de trabajo de mayor resistividad, o por el uso de un material de más alto valor de resistividad para el electrodo en contacto con la pieza de trabajo de baja resistividad.

Materiales para electrodos.

Los materiales para electrodos de soldadura de punto deberían tener suficientemente altas conductividades térmicas y eléctricas, y resistencias de contacto lo mas bajas posible, para prevenir el calentamiento innecesario de la superficie de la pieza de trabajo o formación de aleación de los materiales del electrodo y la pieza de trabajo, y deberían tener una adecuada resistencia mecánica para soportar las deformaciones a las temperaturas y presiones de

operación. Debido que la parte del electrodo en contacto con la pieza de trabajo llega a calentarse a altísimas temperaturas durante el proceso de soldadura, la dureza y la temperatura de recocido deben también ser consideradas.

El cobre puro tiene excelente conductividad eléctrica y térmica pero debido a su baja resistencia a los esfuerzos de compresión y baja temperatura de recocido, este ha sido reemplazado por otras aleaciones de base de cobre que han sido estandarizadas. En la selección de la mejor aleación para electrodos de soldadura de punto por resistencia un apropiado compromiso entre las propiedades mecánicas, eléctricas y térmicas debe ser encontrado.

El material para electrodos ha sido clasificado por RWMA dentro de dos grupos de composiciones, aleaciones base cobre y composiciones de metal y refractario. Estas clasificaciones cubren un ancho rango de materiales para electrodos de soldadura por resistencia adecuadas para muchas aplicaciones.

Las mínimas propiedades de las aleaciones de base cobre (Grupo A de RWMA), se muestran en el apéndice A. Son generalmente usadas como materiales de electrodos para soldadura de punto por resistencia de acero, incluyen tres clases.

Las mínimas propiedades para las composiciones metal y refractario (grupo B de RWMA), se muestran en el apéndice B. Estos materiales para electrodos son usados donde el alto calor, largos tiempos de soldadura, inadecuado enfriamiento o altas presiones podrían causar un rápido deterioro de las aleaciones de base de cobre. Existen cinco tipos en este grupo de materiales y al seleccionar entre ellos, cada aplicación debe ser considerada separadamente en base al diseño del electrodo y la pieza de trabajo, los tipos de electrodos opuestos y el tipo de equipo de soldadura de punto.

Mantenimiento de los Electroodos.

En el mantenimiento de los electrodos las condiciones de la superficie de la punta del electrodo o superficie de contacto, forma y dimensión son importantes para mantener la calidad de la soldadura en procesos de soldadura de punto por resistencia. La forma y dimensión de la punta del electrodo son afectadas por el uso mecánico y las deformaciones, en una magnitud que depende del material de la punta y del diseño, temperaturas de operación, tasas de calentamiento y enfriamiento (shock térmico), y fuerza de soldadura.

Las aleaciones entre la punta del electrodo y el metal de la pieza de trabajo pueden incrementar grandemente la tasa de deterioro de la punta del electrodo. El deterioro es especialmente más rápido cuando los electrodos de aleaciones de cobre son usados en soldaduras de metal de trabajo que están recubiertas con zinc o aluminio cuyos metales se alían fácilmente con el material del electrodo.

Un cuidado especial a las condiciones de la punta del electrodo es necesario para evitar defectos como soldaduras débiles, soldaduras de forma irregular, depresiones erradas, quemaduras o decoloraciones de la superficie de la pieza de trabajo, fundición de la superficie y depósitos del electrodo en superficie de la pieza de trabajo. Las puntas del electrodo deben ser revestidas y reemplazadas en intervalos planificados. El mantenimiento preventivo es de particular importancia cuando se tiene una máquina soldadora de múltiples electrodos, esto para asegurar la uniformidad de la resistencia en cada punto.

1.5. Fuerza de soldadura.

La fuerza de soldadura o fuerza del electrodo, es la fuerza aplicada a las piezas de trabajo por el electrodo durante el ciclo de soldadura. La fuerza del electrodo usualmente medida y expresada

como un valor estático, es, en operación, una fuerza dinámica y es afectada por la fricción y la inercia del movimiento de las partes de la máquina soldadora.

La pieza de trabajo, para ser soldada en un punto, debe ser mantenida bajo presión junto a la localización proyectada de la soldadura para permitir el paso de la corriente. Sin embargo, debido al incremento de la fuerza sobre el electrodo, la resistencia de contacto del metal de trabajo disminuye, y por consiguiente disminuye la generación total de calor en la superficie entre las piezas de trabajo, la fuerza sobre el electrodo no debería ser excesiva.

La fuerza del electrodo debe ser compatible con la capacidad del equipo, y debe permitir el uso de un tiempo de soldadura lo suficiente mente largo para que se pueda repetir. La pieza de trabajo debe mantener buen contacto en el área de soldadura sin excesiva fuerza de electrodo. Si las piezas de trabajo están deformadas, ocasionando que las mismas no mantengan buen contacto en la zona de soldadura, será necesario aplicar una gran fuerza para superar la deformación. La resistencia de la soldadura y la calidad a menudo resultan de la variación de la fuerza de

soldadura requerida para llevar la pieza de trabajo a un contacto apropiado especialmente en el área del punto de soldadura.

1.6. Tiempo de soldadura.

El tiempo de soldadura es otro de los parámetros que juegan un papel preponderante en la formación de un adecuado punto de soldadura, y es el intervalo de tiempo durante el cual la corriente de soldadura fluye a través del circuito secundario.

Como la resistencia del circuito secundario idealmente hablando es constante la cantidad de calor generado dependerá directamente de la corriente de soldadura al cuadrado y el tiempo de soldadura. Debido a que el calor transferido es una función del tiempo, el tiempo requerido para el desarrollo de un apropiado tamaño de la nugget puede ser acortado solamente hasta un límite dado, indiferente de cuanto la corriente es incrementada. Expulsión de metal y pitting, especialmente en la superficie de contacto del electrodo, resulta cuando el calor es generado muy rápidamente en las tres superficies de contacto b, d, y f de la Fig. 1.2.

El ciclo de soldadura.

Desde el punto de vista térmico, el ciclo de soldadura esta dividido en tres segmentos importantes de tiempo: tiempo de soldadura, tiempo de sostenimiento y tiempo de enfriamiento.

El tiempo de soldadura, analizado anteriormente, es el tiempo durante el cual la corriente de soldadura fluye a través del circuito secundario; es decir, es el tiempo de duración de la etapa de generación de calor.

El tiempo de sostenimiento es el intervalo durante el cual, luego de que la corriente de soldadura deje de fluir, la fuerza sobre los electrodo que sostiene a las piezas de trabajo es mantenida hasta que el metal del punto soldado haya solidificado. A esta etapa se la denomina primera etapa de enfriamiento, debido a que parte del calor generado en la pieza de trabajo es transferido al electrodo y de este, al sistema de enfriamiento.

El tiempo de enfriamiento es el intervalo desde el final del tiempo de sostenimiento hasta el inicio del próximo ciclo de soldadura. En este intervalo de tiempo el electrodo es retirado de la pieza de trabajo y el sistema de enfriamiento trata de evacuar la mayor cantidad posible de calor almacenado en el electrodo en las etapas anteriores mientras se preparan las piezas de trabajo para el próximo ciclo de soldadura.

1.7. Preparación de la superficie.

Uno de los factores que ayudaría a mantener una producción estable de puntos de soldadura de la mas alta calidad, es una superficie de las piezas de trabajo muy limpias libres de capas de oxido, pintura, grasa o aceite y suciedad; especialmente en los puntos b y f de la Fig.1.2. Esto permitirá que la resistencia eléctrica disminuya en tales puntos y que se genere calor innecesario que sólo ocasionará sobrecalentamientos en las superficies de contacto de los electrodos, deteriorándolos con mayor rapidez y creando distorsiones en la distribución de temperatura requerida para el proceso.



CIB-ESPOL

1.8. Ventajas y Desventajas de la Soldadura de Punto por Resistencia.

La soldadura de punto por resistencia tiene grandes ventajas cuando las condiciones de operación son oportunas, caso contrario estas se convierten en grandes desventajas. Entre las condiciones más importantes esta la cantidad y la velocidad de la soldadura; pues, las principales ventajas son alta velocidad, alta producción en líneas de ensamble con otras operaciones de fabricación y facilidad de automatización, a esto se suma el hecho de que los procesos de soldadura se adaptan a un amplia variedad



CIB-ESPOL



CIB-ESPOL

materiales incluyendo aceros de bajo carbono, aceros recubiertos, aceros inoxidable, aluminio, níquel, titanio, aleaciones de cobre y es aplicable a una gran número de espesores. Con el control automático de la corriente, tiempo de soldadura y fuerza del electrodo, un punto de soldadura con excelentes condiciones puede ser creado en altas producciones a bajo costo y sin necesidad de mano de obra calificada.

El costo inicial de los equipos para los procesos de soldadura de punto por resistencia son más elevados comparados con los procesos de soldadura de arco, esta es una desventaja que sin embargo no tendría peso alguno cuando la cantidad de soldadura a efectuarse es grande. Sin embargo una desventaja a considerar es que las máquinas soldadoras de punto deben ser diseñadas para cada aplicación, también se debe considerar las inspecciones y regulaciones constantes de los sistemas de control y alto cuidado que se debe tener con los electrodos para mantener la calidad de la soldadura y alargar la vida útil del electrodo, además; una inspección confiable de la calidad requiere de la elaboración de pruebas destructivas sumándose costos adicionales en el proceso. También se debe considerar la elevada demanda de corriente

1.9. Aplicaciones.

La soldadura de punto por resistencia es ampliamente usada en juntas de planchas de acero de varios espesores y más comúnmente usadas en juntas de aceros de hasta 6mm. Una de las más grandes aplicaciones a nivel industrial ha sido en las líneas de ensambles de las partes de los automóviles.

El material de las planchas de la junta no necesariamente debe ser el mismo, la aplicación más común son la juntas de las planchas del mismo metal con la misma composición y espesor. El proceso es también usado para juntar más de dos planchas de metal o para juntar metales de distintos espesores o composición, y para juntar aceros recubiertos con otros metales.

CAPÍTULO 2

2. RESISTENCIA ELÉCTRICA Y TÉRMICA EN EL ELECTRODO.

La resistencia térmica y eléctrica presente en todos los sistemas térmicos y eléctricos, son parámetros de singular importancia en este estudio, debido a que influyen decisivamente tanto en la generación como la transferencia de calor y, por ende, en la distribución de temperatura en el electrodo. El entendimiento de la relación entre los principales parámetros que influyen en la resistencia eléctrica de contacto plasmado en un modelo matemático, será necesario para que ayude a predecir su valor. Así posteriormente la resistencia eléctrica de contacto será fácilmente considerada en el modelo numérico.

El conocimiento de las variaciones de la resistencia eléctrica con respecto a la temperatura y la resistencia térmica de contacto, consideradas en el modelo que se pretende, permitirá predecir una distribución de temperatura más realista.

2.1 Resistencia Eléctrica de Contacto.

La resistencia eléctrica de contacto es de singular importancia en muchos campos de la ciencia y la ingeniería, con aplicaciones en soldadura de punto por resistencia, dispositivos microelectrónicos, contactos eléctricos, etc.

En la unión por presión entre el electrodo y la pieza de trabajo o entre piezas de trabajo, la superficie que esta netamente en contacto no es igual a la superficie macroscópica en ese lugar (Fig. 2.1.), pues sabemos que las superficies no son totalmente lisas sino que tienen espacios vacíos por la existencia de crestas y valles producto de los procesos de mecanizado o naturaleza del material de las juntas; entonces, al unir estas superficies, el paso de la corriente se realiza por los puntos de contacto y no por los espacios vacíos. La superficie de paso de la corriente no es igual a la superficie que aparentemente se encuentra en contacto, y todo pasa como si se tratara de una sección llena menor. Esta circunstancia ha movido a considerar la resistencia de contacto, que tiene en cuenta la reducción de sección, de modo que se supone llena a la sección y se reemplaza el efecto producido, por una resistencia intercalada en el punto de unión, que se llama resistencia de contacto.

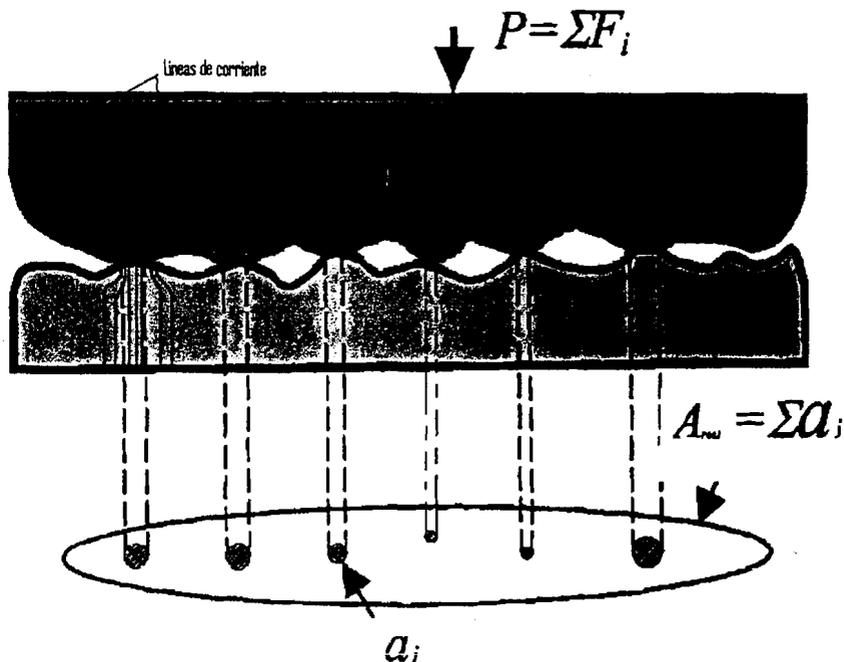


Fig. 2.1. Contacto normal en superficies juntas a presión y diferencia entre el área real y área aparente de contacto [6].

Por definición, la resistencia de contacto se opone al paso de la corriente, aumentando la resistencia eléctrica total propia de los elementos que intervienen en la junta, situación que en soldadura de punto por resistencia es ventajosa para la formación de un punto de soldadura debido a que contribuye significativamente al calentamiento Joule en la etapa de generación de un ciclo de soldadura. Sin embargo, la resistencia eléctrica de contacto no debe ser excesiva para evitar el calentamiento en la vecindad del punto de soldadura y que pueda dificultar el control de la formación del nugget en la etapa temprana del ciclo. Para ello, se manipula la presión que

actúa sobre los cuerpos unidos, a fin de aumentar o disminuir la sección de paso de corriente según la necesidad de calor generado.

Los primeros modelos de la resistencia eléctrica de contacto son atribuidos a Holm y Greenwood [10], quienes en los años 1958 y 1966 respectivamente, desarrollaron expresiones analíticas para la resistencia eléctrica de contacto que estaban limitadas por algunas suposiciones y a su vez eran muy complejas de aplicar; pero, sin embargo sirven de base para los actuales estudios de resistencia eléctrica de contacto relacionada con el campo de la soldadura de punto por resistencia.

Una relación generalizada para la resistencia eléctrica de contacto entre dos miembros fue dada por Greenwood en ausencia de una película contaminante, La resistencia eléctrica de contacto R_{ec} [4], de una unidad de área de contacto aparente, es una función de las asperezas de la superficie y de las resistividades de los cuerpos en contacto:

$$R_{ec} = \left[(\rho_1 + \rho_2) \left(\frac{1}{4\eta\hat{a}} + \frac{3\pi}{32\eta l} \right) \right] , \text{Ohm} - m^2 \quad (2.1)$$

Donde ρ_1 y ρ_2 son las resistividades de los cuerpos en contacto, η es el número de asperezas por unidad de área, \bar{a} es el radio de contacto promedio de las asperezas, y l es la distancia promedio de centro a centro entre las asperezas de contacto.

Una correlación empírica entre la resistencia de contacto, la presión y la temperatura ha sido derivada usando la ecuación anterior, en donde \bar{a} y l pueden ser relacionadas al esfuerzo de fluencia del material σ_{ys} , η y la presión de contacto P . Asumiendo una relación sigmoïdal entre el Log (η) y el Log (P/σ_{ys}), la resistencia de contacto puede ser expresada como una función explícita de una presión de contacto P , la resistividad del material ρ , el esfuerzo de fluencia del material σ_{ys} resultando el siguiente modelo

$$R_{ec} = (\rho_1 + \rho_2) \left[\frac{1}{4} \left(\frac{\pi \sigma_{ys}}{\eta P} \right)^{1/2} + \frac{3\pi}{16\sqrt{\eta}} \right] \quad (2.2)$$

Este modelo de la resistencia eléctrica de contacto fue acondicionado para soldadura de punto por resistencia por los científicos y catedráticos del Edison Welding Institute, Columbus y Oak Ridge National Laboratory Z. Feng y S. S. Babu entre otros [4] y fue validada con un conjunto independiente de medidas

experimentales recogidas bajo condiciones de prueba completamente diferentes. Esto encontró que el modelo de la resistencia eléctrica de contacto es capaz de predecir la variación de la resistencia de contacto para niveles de presión de contacto normalmente experimentados durante el proceso de soldadura de punto por resistencia, para diferentes pares de contactos.

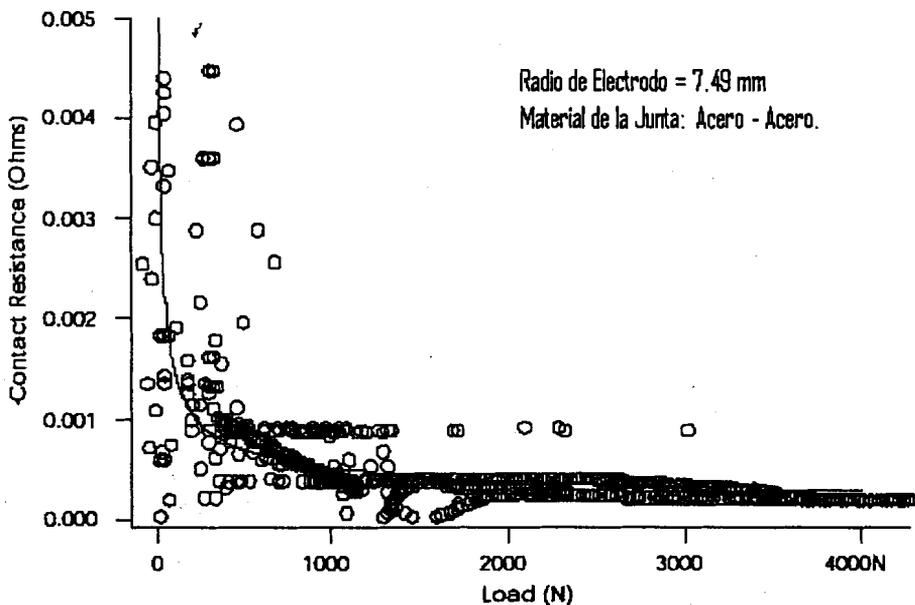


Fig. 2.2. Comparación de la variación de la resistencia de contacto como una función de la presión a temperatura ambiente, la línea continua muestra la predicción [4].

A manera de ilustración, la Fig. 2.2 muestra la predicción de la variación de la resistencia de contacto como función de la presión de contacto a temperatura ambiente, para un contacto entre aleación de cobre como material del electrodo con una plancha de acero

comúnmente usado en ensambles de cuerpos de automóviles denominado DQSK, Fe-0.048C-0.18Mn wt % de 0.8mm de espesor como material de la pieza de trabajo, comparado con los resultados de las pruebas de validación independiente, la línea continua es la predicción y los puntos son las mediciones experimentales.



CIB-ESPOL

2.2. Variación de la Resistencia Eléctrica con Respecto a la Temperatura en los Metales.

La resistividad eléctrica de los materiales depende del arreglo de los átomos o moléculas en el material, es decir es una propiedad intrínseca del material. Los átomos o moléculas de un metal aumentan su vibración por efecto de un incremento de la temperatura por lo tanto la resistividad eléctrica y por ende la resistencia eléctrica aumentarán.



CIB-ESPOL

En soldadura de punto por resistencia el efecto de la temperatura sobre la resistencia eléctrica, tanto del electrodo como de la pieza de trabajo, es muy significativo por lo que se debe tomar muy en cuenta esta situación en los modelos de análisis que se plantean.



CIB-ESPOL

La Fig.2.3 muestra una gráfica de la resistividad en función de la temperatura, para un conductor metálico. La curva puede representarse satisfactoriamente por una ecuación de la forma:



CIB-ESPOL



$$\rho - \rho_0 = \rho_0 \alpha (T - T_0) \quad (2.3)$$

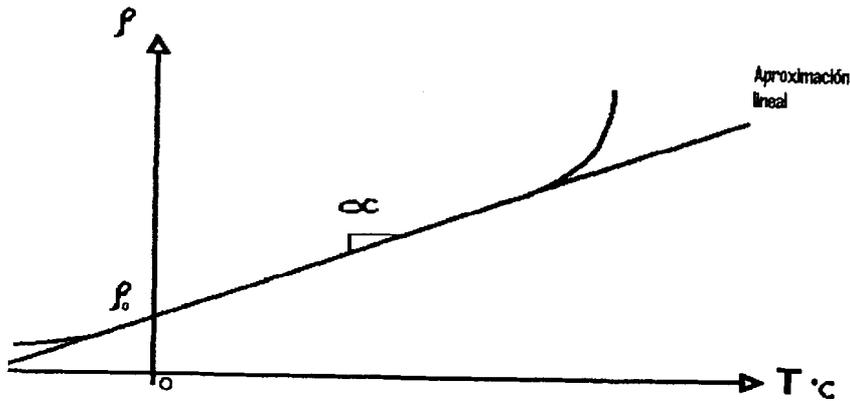


Fig. 2.3. Variación de la resistividad de un metal con la temperatura

Donde ρ_0 es la resistividad del material a una temperatura de referencia T_0 . La magnitud α se denomina coeficiente de variación de la resistividad con la temperatura y es la variación relativa de resistividad al incrementar la temperatura en un grado. Sus dimensiones son grados recíprocos ($^{\circ}\text{C}^{-1}$), en la tabla 2.1 se dan los valores de coeficientes de variación de resistencia con la temperatura de algunos metales comunes.

Puesto que la resistencia de un conductor dado es proporcional a su resistividad, la variación de la resistencia con la temperatura esta dada por:

$$R_{(T)} = R_0 (1 + \alpha (T - T_0)) \quad (2.4)$$

Donde R_0 es el valor de la resistencia a la temperatura de referencia.

Materia	α
Aluminio	0,0037
Bronce	0,0010
Carbón	- 0,005
Cobre	0,004
Hierro	0,0045
Mercurio	0,00087
Oro	0,00365
Plata	0,0036
Platino	0,0024

Tabla 2.1. Valores del coeficiente de variación de la resistividad con la temperatura de algunos metales.

2.3. Resistencia Térmica de Contacto.

La resistencia térmica de contacto es la resistencia a la transferencia de calor a través de una interfaz real. Esta resistencia es vista como una caída de temperatura a lo largo de la interfaz entre los materiales que conforman la junta. El efecto se muestra en la figura 2.4, para una unidad de área de la interfaz, la resistencia de contacto se define como ^[3]:

$$R_{t,c}'' = \frac{T_A - T_B}{q_x''} \quad (2.5)$$

La existencia de una resistencia térmica de contacto se debe principalmente al efecto de la rugosidad en las superficies. Se entremezclan puntos de contacto con espacios vacíos que en

muchos casos se llenan de aire. La transferencia de calor se debe, por tanto, a la conducción a través del área de contacto real y a la conducción o radiación por los intersticios. Cuando las superficies son muy rugosas el área de contacto es normalmente pequeña y la contribución principal a la resistencia la realizan los espacios. La resistencia de contacto se puede modelar como dos resistencias paralelas: la que se debe a los puntos de contacto y la de los intersticios.

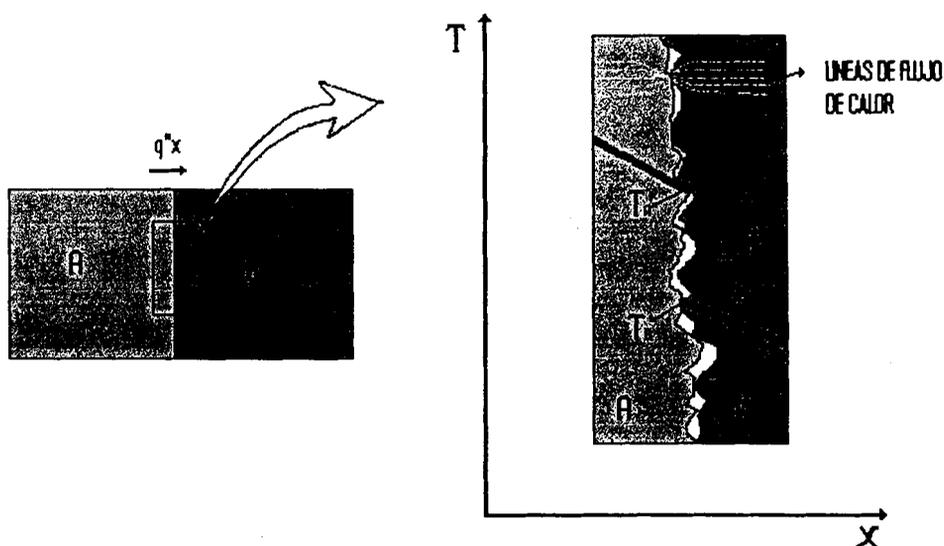


Fig. 2.4. Caída de temperatura debido a la resistencia térmica de contacto [3].

En los sólidos en la que sus conductividades térmicas son mayores a la del fluido de la interfaz (aire), la resistencia de contacto se puede reducir aumentando el área de los puntos de contacto. Este aumento se genera mediante el incremento de la presión ejercida sobre la unión y/o reduciendo la rugosidad de las superficies

acopladas, mediante pulimiento. La resistencia térmica de contacto también se puede reducir con la selección de un fluido en la interfaz de conductividad térmica grande.

Para poder cuantificar el valor de la resistencia térmica de contacto a continuación se describe una correlación en términos de conductancia, modelo simple propuesto por Yovanovich [9]. Según este modelo, la conductancia de una junta térmica h_j cuya interfaz está compuesta por dos superficies rugosas, es la suma de la conductancia por los puntos de contacto h_c y la conductancia del medio intersticial h_g .

$$h_j = h_c + h_g \quad (2.6)$$

Donde:

$$h_c = 1.25k_m \frac{m}{\sigma} \left(\frac{P}{H_c} \right)^{0.95} \quad (2.7)$$

$$\text{Si } k_m = \frac{2k_1k_2}{k_1 + k_2} \quad (2.8)$$

k_m Es la conductividad térmica armónica media de las superficies en contacto, m es la pendiente media de las asperezas, σ es la distancia media entre centro y centro de las asperezas como lo muestra la figura 2.5. P es la presión y H la microdureza del

material más blando en N/m^2 . Tanto m como σ se obtienen de mediciones del perfil de la superficie.

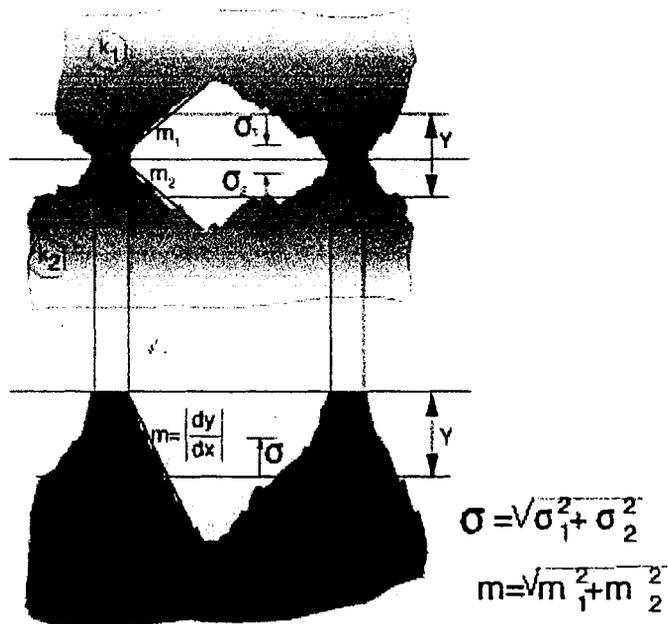


Fig.2.5. Esquema de una superficie rugosa [8].

La pendiente de las asperezas de la superficie generalmente no es un dato disponible, en este caso la pendiente media de las asperezas puede ser aproximada por la correlación siguiente propuesta por Antonetti [14]:

$$m = 3560\sigma^{0.743} \quad (2.9)$$

σ en metros. En la tabla 2.2 se listan algunas propiedades térmicas y superficiales de materiales que intervienen comúnmente en juntas térmicas.

Material	Conductividad Térmica $W/(m \cdot K)$	H_c Microdureza MPa	σ Rugosidad Superficial μm
Acero AISI 1010*	63.9	6865	1.25
A1 6061 (Aluminio)	180	705	0.7
Nitrato de Aluminio	160	10044	0.45
Alumina (96% Al_2O_3)	20.9	3100	1.3
Cobre	397	924.1	0.45



CIB-ESPOL

Tabla 2.2. Propiedades Térmicas y Superficiales de algunos materiales de juntas térmicas comunes [8], [3]*.

La conductancia del gas h_g , esta dada por la aproximación de Yovanovich [8]:

$$h_g = \frac{k_g}{(Y + M)} \quad (2.10)$$

Donde k_g , es la conductividad térmica de la sustancia intersticial, Y el espesor efectivo del intersticio, como lo muestra la figura 2.5 y puede ser calculado por la correlación de Antonetti y Yovanovich [15]:

$$Y = 1.53 \sigma \left(\frac{P}{H_c} \right)^{-0.097} \quad (2.11)$$

El parámetro M y la conductividad térmica se muestra en la tabla 2.3 para algunas sustancias comunes en las juntas.



CIB-ESPOL



CIB-ESPOL



CIB-ESPOL

Sustancia En el intersticio	Conductividad Térmica $W (m^{\circ}K)$	M $\times 10^6$ (m)
Aire	0.026	0.373
Helio	0.150	2.05
Grasas térmicas	0.20 – 0.70	0.0
Grasas térmicas cargadas	1.68 – 2.58	0.0

Tabla 2.3. Propiedades termo físicas de sustancias comunes en los intersticios [8].

CAPÍTULO 3

3. MODELOS MATEMÁTICOS PARA LA TRANSFERENCIA DE CALOR EN EL ELECTRODO.

Una de las maneras de analizar la transferencia de calor en el electrodo, es el método analítico, en el que se idealizan los problemas de generación de calor y enfriamiento del electrodo en modelos matemáticos. Sin embargo, el método analítico que se plantea y que trata de describir el problema de una forma cercana a la situación real, está sujeto a un sin número de suposiciones que permitan utilizar las herramientas matemáticas existentes y para que no se compliquen las soluciones. Este inconveniente propio de los métodos analíticos será superado posteriormente con la utilización de los métodos numéricos.

Los resultados que se esperan obtener del método planteado, aplicado para las etapas de generación y enfriamiento del electrodo, servirán como un parámetro de comparación de las soluciones numéricas y más que

todo para observar la influencia de la resistencia eléctrica de contacto en la distribución de temperatura; ya que esta no es posible introducirla en los métodos analíticos por las razones que se disiparán en el desarrollo de este capítulo.

3.1. Modelo Matemático del Proceso de Generación de Calor en el Electrodo.

El proceso de generación de calor se desarrolla en el instante en que la corriente eléctrica atraviesa el circuito secundario de la máquina, generándose calor en proporción directa al valor de la resistencia eléctrica presente en cada punto de cada elemento, como se detalló en el capítulo 1. Para describir el proceso de una forma cuantitativa y poder llegar a una solución, se podría asumir resistencia interna despreciable [3] en el electrodo y determinar un valor de temperatura media que nos permita conocer el comportamiento térmico del electrodo a través el tiempo. Debido a que, si se considera el problema desde dentro del marco de la ecuación de difusión de calor, la solución del problema se complicaría. En su lugar, se realiza un balance global de energía en el electrodo (Fig. 3.1), expresado en forma diferencial. Considerando al electrodo como una estructura uniforme y homogénea con generación de calor uniforme en toda su

sección transversal y despreciando las pérdidas de calor por radiación, se tiene lo siguiente:

$$Q_{\text{generado}}(t) - Q_{\text{transferido}}(t) = \frac{dE}{dt} \quad (3.1)$$

Donde, $Q_{\text{generado}}(t)$ es el calor generado internamente en el electrodo debido a la resistencia al flujo de la corriente eléctrica que pasa a través del mismo (calentamiento Joule). $Q_{\text{transferido}}(t)$ es la velocidad de pérdida de calor en la superficie del electrodo por efecto de la convección libre y $\frac{dE}{dt}$ es la rapidez de cambio de la energía interna.

Así, se tiene que:

$$I^2 R - hA(T_s - T_\infty) = \frac{d}{dt}(\rho V C_p T) \quad (3.2)$$

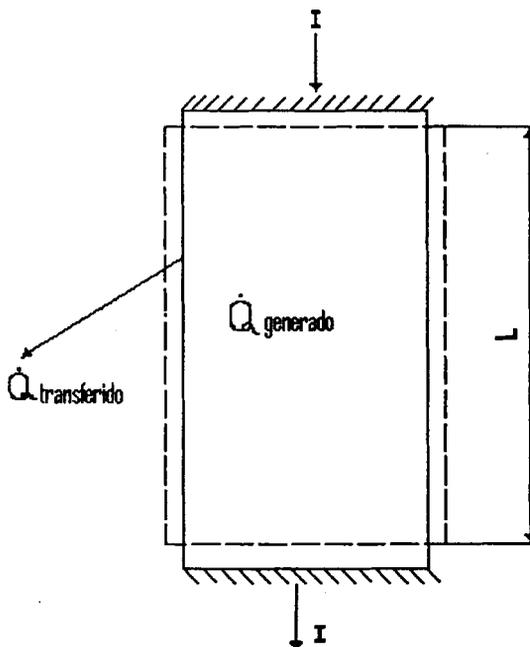


Fig. 3.1. Volumen de control del electrodo en la etapa de generación del proceso de soldadura.

Sabiendo, por lo descrito en el capítulo dos, la importancia de la variación de la resistencia eléctrica con respecto a la temperatura, introduciendo la diferencia de temperaturas $\theta = T(t) - T_{\infty}$ y asumiendo que la temperatura superficial T_s es igual a la temperatura media del electrodo $T(t)$, la ecuación diferencial anterior quedaría de la siguiente manera.

$$I^2 R_0 [1 + \alpha \theta] - hA\theta = \rho V C_p \frac{d\theta}{dt} \quad (3.3)$$

$$dt = \frac{\rho V C_p d\theta}{I^2 R_0 [1 + \alpha \theta] - hA\theta} \quad (3.4)$$

$$dt = \frac{\rho V C_p d\theta}{I^2 R_0 + (I^2 R_0 \alpha + hA)\theta} \quad (3.5)$$

Resolviendo por variables separables y haciendo que:

$$a = I^2 R_0 \quad (3.6)$$

$$b = I^2 R_0 \alpha + hA \quad (3.7)$$

$$\int_{\theta_i}^{\theta} \frac{\rho V C_p d\theta}{a + b\theta} = \int_0^t dt \quad (3.8)$$

Se tiene:

$$t = \frac{\rho V C_p}{b} \ln \left(\frac{a + b\theta}{a + b\theta_i} \right) \quad (3.9)$$

Reacomodando los términos convenientemente:

$$e^{\frac{bt}{\rho V C_p}} = \frac{a + b\theta}{a + b\theta_i} \quad (3.10)$$

Con $\tau = \frac{\rho V C_p}{b}$ como la constante térmica de tiempo del sistema analizado, en donde cualquier aumento en su valor ocasionará que el electrodo responda más lentamente a cambios en su ambiente térmico.

La solución de la ecuación diferencial planteada es:

$$\theta = \left(\frac{a}{b} + \theta_i \right) e^{\frac{t}{\tau}} - \frac{a}{b} \quad (3.11)$$

A través de esta expresión se puede determinar el valor de la temperatura media del electrodo en cualquier instante de tiempo en función de su geometría, material y corriente eléctrica aplicada.

Se podría plantear una ecuación diferencial que describa el proceso de conducción unidimensional con generación en estado transitorio, cuya solución permitiría determinar el valor de la temperatura en función de las variables independientes tiempo (t) y posición (x), pero la variación longitudinal no sería significativa si no se considera la resistencia eléctrica de contacto, situación que complica aun más la solución, sin embargo se deja planteada la ecuación.

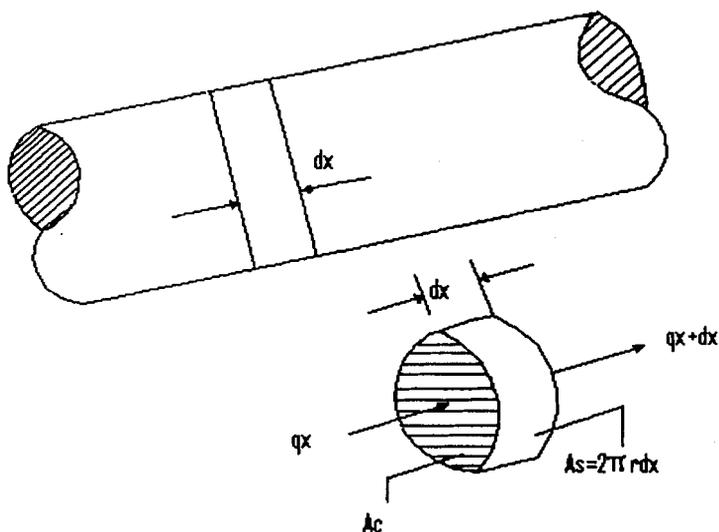


Fig. 3.2. Volumen de control finito del Electrodo.

Partiendo del balance de energía siguiente aplicada al volumen de control finito de la figura 3.2. se tiene:

$$Q_{entra} + Q_{generado} - Q_{sale} = Q_{almaceno} \quad (3.12)$$

$$q_x + q_{gen} - (q_{x+dx} + q_{conveccion}) = q_{almacenado} \quad (3.13)$$

$$-kAc \frac{\partial T}{\partial x} + \frac{I^2 \rho_0}{Ac} (1 + \alpha(T - T_\infty)) dx - (-kAc \frac{\partial T}{\partial x} - kAc \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} dx + hdAs(T - T_\infty)) = \rho V c_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3.114)$$

Al introducir la diferencia de temperaturas $\theta = T - T_\infty$ y aceptar que

$$\frac{\partial \theta}{\partial x} = \frac{\partial T}{\partial x} \quad \text{y} \quad \frac{\partial \theta}{\partial t} = \frac{\partial T}{\partial t} \quad \text{se sigue que:}$$

$$kAc \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} dx + \frac{I^2 \rho_0}{Ac} (1 + \alpha \theta) dx - 2\pi r dx h \theta = Ac dx \rho c_p \frac{\partial \theta}{\partial t} \quad (3.15)$$

$$\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{I^2 \rho_0}{Ac^2 k} (1 + \alpha \theta) - \frac{2\pi r h \theta}{kAc} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial \theta}{\partial t} \quad (3.16)$$

Para simplificar se nombra a: $J = \frac{I^2 \rho_0}{Ac^2 k}$ y $m^2 = \frac{2\pi r h}{kAc}$. Que son valores constantes, entonces;

$$\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} = +(J - m^2)\theta + J = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial \theta}{\partial t} \quad (3.17)$$

La ecuación diferencial parcial de segundo orden resultante es del tipo parabólica, su solución determinaría la distribución de temperatura a lo largo de la coordenada x y a través del tiempo para el electrodo en función de sus propiedades y la corriente eléctrica que atraviesa su sección transversal. Desafortunadamente la no homogeneidad de la ecuación complica la solución.

3.2. Modelo Matemático de la Temperatura para el Proceso de Enfriamiento del Electrodo.

Después que ha ocurrido el proceso de generación de calor en el electrodo, la corriente haya cesado y la temperatura en el mismo se haya incrementado, el sistema de enfriamiento de la máquina entra en acción automáticamente iniciándose el proceso de enfriamiento.

Para poder expresar el problema en un modelo matemático en el que se pueda determinar la temperatura en función del tiempo y la posición de una manera aproximada, se nota que la transferencia de calor en el interior del electrodo se efectuará por conducción en estado transiente, ahora sin generación interna. Asumiendo que no existen pérdidas por convección y radiación en la superficie (por la rapidez con que ocurre el proceso y tamaño del electrodo), y que en el extremo del electrodo en contacto con la pieza de trabajo no existe transferencia de calor como lo muestra la Fig.3.2, el proceso real se puede aproximar al resolver la ecuación de transferencia de

calor $\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \frac{\partial^2 T}{\partial x^2}$ con condiciones iniciales $T(x,0) = T_0$ y

condiciones de frontera $\frac{\partial T}{\partial x}(0,t) = 0$ Y $T(L,t) = 0$. Así se

tiene:

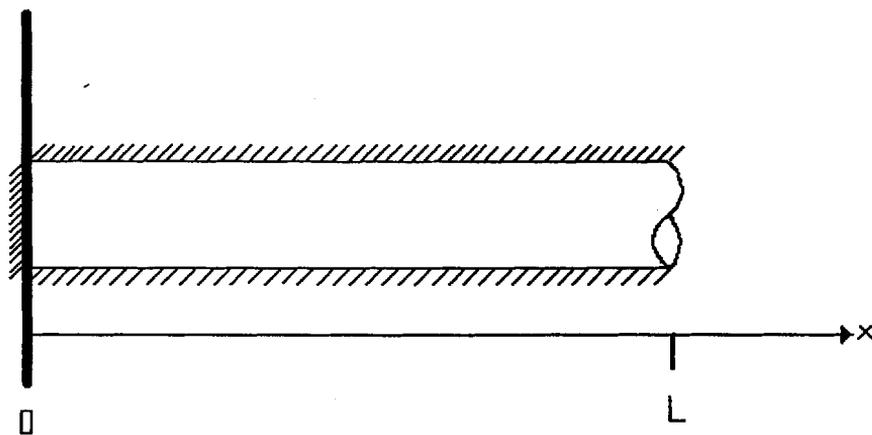


Fig. 3.2. Cilindro aislado en la extensión de su longitud con un extremo aislado y el otro a $T = 0$

Ecuación de conducción de calor

$$\frac{\partial U}{\partial t} = \alpha \frac{\partial^2 U}{\partial x^2} \quad (3.18)$$

Condiciones Iniciales:

$$U(x,0) = F(x) = U_0 \quad (3.19)$$

Condiciones de Frontera:

$$\frac{\partial U}{\partial x}(0,t) = 0 \quad Y \quad U(L,t) = 0 \quad (3.20)$$

Usando el método de variables separables.

$$U(x,t) = F(x)T(t) \quad (3.21)$$

$$\frac{\partial U}{\partial t} = T'(t) \quad \frac{\partial U^2}{\partial x^2} = T(t)F''(x) \quad (3.22)$$

Reemplazando en la ecuación de conducción.

$$T'(t)F(x) = \alpha T(t)F''(x) \quad (3.23)$$

Separando variables.

$$\frac{T'(t)}{\alpha T(t)} = \frac{F''(x)}{F(x)} = \lambda \quad (3.24)$$

Donde λ es una constante

$$F''(x) - \lambda F(x) = 0 \quad (3.25)$$

$$T'(t) - \lambda \alpha T(t) = 0 \quad (3.26)$$

Según las condiciones de frontera para la ecuación (3.25)

$$F'(0)T(t) = 0 \quad Y \quad F(L)T(t) = 0 \quad (3.27)$$

Así se tiene entonces:

$$F'(0) = F(L) = 0 \quad (3.28)$$

$$F''(x) - \lambda F(x) = 0 \quad (3.29)$$

Ahora se determinan los valores de λ (valores propios), para que las soluciones de la ecuación diferencial anterior no sean triviales.

Así, para:

$\lambda > 0$ se obtienen soluciones triviales.

$\lambda = 0$ se obtienen soluciones triviales.

$\lambda < 0$ la solución de la ecuación diferencial será:

$$F(x) = A \cos(\sqrt{-\lambda} x) + B \operatorname{sen}(\sqrt{-\lambda} x) \quad (3.30)$$

Evaluando las condiciones de frontera.

$$F'(x) = -A\sqrt{-\lambda} \operatorname{sen}(\sqrt{-\lambda} x) + B\sqrt{-\lambda} \cos(\sqrt{-\lambda} x) \quad (3.31)$$

$$F'(0) = -A\sqrt{-\lambda} \operatorname{sen}(0) + B\sqrt{-\lambda} \cos(0) = 0 \quad (3.32)$$

$$F'(0) = B\sqrt{-\lambda} = 0 \quad (3.33)$$

Como $\lambda \neq 0$ entonces B debe ser cero para que se cumpla la condición de frontera, entonces la solución de la ecuación diferencial quedaría como:

$$F(x) = A \cos(\sqrt{-\lambda} x) \quad (3.34)$$

Para encontrar el valor de A, se evalúa la otra condición de frontera.

$$\begin{aligned} F(L) &= A \cos(\sqrt{-\lambda} L) = 0 \\ A &\neq 0 \end{aligned} \quad (3.35)$$

$$\cos(\sqrt{-\lambda} L) = 0$$

El $\cos(x) = 0$ si x es igual a:

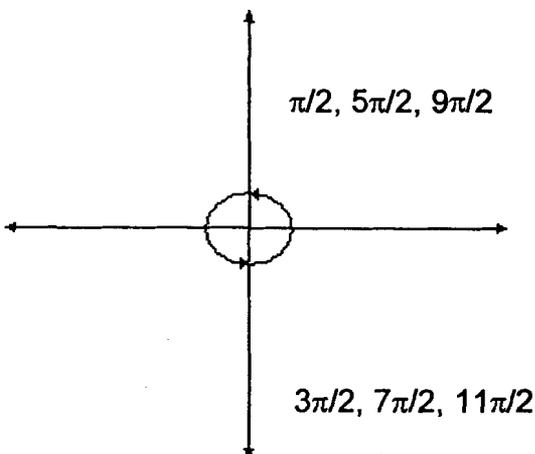


Fig. 3.3. Valores que toma x para que el $\cos(x) = 0$.



CIB-ESPOL



CIB-ESPOL



CIB-ESPOL



CIB-ESPOL

Entonces:

$$\sqrt{-\lambda} L = (2n-1)\pi/2$$

$$\sqrt{-\lambda} = (2n-1)\pi/2L$$

$$\lambda = -\left(\frac{(2n-1)\pi}{2L}\right)^2 \quad (3.36)$$

$$F(x)_n = A_n \text{Cos}\left(\frac{(2n-1)\pi x}{2L}\right) \quad (3.37)$$

Ahora se analiza la ecuación (3.27):

$$T'(t) - \lambda \alpha T(t) = 0$$

$$T'(t) + \alpha \left(\frac{(2n-1)\pi}{2L}\right)^2 T(t) = 0 \quad (3.38)$$

$$T(t)_n = b_n e^{-\alpha \left(\frac{(2n-1)\pi}{2L}\right)^2 t} \quad (3.39)$$

$$U(x,t)_n = a_n \text{Cos}\left(\frac{(2n-1)\pi x}{2L}\right) e^{-\alpha \left(\frac{(2n-1)\pi}{2L}\right)^2 t} \quad (3.40)$$

$$U(x,t) = \sum_{n=1}^{\infty} a_n \text{Cos}\left(\frac{(2n-1)\pi x}{2L}\right) e^{-\alpha \left(\frac{(2n-1)\pi}{2L}\right)^2 t} \quad (3.41)$$

Ahora se analiza el coeficiente de Fourier

$$a_n = \frac{2}{L} \int_0^L T_0 \text{Cos}\left(\frac{(2n-1)\pi x}{2L}\right) dx \quad (3.42)$$

$$a_n = \frac{2T_0(2L)}{L\pi(2n-1)} \left[\text{Sen} \left(\frac{(2n-1)\pi x}{2L} \right) \right]_0^L$$

$$a_n = \frac{4T_0}{\pi(2n-1)} \text{Sen} \left(\frac{(2n-1)\pi}{2} \right) \quad (3.43)$$

$$T(x,t) = \frac{4T_0}{\pi} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\text{Sen} \left(\frac{(2n-1)\pi}{2} \right)}{(2n-1)} \text{Cos} \left(\frac{(2n-1)\pi x}{2L} \right) e^{-\alpha \left(\frac{(2n-1)\pi}{2L} \right)^2 t} \quad (3.44)$$

3.3. Limitaciones de los Métodos Analíticos Utilizados.

Los métodos analíticos que se han aplicado para tratar de describir el proceso de generación de calor y enfriamiento en el electrodo están marcados por un sin número de suposiciones, necesarias para poder llegar a una conclusión que, es claro, no representará la situación real de los procesos.

En el caso del proceso de generación de calor, las suposiciones tales como despreciar la resistencia interna del electrodo y su efecto sobre la distribución de temperatura del mismo, no permite conocer la variación de la temperatura radial desde el centro del electrodo, situación que es importante por efecto de la generación de calor interna, sabiendo que en el centro la temperatura tomará valores más altos. Similar caso ocurre en la cara de contacto del electrodo; aquí, el efecto importante de la resistencia eléctrica de

contacto en la generación de calor es despreciado. La cantidad de calor transferido, debido a los elevados gradientes de temperatura entre la pieza de trabajo y el electrodo, tampoco se han considerado.

En el proceso de enfriamiento del electrodo se hacen también algunas suposiciones, entre ellas, la condición inicial proveniente de la solución anterior para la resolución de la ecuación diferencial de calor, en la que se toma un valor medio de temperatura a lo largo del electrodo, así mismo la cantidad de calor transferido desde la pieza de trabajo al electrodo en el inicio de esta etapa, por efecto de la solidificación del punto de soldadura, tampoco se ha podido incluir. Además, el determinar únicamente la variación de la temperatura de una manera unidimensional (dirección axial x según la figura 3.2.), esto impide conocer la variación de la temperatura en forma radial y despreciar el efecto de enfriamiento del refrigerante en el electrodo.

Por todas las limitaciones descritas de los métodos analíticos, es necesario encontrar una manera de determinar de mejor forma los procesos de generación de calor y enfriamiento del electrodo, de tal manera que eliminen la mayor cantidad de suposiciones que alteren

el conocimiento de la verdadera distribución de temperatura, objetivo principal de este estudio.

Los métodos numéricos se presentan como una excelente alternativa de solución; pues, permitirán eliminar las suposiciones planteadas y modelar los procesos de una forma más real y práctica.

3.4. Cálculo del Calor a Evacuar del Electrodo.

Después de conocer como varia la temperatura del electrodo a través del tiempo en la etapa de generación y como en la etapa de enfriamiento, es fácil determinar ahora la cantidad de calor que se ha almacenado en el electrodo y cuanto calor se logra desalojar del mismo en cualquier instante de tiempo, de acuerdo a las condiciones planteadas.

Cálculo del Calor Almacenado en el Electrodo

Para calcular el calor que se ha almacenado hasta algún tiempo t en el electrodo, bajo el supuesto planteado de resistencia interna despreciable, se parte del mismo balance de energía:

$$E_{generada} - E_{sale} = \rho c_p V \frac{d\theta}{dt} \quad (3.45)$$

$$\int_0^t q dt = \rho c_p V \int_{\theta_i}^{\theta} d\theta \quad (3.46)$$

$$Q = \rho C_p V (\theta - \theta_i) \quad (3.47)$$

Remplazando la ecuación (3.11) en la ecuación (3.47) se tiene:

$$Q = \rho C_p V \left(\frac{a}{b} + \theta_i \right) \left(e^{\frac{t}{\tau}} - 1 \right) \quad (3.48)$$



CIB-ESPOL

Cálculo del Calor Desalojado del Electrodo en la Etapa de Enfriamiento.

Es importante también conocer cuanto del calor acumulado en el electrodo es posible sacarlo en cualquier tiempo t en el proceso transitorio. Para esto el requerimiento de conservación de energía se aplica a un intervalo de tiempo dado:

$$E_{entra} - E_{sale} = \Delta E_{almacenada} \quad (3.49)$$

Al igualar la energía que se transfiere desde el electrodo Q a E_{sale}

con $E_{entra} = 0$ y $\Delta E_{almacenada} = E(t) - E(0)$, se tiene:

$$Q = -[E(t) - E(0)] \quad (3.50)$$

$$Q = - \int \rho C_p [T(x,t) - T_i] dV \quad (3.51)$$

Remplazando la ecuación (3.44) (solución analítica de la temperatura en la etapa de enfriamiento del electrodo), en la ecuación (3.51) y definiendo los límites de integración, se tiene:



CIB-ESPOL



CIB-ESPOL

$$Q = -\rho C_p T_0 A_c \int_0^L \left[\frac{4}{\pi} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\text{Sen}\left(\frac{(2n-1)\pi}{2}\right)}{(2n-1)} \text{Cos}\left(\frac{(2n-1)\pi x}{2L}\right) e^{-\alpha\left(\frac{(2n-1)\pi}{2L}\right)^2 t} \right] - 1 dx \quad (3.52)$$

Donde A_c es el área trasversal del electrodo. Integrando se tiene:

$$Q = -\rho C_p V T_0 \int_0^L \left[\frac{8}{\pi} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\text{Sen}\left(\frac{(2n-1)\pi}{2}\right)^2}{(2n-1)^2 \pi} e^{-\alpha\left(\frac{(2n-1)\pi}{2L}\right)^2 t} \right] - 1 dx \quad (3.53)$$

Con esta ecuación se puede predecir la cantidad de calor evacuado desde el electrodo a través del tiempo, bajo las condiciones supuestas de la etapa de enfriamiento.



CIB-ESPOL

CAPÍTULO 4

4. MÉTODOS NUMÉRICOS PARA LA TRANSFERENCIA DE CALOR EN EL ELECTRODO.



CIB-ESPOL

En este capitulo se trata de resolver el problema propuesto de una manera mas real y práctica, tomando en cuenta todos los factores que pueden afectar la distribución de temperatura en el electrodo, como convección libre y forzada, la importante y decisiva influencia que provoca la resistencia eléctrica de contacto y la resistencia térmica de contacto, las mismas que no pudieron ser tomadas en cuenta en los modelos analíticos planteados anteriormente.

Primeramente se describe el método numérico de volúmenes de control finito, con el cual se realiza todo este interesante análisis y que sirve de base fundamental para que posteriormente se pueda desarrollar un software que se propondrá como una herramienta de diseño que



CIB-ESPOL



CIB-ESPOL



analizará profundamente la etapa de calentamiento y enfriamiento de un electrodo cilíndrico de cualquier diámetro y altura.

4.1. Descripción del Método Numérico, Volúmenes de Control Finito.

El método de volúmenes finitos es un método para evaluar y representar ecuaciones diferenciales parciales como ecuaciones algebraicas, en este caso los valores de temperatura son calculados en elementos discretizados en una geometría enmallada. "Volumen finito" se refiere a los pequeños volúmenes que se encuentran encerrando a cada punto en la malla. En el método de volúmenes finitos [5], la integral de volumen de la ecuación diferencial parcial que contiene un término divergente es convertida a una integral de superficie usando el teorema de la divergencia. Estos términos son luego evaluados como flujos en las superficies de cada volumen finito. Este método es usado en muchos paquetes de mecánica de fluidos y transferencia de calor computacional (CFD).

Para comprender el proceso de discretización, se examina detenidamente la aplicación para un caso de difusión en una dimensión con un término fuente como por ejemplo el término de generación interna de calor por efecto del calentamiento Joule:

$$\frac{d}{dx} \left(k \frac{dT}{dx} \right) + S = 0 \quad (4.1)$$

Considere una malla en una dimensión, con celdas como se muestra en la figura 4.1. Se almacenan los valores discretos de la temperatura en el centroide de las celdas, denotados por W, P y E. Las caras de las celdas son denotadas por w y e, se asume que el área de las caras es unitario.

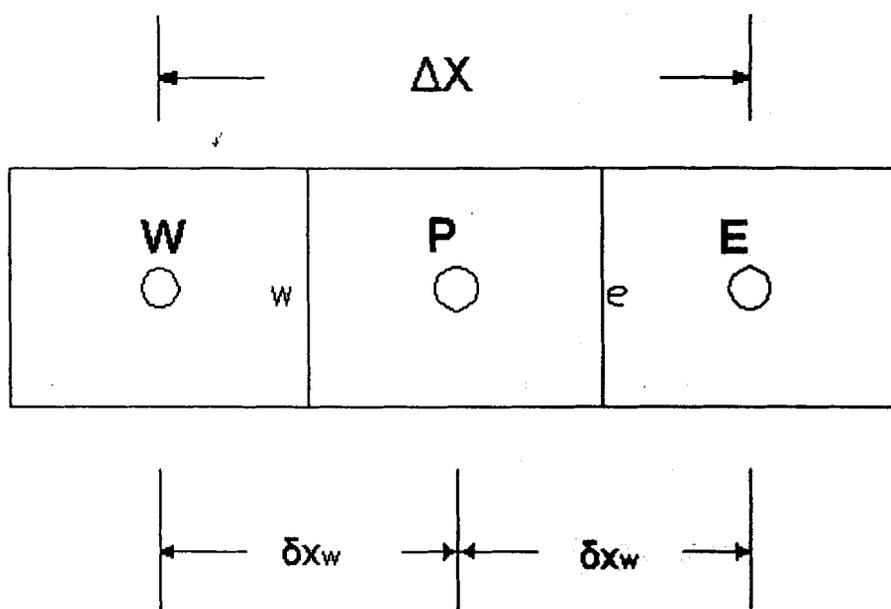


Fig. 4.1. Malla unidimensional en la que se muestra el arreglo de los volúmenes de control [5].

Se analizan las celdas que están asociadas a P. Se inicia por integrar la ecuación 4.1, sobre la celda P, esto produce:

$$\int_w^e \frac{d}{dx} \left(k \frac{dT}{dx} \right) dx + \int_w^e S dx = 0 \quad (4.2)$$

Resolviendo:

$$\left(k \frac{dT}{dx}\right)_e - \left(k \frac{dT}{dx}\right)_w + \int_w^e S dx = 0 \quad (4.3)$$

Ahora se hace un perfil de asunciones. Primero, sobre la forma en la que varía la temperatura entre los centroides de las celdas: si se asume que la temperatura varía linealmente entre los centroides de las celdas, y segundo se asume que el término fuente S tiene la forma $\bar{S} = S_c + S_p T_p$. Se puede escribir entonces lo siguiente:

$$\frac{k_e(T_E - T_P)}{(\delta x_e)} - \frac{k_w(T_P - T_W)}{(\delta x_w)} + \bar{S} \Delta x = 0 \quad (4.4)$$

Donde \bar{S} es el valor promedio de S (término fuente o de generación interna), en el volumen de control. Es claro, entonces, que la primera aproximación se hace más exacta cuando los volúmenes de control analizados son más pequeños.

Acomodando convenientemente todos los términos como resultado se obtiene la siguiente ecuación algebraica:

$$a_p T_P = a_E T_E + a_W T_W + b \quad (4.5)$$

Donde:

$$\begin{aligned}
 a_E &= \frac{k_e}{(\delta x_e)} \\
 a_W &= \frac{k_w}{(\delta x_w)} \\
 a_P &= a_E + a_W \\
 b &= \bar{S} \Delta x
 \end{aligned}
 \tag{4.6}$$

Ecuaciones similares a la ecuación (4.5) pueden ser derivadas para todas las celdas del dominio, dando como resultado un conjunto de ecuaciones algebraicas. Así, posteriormente, estas ecuaciones pueden ser resueltas usando una variedad de métodos directos o iterativos.

Como se ha visto, el proceso de discretización se inicia con la aplicación de la conservación sobre la celda, luego se encuentra el valor de la temperatura, la misma que satisface esta afirmación de conservación. Así la conservación esta garantizada para cada celda sin importar el tamaño de la malla. La conservación no garantiza la exactitud, sin embargo. La solución de la temperatura puede ser inexacta pero conservativa.

Condiciones de Frontera [5].

Una típica celda de frontera de un volumen de control se muestra en la figura 4.2. Una frontera de un volumen de control es una en la cual tiene una o más caras en la frontera. Los valores discretos de la temperatura son almacenados en el centroide de las celdas, así

mismo ahora se almacenaran los valores discretos de la temperatura en el centroide de las caras de las fronteras.

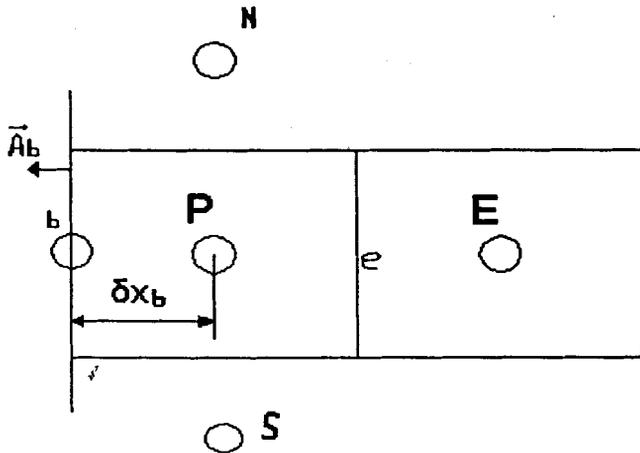


Fig. 4.2. Frontera de un Volumen de Control [5].

Se analiza el proceso de discretización para una frontera ubicada junto a una cara de la celda P. El centroide de la cara de la frontera está denotado por b . El vector área de la cara de la frontera es A_b , y apunta hacia afuera de la celda P como se muestra en la figura 4.2.

Aplicando para un caso de conducción en dos dimensiones en estado estable cuya ecuación puede ser escrita como:

$$\nabla \cdot J = 0 \quad (4.7)$$

Donde $J = J_x i + J_y j$ es el vector de flujo de calor y está dado por

$$J = -k \nabla T \quad (4.8)$$

En coordenadas cartesianas, el operador nabla está dado por:

$$\nabla = \frac{\partial}{\partial x} i + \frac{\partial}{\partial y} j \quad (4.9)$$

Integrando la ecuación 4.7 sobre la celda P, aplicando el teorema de la divergencia y haciendo uso de los supuestos detalladas anteriormente, se tiene:

$$(J.A)_b + (J.A)_e + (J.A)_n + (J.A)_s = 0 \quad (4.10)$$

Los flujos en las caras interiores son discretizados como antes. El vector área de frontera A_b , esta dado por

$$A_b = -\Delta y i. \quad (4.11)$$

Se asume que el flujo de frontera, J_b , esta dado por el valor del centroide de la cara de la frontera. Así:

$$J_b = -k_b \nabla T_b \quad (4.12)$$

Así que:

$$J_b \cdot A_b = \Delta y k_b \nabla T_b \quad (4.13)$$

Asumiendo que T varía linealmente entre b y P, se escribe:

$$J_b \cdot A_b = \Delta y k_b \frac{(T_P - T_b)}{(\Delta x)_b} \quad (4.14)$$

La especificación de condiciones de frontera involucra o especifica el valor desconocido de frontera T_b , o alternativamente, el flujo de

frontera J_b . Vamos a considerar algunas condiciones de frontera comunes, cuando en una cara de la frontera existe una temperatura constante, llamada condición de frontera de Dirichlet, cuando en una cara de la frontera se conoce el valor del flujo de calor, llamada condición de frontera de Neumann y cuando en una cara de la frontera existe condiciones de convección, llamada condición de frontera mezclada.

Condición de Frontera Dirichlet [5].

La condición de frontera esta dada por:

$$T_b = T_{b, \text{dado}} \quad (4.15)$$

Es decir $T_b = \text{constante}$. Usando $T_{b, \text{dado}}$ en la ecuación (4.14), E incluyendo $J_b \cdot A_b$ en la ecuación (4.10) tenemos la siguiente ecuación discreta para la frontera de la celda P:

$$a_P T_P = a_E T_E + a_N T_N + a_S T_S + b \quad (4.16)$$

Donde:

$$\begin{aligned} a_E &= \frac{k_e \Delta y}{(\delta x_e)}; & a_N &= \frac{k_n \Delta x}{(\delta x_n)} \\ a_S &= \frac{k_s \Delta x}{(\delta x_s)}; & a_b &= \frac{k_b \Delta y}{(\delta x_b)} \\ a_P &= a_E + a_W + a_S + a_b \\ b &= a_b T_b \end{aligned} \quad (4.17)$$

Condiciones de Frontera de Neumann [5].

Aquí, se esta especificando el flujo de calor en la frontera, es decir:

$$-(k\nabla T)_b \cdot i = q_{b,dado} \quad (4.18)$$

En las condiciones de frontera de Neumann se proporciona el flujo J_b .

$$J_b \cdot A_b = q_{b,dado} \Delta y \quad (4.19)$$

Ahora se puede incluir $q_{b,dado} \Delta y$ directamente en la ecuación (4.10) para obtener la siguiente ecuación discreta para la frontera de la celda P:

$$a_P T_P = a_E T_E + a_N T_N + a_S T_S + b \quad (4.20)$$

$$\begin{aligned} a_E &= \frac{k_e \Delta y}{(\delta x_e)}; & a_N &= \frac{k_n \Delta x}{(\delta x_n)} \\ a_S &= \frac{k_s \Delta x}{(\delta x_s)}; & a_P &= a_E + a_W + a_S \\ b &= q_{b,dado} \Delta y \end{aligned} \quad (4.21)$$

Condiciones de Frontera Mezcladas [5].

Las condiciones de frontera mezcladas se dan cuando en una frontera existe convección, libre o forzada, es decir:

$$-(k\nabla T)_b \cdot i = h_b (T_\infty - T) \quad (4.22)$$

Como $A_b = -\Delta y i$

$$J_b \cdot A_b = -h_b (T_\infty - T) \Delta y \quad (4.23)$$

Usando la ecuación (4.14), se tiene:

$$k_b \frac{(T_P - T_b)}{(\delta x_b)} = -h_b(T_\infty - T) \quad (4.24)$$

Como el flujo de calor entre las resistencias térmicas en serie es el mismo se puede escribir:

$$J_b \cdot A_b = -R_{eq}(T_\infty - T_P) \quad (4.25)$$

Donde:

$$R_{eq} = \frac{h_b \left(\frac{k_b}{\delta x_b} \right)}{h_b + \left(\frac{k_b}{\delta x_b} \right)} \quad (4.26)$$

Ahora se puede escribir la discretización de la ecuación para la frontera del volumen de control P. Sustituyendo el flujo de frontera dado por la ecuación (4.25) dentro de la ecuación (4.10), resultando la siguiente ecuación discreta para T_P :

$$a_P T_P = a_E T_E + a_N T_N + a_S T_S + b \quad (4.27)$$

Donde,

$$\begin{aligned} a_E &= \frac{k_e \Delta y}{(\delta x_e)}; & a_N &= \frac{k_n \Delta x}{(\delta x_n)} \\ a_S &= \frac{k_s \Delta x}{(\delta x_s)}; & a_b &= R_{eq} \Delta y \\ a_P &= a_E + a_W + a_S + a_b \\ b &= R_{eq} \Delta y T_\infty \end{aligned} \quad (4.28)$$

4.2. Planteamiento del Modelo Numérico.

Para iniciar el planteamiento del modelo numérico, se debe tomar en cuenta las características del problema que se pretende resolver, iniciando por su geometría, que para el caso del electrodo es cilíndrica Fig.4.3.

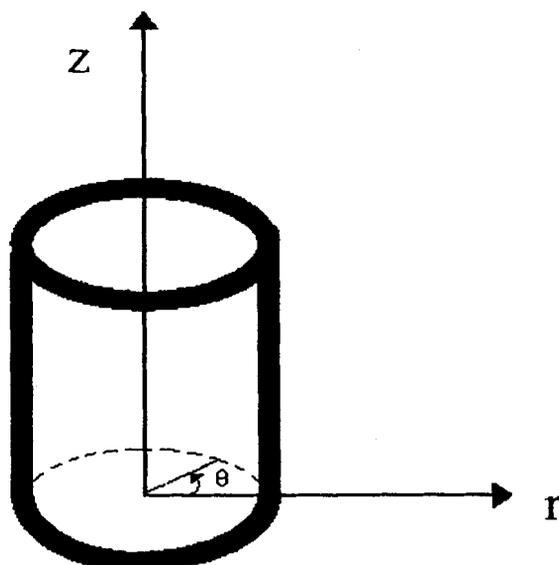


Fig. 4.3. Esquema del electrodo, donde se muestran las direcciones θ , r , z , usadas en el modelo numérico.

La ecuación diferencial parcial de conducción de calor estará mejor representada en coordenadas cilíndricas. Así mismo, por la naturaleza del problema, el análisis será en dos dimensiones, ya que en el caso de la etapa de generación la aplicación de la corriente eléctrica provocará una generación interna que, se prevé, hará variar la temperatura en forma radial pero no angular. De igual manera, el efecto de la resistencia eléctrica de contacto inducirá un mayor

aumento de temperatura en la cara del electrodo en contacto con la pieza de trabajo, haciendo variar la transferencia de calor en la dirección longitudinal del electrodo.

A continuación se plantea la ecuación diferencial parcial general del proceso de conducción de calor en coordenadas cilíndricas para un volumen finito y se desarrolla el método explicado anteriormente

aplicado a una geometría simétrica, con $\frac{\partial T}{\partial \theta} = 0$.

$$\nabla \cdot J + S = \frac{\partial(\rho C_p T)}{\partial t} \quad (4.21)$$

Donde J para una geometría cilíndrica es:

$$J = -k\nabla T = -k\left(\hat{e}_r \frac{\partial T}{\partial r} + \hat{k} \frac{\partial T}{\partial z}\right) \quad (4.21)$$

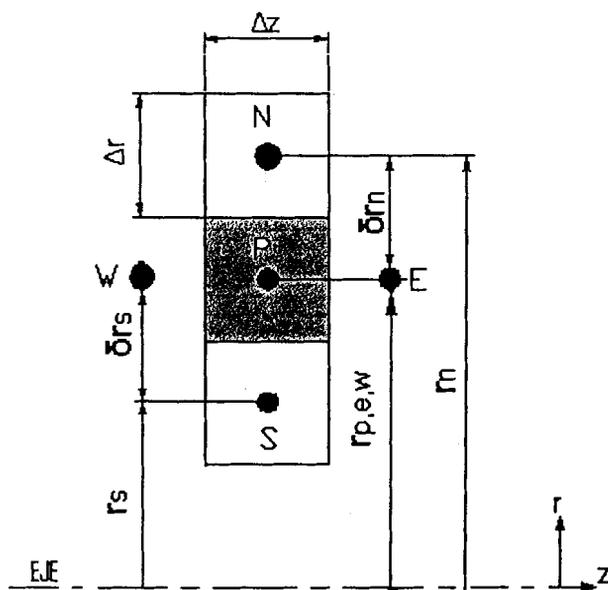


Fig. 4.4. Volumen de control típico de una geometría simétrica con la notación usada en la discretización [5].

Un volumen de control típico se muestra en la figura 4.4, y esta ubicado en el plano $r - z$. El punto P de la malla esta localizado en el centroide de la celda. El volumen del volumen de control es $\Delta v = r_p \Delta r \Delta z$.

Conociendo la condición inicial $T(r, z, 0)$, y tomando un paso de tiempo discreto Δt , se desea obtener la solución para T en cada instante de tiempo discreto. Integrando sobre el volumen de control y sobre el paso de tiempo Δt , desde t a $t + \Delta t$.

$$\int_{\Delta t} \int_{\Delta v} \nabla \cdot J dv dt + \int_{\Delta t} \int_{\Delta v} S dv dt = \int_{\Delta t} \int_{\Delta v} \frac{\partial(\rho C_p T)}{\partial T} dv dt \quad (4.22)$$

Aplicando el teorema de la divergencia e integrando el término de la derecha con respecto a t :

$$\int_{\Delta t} \int_{\Delta A} J \cdot dA dt + \int_{\Delta t} \int_{\Delta v} S dv dt = \int_{\Delta v} ((\rho C_p T)^1 - (\rho C_p T)^0) dv \quad (4.23)$$

Los superíndices 1 y 0 en la integral de la derecha denotan los valores en los tiempos $t + \Delta t$ y t respectivamente. Analizando cada término de la ecuación anterior. Asumiendo primero que:

$$\int_{\Delta v} \rho C_p T dv = (\rho C_p T)_p \Delta v \quad (4.24)$$

Así:

$$\int_{\Delta v} ((\rho C_p T)^1 - (\rho C_p T)^0) dv = ((\rho C_p T)^1 - (\rho C_p T)^0) \Delta v \quad (4.25)$$

Asumiendo luego con respecto a como varia a través del tiempo el flujo de calor J , el mismo que puede ser interpolado entre el instante de tiempo $t_{+\Delta t}$ y t , usando un factor f entre cero y uno, para retrazar el flujo con el propósito de lograr mas exactitud.

$$\int_{\Delta t} J \cdot A dt = \int \sum_{\Delta t f = e, w, n, s} J_f \cdot A_f dt = (f^1 \cdot A + (1-f)J^0 \cdot A) \Delta t \quad (4.26)$$

Donde:

$$\begin{aligned} A_e &= r_e \Delta r \cdot i \\ A_w &= -r_w \Delta r \cdot i \\ A_n &= r_n \Delta z \cdot e_r \\ A_s &= -r_s \Delta z \cdot e_r \end{aligned} \quad (4.27)$$

Así el flujo en las caras y aplicando la asunción que T varía linealmente entre los elementos de la malla, se tiene:

$$\begin{aligned} J_e \cdot A_e &= -k_e r_e \Delta r \left(\frac{\partial T}{\partial z} \right)_e = -k_e r_e \Delta r \frac{T_E - T_P}{(\delta z)_e} \\ J_w \cdot A_w &= k_w r_w \Delta r \left(\frac{\partial T}{\partial z} \right)_w = k_w r_w \Delta r \frac{T_P - T_W}{(\delta z)_w} \\ J_n \cdot A_n &= -k_n r_n \Delta z \left(\frac{\partial T}{\partial r} \right)_n = -k_n r_n \Delta z \frac{T_N - T_P}{(\delta r)_s} \\ J_s \cdot A_s &= k_s r_s \Delta z \left(\frac{\partial T}{\partial r} \right)_s = k_s r_s \Delta z \frac{T_P - T_S}{(\delta r)_s} \end{aligned} \quad (4.28)$$

El término fuente puede ser escrito como:

$$S = Sc + SpT_p \quad (4.29)$$

Asumiendo que:

$$\int_{\Delta v} (Sc + SpT_p) dv = (Sc + SpT_p) \Delta v \quad (4.30)$$

$$\bar{S} = \int_{\Delta t} \int_{\Delta v} (Sc + SpT_p) dv dt \quad (4.31)$$

$$\bar{S} = \int_{\Delta t} (Sc + SpT_p) \Delta v dt \quad (4.32)$$

$$\bar{S} = f(Sc + SpT_p)^1 \Delta v \Delta t + (1-f)(Sc + SpT_p)^0 \Delta v \Delta t \quad (4.33)$$

Ahora reemplazando todos los términos analizados en la ecuación

(4.23), se tiene:

$$\begin{aligned} &fk_e r_e \Delta r \Delta t \frac{T^1_E - T^1_P}{(\delta z)_e} + fk_w r_w \Delta r \Delta t \frac{T^1_w - T^1_E}{(\delta z)_w} + fk_n r_n \Delta z \Delta t \frac{T^1_N - T^1_P}{(\delta r)_n} + \\ &fk_s r_s \Delta z \Delta t \frac{T^1_S - T^1_P}{(\delta r)_s} + (1-f)k_e r_e \Delta r \Delta t \frac{T^0_E - T^0_P}{(\delta z)_e} + \\ &(1-f)k_w r_w \Delta r \Delta t \frac{T^0_w - T^0_E}{(\delta z)_w} + (1-f)k_n r_n \Delta z \Delta t \frac{T^0_N - T^0_P}{(\delta r)_n} + \\ &(1-f)k_s r_s \Delta z \Delta t \frac{T^0_S - T^0_P}{(\delta r)_s} + f(Sc + SpT_p)^1 \Delta v \Delta t + \\ &(1-f)(Sc + SpT_p)^0 \Delta v \Delta t = ((\rho C_p T)^1 - (\rho C_p T)^0) \Delta v \end{aligned} \quad (4.34)$$

Resolviendo y haciendo que:

$$\begin{aligned}
 a_E &= \frac{k_e r_e \Delta r}{(\delta z)_e} & ; & & a_N &= \frac{k_n r_n \Delta z}{(\delta r)_n} \\
 a_W &= \frac{k_w r_w \Delta r}{(\delta z)_w} & ; & & a_S &= \frac{k_s r_s \Delta z}{(\delta r)_s} \\
 a_p^0 &= \frac{\rho C p \Delta v}{\Delta t} & & & & (4.35) \\
 a_p &= f(a_E + a_W + a_N + a_S) - f S_p \Delta v + a_p^0 \\
 b &= (f S_C^1 + (1-f) S_C^0 + (1-f) S_p^0 T_p^0) \Delta v
 \end{aligned}$$

Se tiene como resultado la siguiente ecuación general discretizada:

$$a_p T_p^1 = \sum_{nb} a_{nb} (f T_{nb}^1 + (1-f) T_{nb}^0) + b + (a_p^0 - (1-f) \sum_{nb} a_{nb}) T_p^0 \quad (4.36)$$

4.3. Modelado Numérico del Proceso de Generación de Calor en el Electrodo, Método Implícito.

Una vez que se ha determinado el modelo numérico general para un caso de conducción de calor en estado transiente y con generación de calor, podemos ahora escoger la forma de la ecuación (4.36) que se requiera para un caso específico.

Para la etapa de generación en la que la corriente eléctrica empieza a cruzar la sección transversal del electrodo y el efecto Joule se hace presente será necesaria la ecuación (4.36) completa, con el esquema implícito o explícita según la conveniencia.

Si se va a usar el método implícito puro f tomará el valor de 1 en la ecuación (4.36), esto significa que los términos de flujo y fuente son evaluados usando valores exclusivamente de tiempo nuevo, es decir, $t + \Delta t$. La ventaja de usar el esquema implícito es el ser incondicionalmente estable, es decir, la solución permanece estable para todos los intervalos de espacio y tiempo. Así entonces se forma la siguiente nueva ecuación discretizada:

$$a_p T_p^1 = \sum_{nb} a_{nb} T_{nb}^1 + b + a_p^0 T_p^0 \quad (4.37)$$

Donde,

$$\begin{aligned} a_E &= \frac{k_e r_e \Delta r}{(\delta z)_e} & ; & & a_N &= \frac{k_n r_n \Delta z}{(\delta r)_n} \\ a_W &= \frac{k_w r_w \Delta r}{(\delta z)_w} & ; & & a_S &= \frac{k_s r_s \Delta z}{(\delta r)_s} \\ a_p^0 &= \frac{\rho C p \Delta v}{\Delta t} \\ a_p &= (a_E + a_W + a_N + a_S) - S_p \Delta v + a_p^0 & & & & (4.38) \\ b &= S_C^1 \Delta v \end{aligned}$$

4.4. Modelado Numérico del Proceso de Enfriamiento del Electrodo, Método Implícito.

La etapa de enfriamiento, como se indico en el capítulo tres, inicia cuando cesa la corriente eléctrica y el sistema de enfriamiento se pone en funcionamiento provocando convección forzada en la parte

de la cámara de enfriamiento que esta en contacto con el fluido refrigerante. Es importante señalar que la etapa de enfriamiento está dividida en dos sub etapas las mismas que implican distintas condiciones de frontera en la parte inferior del electrodo.

En la primera etapa de enfriamiento, la elevada temperatura de la pieza de trabajo provocará un flujo de calor de esta hacia el electrodo, siendo esta disipación de energía una de las funciones del electrodo hasta que el punto de soldadura solidifique y este seguro. El flujo de calor de esta etapa hará que la temperatura del electrodo se eleve considerablemente. En la segunda etapa el electrodo abandona la pieza de trabajo y la condición de frontera inferior del electrodo será convección libre.

La ecuación discretizada con el esquema implícito para las etapas de enfriamiento se deduce de la ecuación (4.37) haciendo el término fuente igual a cero $\bar{S} = 0$. Así se tiene:

$$a_P T_P^1 = \sum_{nb} a_{nb} T_{nb}^1 + a_P^0 T_P^0 \quad (4.39)$$

$$a_E = \frac{k_e r_e \Delta r}{(\delta z)_e} \quad ; \quad a_N = \frac{k_n r_n \Delta z}{(\delta r)_n}$$

$$a_W = \frac{k_w r_w \Delta r}{(\delta z)_w} \quad ; \quad a_S = \frac{k_s r_s \Delta z}{(\delta r)_s}$$

$$a_p^0 = \frac{\rho C_p \Delta v}{\Delta t} \quad (4.40)$$

$$a_p = (a_E + a_W + a_N + a_S) + a_p^0$$

4.5. Algoritmo de Solución.

Para la solución del conjunto de ecuaciones algebraicas resultantes del proceso de discretización y solución del problema transiente, se ha diseñado un software en código Matlab en el que los puntos discretizados son almacenados y analizados en forma matricial con dimensiones $n \times m$, n filas y m columnas. Este software, cuyo código de programación se a diseñado para que permitirá visualizar la solución en una interfaz gráfica, de la forma cómo se genera el calor y cómo se ejecuta el enfriamiento en parte del circuito secundario de la máquina soldadora de punto, compuesto por cámara de enfriamiento, electrodo y pieza de trabajo.

El programa está diseñado para encontrar la distribución de temperatura a través del tiempo de electrodos cilíndricos de tipo botón o largos de cualquier tamaño. Para este propósito se requiere de un sin numero de datos de entrada con unidades dadas en el sistema internacional, que establezcan las dimensiones, propiedades físicas, propiedades mecánicas de los materiales de los elementos que intervienen, condiciones iniciales y de frontera y

Los datos necesarios para determinar el número de celdas ($n \cdot m$), en el conjunto analizado son: radio del electrodo, radio de la cámara de enfriamiento, altura del electrodo, altura de la pieza de trabajo e intervalo de espacio Δz y Δr , todas en metros. El tamaño de los intervalos de espacio deben ser iguales, pues así los considera el programa para facilitar los cálculos, y lo mas pequeños posibles para aumentar la exactitud de la solución.

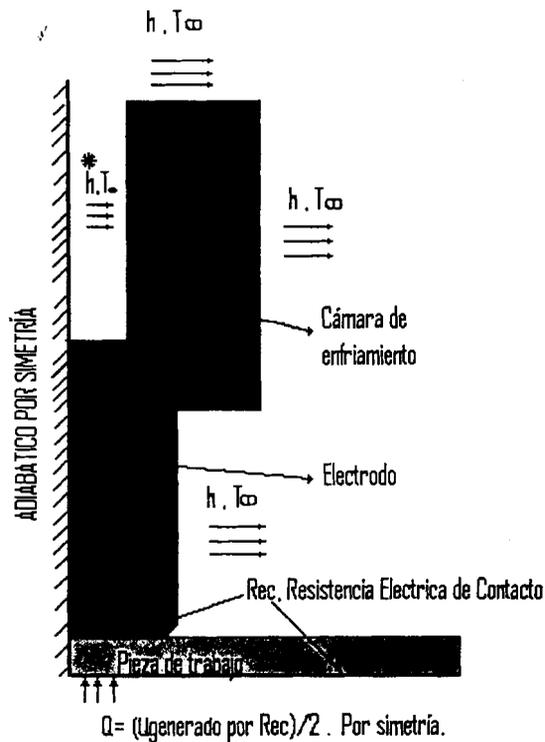


Fig. 4.5. Condiciones de frontera en el conjunto cámara de enfriamiento, electrodo, pieza de trabajo. *(Para la etapa de enfriamiento h es convección forzada).



Las condiciones iniciales antes en la etapa de de generación son las condiciones ambientales, por lo tanto estas serán los valores de temperatura con los que los cálculos inicien. Las condiciones de frontera para las etapas de generación y enfriamiento del electrodo se establecen como se muestra en la figura 4.5.

Gracias a la simetría del problema, es suficiente analizar la cuarta parte del circuito secundario para determinar la distribución de temperatura de todo el circuito. Por esta característica, la frontera simétrica se torna adiabática.

Las superficies en contacto con el medio externo están sujetas a condiciones de convección natural. En la etapa de generación el interior de la cámara de enfriamiento también se asumen condiciones de convección libre, situación que cambia en las etapas de enfriamiento, pues; la convección es forzada para aumentar la transferencia de calor hacia el medio refrigerante y agilitar el enfriamiento del electrodo.

En la condición de frontera entre las piezas de trabajo, el calor generado por efecto de la resistencia eléctrica de contacto se divide

para dos y se asume que debido a la simetría del problema una parte igual fluye a cada pieza de trabajo.

En la interfaz entre el electrodo y la pieza de trabajo ocurre una generación de calor adicional producto también de la resistencia eléctrica de contacto; este calor se bifurca al electrodo y a la pieza de trabajo en proporción directa al gradiente de temperatura e inversa a la resistencia presente entre la interfaz – electrodo, e interfaz – pieza de trabajo. Para introducir este efecto en el modelo numérico se plantea la siguiente ecuación en base a la figura 4.6.

$$Q_{\text{generado Rec}} = Q_{\text{electrodo}} + Q_{\text{pieza T}} \quad (4.41)$$

$$Q_{\text{generado Rec}} = \frac{T_{\text{int erfaz}} - T_{\text{electrodo}}}{R_{\text{int er-Elect}}} + \frac{T_{\text{int erfaz}} - T_{\text{pieza T}}}{R_{\text{int er-pieza T}}} \quad (4.42)$$

Como se puede ver, el único valor desconocido es el valor de la

$T_{\text{int erfaz}}$, despejándolo de la ecuación, tenemos:

$$T_{\text{int erfaz}} = \frac{Q_{\text{generado Rec}} (R_{\text{int er-Elect}} R_{\text{int er-pieza T}}) + (R_{\text{int er-pieza T}} T_{\text{electrodo}} + (R_{\text{int er-Elect}} T_{\text{pieza T}}))}{(R_{\text{int er-Elect}} + R_{\text{int er-pieza T}})} \quad (4.40)$$

Donde:

$$Q_{\text{generado Rec}} = I^2 \text{Rec.} \quad (4.41)$$

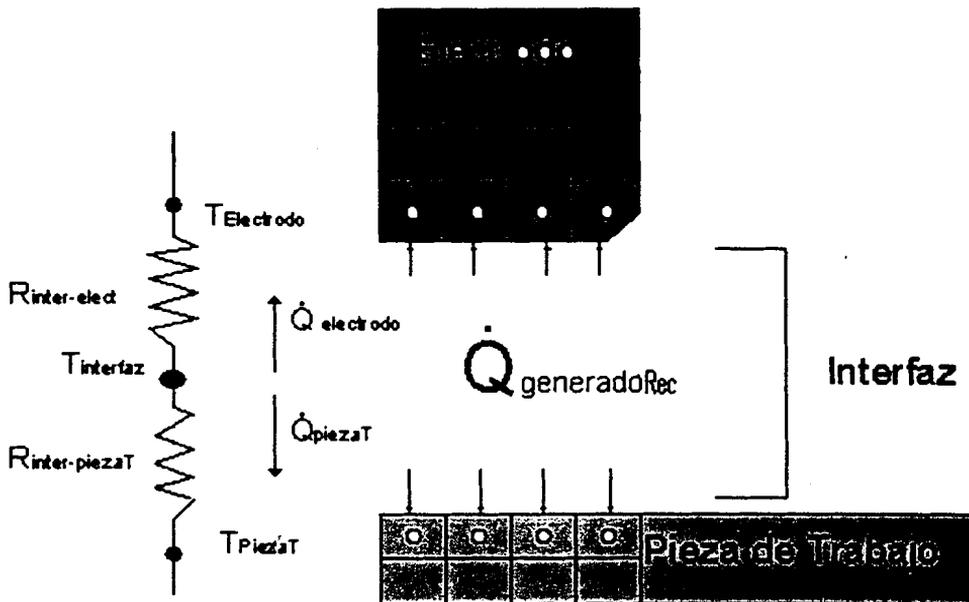


Fig.4.6. Configuración térmica de la interfaz Electrodo-Pieza de trabajo en la etapa de generación para el modelo numérico.

$$R_{inter-Elect} = \frac{Rtc}{2} + \frac{\Delta z/2}{k_{elect} A_{contacto}} \quad \left(\frac{^{\circ}K}{W}\right) \quad (4.42)$$

$$R_{inter-piezaT} = \frac{Rtc}{2} + \frac{\Delta z/2}{k_{PiezaT} A_{contacto}} \quad \left(\frac{^{\circ}K}{W}\right) \quad (4.43)$$

Estas ecuaciones son introducidas en el programa y realimentadas por las soluciones para cada paso de intervalo de tiempo.

Las ecuaciones algebraicas resultantes del proceso de discretización, datos de entrada y condiciones iniciales y de frontera, son ordenadas y tratadas en forma matricial y resueltas usando el método iterativo de Gauss Seidel. Las soluciones de

estas ecuaciones algebraicas son almacenadas en una matriz y mostradas en una gráfica de colores que simula el proceso de calentamiento y enfriamiento del conjunto analizado, a través del tiempo.

El programa diseñado permite también realizar graficas de comparación entre las variables independientes: posición y tiempo y La variable dependiente temperatura, como también, el calor almacenado o eliminado a través del tiempo en el electrodo.

El análisis computacional realizado es muy importante ya que abarca casi todas las condiciones e influencias reales en el problema analizado, mostrándose una perspectiva acercada a la realidad de lo que ocurre, además permite analizar el efecto de los parámetros de fuerza de soldadura, corriente de soldadura y tiempo de soldadura para distintos radios de electrodos y distintos espesores de piezas de trabajo.

4.6. Cálculo del Calor a Evacuar del Electrodo Según el Método de Volúmenes finitos.

A través del método numérico analizado se a podido determinar el valor de temperatura de cada punto discretizado del electrodo en el tiempo. Conociendo esto, es muy fácil agregar algunas

instrucciones al programa y calcular el calor almacenado en el electrodo a través del tiempo.

Para la etapa de generación la cantidad de calor almacenado en el electrodo en tiempo será igual a:

$$Q_{a \ln Gen} = \sum_{\Delta=1}^{t_{gene}} \sum_{P=1}^{n*m} 2\pi \Delta v_p \rho C_p (T_p^{\Delta} - T_0) \quad (4.44)$$

Donde $n*m$ es el número de celdas de análisis en el electrodo, T_0 es la temperatura inicial del mismo, t_{gene} es el numero de intervalos de tiempo para la generación y $2\pi \Delta v_p$ el volumen de cada celda.

En la primera etapa de enfriamiento una cantidad considerable de calor es transferido al electrodo desde la pieza de trabajo y otra parte sale por los efectos de convección libre y forzada del sistema de enfriamiento, es importante conocer cuanto de calor a través del tiempo se almacena en el electrodo en esta etapa. Para esto de igual forma se hace uso del conocimiento de la distribución de temperatura y se utiliza también la ecuación (4.44), pero con otros límites de tiempo y con la temperatura final del proceso de generación como temperatura inicial para esta etapa de enfriamiento:

$$Q_{1.er Enf} = \sum_{\Delta t=1}^{t_{enf1}} \sum_{P=1}^{n^*m} 2\pi\Delta v_p \rho C_p (T_p^{\Delta t} - T_0) \quad (4.45)$$

Con el conocimiento de la distribución de temperatura en cualquier instante de tiempo y posición, es fácil determinar cuanto calor a través del tiempo, el sistema de enfriamiento acompañado de la convección libre fue capaz de desalojar del electrodo en la segunda etapa de enfriamiento. Para esto se hace uso de la ecuación (4.45). con otros límites de tiempo y con la temperatura final de la primera etapa de enfriamiento como la temperatura inicial de la segunda etapa de enfriamiento.

$$Q_{2.da Enf} = \sum_{\Delta t=1}^{t_{enf2}} \sum_{P=1}^{n^*m} 2\pi\Delta v_p \rho C_p (T_p^{\Delta t} - T_0) \quad (4.46)$$

CAPÍTULO 5

5. RESULTADOS Y ANÁLISIS DE LOS RESULTADOS.

En este capítulo se hace uso de los modelos analíticos y numéricos analizados en los capítulos anteriores y los aplicaremos a un caso particular. Los resultados que determinen estos modelos serán comparados entre sí y ayudaran a establecer conclusiones para un determinado diseño de electrodo.

PROPIEDADES DEL MATERIAL DEL ELECTRODO		
Coeficiente de conducción de calor	K (W/m ^{°K})	380
Densidad	ρ (Kg./m ³)	8933
Calor específico	Cp (J/Kg.°K)	385
Resistividad eléctrica a 20°C	ρ_o (Ω -m)	0.0171x10 ⁻⁶
Coef. de variación de resistividad eléctrica con la temperatura	∞ (°K ⁻¹)	3.9x10 ⁻³
Micro dureza de la superficie	H (N/m ²)	924.1x10 ⁺⁶
Rugosidad promedio de la superficie (rms).	σ (m)	0.45x10 ⁻⁶
Esfuerzo a la fluencia	σ_y (N/m ²)	7x10 ⁺⁷

Tabla 5.1. Propiedades físicas y mecánicas del material del electrodo analizado.

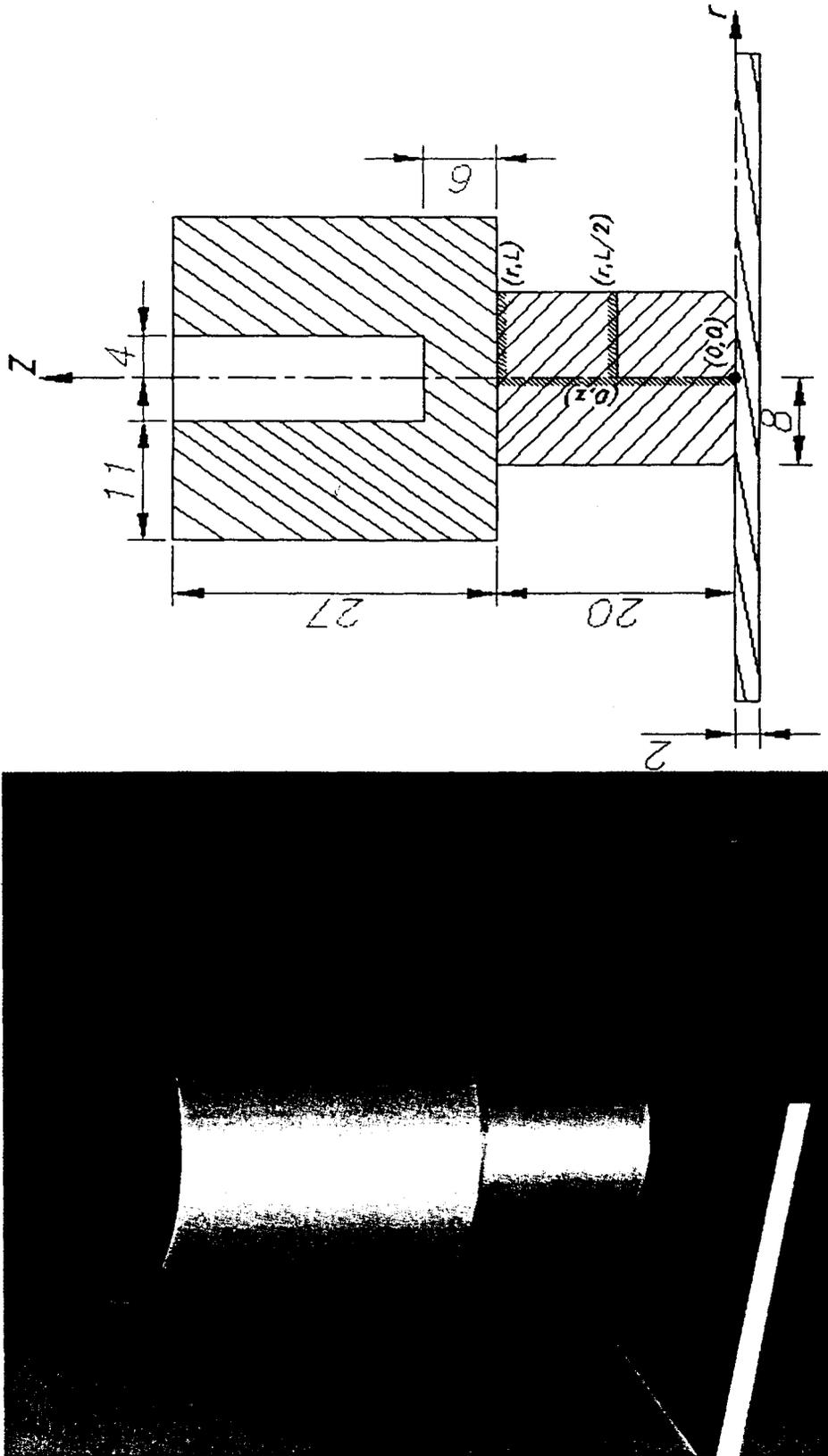


Fig. 5.1. Conjunto, electrodo pieza de trabajo y cámara de enfriamiento analizado y sus respectivas dimensiones en mm.

El caso particular que se quiere analizar, se trata de un electrodo de soldadura de punto tipo largo de dimensiones y propiedades físicas y mecánicas como lo indica la figura y la tabla 5.1 respectivamente. Se requiere conocer la distribución de temperatura del electrodo lo más cercano posible a la realidad, resultado de la aplicación de los parámetros y condiciones que se detallan en la tabla 5.2, cuando se suelda planchas de acero AISI 1010 de 2mm de espesor cuyas propiedades se indican en la tabla 5.3.

CONDICIONES Y PARAMETROS DE SOLDADURA		
Corriente eléctrica de soldadura	I (A).	6000
Fuerza de soldadura	F (N)	2224
Tiempo de generación	tg. (s)	0.23
Tiempo de enfriamiento	te. (s)	4
Temperatura inicial	T_o (°K)	303.15
Temperatura del ambiente	T_∞ (°K)	303.15
Coef. de convección libre	h_L (W/m ² °K)	10
Coef. de convección forzada	h_F (W/m ² °K)	1800

Tabla 5.2. Condiciones iniciales y parámetros de soldadura al os que se somete el electrodo en el proceso.

PROPIEDADES DEL MATERIAL DE LA PIEZA DE TRABAJO		
Coeficiente de conducción de calor promedio	K (W/m°K)	50
Densidad	ρ (Kg./m ³)	7832
Calor específico	C_p (J/Kg.°K)	434
Resistividad eléctrica a 20°C	ρ_o (Ω-m)	2.50×10^{-6}
Coef. de variación de resistividad eléctrica con la temperatura	∞ (°K ⁻¹)	5×10^{-3}
Rugosidad promedio de la superficie (rms).	σ (m)	1.25×10^{-5}
Esfuerzo a la fluencia	σ_y (N/m ²)	$682 \times 10^{+6}$

Tabla 5.3. Propiedades físicas y mecánicas del material de la pieza de trabajo, en este caso acero AISI 1010

5.1 Resultados.

Los modelos analíticos y numéricos analizados son aplicados a un caso particular de electrodo, revisaremos primero los modelos analíticos y luego los modelos numéricos.

De acuerdo al modelo analítico detallado en el capítulo tres, en la figura 5.2 se muestra la temperatura media del electrodo a través del tiempo y en la figura 5.3 la cantidad de energía almacenada en el mismo, en la etapa de generación con las condiciones y propiedades planteadas.

Al finalizar la etapa de generación en el electrodo se establece un valor de temperatura media en él, valor inicial de la etapa de enfriamiento. El sistema de enfriamiento entra en operación y el modelo analítico descrito en el capítulo tres, determina la variación de la temperatura en la dirección de la coordenada longitudinal z a través del tiempo, y la transferencia total de energía durante los cuatro segundos de enfriamiento, desde el electrodo hacia el exterior, bajo las condiciones de frontera detallados en el capítulo tres, cuyos resultados se muestran en la figura 5.4 y 5.5.

Los resultados obtenidos por el modelo numérico, al igual que el modelo analítico determinan la distribución de temperatura en las

etapas de generación y enfriamiento del electrodo. Sin embargo el análisis es más profundo y detallado en el modelo numérico.

En la etapa de generación, el electrodo cumple dos de las más importantes funciones como son la de conducir la corriente de soldadura a la pieza de trabajo y la de transmitir a la pieza de trabajo la cantidad de fuerza necesaria para producir un punto de soldadura satisfactorio. El programa diseñado determina la variación de la temperatura en la dirección radial y longitudinal, considerando los efectos de la resistencia de contacto térmica y eléctrica y convección libre como se detallo en el capítulo cuatro. Una vez determinada la distribución de temperatura, es fácil cuantificar la energía que se almacena en el electrodo a través del tiempo durante el periodo de generación.

Los resultados de la distribución de temperatura en el electrodo están graficados en posiciones específicas de interés en relación a la figura 5.1; como, los valores de temperatura en las coordenadas $T(0, 0, t)$, $T(r, 0, t)$, $T(r, L/2, t)$, $T(r, L, t)$ y $T(0, z, t)$. Entendiéndose por r , z , t , la variación total en sus limites de esa variable independiente. Por ejemplo, r variara de cero al radio del electrodo y z de cero a L , longitud del electrodo. Las figuras 5.6 a 5.10, muestran estos



resultados y la figura 5.11, muestra la cantidad de energía almacenada en el electrodo a través del tiempo.

Luego de la etapa de generación, la corriente cesa, el sistema de enfriamiento entra en funcionamiento y el electrodo cumple con las funciones de transmitir la fuerza de soldadura necesaria para producir un punto de soldadura satisfactorio y su tercera e importante función que es la de disipar rápidamente el calor desde la zona de soldadura, para que el punto de soldadura solidifique correctamente antes de anular la fuerza de soldadura. El programa diseñado permite determinar el historial de temperatura producto de esta primera parte de la etapa de enfriamiento y la cantidad neta de energía almacenada en el electrodo a través del tiempo. Los resultados se muestran en las figuras 5.12 a 5.17 en los puntos especificados en la etapa anterior.

Posterior a la primera etapa de enfriamiento, el electrodo abandona la pieza de trabajo por lo que el flujo de calor por la punta del electrodo desde la pieza de trabajo se suspende y la condición de frontera en este sitio se transforma en enfriamiento por convección natural. La segunda etapa de enfriamiento del electrodo analizado tiene un tiempo de duración de cuatro segundos y los resultados de este enfriamiento se muestran en las figuras 5.18 a 5.23



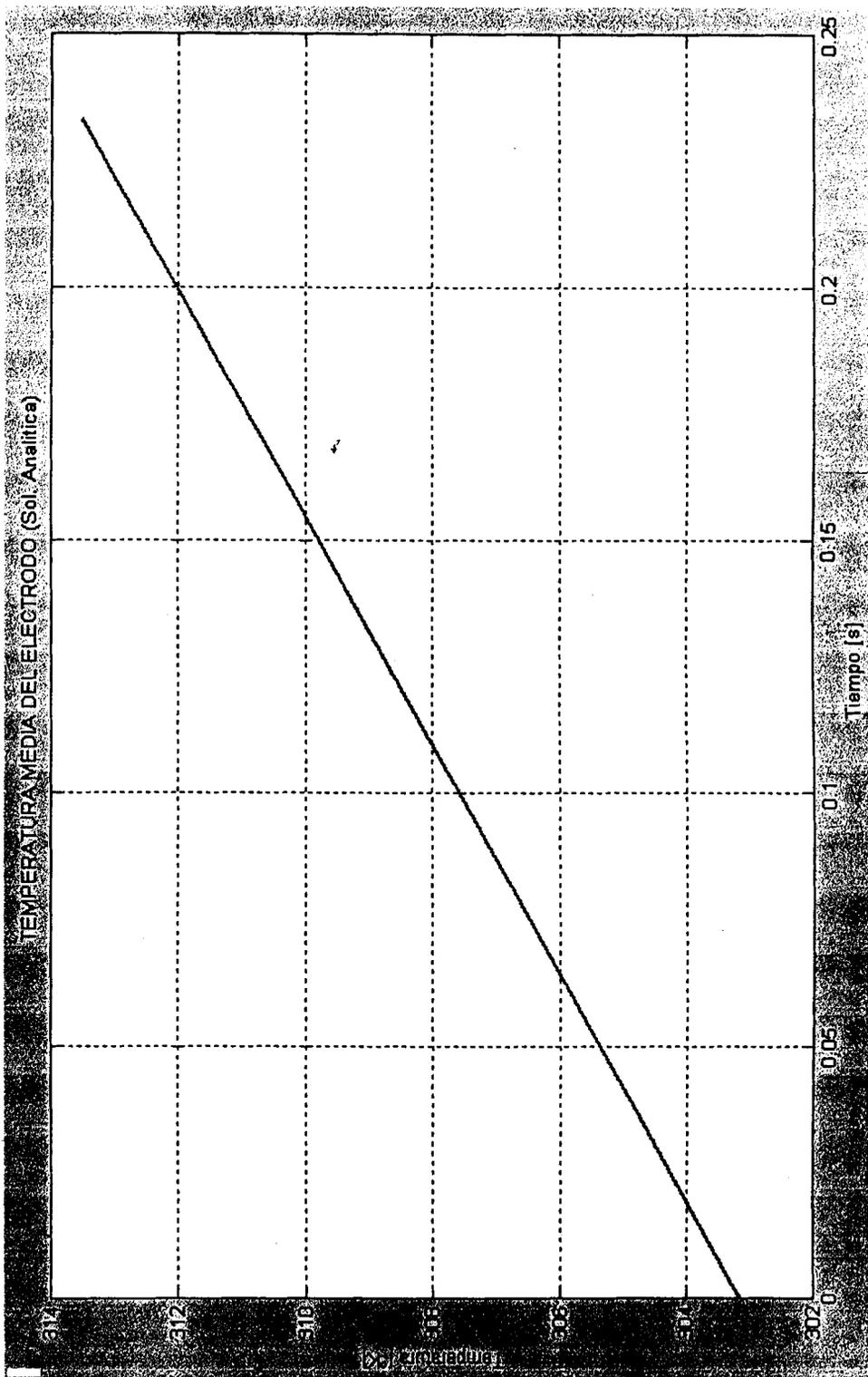


Fig. 5.2. Temperatura media del electrodo a través del tiempo, descrita por el modelo de generación analítico

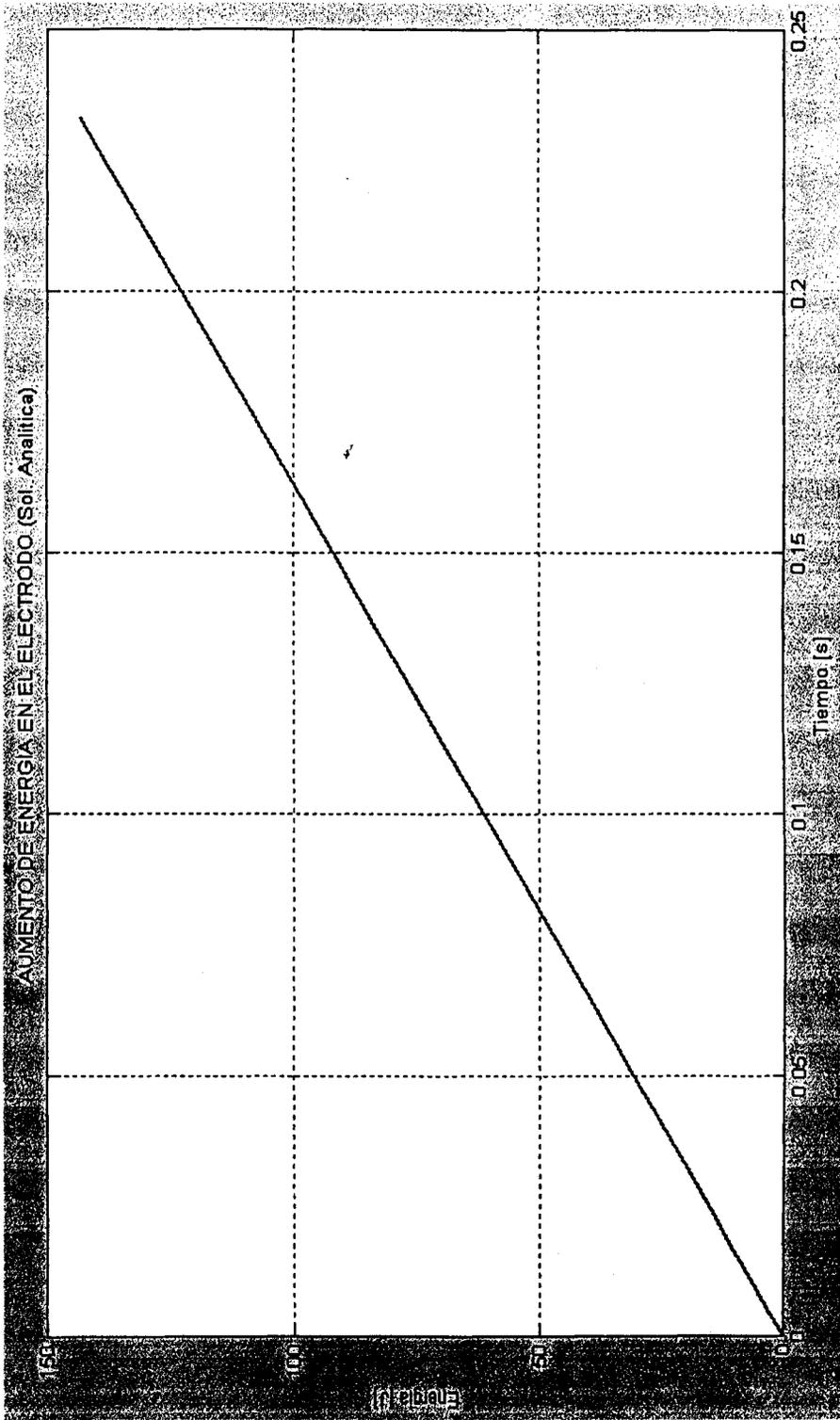


Fig. 5.3. Aumento total de energía en el electrodo a través del tiempo, descrita por el modelo analítico.

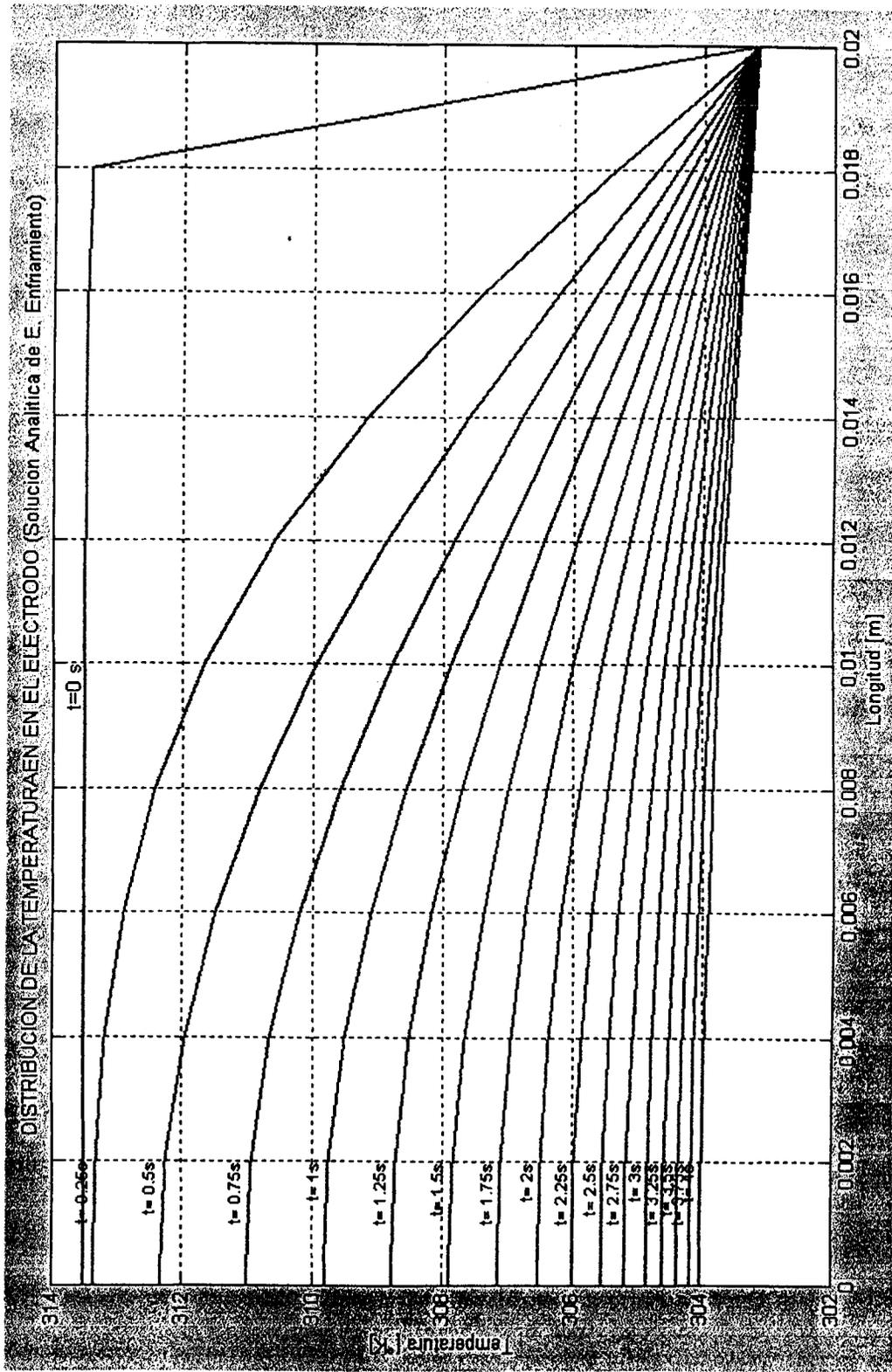


Figura 5.4. Distribución de temperatura a lo largo del electrodo y a través del tiempo en la etapa de enfriamiento descrita por el modelo analítico

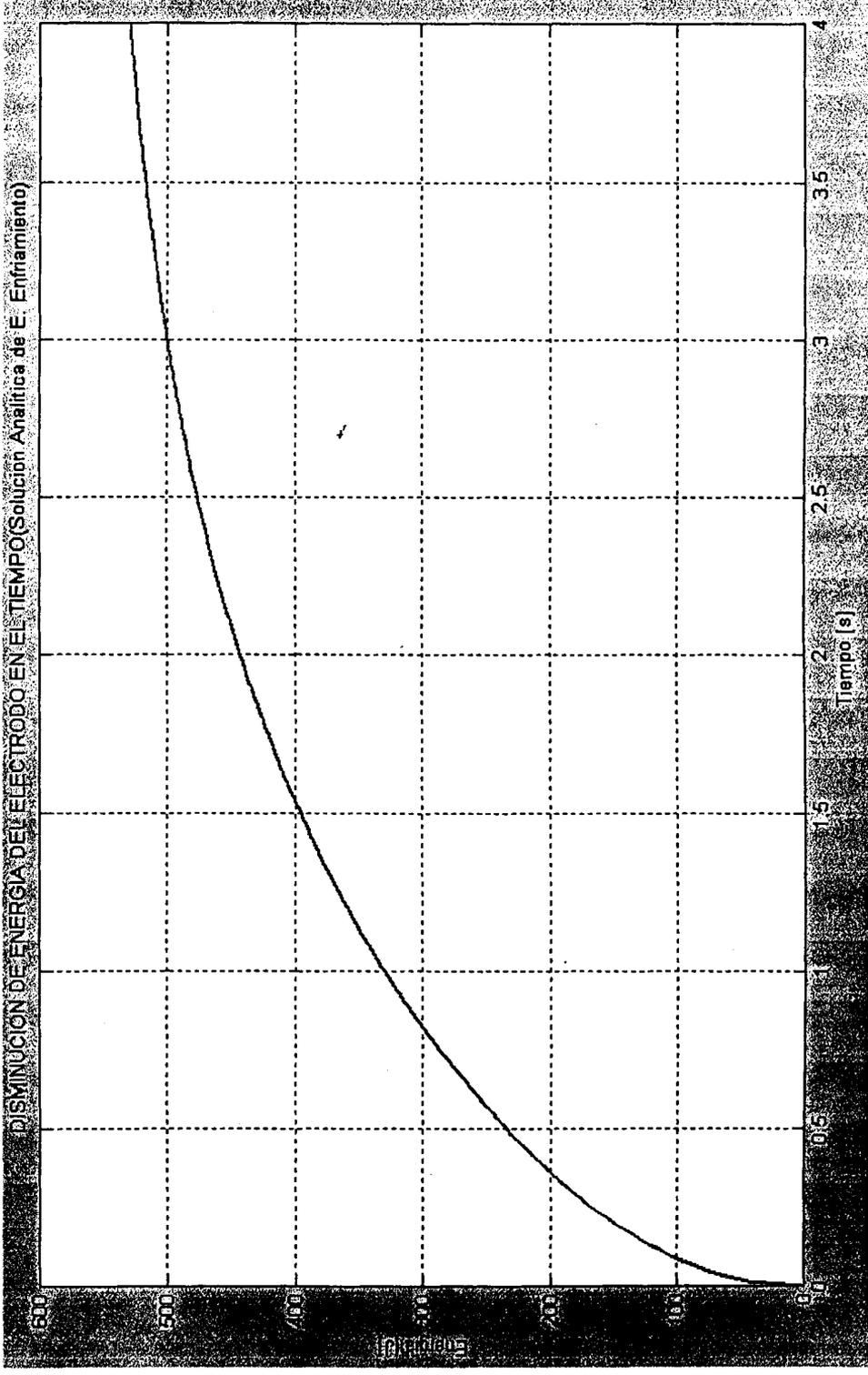


Fig. 5.5. Disminución total de energía a través del tiempo desde el electrodo, descrita por el modelo analítico

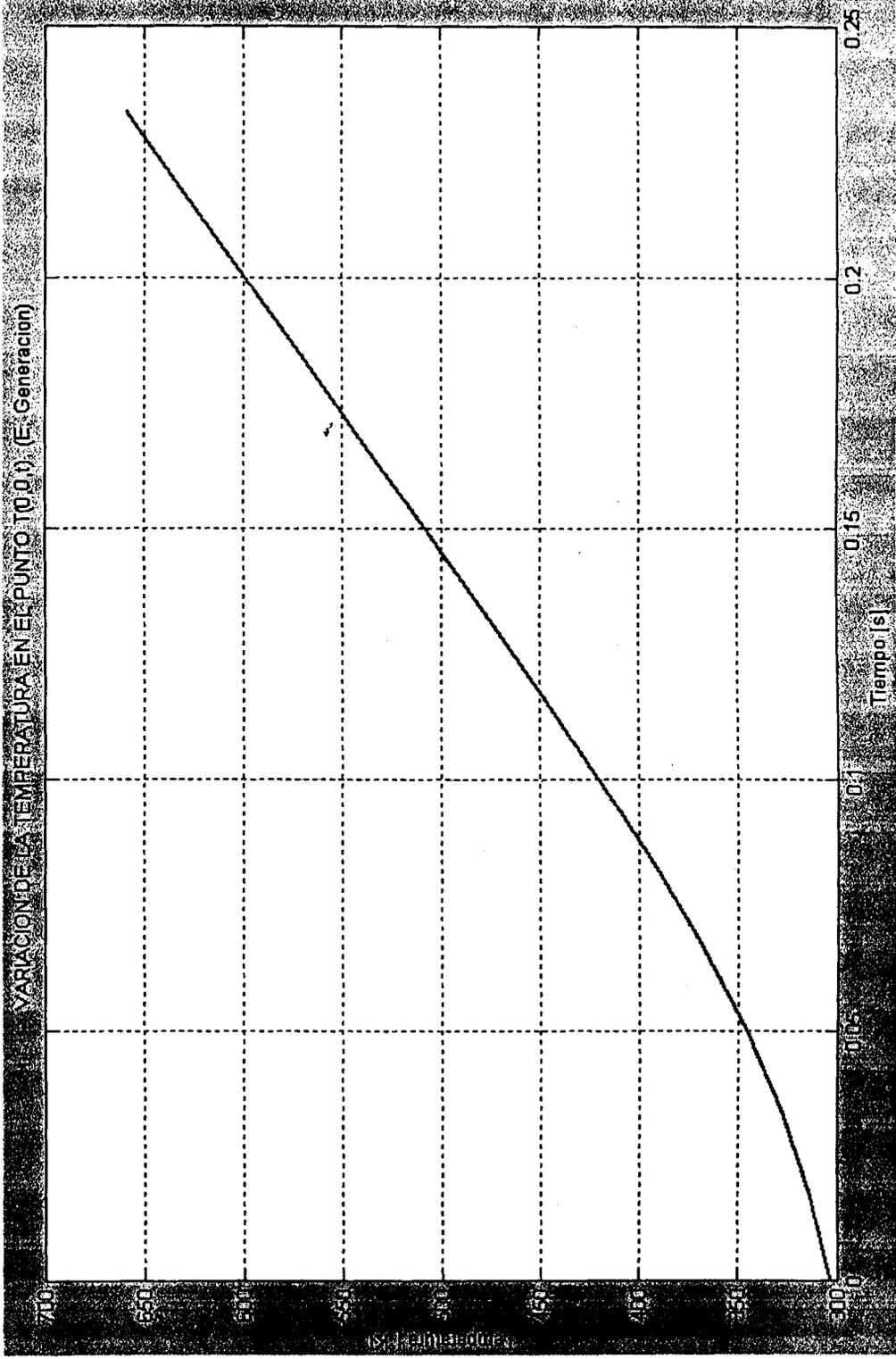


Figura 5.6. Variación de temperatura en el punto $T(0, 0, t)$ del electrodo a través del tiempo en la etapa de generación descrita por el modelo numérico.

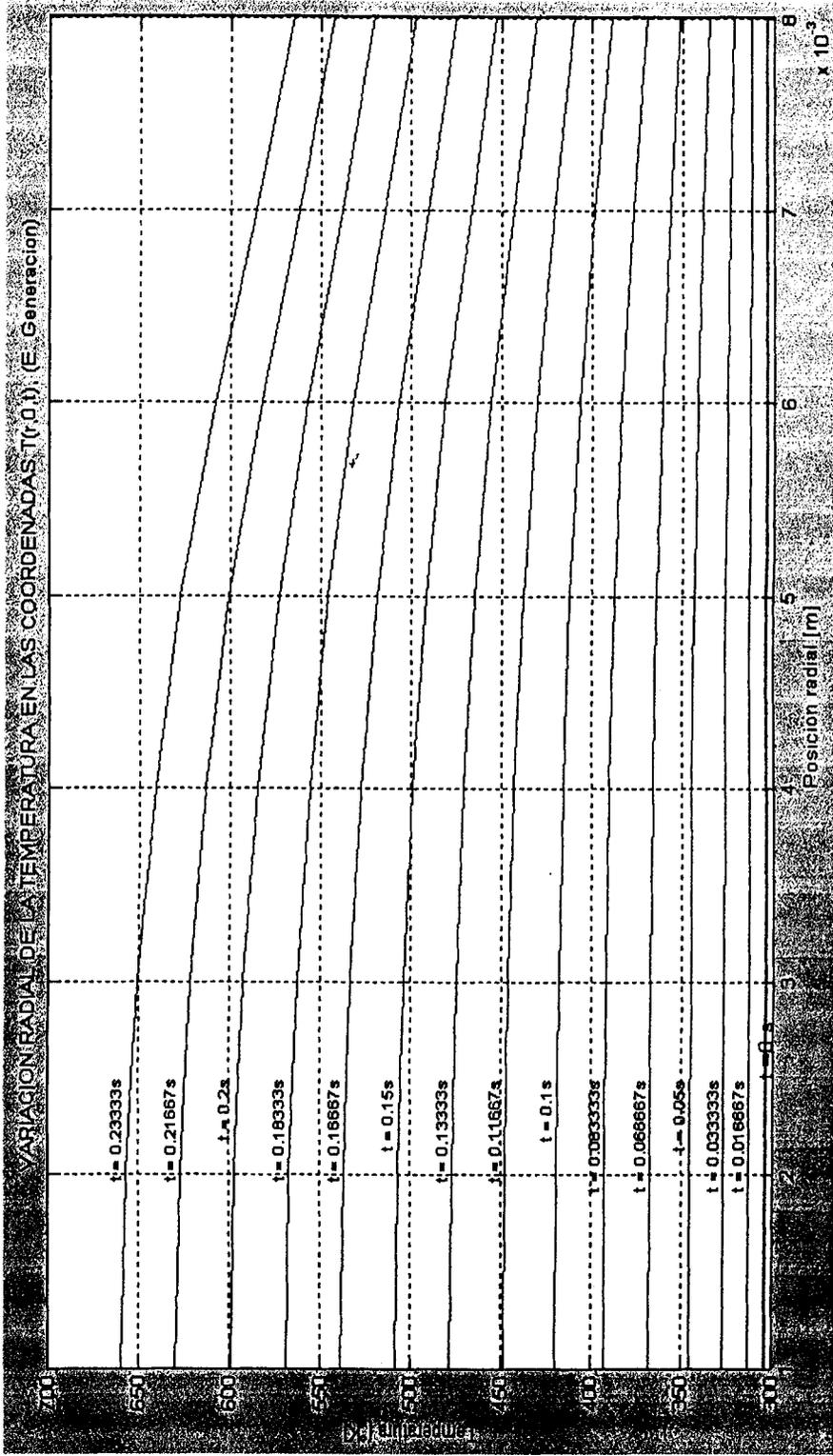
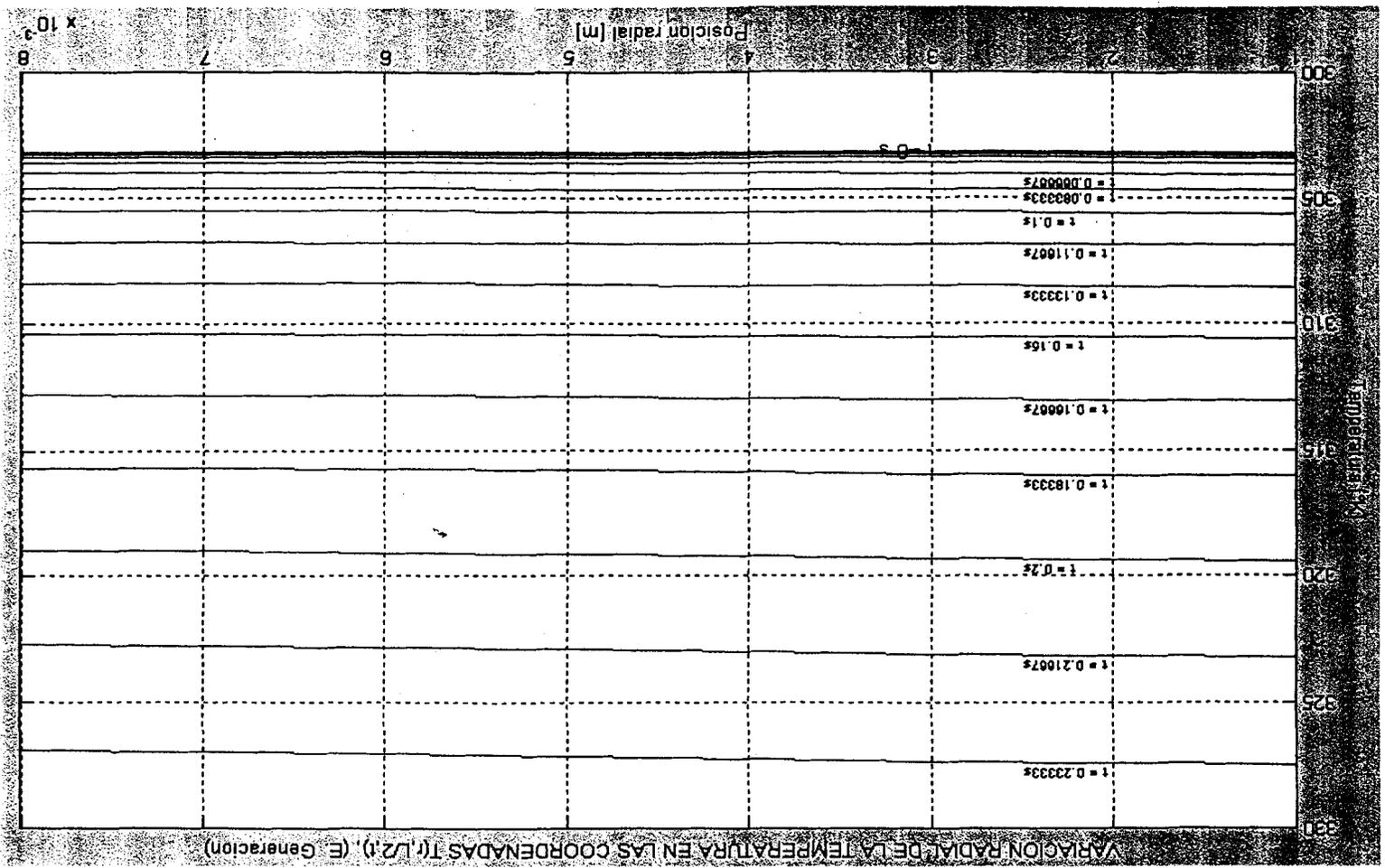


Figura 5.7. Variación radial de temperatura en las coordenadas $T(r, 0, t)$ del electrodo a través del tiempo en la etapa de generación, descrita por el modelo numérico.

Figura 5.8. Variación radial de temperatura en las coordenadas T(r, L/2, t) del electrodo a través del tiempo en la etapa de generación, descrita por el modelo numérico.



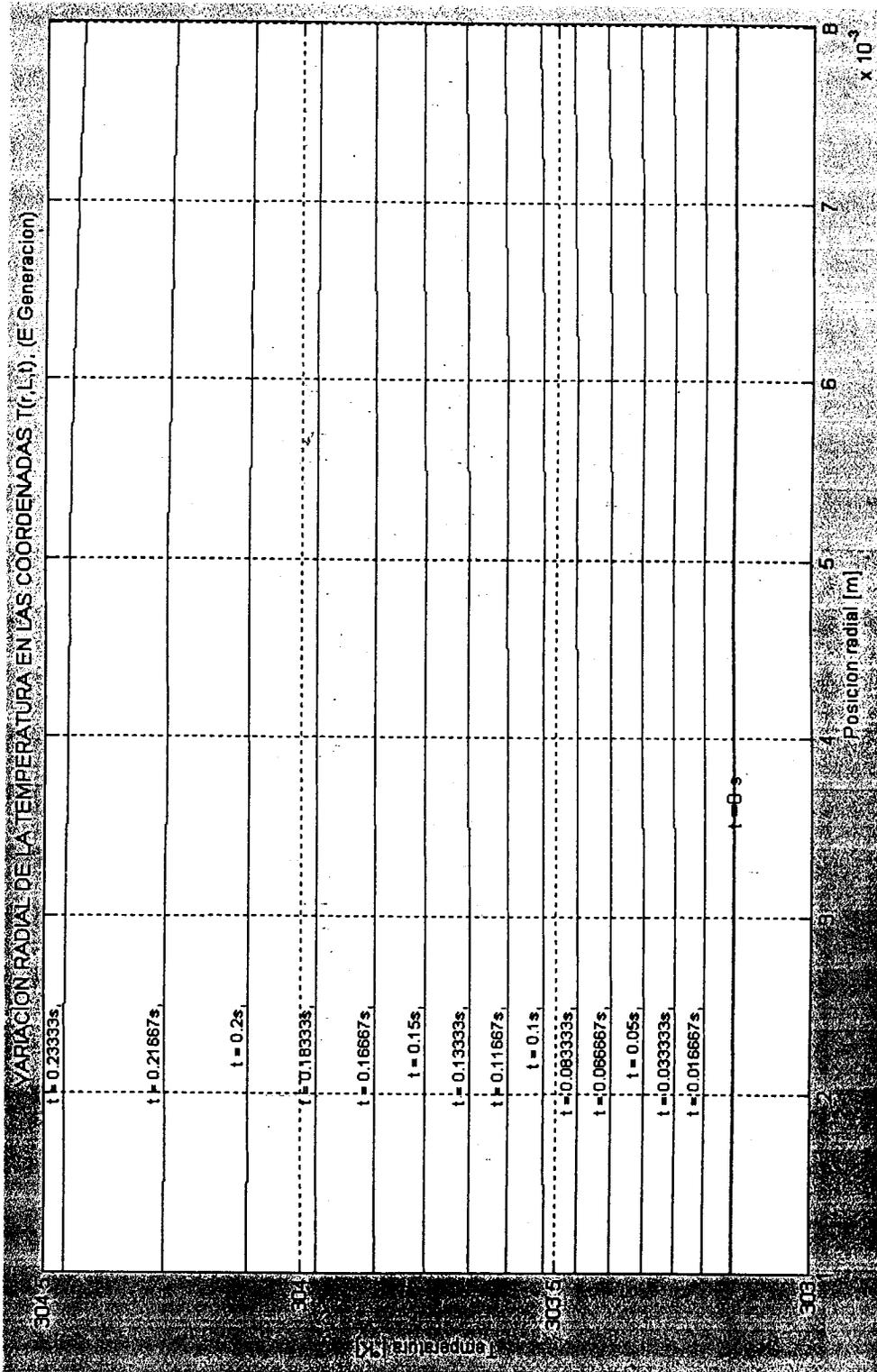


Figura 5.9. Variación radial de temperatura en las coordenadas T(r, L, t) del electrodo a través del tiempo en la etapa de generación, descrita por el modelo numérico.

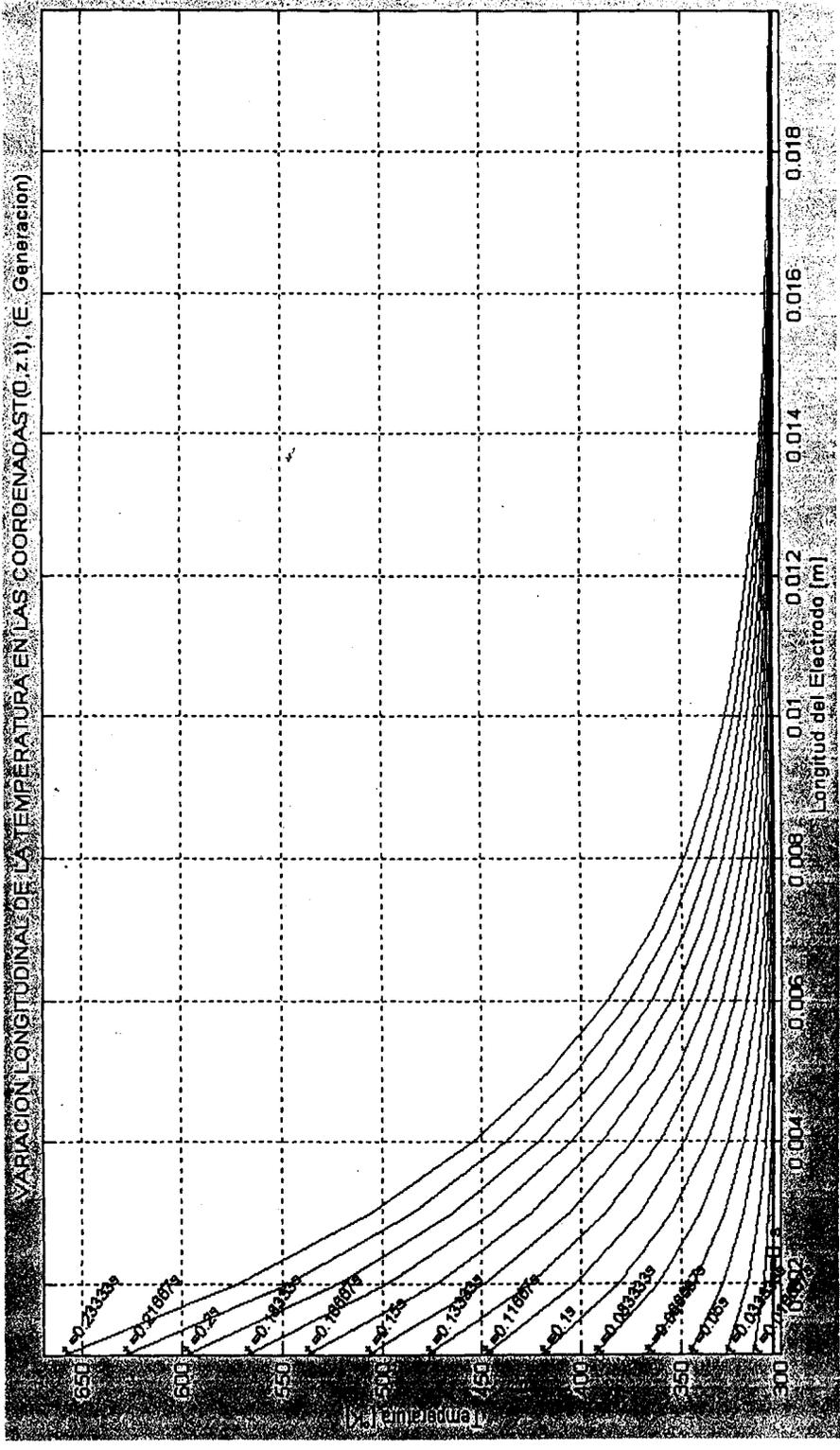


Figura 5.10. Variación longitudinal de la temperatura en las coordenadas T (0, z, t) del electrodo a través del tiempo en la etapa de generación, descrita por el modelo numérico.

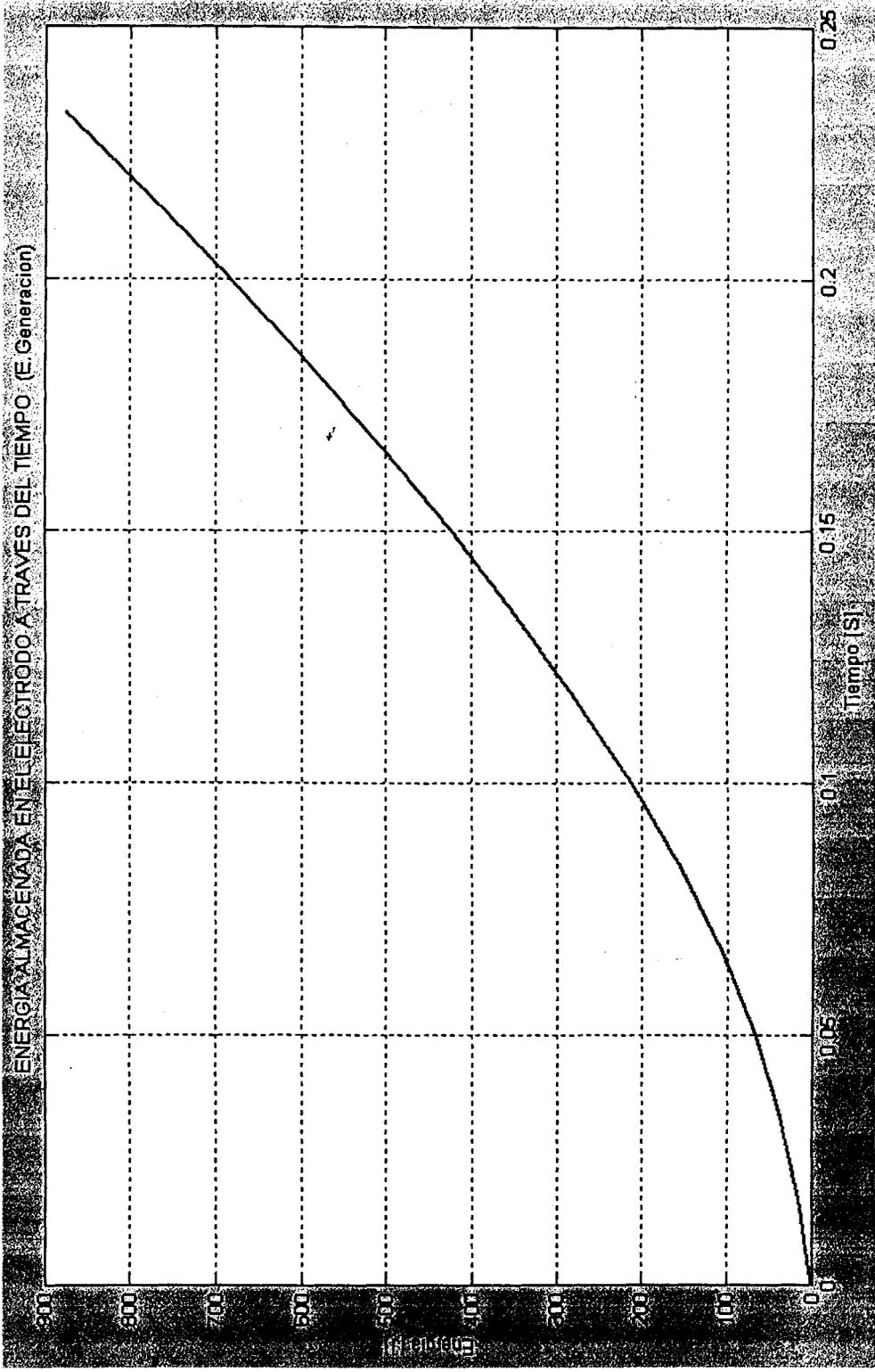


Figura 5.14. Energía total almacenada en el electrodo a través del tiempo efectuada durante la etapa de generación y descrita por el modelo numérico.

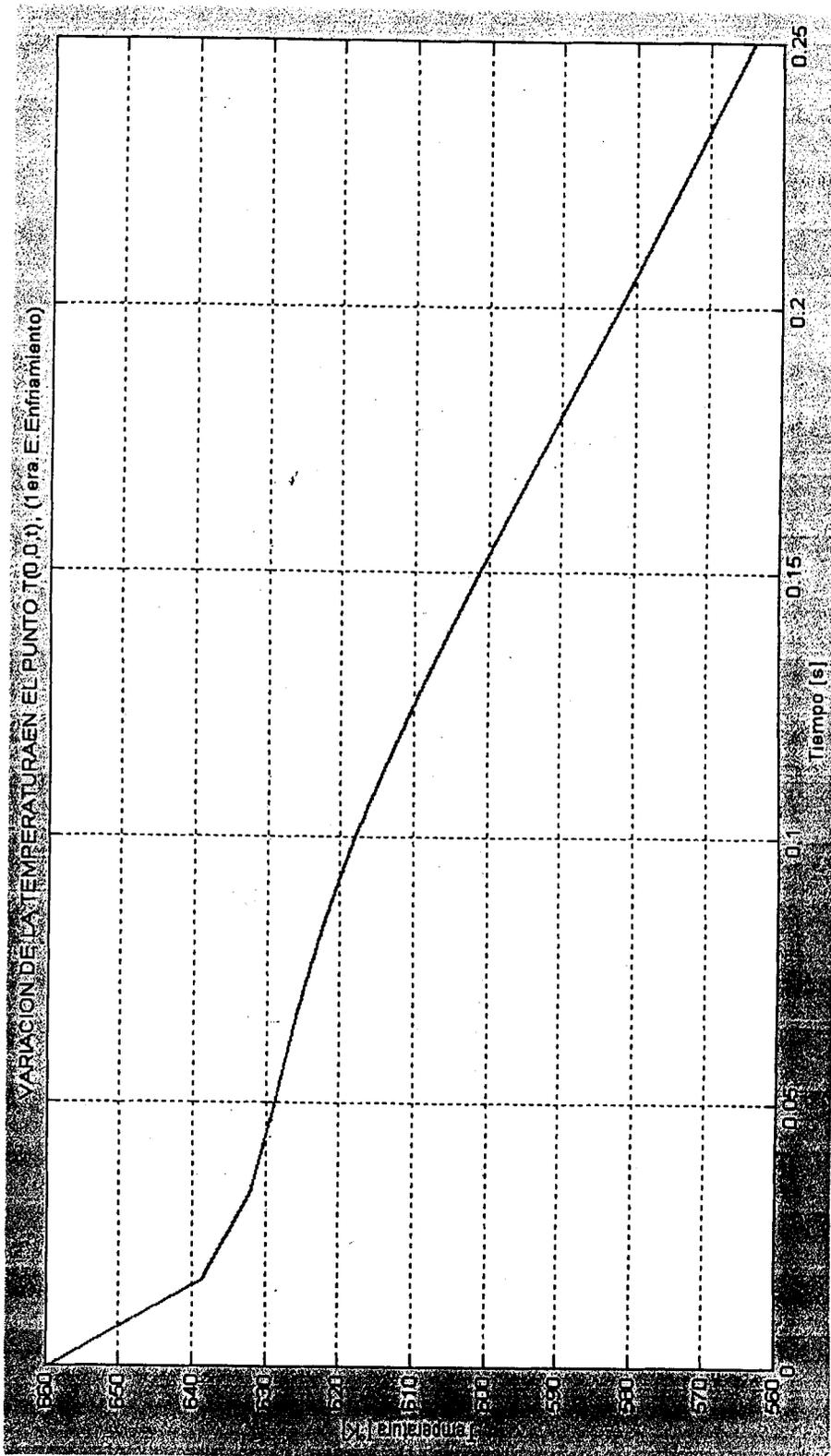


Figura 5.12. Variación de temperatura en el punto T (0, 0, t) del electrodo a través del tiempo en la 1ra. Etapa de enfriamiento descrita por el modelo numérico

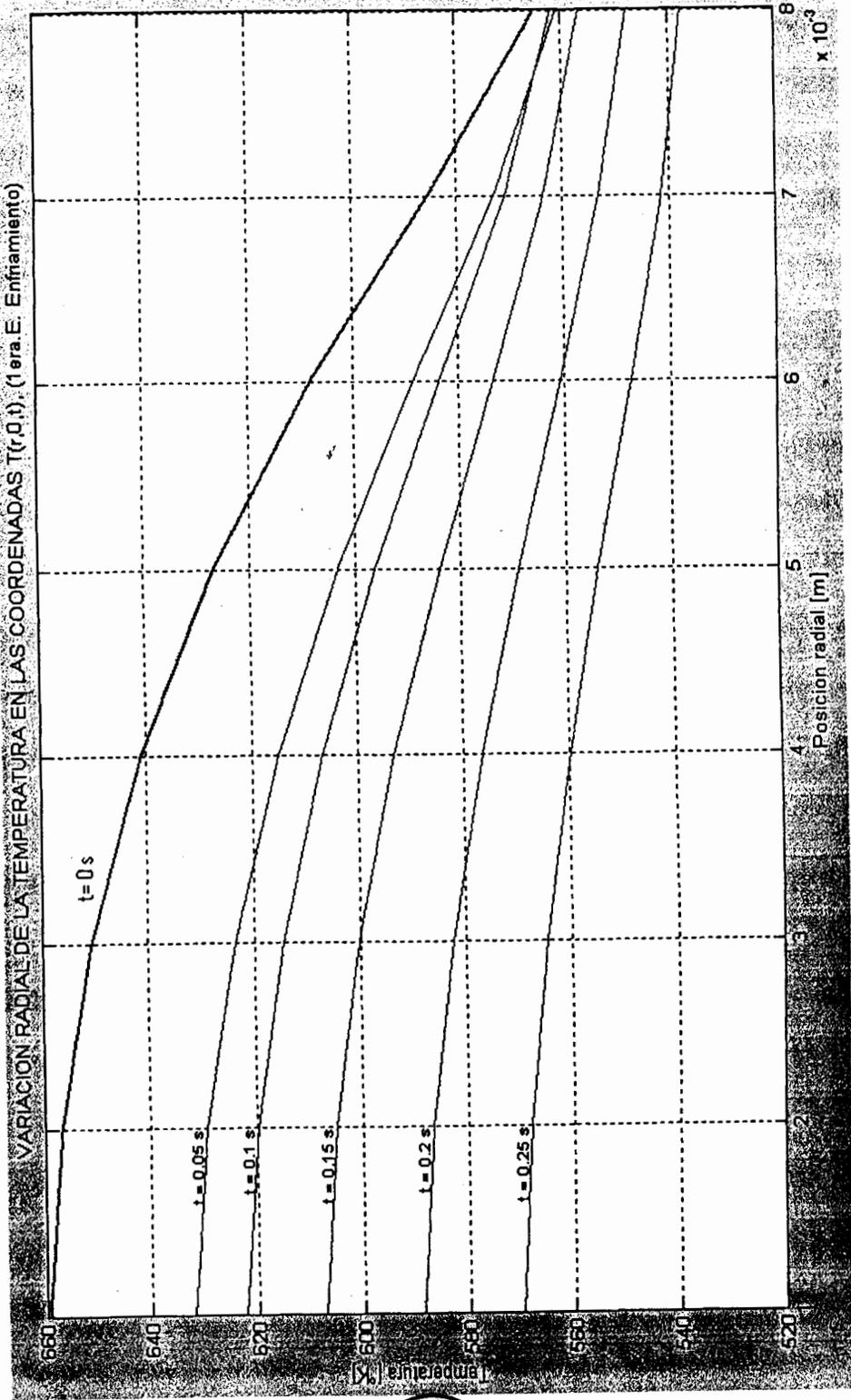


Figura 5.13. Variación radial de temperatura en las coordenadas $T(r, 0, t)$ del electrodo a través del tiempo en la 1era. Etapa de enfriamiento, descrita por el modelo numérico.



CIB-ESPOL



CIB-ESPOL



CIB-ESPOL



CIB-ESPOL

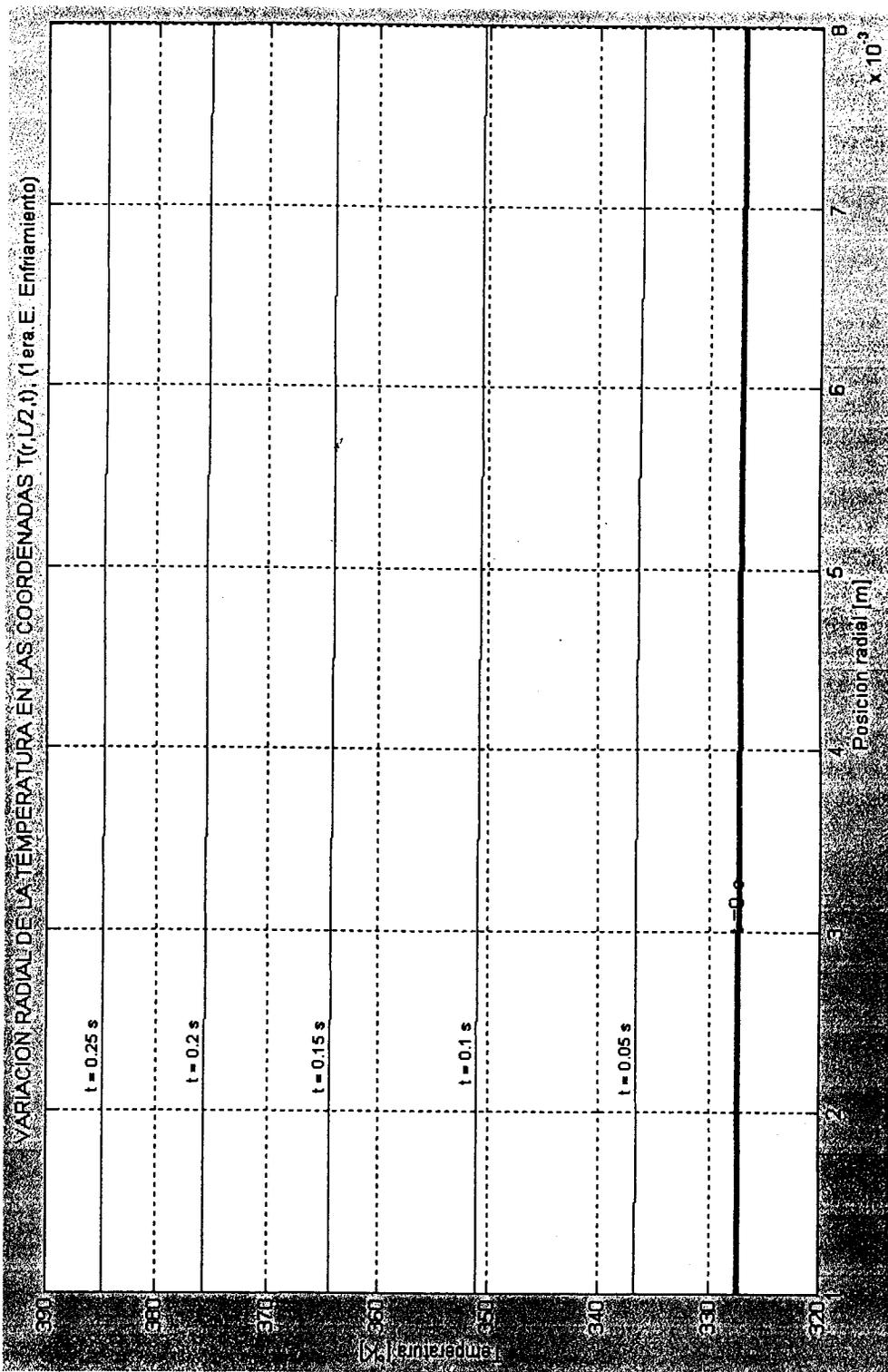


Figura 5.14. Variación radial de temperatura en las coordenadas $T(r, L/2, t)$ del electrodo a través del tiempo en la 1era. Etapa de enfriamiento, descrita por el modelo numérico.

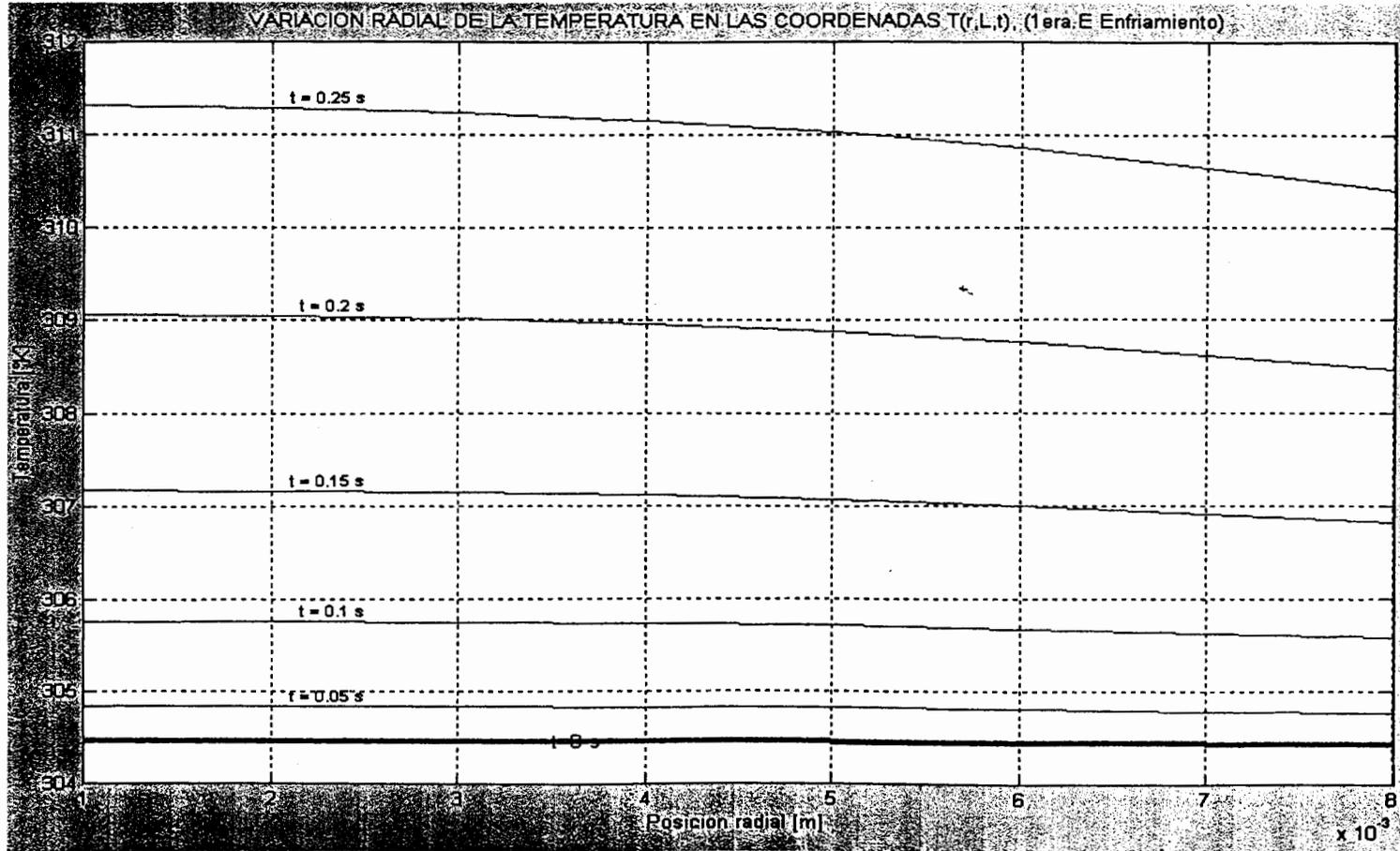


Figura 5.15. Variación radial de temperatura en las coordenadas $T(r, L, t)$ del electrodo a través del tiempo en la 1era. Etapa de enfriamiento, descrita por el modelo numérico.

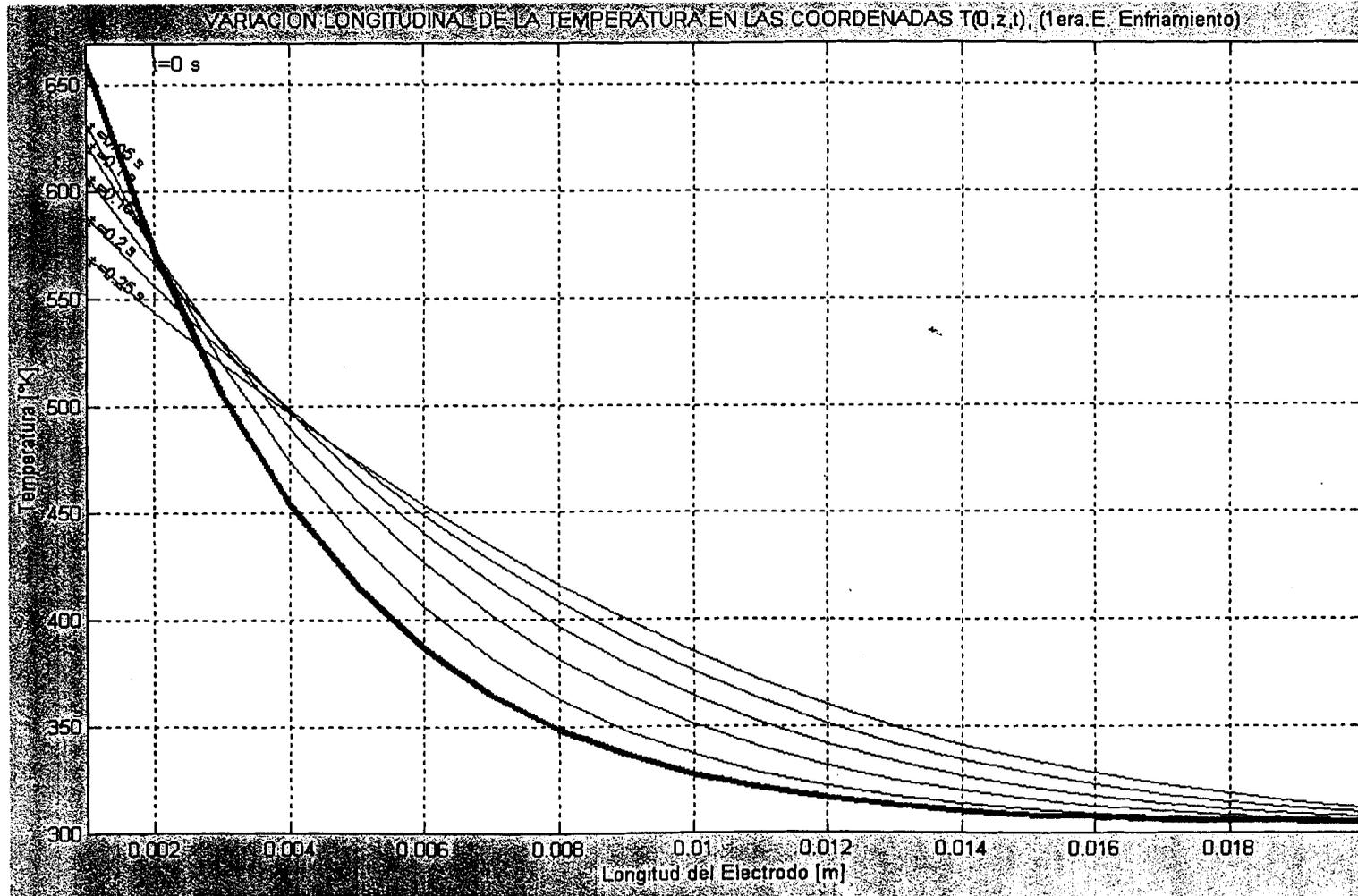


Figura 5.16. Variación longitudinal de la temperatura en las coordenadas $T(0, z, t)$ del electrodo a través del tiempo en la 1era. Etapa de enfriamiento, descrita por el modelo numérico.

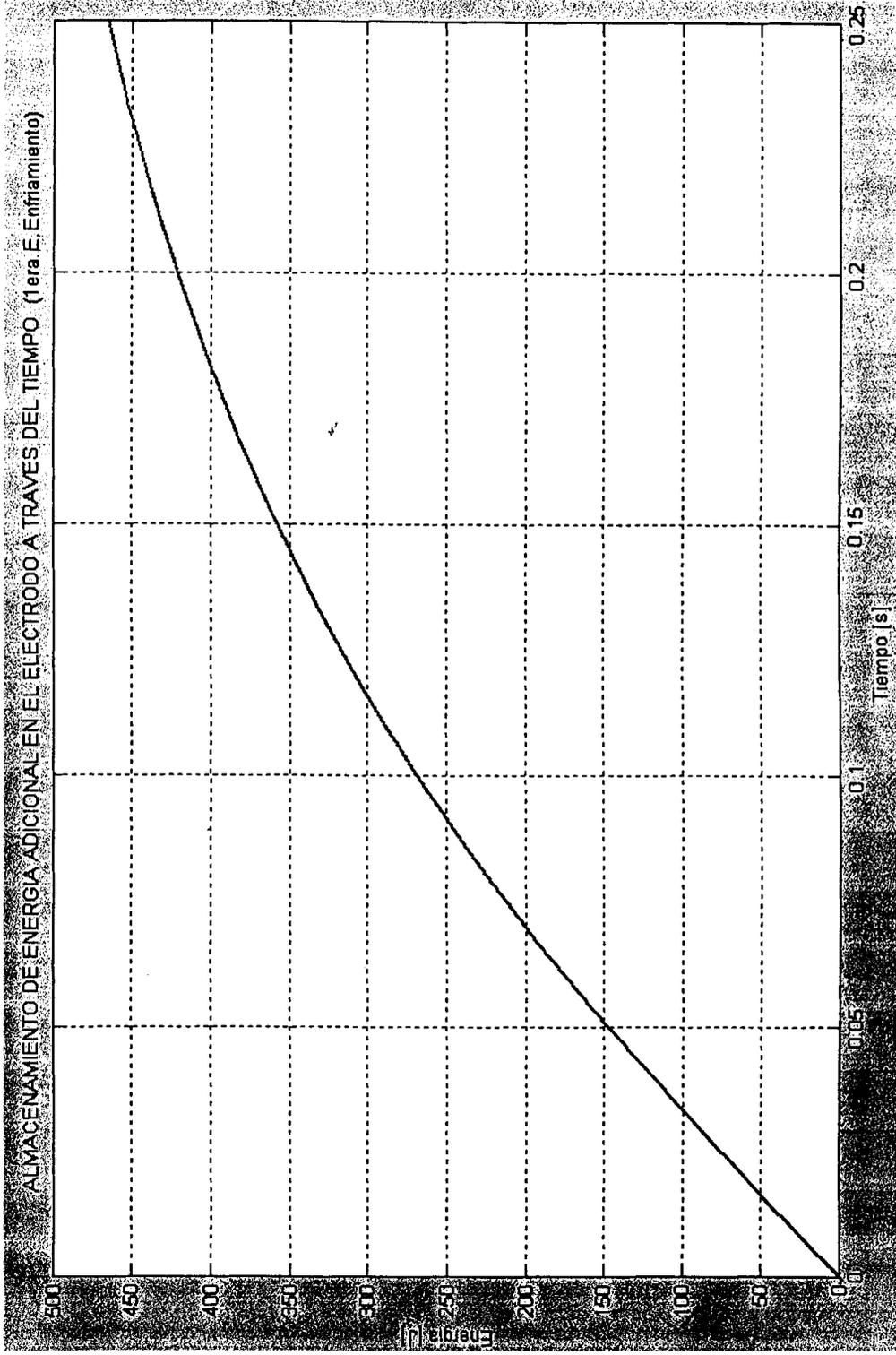


Figura 5.17. Energía neta almacenada en el electrodo a través del tiempo, efectuada durante la 1era. Etapa de enfriamiento y descrita por el modelo numérico.

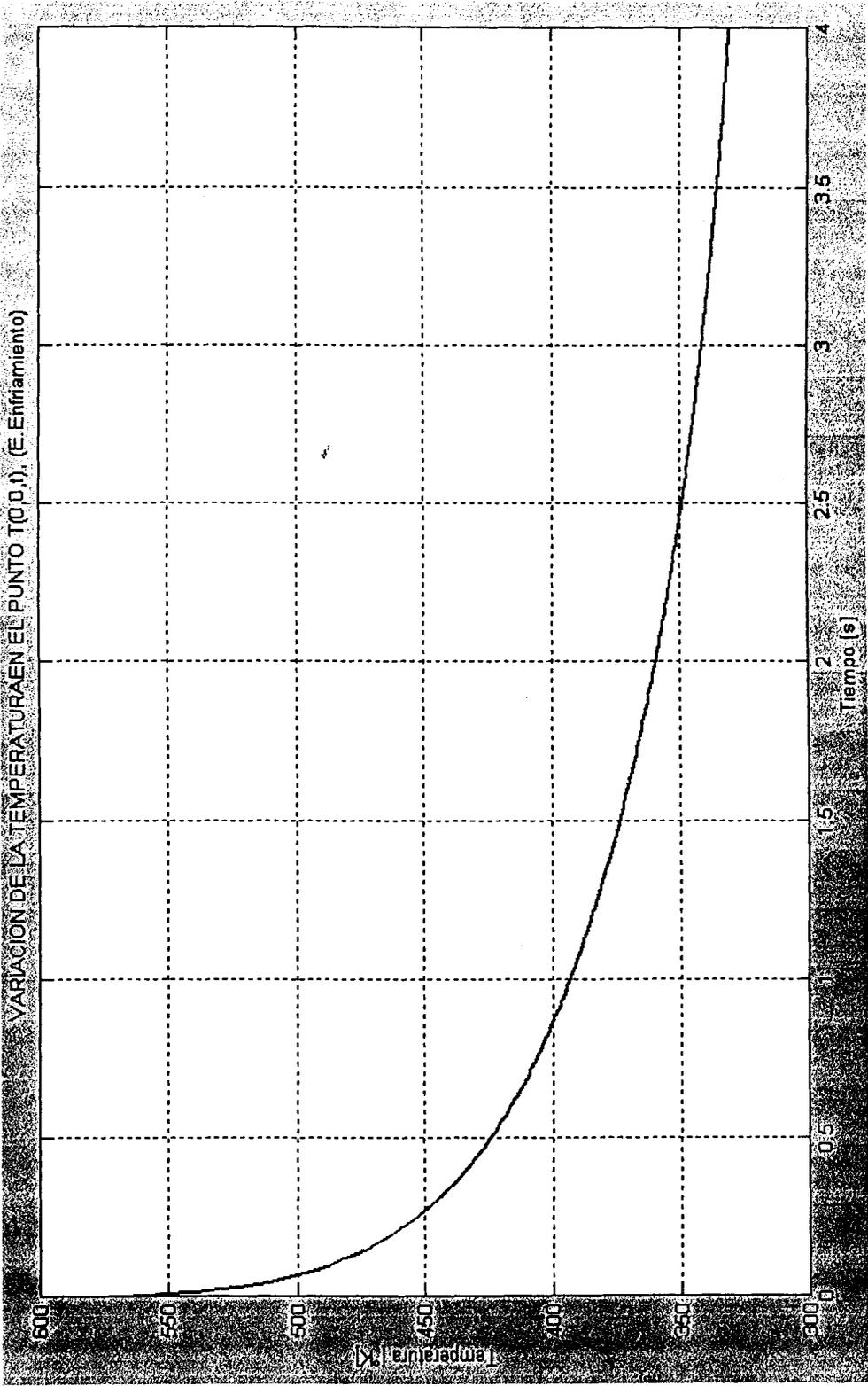


Figura 5.18. Variación de temperatura en el punto T (0, 0, t) del electrodo a través del tiempo en la segunda etapa de enfriamiento, descrita por el modelo numérico

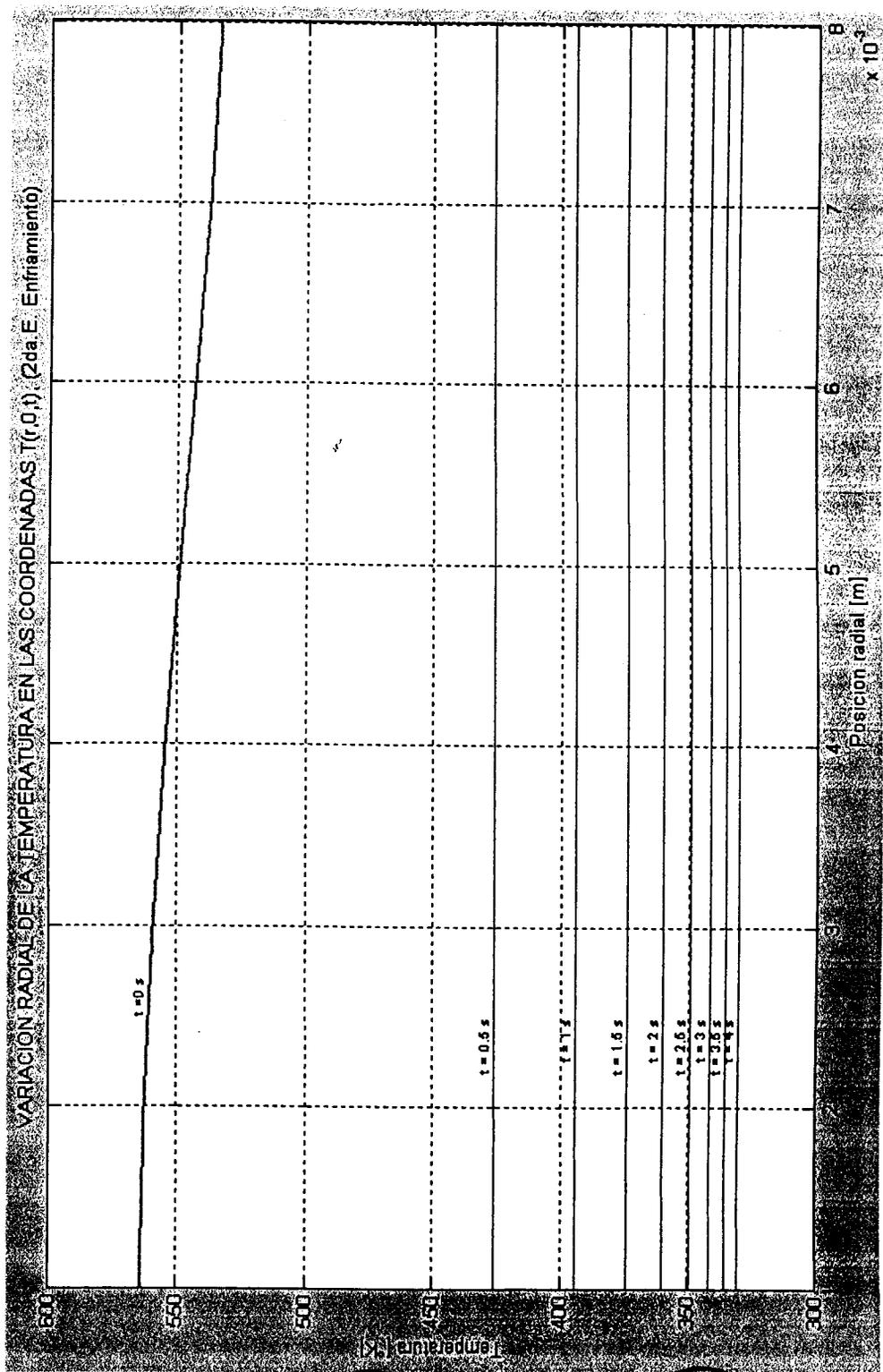
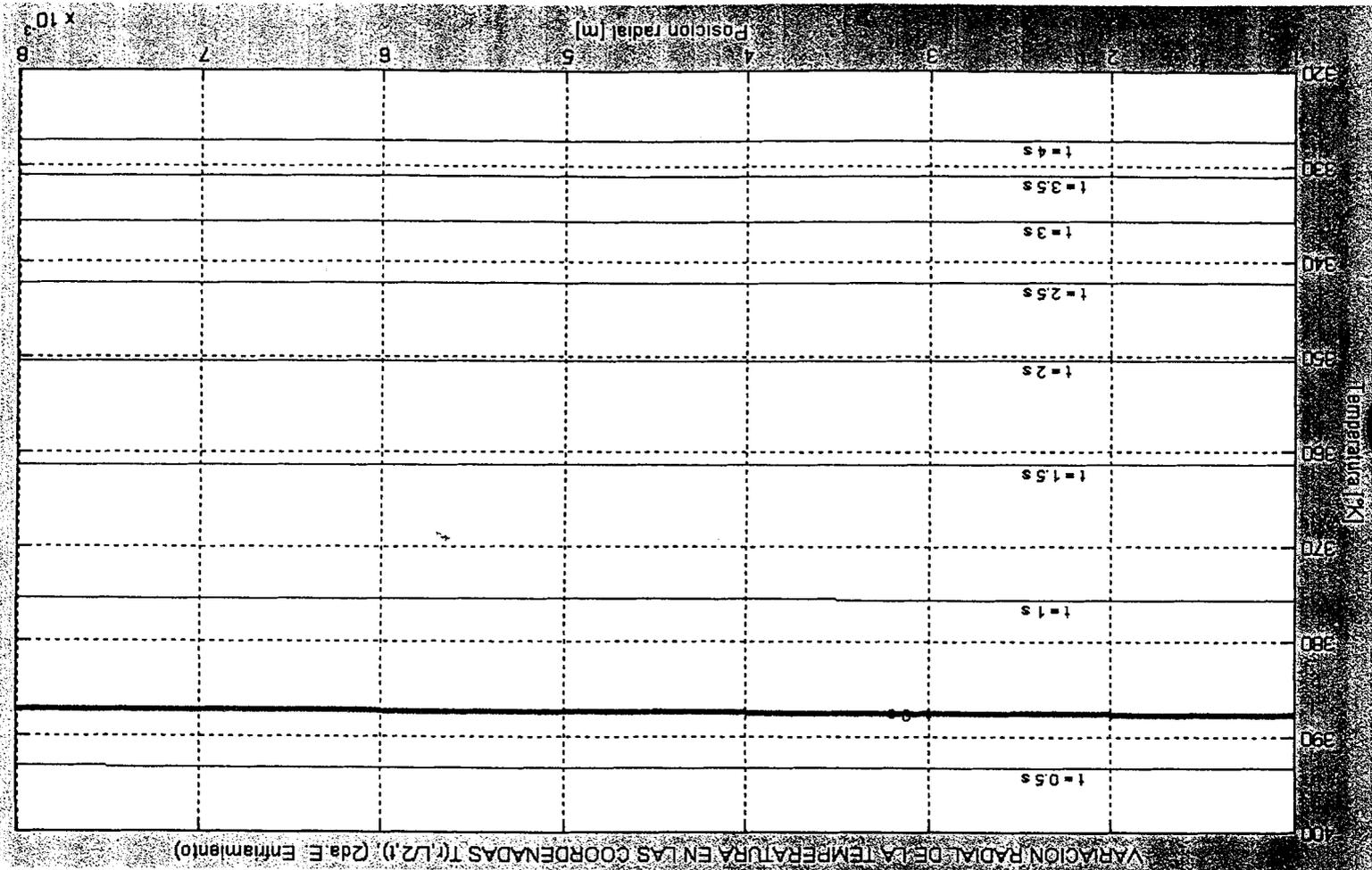


Figura 5.19. Variación radial de temperatura en las coordenadas $T(r, 0, t)$ del electrodo a través del tiempo en la segunda etapa de enfriamiento, descrita por el modelo numérico.





Figura 5.20. Variación radial de temperatura $T(r, L/2, t)$ del electrodo a través del tiempo en la segunda etapa de enfriamiento, descrita por el modelo numérico.



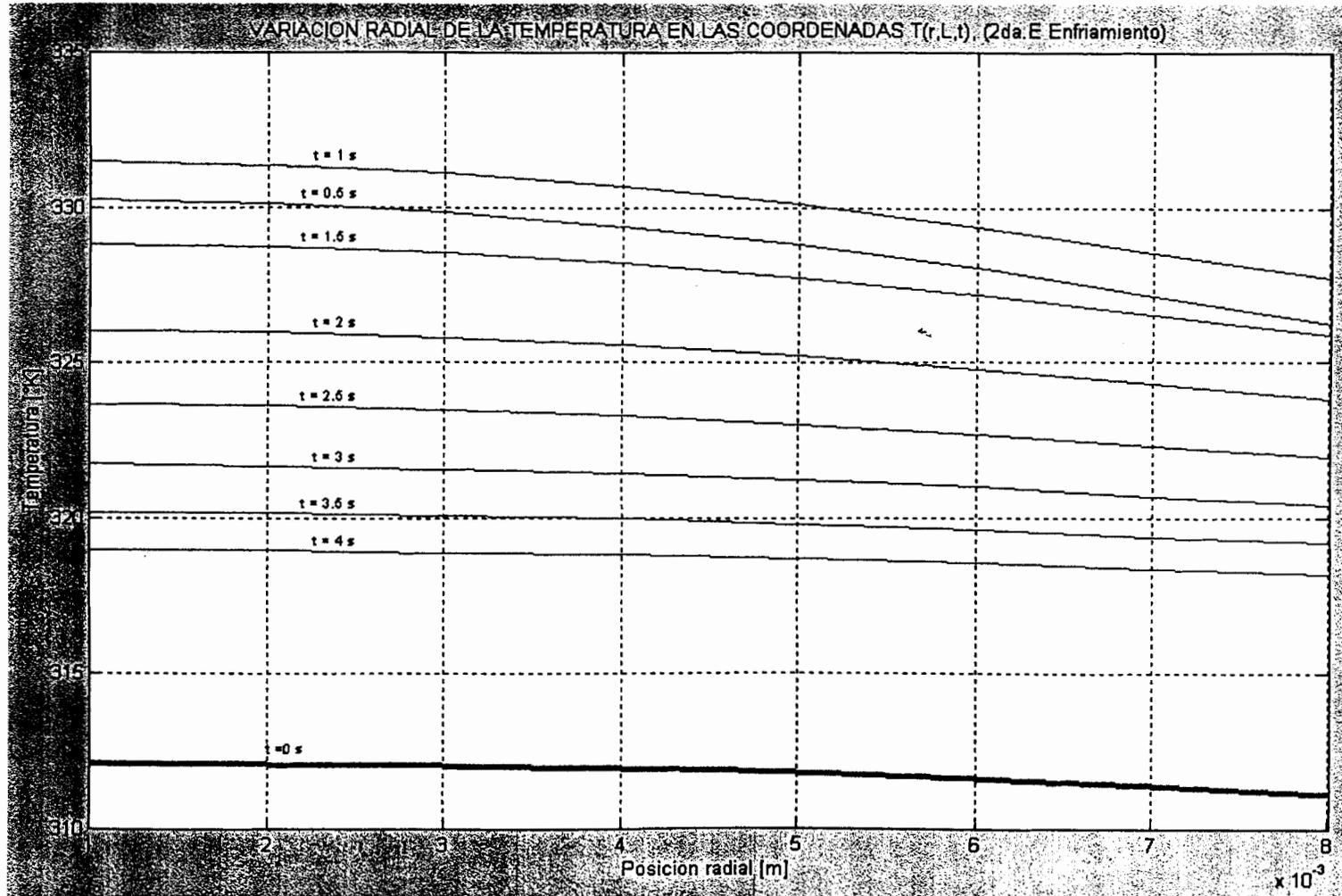


Figura 5.21. Variación radial de temperatura en las coordenadas $T(r, L, t)$ del electrodo a través del tiempo en la segunda etapa de enfriamiento, descrita por el modelo numérico.



Figura 5.22. Variación longitudinal de la temperatura en las coordenadas T (0, z, t) del electrodo a través del tiempo en la segunda etapa de enfriamiento, descrita por el modelo numérico.



CIB-ESPOL



CIB-ESPOL



CIB-ESPOL

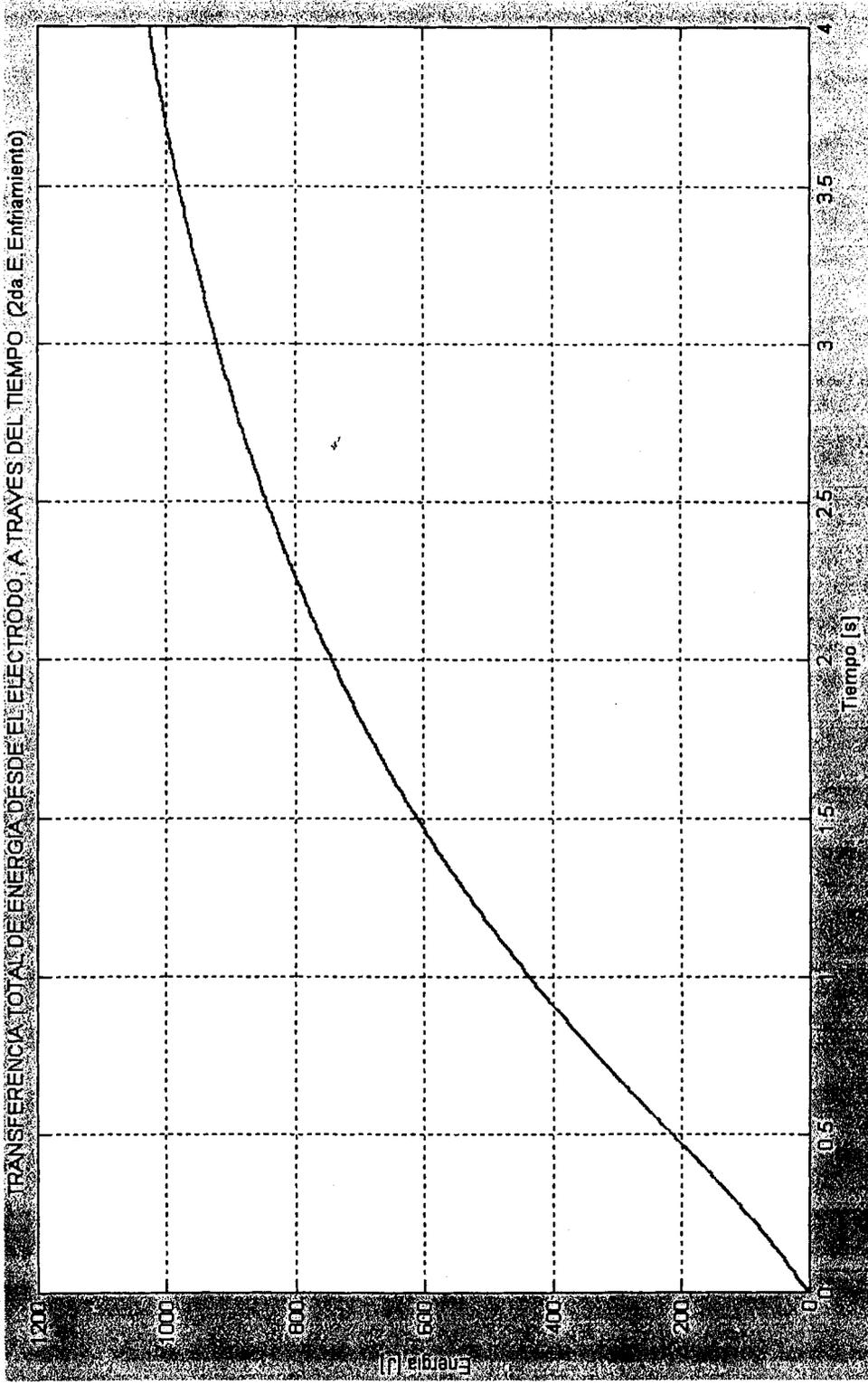


Figura 5.23. Disminución total de energía desde el electrodo a través del tiempo, efectuada durante la segunda etapa de enfriamiento y descrita por el modelo numérico.

5.2 Análisis de los resultados.

Al hacer una comparación entre los modelos analíticos y numéricos, es clara la gran diferencia que existe entre ellos, provocado por las innumerables suposiciones que precisan los modelos analíticos, entre ellas, la ausencia de la resistencia de contacto, eléctrica y térmica.

Uno de los inconvenientes más claros de los métodos analíticos es el de no introducir en el modelo las influencias de ciertas condiciones de frontera del fenómeno que se quiere modelar y que, sin duda, determinan el comportamiento real de la situación analizada. El requerimiento de determinar la distribución de temperatura más próxima a la realidad no es práctico para los modelos analíticos, sin embargo, servirán de patrón de comparación para la observación de la influencia de la resistencia eléctrica de contacto incluida ya en los métodos numéricos.

El valor máximo de la temperatura media alcanzado durante el periodo de generación en el electrodo, determinado por el método analítico y que muestra la figura 5.2, fue de 313.5 °K. El modelo numérico arrojó un valor máximo de la temperatura en el electrodo durante esta etapa de 665°K, como lo muestra las figuras 5.6 y 5.10. Esta diferencia se debe a que el modelo numérico toma en cuenta la

generación adicional de calor producto de la resistencia eléctrica de contacto y el flujo de calor proveniente de la pieza de trabajo. Además, 313.5°K es una temperatura promedio en el electrodo, lo que indica que habría partes con otros valores de temperatura. Es evidente que el modelo numérico se acerca más al proceso real, debido a que estas cantidades de calor marcan el comportamiento de la temperatura en los puntos discretizados del electrodo.

La cantidad de calor producida en la etapa de generación descrita por el modelo analítico y mostrado en la figura 5.3 es de 145 J. Cabe señalar que esta energía es generada netamente por la corriente eléctrica que atraviesa la resistencia eléctrica propia del electrodo. Sin embargo, el método numérico determinó un valor de 877.18 J mostrado en la figura 5.11, lo que muestra que, pese a la diferencia de supuestos que se han usado para determinar los modelos (analítico y numérico), estos indican que la cantidad de calor producto de la resistencia eléctrica de contacto y flujo de calor desde la pieza de trabajo, no consideradas en el modelo analítico, son muy significativos en esta etapa.

En la etapa de enfriamiento, mostrada en la figura 5.4 y 5.5, el modelo analítico no contempla el flujo de calor proveniente de la pieza de trabajo, requerido para la solidificación satisfactoria del

punto de soldadura. Además, las condiciones de frontera usadas para la derivación del modelo condicionan de gran manera la precisión requerida en este análisis. Por otro lado, en el modelo numérico es fácil introducir y cuantificar estas influencias, dividiendo el proceso de enfriamiento en dos etapas. En la primera etapa de enfriamiento (figuras 5.12 a 5.17), el electrodo debe evacuar desde la pieza de trabajo la cantidad de calor necesaria para solidificar el punto de soldadura y no excederse de esta, debido a que de lo contrario el electrodo se calentara innecesariamente; este tiempo, para el electrodo analizado se determinó en 0.25 segundos y la cantidad adicional neta de calor almacenada fue de 465.25 J, como lo indica la figura 5.17. El valor de temperatura máxima de la pieza de trabajo luego de esta primera etapa de enfriamiento fue de 881.97 °K, suficiente para que el punto soldado haya solidificado. Cabe recalcar que se requiere un sistema automático que permita reaccionar con una acción física en el tiempo de 0.25 segundos; en sistemas manuales, el calentamiento innecesario, por esta razón es inevitable y el tiempo de enfriamiento de la segunda etapa, debe incrementarse.

En la figura 5.12 se puede observar la variación de la temperatura en el punto $r = 0, z = 0$ durante la primera etapa de enfriamiento. Así la caída de temperatura durante los dos primeros ciclos de tiempo (1/30

s.) es mucho mas rápida que el resto de tiempo, aproximadamente el 30% de la disminución total de temperatura de esta etapa.

La variación longitudinal de la temperatura de la primera etapa de enfriamiento en el electrodo, se muestra en la figura 5.16, allí se puede observar la tendencia de la temperatura a establecerse en un valor uniforme; pues, mientras en la punta del electrodo ($z = 0$) la temperatura disminuye, en el resto del elemento esta aumenta.

El flujo de calor desde la pieza de trabajo al electrodo de la primera etapa de enfriamiento, no incrementa el valor máximo de la temperatura en el mismo, alcanzado en la etapa de generación y localizado en las coordenadas $r = 0$ y $Z = 0$, como lo indica la figura 5.12; sino más bien, este calor se redistribuye en el resto del cuerpo del electrodo, debido a los gradientes existentes en él. Así lo indican las gráficas de distribución de temperatura en esta etapa a través del tiempo, descritas en las figuras 5.13 a 5.17.

En la segunda etapa de enfriamiento, el electrodo está libre de flujos de calor hacia él, debido a que se retira de la pieza de trabajo y se somete a condiciones de enfriamiento por un período de tiempo de 4 segundos, finalizando así el ciclo completo de soldadura. Bajo las condiciones descritas, el mayor valor de temperatura resultante en el

electrodo es de 335°K , luego de haber liberado en esta etapa de enfriamiento la cantidad de 1026.7 J .

Usando el modelo numérico es fácil determinar la cantidad de calor remanente en el electrodo, debido a que se conoce la distribución de temperatura final en el mismo, esta cantidad de calor resultante es de 315.7578 J . Así, al comparar con la energía generada y disipada del resto de las etapas del proceso se comprueba el balance.

En la segunda etapa de enfriamiento, la cara del electrodo que estuvo en contacto con la pieza de trabajo sufrió una caída de temperatura considerable durante aproximadamente los 2 primeros segundos, como se puede observar en las graficas de las figuras 5.18 y 5.19. A partir de este tiempo la temperatura disminuye lentamente. Esto se debe también a las diferencias de temperatura existentes entre la punta del electrodo y su lado opuesto (gradiente axial).

En la sección media del electrodo con coordenadas $T(r, L/2, t)$, la segunda etapa de enfriamiento ocasionó que la temperatura aumenta en los primeros 0.5 segundos y, posteriormente, inicia el descenso de esta hasta alcanzar 328°K , como lo indica la figura 5.20. Así mismo se observó que la variación radial de temperatura fue nula.

En la sección opuesta a la cara del electrodo que estuvo en contacto a la pieza de trabajo con coordenadas $T(r, L, t)$, la segunda etapa de enfriamiento provocó que la temperatura aumente de 312 a 332°K durante el primer segundo y posteriormente decayó hasta llegar a establecerse finalmente en un valor máximo de 318 °K, como lo indica la figura 5.21.

En esta etapa de enfriamiento, se puede notar que la variación radial de la temperatura en todo el electrodo es pequeña y que la tendencia de la temperatura en el electrodo es la de establecerse en un valor uniforme en toda su extensión como lo muestra la gráfica de la figura 5.22.

CAPÍTULO 6

6. CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES.

Después de haberse realizado todos los cálculos pertinentes, de haber obtenido algunos resultados y de haberlos analizado detenidamente, se puede concluir y recomendar algunos importantes puntos que influyen en la distribución de temperatura; pues, su conocimiento servirán para predecir el comportamiento térmico y así tratar de aumentar el tiempo de vida útil y facilitar el diseño selección y dimensionamiento de un electrodo cilíndrico tipo largo o botón de una máquina soldadora de punto.

Conclusiones.

Se puede concluir que:

1. El método numérico volúmenes finitos, permiten predecir la distribución de temperatura en el electrodo de una manera mas

práctica y acercada a la realidad; mientras que, los métodos analíticos requieren de abundante trámite matemático que los hacen imprácticos para resolver el problema planteado.

2. La predicción práctica de la distribución de temperatura en el conjunto: pieza de trabajo, electrodo y cámara de enfriamiento a través del modelo numérico diseñado, permiten comprender el efecto que los parámetros de soldadura como son: corriente, fuerza, tiempos de soldadura y dimensiones de los elementos, tienen sobre la distribución de temperatura en el electrodo.
3. El conocimiento de la distribución de temperatura permitió determinar la cantidad de calor generado, acumulado y disipado en el electrodo en las etapas respectivas del proceso de soldadura, bajo las condiciones que se detallaron anteriormente. Este conocimiento permitirá diseñar y dimensionar el sistema de enfriamiento adecuado para el electrodo.
4. La resistencia eléctrica de contacto es un parámetro muy importante en el proceso de soldadura y muy influyente en la distribución de temperatura del electrodo. Los cálculos

efectuados muestran que es una de las principales fuentes de generación de calor en el proceso.

5. La presión de soldadura y las resistividades eléctricas de los materiales que intervienen en una interfaz son los parámetros más importantes en el cálculo de la resistencia eléctrica de contacto, su influencia se ve principalmente en el calor generado en el electrodo.
6. La apropiada selección del material del electrodo es muy importante para disminuir la resistencia eléctrica de contacto del cuerpo del electrodo y aumentar la conductividad térmica en el mismo.
7. El máximo valor de temperatura en el electrodo analizado se alcanza al finalizar la etapa de generación y en las coordenadas $r = 0, z = 0$, pese a que en la posterior etapa del proceso, existe un considerable flujo de calor desde la pieza de trabajo hacia el electrodo.
8. El tiempo de soldadura establecido, permite que el material de la pieza de trabajo se funda en la zona donde se concentra



CIB-ESPOL



CIB-ESPOL



CIB-ESPOL

corriente eléctrica (entre las piezas de trabajo), sin recalentar ni aumentar excesivamente la temperatura en el resto de la pieza de trabajo como lo muestra el gráfico de isotermas en el anexo E y el valor de temperatura máximo alcanzado por el electrodo esta dentro de las condiciones de operación que se establecen en el anexo A.

9. El tiempo de solidificación de la primera etapa de enfriamiento, determinado es de 0.25 segundos, es suficiente para evacuar el calor necesario de la zona de soldadura y no calentar innecesariamente el electrodo.
10. En el tiempo de la segunda etapa de enfriamiento (4 segundos) y bajo las condiciones de enfriamiento establecidas, la cantidad de calor máxima que se puede evacuar del electrodo analizado es de 1026 J.
11. El valor máximo de la temperatura establecida en el electrodo después de la segunda etapa de enfriamiento fue de 332°K como lo indica la gráfica de isotermas expuesta en el anexo E.

Recomendaciones.

Se recomienda que:

1. Se use un material para el electrodo con un coeficiente de conducción grande y de resistividad eléctrica lo más pequeña posible, sin descuidar las propiedades mecánicas necesarias para el proceso.
2. En máquinas de soldadura bien automatizadas el tiempo de la primera etapa de enfriamiento debe sólo permitir evacuar el calor necesario para la solidificación de la zona de soldadura de la pieza de trabajo.
3. Para aumentar la evacuación de calor del electrodo, se puede aumentar el periodo de enfriamiento o aumentar el coeficiente de convección forzada en la segunda etapa de enfriamiento, mediante el incremento de flujo másico de refrigerante.
4. Implementar un periodo más largo de enfriamiento después de varios periodos normales. Así, permitiría reducir el almacenamiento de energía en el electrodo en operaciones largas de la máquina de soldadura, renovando las condiciones iniciales de temperatura del electrodo a valores más bajos.



CIB-ESPOL



CIB-ESPOL

5. Reducir la magnitud de los Δr y Δz (dimensiones de los volúmenes finitos) y los intervalos de tiempo Δt , como sea posible para aumentar la exactitud de la solución numérica.
6. Usar el método TDMA (Three diagonal matrix algorithm), en vez del método iterativo Gauss Seidel, para encontrar las soluciones más efectivamente del conjunto de ecuaciones algebraicas resultantes del proceso de discretización aplicado.
7. Para mejorar los resultados del análisis actual, en lo posterior se podría incluir el efecto de la variación de las propiedades mecánicas con la temperatura, el mismo que permitiría determinar un valor de la resistencia eléctrica de contacto más cercano a la realidad.
8. Incluir el efecto de la variación de propiedades físicas y mecánicas debido al cambio de fase del material de la pieza de trabajo que se produce en el punto de soldadura. Este efecto es importante en el proceso de generación de calor y enfriamiento en el electrodo.

ANEXO A

PROPIEDADES Y USOS COMUNES DE ALEACIONES DE BASE COBRE.

COPPERBASE ALLOYS

Southern Copper & Supply (800) 289-2728, Fax: (205) 664-1365 (distributor of CMW Inc.)



Long electrode life is of paramount importance to the user of resistance welding equipment. Selection of the proper CMW alloy or combination of alloys will help to give improved weld strength and electrode life.

CMW electrodes are fabricated from alloys selected from the results of laboratory and practical field tests. For special problems, CMW engineers will make recommendations based on their years of experience.

Typical Physical and Mechanical Properties of CMW® Copper Based Alloys

CMW ALLOY	Condition	Principal Elements	Class #	R.W.M.A. Alloy Number	Hardness Rockwell	Electrical Conductivity %I.A.C.S.	Ultimate Tensile Strength, psi	Elongation % in 2"	Permanent Softening Begins at	
									°C	°F
CMW® 28	Wrought**	Copper, Zirconium	1	1.15000	70 B	90	66,000	10	500	930
	Cast				70 B	80	50,000	20	500	930
CMW® 3	Wrought***	Copper, Chromium	2	2.18200	83 B	85	75,000	15	500	930
CMW® 328	Wrought***	Copper, Chromium, Zirconium	2	2.18150	83 B	85	75,000	15	500	930
	Wrought	Copper, Nickel,	3		94 B	48	100,000	13	455	850
CMW® 353	Cast	Silicon, Chromium	3	3.18000	90 B	48	85,000	10	455	850
	Wrought	Copper, Nickel,	3							
CMW® 100	Wrought	Beryllium	3	3.17510	100 B	48	110,000	10	455	850
	Cast				38 C	20	110,000	2	375	710
CMW® 73	Wrought	Copper, Beryllium	4	4.17200	38 C	23	170,000	4	375	710
ELKALOY® D	Cast	Copper, Aluminum	5	5.95300	92 B	13	85,000	15	620	1150
	Cast				30 B	95	25,000	50	200	390
Copper	Wrought	Pure Copper		—	40 B	100	40,000	35	200	390
CMW® DSC	Wrought	Copper, Al ₂ O ₃	20	—	75 B	85	54,000	25	800	1475

Note: All properties shown are TYPICAL and should not be used for specifications

* Cold drawn bars up to 1" diameter

** Cold drawn bars up to 3/8" diameter

*** Heat treated and cold drawn bars up to 1" diameter

TYPICAL USAGE

CMW® 28 material is recommended for spot welding of coated steels and high conductivity materials, excluding copper and silver.

CMW® 3 material is recommended for spot and seam welding cold and hot-rolled steels and coated materials as well as current carrying shafts and arms, back-up bars for both resistance and arc welding and electrical current carrying structural parts and springs.

CMW® 328 material is recommended for spot and seam welding cold and hot rolled steels. There is some evidence that CMW® 328 outperforms CMW® 3 material when welding coated or galvanized steels.

CMW® 353 material is recommended for heavy duty offset holders, back-up bars, flash welding dies, current carrying structural members, shafts and bushings in combination with CMW® 3.

CMW® 100 material is recommended for spot and seam welding stainless steel and high temperature heat resisting alloys requiring high weld forces, flash welding dies, back-up bars, projection welding electrodes, and high strength, high conductivity electrical components and springs.

CMW® 73 material is recommended for flash welding dies, springs, electrical components, high strength backing material for brazed assemblies and wire guides.

ELKALOY® D material is recommended for butt and flash welding dies and clamps for cold rolled and stainless steel, current carrying structural parts, jigs and fixtures, pickling racks and baskets.

CMW® DSC material has exceptional resistance to deformation when welding, and is highly recommended as welding caps for welding coated and galvanized steels. It allows a stable start-up, and generally outlasts other cap materials when welding parameters are not carefully controlled. The material requires upset cold work to develop its properties, and is therefore only available as caps or cap blanks.

ANEXO B

PROPIEDADES Y USOS COMUNES DE MATERIALES DE BASE REFRACTARIOS

ELKONITE®, ELKON® AND ANVILOY® MATERIALS



Southern Copper & Supply (800) 289-2728, Fax: (205) 664-1365 (distributor of CMW Inc.)

ELKONITE® is the registered trade mark of CMW used to identify a group of metal compositions whose elements consist basically of the refractory metals tungsten, molybdenum and tungsten carbide combined with copper. Combinations of these elements produce dense, hard metals of superior wear resistance and strength at elevated temperatures, coupled with good thermal and electrical conductivity. The mechanical and physical properties of the ELKONITE® materials make them particularly suitable as the die inserts and facings for volume projection welding, flash and butt welding,

electrical upsetting, electroforging and mash welding applications.

ELKONITE® material is also used successfully as facing on spot welding electrodes where heat balance or mechanical wear resistance are required. The initial premium cost of ELKONITE® material is offset by lower production cost per weld due to long die life and less electrode dressing time. The high stability of ELKONITE® material insures uniform heating and prevents misalignment, resulting in a higher quality weld.

Typical Physical and Mechanical Properties of CMW® Refractory Based Materials

CMW GRADE	Type of Material	Class #	R.W.M.A. Group B Material	Hardness Rockwell	Electrical Conductivity %I.A.C.S.	Ultimate Tensile Strength, psi	Cross Breaking Strength psi
ELKONITE® 1W3	Tungsten-Copper	10	10.74450	77 B	53	63,000	110,000
ELKONITE® 3W3	Tungsten-Copper		---	90 B	50	75,000	130,000
ELKONITE® 5W3	Tungsten-Copper		---	95 B	48	85,000	140,000
ELKONITE® 10W3	Tungsten-Copper	11	11.74400	98 B	45	90,000	150,000
ELKONITE® 30W3	Tungsten-Copper	12	12.74350	103 B	41	98,000	170,000
ELKONITE® 3W53	Tungsten-Copper Alloy		---	105 B	30	120,000	180,000
ELKONITE® 10W53*	Tungsten-Copper Alloy		---	109 B	28	160,000	200,000
ELKONITE® TC5	Tungsten Carbide-Copper		---	94 B	45	70,000	140,000
ELKONITE® TC10	Tungsten Carbide-Copper		---	100 B	42	75,000	160,000
ELKONITE® TC20	Tungsten Carbide-Copper		---	37 C	30	85,000	180,000
ELKONITE® TC53*	Tungsten Carbide-Copper Alloy		---	47 C	18	150,000	220,000
ELKON® 100W	Tungsten	13	13.74300	39 C	30	150,000	200,000
ELKON® 100M	Molybdenum	14	14.42300	90 B	30	80,000	120,000
ANVILOY® 1150**	Tungsten-Nickel-Iron-Molybdenum		---	34 C	13	140,000	280,000

TYPICAL USES

ELKONITE® 1W3 and **3W3** alloys are generally used for flash and butt welding die inserts where higher electrical and thermal conductivity is necessary and where a degree of malleability is desirable. These materials are also used for spot welding (as a radius faced electrode) low conductivity ferrous metals such as stainless steel.

ELKONITE® 5W3 and **TC5** alloys are normally used for light duty projection welding dies where welding pressures are not extreme.

ELKONITE® 10W3 alloy is used for electrode and die inserts in most flash and butt welding dies and for projection welding dies where welding pressures are moderate. It is also used for light electrical upsetting, electroforging dies and seam welder bushing inserts.

ELKONITE® 30W3 and **TC10** alloys are recommended for volume projection welding dies where the pressures involved are relatively high. Electrical upsetting of non-ferrous metals and low carbon steel is usually accomplished by the use of such **ELKONITE®** materials as die facings. Cross-wire welding of large, diameter wire and rod is accomplished with such **ELKONITE®** materials.

ELKONITE® 3W53 and **10W53** are heat treatable grades of **ELKONITE®** materials supplied in the fully heat treated condition. If silver brazed to a die backing, such **ELKONITE®** materials should be heat treated after brazing. These harder grades are used primarily for electroforging and electrical upsetting dies, where temperatures and pressures are comparatively high.

ELKONITE® TC20 and **TC53** materials are extremely hard and wear resistant. **ELKONITE® TC20** material, while somewhat difficult to machine, may be machined using carbide tipped tools. **ELKONITE® TC53** material is a heat treatable grade of such high hardness that machining operations are impractical and the material must be ground. Such **ELKONITE®** materials are customarily used for special applications of electrical upsetting and electroforging.

ELKON® 100W is extremely hard and its ductility is relatively low. It cannot be machined but may be ground to the required shape. It does not alloy appreciably with nonferrous materials and is used for cross-wire welding of metals such as copper and brass. It is also used for electro brazing electrode material and for some electrical upsetting operations.

ELKON® 100M is used principally for electro brazing electrode material and for cross-wire welding of nonferrous metals. It is not as hard as **ELKON® 100W** material and may be machined or drilled to fit the parts to be joined. A typical application of this material, as an electrode, is the welding or brazing of braided or solid copper conductors to ferrous or nonferrous terminals, lugs or fittings.

ANVILOY® 1150 material is used in electro brazing applications where heat balance is important. The **ANVILOY® 1150** material also has good anti-sticking qualities and good high temperature abrasion and hardness properties. The oxidation resistance of both materials is excellent up to 1100°F.

ANEXO D

ILUSTRACIÓN GRÁFICA DE LA TEMPERATURA AL FINALIZAR LA ETAPA DE GENERACIÓN

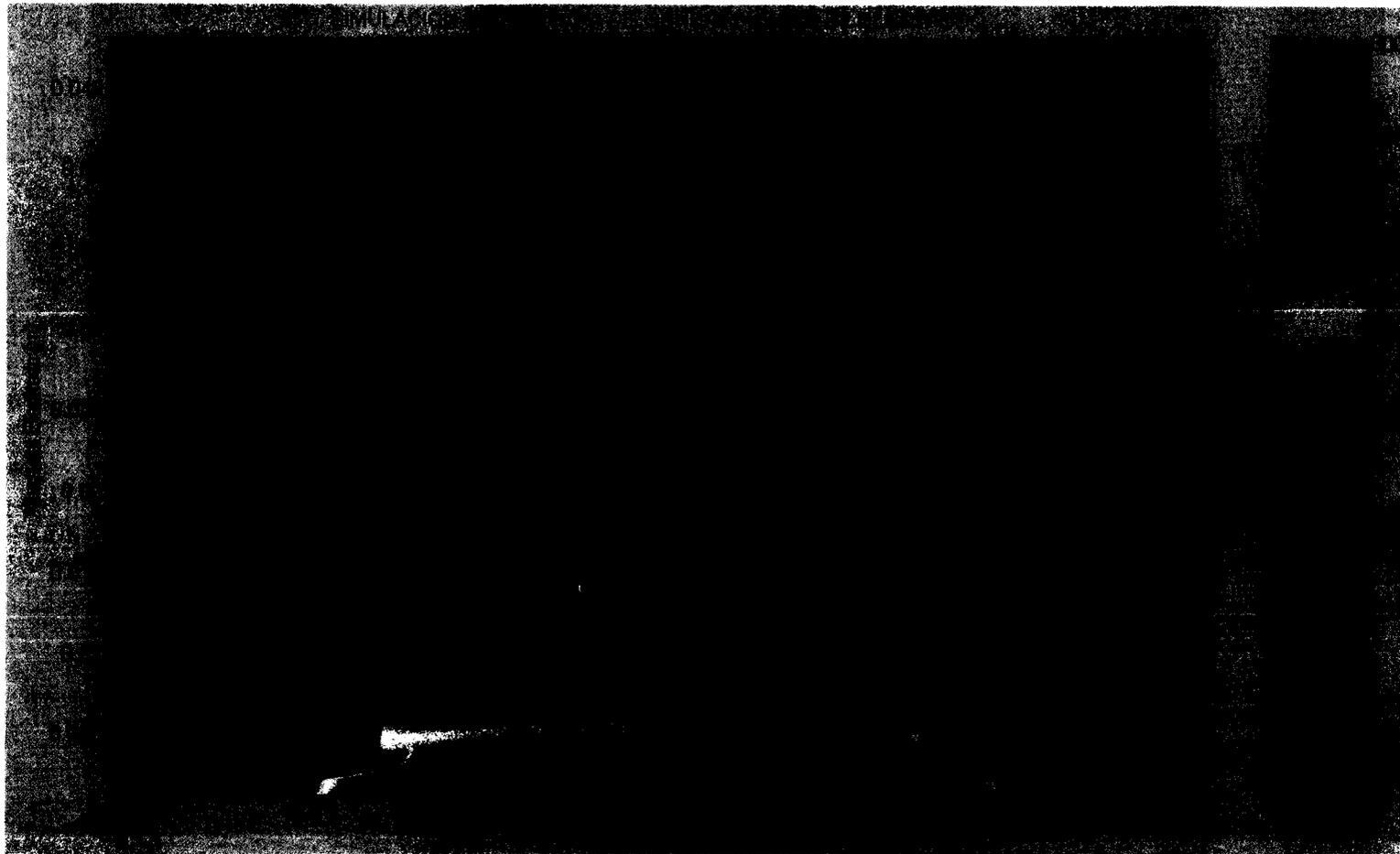


ILUSTRACIÓN GRÁFICA DE LA TEMPERATURA AL FINALIZAR LA PRIMERA ETAPA DE ENFRIAMIENTO

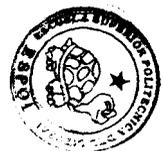
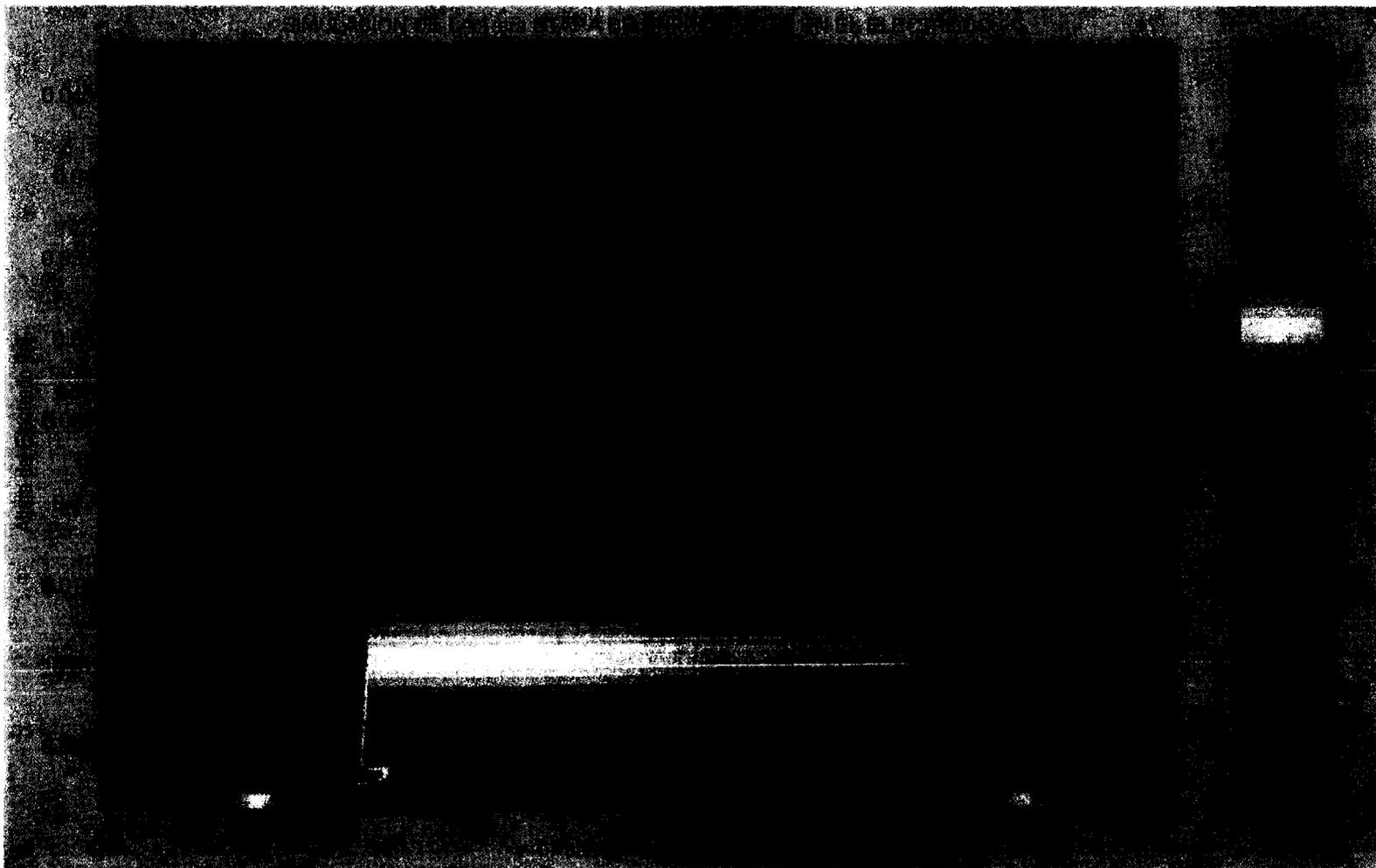
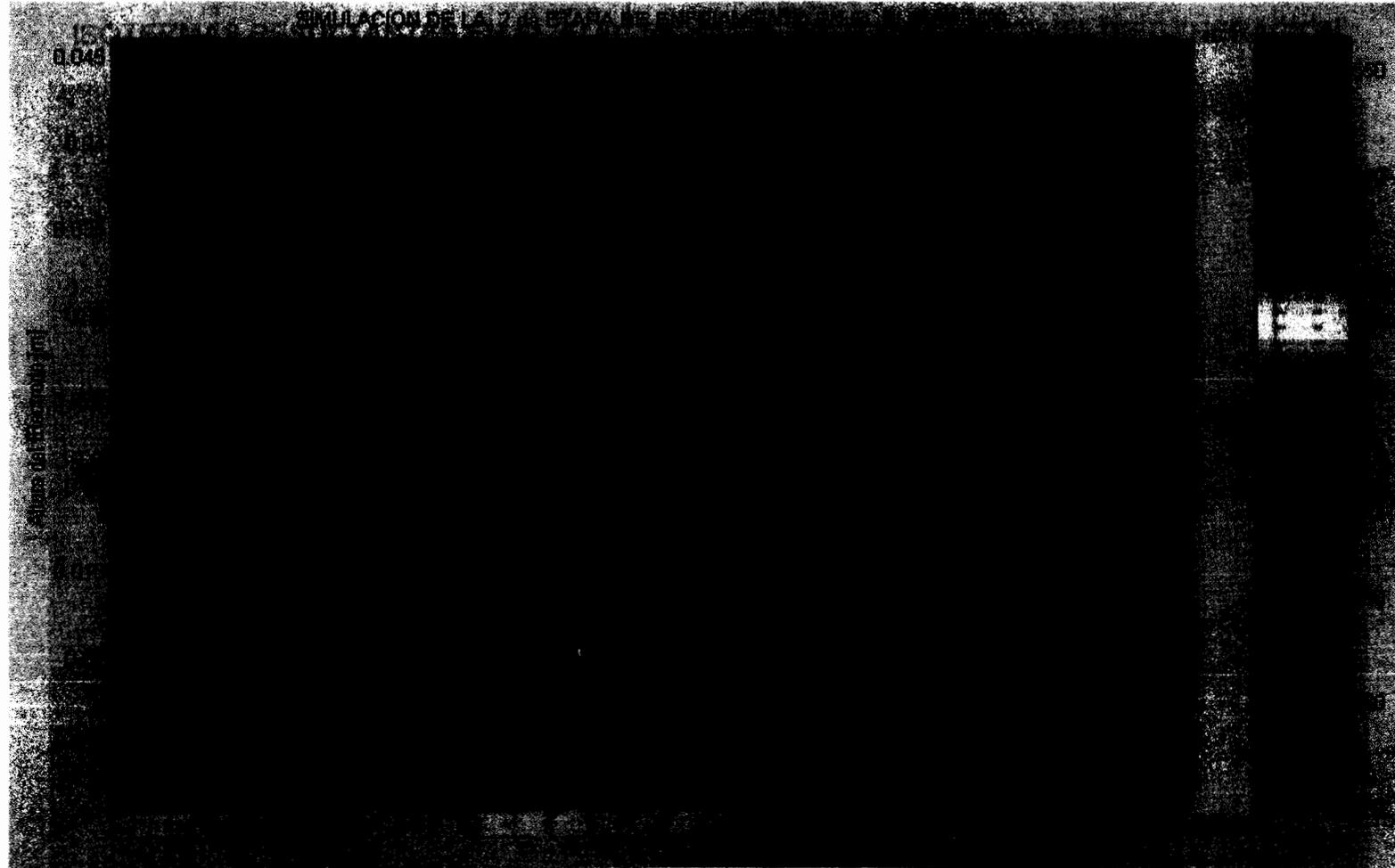
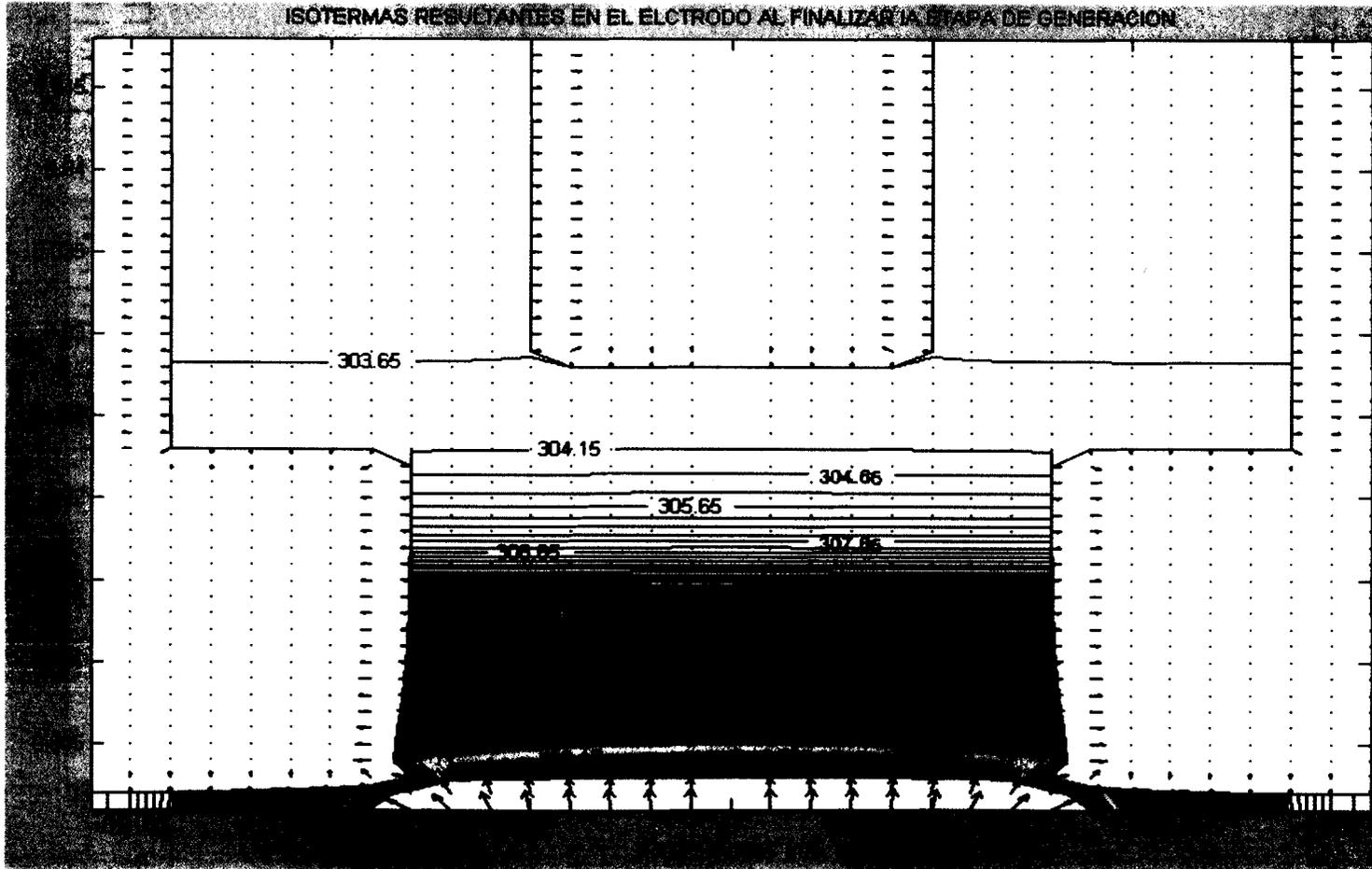


ILUSTRACIÓN GRÁFICA DE LA TEMPERATURA AL FINALIZAR LA SEGUNDA ETAPA DE ENFRIAMIENTO

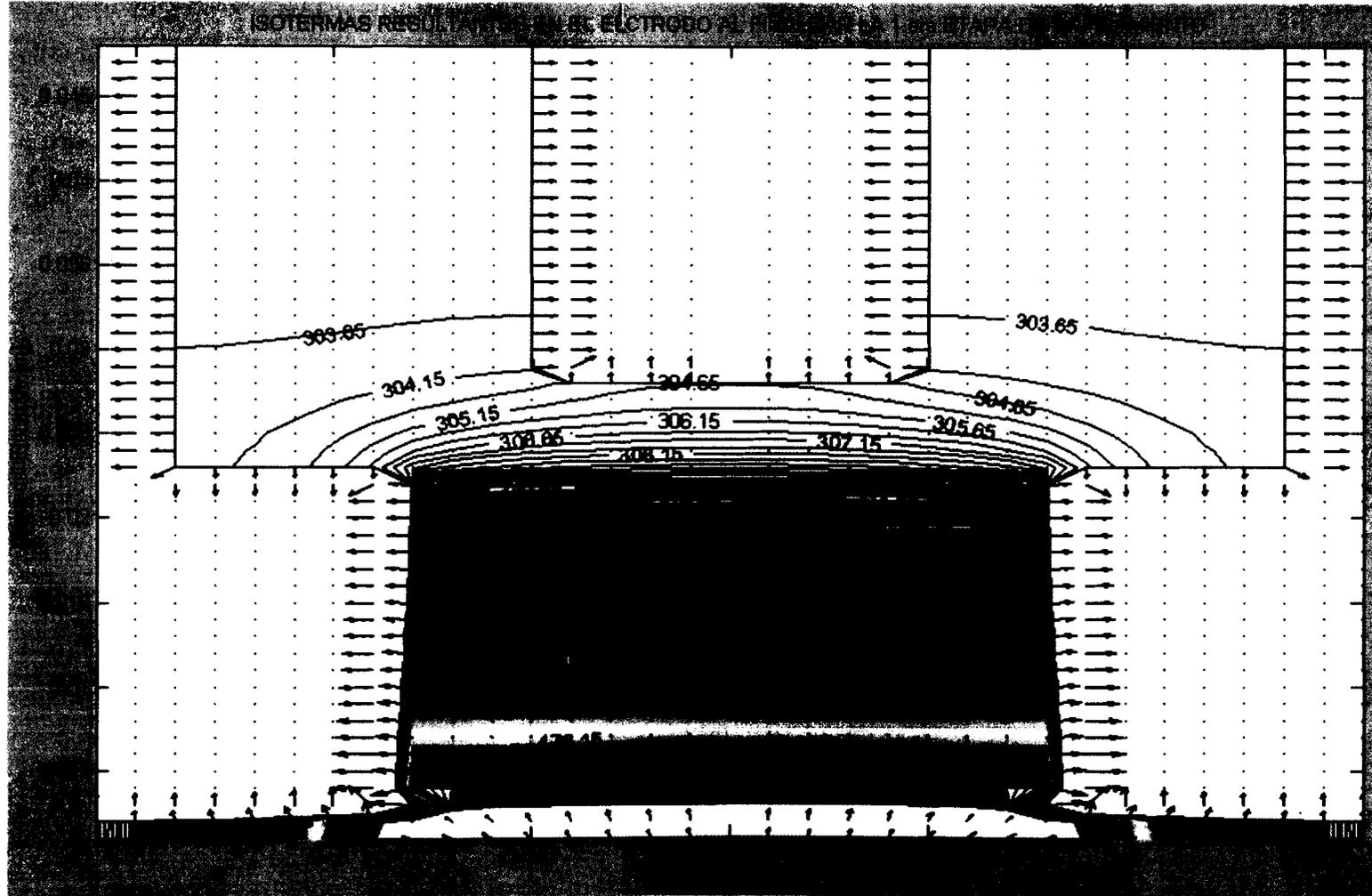


ANEXO E

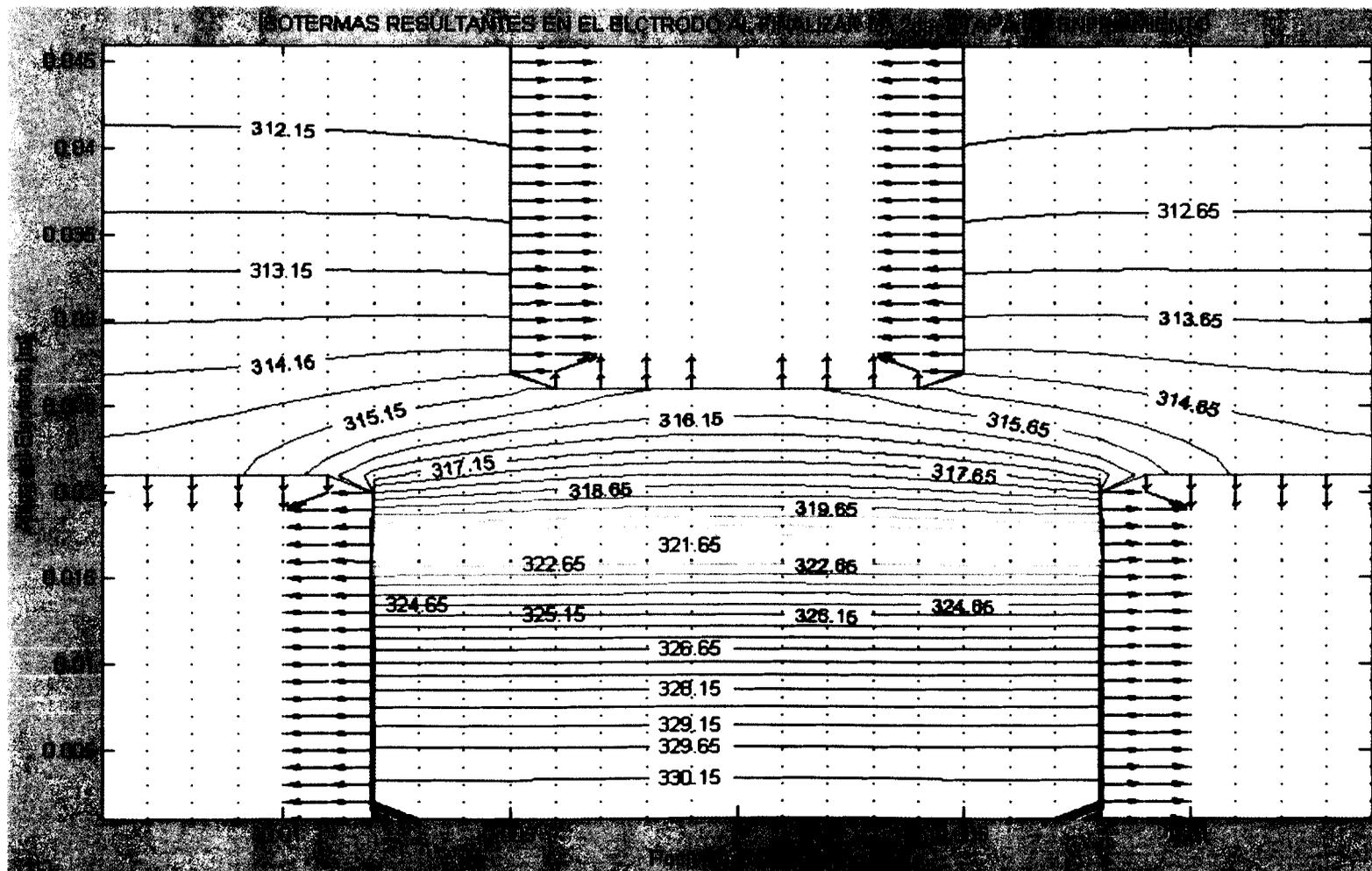
ISOTERMAS RESULTANTES EN EL ELECTRODO AL FINALIZAR LA ETAPA DE GENERACION



ISOTERMAS RESULTANTES EN EL ELECTRODO AL FINALIZAR LA PRIMERA ETAPA DE ENFRIAMIENTO



ISOTERMAS RESULTANTES EN EL ELECTRODO AL FINALIZAR LA SEGUNDA ETAPA DE ENFRIAMIENTO



BIBLIOGRAFÍA

1. D. Poulidakos, Conduction Heat Transfer. (Prentice Hall, New Jersey).
2. Etter, D.M. Engineering Problem Solving with Matlab, (2nd ed. Prentice Hall, Upper Saddle River, 1997).
3. F. P. Incropera, D. P. De Witt, Fundamentos de Transferencia de Calor (4ta Edición, México, Prentice Hall, 1999), pp. 45 -259.
4. 5th International Conference on Trends in Welding Research, (Pine Mountain, 1 – 5 June 1998), "An incrementally coupled electrical-thermal-mechanical model for resistance spot welding", for: Z. Feng, S.S. Babu, M.L. Santella. pp. 2 - 3.
5. J. Y. Murthy, S. R. Mathur. Draf Notes ME 608 Numerical Methods in Heat, Mass, and Momentum Transfer.(School of Mechanical Engineering Purdue University).

6. L. Kogut, K. Komvopoulos. "Electrical Contact Resistance Theory for Conductive Rough Surfaces", Journal of Applied Physics, volume 94, Number 5,(1 de Septiembre del 2003), pp. 3155.
7. Metals Handbook, Volume 6, (8th ed. Ohio), pp. 401 – 424.
8. M.M. Yovanovich, J.R. Culham and P. Teertstra, Calculating Interface Resistance.(Microelectronics Heat Transfer Laboratory Department of Mechanical Engineering University of Waterloo, Mayo de1997)
9. M.M. Yovanovich, New Contact and Gap Correlations for Conforming Rough Surfaces, AIAA-81-1164, presented at AIAA 16th Thermophysics Conference, Palo Alto. June 1981.
10. R. Holm. Electrical contacts, (4th ed. Springer, New York, 1967). pp. 9 -16.
11. S. Kakac, Y. Yemer. Heat Conduction,(3^{era} ed. Taylor and Francis, Minesota).
12. Suhas V, Patankar. Numerical Heat Transfer and Fluid Flow, (Taylor and Francis, Minesota).
13. S. Garimella. ME 505 Class Notes Contact Resistance.(Purdue University, 2001).

6. L. Kogut, K. Komvopoulos. "Electrical Contact Resistance Theory for Conductive Rough Surfaces", Journal of Applied Physics, volume 94, Number 5,(1 de Septiembre del 2003), pp. 3155.
7. Metals Handbook, Volume 6, (8th ed. Ohio), pp. 401 – 424.
8. M.M. Yovanovich, J.R. Culham and P. Teertstra, Calculating Interface Resistance.(Microelectronics Heat Transfer Laboratory Department of Mechanical Engineering University of Waterloo, Mayo de1997)
9. M.M. Yovanovich, New Contact and Gap Correlations for Conforming Rough Surfaces, AIAA-81-1164, presented at AIAA 16th Thermophysics Conference, Palo Alto. June 1981.
10. R. Holm. Electrical contacts, (4th ed. Springer, New York, 1967). pp. 9 -16.
11. S. Kakac, Y. Yemer. Heat Conduction,(3^{era} ed. Taylor and Francis, Minesota).
12. Suhas V, Patankar. Numerical Heat Transfer and Fluid Flow, (Taylor and Francis, Minesota).
13. S. Garimella. ME 505 Class Notes Contact Resistance.(Purdue University, 2001).

14. V.W. Antonetti, T.D. Whittle, and R.E. Simons, An Approximate Thermal Contact Conductance Correlation, HTD-Vol. 170, Experimental/Numerical Heat Transfer in Combustion and Phase Change, 1991, pp. 35-42.

15. V.W. Antonetti and M.M. Yovanovich, Thermal Contact Resistance in Microelectronic Equipment, Thermal Management Concepts in Microelectronic Packaging From Component to System, ISHM Technical Monograph Series 6984-003, 1984, pp. 135-151.