



UNIVERSIDAD MICHOACANA DE SAN NICÓLAS DE HIDALGO

DIVISIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO EN INGENIERÍA MECÁNICA

**Simulación numérica de la formación de óxido
en palanquillas de acero durante el proceso
de recalentamiento en un horno tipo empujador**

TESIS PROFESIONAL

**QUE PARA OBTENER EL GRADO DE:
DOCTOR EN CIENCIAS EN INGENIERÍA MECÁNICA**

PRESENTA

Sixtos Antonio Arreola Villa

DIRECTOR

Ph. D. Gildardo Solorio Díaz

CO-DIRECTOR

Ph. D. Hectór Javier Vergara Hernández

Morelia, Michoacan, México mayo de 2018

*Dedicado:
A mis Padres
Hermanos
Sobrinos, Amigos,
y para Alma.*

Agradecimientos

AGRADECIMIENTOS

Primeramente a mis asesores los Doctores Gildardo Solorio Díaz y Héctor Javier Vergara Hernández por la disposición, la confianza, y la ayuda brindada en este camino.

A la Universidad Michoacana de San Nicolás de Hidalgo, especialmente a la Facultad de Ingeniería Mecánica y a sus profesores que tanto me han dado, desde periodos de estudio previos y hasta el programa de posgrado.

A mis revisores de Tesis, los Doctores Marco Antonio Espinosa Medina, Crisanto Mendoza Covarrubias y Carlos Rubio Maya, por sus comentarios y revisiones, durante el periodo de estudios.

Al Instituto Tecnológico de Morelia, especialmente al Programa de Cátedras Conacyt de los programas de Metalurgia y Electrónica, formado por los Doctores Juan Alfonso Salazar Torrez e Israel Anguilera Navarrete, de forma especial al Dr Octavio Vázquez Gómez.

Al laboratorio en Sistemas Embebidos, Diseño Electrónico Avanzado y Microsistemas (SE-DEAM)

Finalmente al Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología (CONACYT) por otorgar la beca Numero 249609, bajo la convocatoria de posgrados de calidad para estudios de grado.

Resumen

El proceso de recalentamiento por contacto directo entre los gases de combustión y palanquillas, en hornos empujadores es complejo, ya que se presentan una serie de fenómenos de transporte acoplados (transferencia de calor, transporte de especies y transporte de momento) lo que actualmente hace de su análisis un gran desafío. En la presente tesis de doctorado se estudia la cinética de oxidación o formación de la cascarilla durante el proceso de recalentamiento de palanquillas de acero, utilizando como herramienta, la simulación de dinámica de fluidos computacional con el software Fluent® basado en el método de volumen finito, solucionando de forma acoplada; los fenómenos de transporte, el movimiento de las palanquillas y la formación de la capa de óxido. Para modelar el movimiento de fluidos, se utilizó el modelo $k-\varepsilon$ *realizable*, en los fenómenos de combustión el modelo de especies *eddy dissipation* y para la radiación el modelo P-1. Por otro lado, para generar el modelo de crecimiento de cascarilla, se utilizaron funciones definidas por el usuario UDF (*User Defined Functions*) asignando los parámetros cinéticos de oxidación en las superficies de las palanquillas; estudiando la velocidad de calentamiento con y sin formación de cascarilla. En la simulación las propiedades termo-físicas como la conductividad térmica y capacidad específica fueron modeladas de forma polinomial en función de temperatura.

Primeramente se construyó un horno eléctrico vertical a escala laboratorio y se maquinó un bloque metálico cúbico de 5 cm de lado en acero inoxidable 304, el cual fue instrumentado y desplazado a través del horno de forma ascendente, para obtener su perfil térmico medido con termopares tipo K. El perfil de calentamiento experimental se utilizó para verificar la simulación utilizando mallas dinámicas por capas (*layering*), usando como frontera térmica las mediciones de temperatura en la pared del horno experimental. Utilizando el modelado de la transferencia de calor por radiación P-1, se lograron resultados que muestran que el método de mallas dinámicas utilizado en la simulación, estima con un error del 2 % el perfil experimental de temperatura de la probeta que se mueve a través del horno.

Por otro lado, se diseñó y construyó un sistema embebido para determinar la cinética de oxidación a alta temperatura, utilizando el efecto Joule como calentamiento para probetas cilíndricas huecas con diámetro exterior de 7 mm, diámetro interior de 5 mm, longitud de 34 mm y maquinados con una muesca central de 10 mm de longitud. La medición de la capa de óxido se realizó *in situ* con un equipo láser Mitutoyo y un sistema de adquisición de datos *CompactRIO NI cRIO 9076* de *National Instrument*®, trabajando con una velocidad de lectura de un dato por segundo. El sistema de calentamiento Joule fue utilizado con rampas isotérmicas, de 850 a 1050 °C, generando un modelo cinético parabólico de oxidación para

estimar la energía de activación.

El procedimiento experimental para la medición de la cascarilla de óxido *in situ* (alta temperatura) en estado isotérmico, utilizando el efecto Joule, permitió estimar el coeficiente parabólico para posteriormente ser acoplado al modelo numérico, para predecir el espesor de cascarilla de óxido de una carga de palanquillas de acero bajo carbono que se mueven en el interior del horno.

Palabras clave: Simulación, Horno de recalentamiento, Malla dinámicas, Oxidación, Experimentación con altas temperaturas.

Abstract

The process of reheating by direct contact between the combustion gases and billets, in pusher furnaces is complex, which has a series of transport effects coupled with its analysis a great challenge. In this doctoral thesis the oxidation kinetics or formation of the scale during the reheating process of steel billets is studied, using the tool, the simulation of computational fluid dynamics with the Fluent® software based on the finite volume method, solving in a coupled manner; the phenomena of transport, the movement of billets and the formation of the oxide layer. To model the movement of fluids, the model $k-\varepsilon$ realizable was used, in the combustion phenomena the species model (eddy dissipation) and for the radiation model P-1. On the other hand, to generate the scale growth model, user defined functions for the UDF (User defined functions) were used assigning the oxidation kinetic parameters on the surfaces of the billets; studying the heating rate with and without scale formation. In the simulation of thermo-physical properties such as thermal conductivity and specific capacity, they were modeled in a polynomial manner as a function of temperature.

First, a vertical electric furnace was built on a laboratory scale and a cubic metal block of 5 cm side was machined in 304 stainless steel, which was instrumented and displaced through the furnace in an ascending way, to obtain its thermal profile measured with thermocouples type K. The experimental heating profile was used to verify the simulation using dynamic meshes by layers, using as thermal condition of the temperature measurements in the wall of the experimental furnace. Using modeling of heat transfer by radiation P-1, results were obtained that show that the dynamic mesh method used in the simulation, estimated with an error of 2 % the experimental temperature profile of the test piece moving to through the furnace.

On the other hand, an embedded system was designed and built to determine the kinetics of oxidation at high temperature, using the Joule effect as heating for hollow cylindrical specimens with external diameter of 7 mm, internal diameter of 5 mm, length of 34 mm and machined with a central notch of 10 mm in length. The measurement of the oxide layer was performed in situ with a Mitutoyo laser equipment and a data acquisition system CompactRIO NI cRIO 9076 from National Instrument®, working with a reading speed of one data per second. The Joule heating system was used with isothermal ramps, from 850 to 1050 °C, generating a kinetic parabolic oxidation model to estimate the activation energy.

The experimental procedure for the measurement of oxide scale in situ (high temperature) in an isothermal state, using the Joule effect, allowed us to estimate the parabolic coefficient to be later coupled to the numerical model, to predict the thickness of the scale. oxide of a load

of low carbon steel billets that move inside the furnace.

Simbología utilizada

ΔG	Energía libre de Gibbs
ΔH	Diferencia de entalpía
ΔS	Diferencia de entropía
R	Constante universal de los gases
x	Espesor de cascarilla
k_p	Coefficiente de velocidad parabólica
k_l	Coefficiente de velocidad lineal
α	Coefficiente lineal de dilatación térmica
D_o	Diámetro inicial de la probeta cilíndrica
$\Delta D'_o$	Diferencia instantánea del diámetro de la probeta
ΔT	Diferencia de temperaturas de un tiempo al tiempo inicial
T^{n+1}	Temperatura instantánea
T_r	Temperatura inicial de la probeta
ρ	Densidad
∇	Operador nabla
\vec{v}	Vector velocidad
μ	Viscosidad
P	Presión
\vec{g}	Gravedad
U_i	Velocidad en la dirección i
$\langle U_i \rangle$	Velocidad promedio
u_i	Velocidad instantánea
P_i	Presión en la dirección i
$\langle P_i \rangle$	Presión promedio
p_i	Presión instantánea
τ_{ij}	Tensiones de Reynolds
ν_i	Velocidad en dirección x
ν_j	Velocidad en dirección j
μ_t	Viscosidad dinámica turbulenta
S_{ij}	Tensor de deformación

ν_t	Viscosidad cinemática turbulenta
Γ_t	Coefficiente de difusión turbulenta
k	Energía cinética turbulenta
ε	Tasa de disipación viscosa
ω	Tasa específica de disipación viscosa
G_k	Generación de energía cinética turbulenta por gradientes de velocidad
G_b	Generación de energía cinética turbulenta por flotación
Y_M	Dilatación fluctuante
$C_2, C_{1\varepsilon}$	Constantes del modelo de turbulencia con valor de 1.9 y 1.44
$C_{3\varepsilon}$	Variable calculada en función de las componentes de velocidad
$\sigma_k, \sigma_\varepsilon$	Números de Prandtl turbulentos para k y ε con valor de 1 y 1.2
S_k, S_ε	Términos fuente para k y ε
C_μ	Variable del modelo de turbulencia en función de la velocidad de rotación media y esfuerzos medios
$\overline{\Omega_{ij}}$	Velocidad de rotación media
ω_k	Marco de referencia móvil para la velocidad de rotación
A_0	Constante con valor de 4.04
A_s	Variable calculada en función de los tensores de deformación
E	Energía
k_{eff}	Conductividad térmica efectiva
T	Temperatura
h_j	Entalpía de la especie j
\vec{J}_j	Flujo difusivo de la especie j
Pr_t	Numero de Prandtl turbulento
$\bar{\tau}_{eff}$	Disipación de energía por esfuerzos viscosos
S_{chem}	Término fuente por reacción química
S_{rad}	Término fuente por radiación
h	Entalpía
Y_j	Fracción de masa de especies j
h_j	Entalpía calculada como $\int_{T_{ref}}^T C_{p,j} dt$
$C_{p,j}$	Calor específico a presión constante
T_{ref}	Temperatura de referencia
μ_{eff}	Viscosidad dinámica efectiva
Y_i	Especie i
\vec{J}_i	Flujo difusivo de la especie i
R_i	Tasa neta de producción de la especie i
S_i	Tasa de creación de especies en la fase dispersa
$D_{i,m}$	Coefficiente de difusión para las especies i
S_{ct}	Número de Schmidt
D_t	Difusión turbulenta
Le_i	Número de Lewis
$R_{i,r}$	Relación de producción de especies i
Y_P	Fracción de masa de cualquier especie del producto, P
Y_R	Fracción de masa de cualquier especie del producto, R

A	Constante con valor de 4
B	Constante con valor de 0.5
\dot{Q}_{rad}	Calor transferido por radiación
σ_r	Constante de Stefan Boltzmann
ε_r	Emisividad
I	Intensidad de radiación
\vec{r}	Vector posición
\vec{s}	Vector de dirección
\vec{s}'	Vector de dispersión
a	Coefficiente de absorción
n	Índice de refracción
σ_s	Coefficiente de dispersión
Φ	Función desfase
Ω'	Ángulo sólido
G	Radiación incidente
r	Posición dentro del fluido
r_w	Posición dentro del sólido
ε_w	Emisividad en las paredes sólidas
Q_{rad}	Flujo de calor por radiación
N	Frontera sólida normal al vector
$S_{rad}(r)$	Término fuente o sumidero en el fluido
$q(r_w)$	Término fuente para regiones sólidas
ϵ	Emisividad en los gases
$a_{\epsilon,i}$	Emisividad para la especie i
k_i	Coefficiente de absorción para la especie i
p	Suma de la presión parcial de los gases absorbentes
s	Longitud de ruta
$b_{\epsilon,i,j}$	Coefficientes del polinomio de emisividad de los gases
ϕ	Propiedad conservativa
\vec{v}_g	Término de velocidad de construcción de malla
Γ	Elemento difusivo
l_t	Tamaño de la palanquilla sumando la generación de cascarilla
l_{st}	Tamaño de la palanquilla
l_w, l_h, l_m	Espesor de cascarilla de óxido generada para las diferentes fases
k_t	Conductividad térmica global
k_{st}, k_w, k_h, k_m	Conductividad térmica del acero, wustita, hematita y magnetita
ν_s	Velocidad del sonido

Índice general

Dedicatoria	II
Agradecimientos	III
Resumen	IV
Abstract	VI
Simbología utilizada	VIII
1. Introducción	2
1.1. Antecedentes	3
1.2. Objetivos	7
1.3. Justificación	8
1.4. Hipótesis	8
2. Formación de cascarilla de óxido en palanquillas de acero al interior del horno de recalentamiento	9
2.1. Oxidación en metales o aleaciones: termodinámica y aspectos cinéticos	9
2.2. Oxidación en metales puros	11
2.2.1. La teoría de oxidación de Wagner	11
2.3. Oxidación de hierro formados en presencia de oxígeno	13
2.3.1. Termodinámica y mecanismos de oxidación	14
2.3.2. Características de la oxidación del hierro a altas temperaturas	16
2.3.3. Métodos de medición de cascarilla de óxido	19
2.4. Descripción del proceso de recalentamiento en hornos	20
2.4.1. Tipos de hornos de recalentamiento	21
2.4.2. Descripción del horno tipo empujador	24
2.4.3. Datos de operación y producción del horno empujador	28
2.4.4. Crecimiento del óxido durante el recalentamiento de la palanquilla	29
2.5. Calentamiento óhmico (OH)	30
3. Modelo experimental	32
3.1. Experimentación para determinar la cinética de oxidación	32
3.1.1. Descripción de validación del equipo de experimentación	37

3.1.2.	Descripción de la obtención de los parámetros cinéticos de oxidación	37
3.2.	Descripción del horno vertical de resistencias	39
4.	Modelos numéricos	41
4.1.	Simulación numérica de la turbulencia	43
4.1.1.	Modelos de turbulencia para las ecuaciones RANS	44
4.1.2.	Modelos de turbulencia $k-\varepsilon$	48
4.1.3.	Modelo $k-\varepsilon$ <i>Realizable</i>	49
4.2.	Modelado de la transferencia de calor	52
4.3.	Modelado de la combustión	54
4.3.1.	Modelado de reacciones químicas de combustión	55
4.3.2.	Modelo de disipación de vórtices	59
4.4.	Modelado de la radiación	60
4.4.1.	Ecuaciones para el modelo P-1	64
4.4.2.	Modelo de las propiedades físicas de los gases para la radiación	65
4.5.	Modelo numérico de mallas deformables por capas	67
4.6.	Modelo numérico de la formación de cascarilla de oxidación	68
4.7.	Condiciones de simulación y frontera	68
4.7.1.	Simulación del calentamiento de un bloque al interior del horno vertical de resistencias	69
4.7.2.	Simulación del calentamiento de palanquillas en el horno empujador	71
4.7.3.	Algoritmo de solución	78
5.	Análisis de Resultados	81
5.1.	Equipo de experimentación para la cinética de oxidación	82
5.1.1.	Validación del equipo de experimentación	82
5.1.2.	Caracterización del calentamiento por efecto Joule para el acero inoxidable	83
5.1.3.	Resultados de dilatación térmica	85
5.1.4.	Determinación de la cinética de oxidación	87
5.1.5.	Obtención de parámetros cinéticos	90
5.1.6.	Reproducibilidad de la experimentación	94
5.2.	Ciclo térmico del bloque en movimiento	95
5.2.1.	Calentamiento del bloque en movimiento	95
5.3.	Calentamiento y oxidación de palanquillas en 3D dentro del horno empujador	97
5.3.1.	Calentamiento del horno en estado estacionario	98
5.3.2.	Calentamiento y oxidación de las palanquillas en estado no estacionario.	106
6.	Conclusiones	114
A.	Anexo: Publicaciones y Aportes	128
B.	Anexo: Camara	138
C.	Anexo: Carta de informe técnico de proyecto aplicados en la industria	140

Índice de figuras

2.1.	Diagrama de Ellingham para diferentes óxidos.	11
2.2.	Fenómenos ocurridos durante la oxidación de los metales.	12
2.3.	Formación de la capa de oxidación según Wagner.	12
2.4.	Mecanismos de oxidación del acero a temperaturas superiores de 570 °C.	14
2.5.	Diagrama de fase Fe-O.	15
2.6.	Horno rotatorio.	22
2.7.	Horno empujador.	22
2.8.	Horno de vigas.	23
2.9.	Skids en la zona de calentamiento, a) antes de colocar el refractario b) colocación de los skids al interior del horno con refractario.	26
2.10.	Zonas del horno de recalentamiento	26
2.11.	Horno empujador para la simulación	27
2.12.	Simulador termomecánico Gleeble®	31
3.1.	Dimensiones de la probeta experimental para determinar la cinética de oxidación. Probeta cilíndrica hueca con muesca en la sección media. Medidas expresadas en mm.	33
3.2.	Esquema de integración de equipos para medición de la capa de óxido.	34
3.3.	Equipo experimental.	35
3.4.	Interfaz del programa de control y adquisición de datos.	36
3.5.	Calentamiento de probetas cilíndricas por efecto Joule antes de la integración del control.	36
3.6.	Diagrama del diseño experimental construido para validar el modelo numérico. Esquematización de la posición de los termopares al interior del horno en sus distintas zonas de calentamiento	39
4.1.	Modelo numérico acoplado para el horno empujador	42
4.2.	Estructura de la combustión	54
4.3.	Transferencia de calor por radiación.	61
4.4.	Representación del movimiento del bloque al interior del horno por el método de remallado por capas.	71
4.5.	Esquema del horno de recalentamiento tipo empujador.	72
4.6.	Mallado del horno de recalentamiento tipo empujador.	72
4.7.	Condiciones geométricas del mallado dinámico.	77

5.1. Resultados para el modelo de simulación para el sistema de calentamiento por efecto Joule.	82
5.2. Integración de equipos para la medición de la capa de óxido.	83
5.3. Respuesta térmica de temperatura en escalones de corriente.	84
5.4. Relación de corriente-temperatura para el acero inoxidable 304.	85
5.5. Medición de temperatura e intensidad de corriente en función del tiempo.	86
5.6. Dilatación térmica en función de la temperatura.	86
5.7. Coeficiente de expansión térmica α como función de la temperatura.	87
5.8. Respuesta térmica del acero bajo carbono al paso de corriente eléctrica.	88
5.9. Resultados para el modelo de simulación para el sistema de calentamiento por efecto Joule.	89
5.10. Historia térmica de la probeta medida en la zona de la muesca.	90
5.11. Espesor de cascarilla de óxido medido a diferentes valores de temperatura.	92
5.12. Coeficiente cinético de formación de cascarilla de óxido.	93
5.13. Espesor de cascarilla de óxido medido a 900 y 1000°C para 20, 40, 60 y 80 minutos.	94
5.14. Comportamiento de la temperatura en el horno y el bloque en movimiento.	95
5.15. Comparación entre la historia térmica simulada y la respuesta experimental durante el calentamiento del bloque en movimiento continuo.	96
5.16. Gradiente térmico simulado en °C (a) y experimental (b) del bloque de acero inoxidable AISI 304 después del ciclo de calentamiento en movimiento continuo.	97
5.17. Campo de temperatura en el plano central del horno de recalentamiento en °C.	99
5.18. Vectores de velocidad en la zona de calentamiento inferior coincidente con altura geométrica de los quemadores.	100
5.19. Campo térmicos al interior del horno empujador en °C.	101
5.20. Perfil térmico asignado a la palanquilla fija.	107
5.21. Historia térmica de la palanquilla simulada utilizando la emisividad constante, $\varepsilon = 0.7$	108
5.22. Historia térmica de la palanquilla simulada utilizando la emisividad por UDF.	109
5.23. Formación de cascarilla en μm en las palanquillas.	112
5.24. Generación de cascarilla en el horno de recalentamiento, utilizando el modelo cinético para el acero experimental (x_1) y otros modelos reportados en literatura.	113

Índice de cuadros

2.1.	Propiedades termofísicas de óxidos de hierro.	14
2.2.	Datos de consumo de combustible en horno empujador	28
2.3.	Datos de consumo de aire en el horno empujador	29
3.1.	Composición química de un acero eutectoide AISI 1070, en % peso.	33
4.1.	Clasificación de los modelos de combustión.	58
4.2.	Matriz de movimiento para el horno vertical.	70
4.3.	Propiedades termo-físicas de las palanquillas.	74
4.4.	Propiedades de la mezcla aire-gas natural.	75
4.5.	Velocidad del sonido en los fluidos involucrados en la combustión.	75
4.6.	Matriz de movimiento para el horno empujador.	78
4.7.	Criterios de convergencia.	79
5.1.	Espesor de cascarilla formada a diferentes temperaturas.	91
5.2.	Constantes cinéticas de oxidación.	94
5.3.	Potencia nominal y potencia de simulación.	98
5.4.	Temperaturas medidas en el horno tipo empujador y las obtenidas mediante la simulación numérica.	99
5.5.	Balance de masa por zona.	103
5.6.	Calor sensible del aire de combustión por zona.	104
5.7.	Balance de energía en el horno y comparación con valores obtenidos en la simulación en estado estacionario.	106

1

Introducción

Capítulo

En la actualidad el acero sigue siendo el material más utilizado en los distintos campos de la ingeniería, debido a sus propiedades mecánicas. En el año 2000 cerca de 758 millones de toneladas de acero fueron producidas [1,2], donde el 49 % representó la producción de aceros laminados [1,3]. En la fabricación del acero, el recalentamiento en hornos siderúrgicos permite disminuir la potencia de los rodillos de laminación utilizada para la reducción de secciones cuadradas de palanquillas. El proceso de recalentamiento en hornos generalmente utiliza la combustión de gas natural o metano con oxígeno y/o aire, para homogeneizar la estructura de la palanquilla se prefiere llegar a temperaturas de austenización, es decir, disolver las dendritas formadas durante el proceso de colada continua y alcanzar la máxima solubilidad del carbono en todo el volumen de la palanquilla, para su posterior laminación en caliente (~ 1100 °C) [4–6]. Durante el recalentamiento, la segregación generada en colada continua disminuyen por la difusión de los elementos aleantes y la diferencia de composición química se reduce. Un proceso ideal de recalentamiento debe tener perfiles térmicos uniformes en las palanquillas para minimizar la distorsión; desde la punta hasta la cola.

Por otro lado, la afinidad del hierro y el oxígeno a temperaturas de austenización es muy alta, generando oxidación superficial y decarburización. La oxidación de la superficie de los aceros complica los procesos de trabajo y genera pérdidas de material en el volumen de las piezas de 0.5 al 3 % [7–9]. Desde el punto de vista de procesos, la capa de óxido puede clasificarse en tres etapas [10]: a) La oxidación primaria inicia durante el recalentamiento del acero al interior de un horno de combustión y hasta temperaturas aproximadas de 1150 °C [11], donde las el espesor de capa de óxido alcanza unas cuantas micras; b) la etapa de oxidación secundaria sucede durante los pasos de laminación y c) la etapa de oxidación terciaria generada en el procesos de enfriamiento del material laminado [12]. Posterior a cada etapa de oxidación (primaria, secundaria y terciaria) las plantas siderúrgicas utilizan agua alimentada a alta presión para eliminar la cascarilla de óxido generada [13].

Algunas desventajas de la oxidación primaria se deben al desprendimiento, arrastre y acumulación de cascarilla de óxido al interior del horno, de manera particular en los conductos de gases de escape, provocando paros preventivos para dar limpieza a chimeneas, pisos y en algunos otros casos, reparación de puntos calientes en refractarios erosionados. Desde un punto de vista de transferencia de calor, la emisividad de la superficie metálica se modifica por la formación de capas de óxido [14,15], afectando el mecanismo de radiación que aporta un 90 % del flux de calor total recibido en la superficie de la palanquilla [14,16]. Pese a lo anteriormente descrito, este tema ha sido poco estudiado [17].

La oxidación secundaria y terciaria no se abordará en la presente tesis.

1.1. Antecedentes

Como tema de investigación la oxidación del hierro y el acero en estado isotérmico a altas temperaturas se remonta al año 1920 y puede ser dividido en tres tipos: 1) el estudio de las propiedades de los óxidos, 2) mecanismos de oxidación en condiciones isotérmicas con atmósferas oxidantes y 3) efectos relacionados a los elementos de aleación sobre la cinética de oxidación [18]. La oxidación de los aceros en los procesos de fabricación continua siendo un tema de investigación debido a los problemas causados por la cascarilla de óxido en procesos posteriores al laminación en caliente; aunque en algunos productos terminados la oxidación es deseable, por ejemplo en herramientas de fabricación de tubos sin costura. En los procesos a alta temperatura ya sea laminación o tratamientos térmicos, un problema que camina junto a la formación de cascarilla de óxido es la decarburización. Este fenómeno sucede por la actividad que existe entre el oxígeno atmosférico y el carbono superficial; el carbono sigue difundiendo a través del acero debido a la diferencia de concentraciones entre el *bulk* y la superficie; la difusión aumenta con la temperatura. En el presente trabajo de tesis se realizó un diseño experimental que no consideró la decarburización.

Los estudios de oxidación para aceros con atmósferas oxidantes en estado isotérmico se han investigado en un intervalo de temperaturas de 570 a 1200 °C, y en diferentes atmósferas oxidantes dependiendo del proceso de fabricación del acero de interés. A temperaturas cercanas a 1200 °C las investigaciones apuntan a la oxidación de palanquilla o planchones de acero y la influencia de los gases de combustión como el bióxido de carbono, nitrógeno y vapor de agua, con tiempos experimentales de hasta 2 horas. Los estudios de oxidación con agua o aire húmedo a temperaturas menores, se dirigen a la investigación de la cascarilla de óxido en el proceso de laminación. Otros procesos de interés son los tratamientos térmicos. Los estudios mencionados anteriormente se dividen en dos grupos. El primer grupo identifica las fases cualitativamente en laboratorios con experimentos a altas temperaturas. El segundo grupo, cuantifica la velocidad de crecimiento de cascarilla de óxido sobre la superficie de probetas metálicas en estado isotérmico; utilizando como herramientas de medición la función del cambio de peso en la probeta o el espesor de cascarilla de óxido en la sección transversal. El resultado final para ambas técnicas es, obtener de forma experimental una correlación del crecimiento de cascarilla. Dependiendo de la velocidad de crecimiento de cascarilla de óxido en los metales, se puede aproximar a modelos con ecuaciones parabólicas, lineales y paralineales.

Por otro lado, los primeros estudios teóricos lograron relacionar el potencial de oxígeno con la temperatura y, ésta a su vez, con la difusión de los iones en las capas de óxidos. Las fases de oxidación que se generan en el hierro son wustita FeO , hematita Fe_2O_3 y magnetita Fe_3O_4 principalmente, dependiendo de las condiciones de la atmósfera oxidante y la temperatura.

Los primeros estudios sobre oxidación se atribuyen a Pilling y Bedworth [19], en 1923, que investigaron la cinética de formación del óxido utilizando el cambio de peso en función del tiempo. La técnica consiste en pesar la muestra o probeta del acero previo al calentamiento en un horno, posterior al calentamiento la probeta es retirada del interior del horno para ser pesada una vez más. El modelo de crecimiento de la cascarilla se propone con base a la diferencia de pesos por unidad de área entre el estado inicial y final de la probeta; los expe-

rimentos se realizaron en estado isotérmico y con distintos valores de temperatura. Pilling y Bedworth clasificaron la oxidación de los metales en dos grupos, los que forman una capa de óxido protectora y los que no; sugiriendo que los óxidos no protectores se forman si la relación de volumen entre la celda elemental del óxido metálico y la celda elemental del metal correspondiente es menor a uno o mayor a dos.

Algunos investigadores utilizan la atmósfera de combustión para simular la oxidación a altas temperaturas, agregando humedad, bióxido de carbono o ambos, en equipos de laboratorio como balanzas termogravimétricas o al interior de hornos mufla. Abuluwefa *et al.* [20], investiga la oxidación inicial en mezclas de oxígeno y nitrógeno en un rango de 1000 a 1250 °C, determinando el crecimiento de la cascarilla con una termobalanza. La técnica de medición utilizada, mide el peso de la muestra al inicio y final de cada 15 minutos de experimentación. La muestra fue calentada en un horno eléctrico con tubo de alúmina de diámetro interno de 14 mm, con gases fluyendo a velocidades de 0.9 cm/s y hasta 5.5 cm/s. Al final del trabajo se reporta que el crecimiento de la cascarilla de óxido depende del contenido de oxígeno y puede ajustarse a un modelo lineal. Posteriormente Abuluwefa *et al.* [24], estudia el comportamiento de aceros bajo atmósferas parecidas a las del horno de recalentamiento a 1000, 1100 y 1200 °C. El autor utiliza como probetas trozos de palanquillas de sección cuadrada de 10 mm durante tiempos experimentales de 90 minutos. En la investigación se utiliza una microbalanza encontrando tres tipos de óxidos de hierro (wustita, hematita y magnetita). Los autores concluyen que la proporción de las fases está determinada por la cinética de reacción, la cual puede seguir un comportamiento lineal o parabólico. En las etapas iniciales el óxido seguirá un modelo lineal y posteriormente se adaptará a un comportamiento parabólico. En el trabajo se define una constante cinética de oxidación k_p como la suma de las constantes lineales y parabólicas. Se reportan experimentos con diferentes porcentajes de oxígeno en la atmósfera: a) la oxidación entre 3 y 5 % no muestran cambios notorios, b) en atmósferas de 15 % de oxígeno los cambios en la oxidación son evidentes.

Lee *et al.* [21], realizaron una serie de pruebas de laboratorio introduciendo gases en un rango de temperatura de 700 a 1200 °C, temperatura típica de los gases al interior de un horno de recalentamiento de palanquillas, proponen una variación de la equivalencia estequiométrica aire/combustible desde 95 % hasta 112 %. Concluyeron que no solo el oxígeno produce efectos considerables de oxidación, por lo tanto deben considerarse la mayoría de los gases productos de la combustión. También que a relaciones de aire/combustible bajas se observa una cinética lineal en la formación de óxido, mientras que en relaciones aire/combustible altas se presenta una cinética parabólica.

Lee y Choi [22], experimentaron con un dispositivo donde introducen una atmósfera de gases de combustión con la composición siguiente: 85 % N_2 , 10 % CO_2 , 5 % O_2 , durante 2 horas a una presión de 1 atm y con un rango de temperatura entre 1100 a 1250 °C. Dentro de sus experimentos incluyen barras de acero de distintas composiciones, encontrando diferentes tipos de óxidos de hierro, además de otros óxidos metálicos de fósforo, titanio y silicio. Ellos observaron que al iniciar el proceso el óxido presenta un crecimiento lineal para posteriormente convertirse a un crecimiento parabólico. Estos estudios analizaron la sección transversal con el microscopio electrónico de transmisión o TEM (*Transmission electron microscopy*) y las

fases de oxidación con difracción de rayos X .

Peng *et al.* [28], utilizaron aceros dúplex simulando atmósfera de combustión de gas natural (es decir, 3 % O_2 -10 % CO_2 -18 % H_2O-N_2 para temperaturas de 1100 a 1260°C). En el trabajo se estudió el crecimiento de cascarilla de óxido mediante el aumento de peso utilizando técnicas de análisis de difracción de rayos X o XRD (*X Ray Diffraction*) y SEM. Los resultados muestran que la cinética de oxidación inicial se somete a la ley parabólica, formando nódulos aproximadamente a 1180 °C. La tasa de oxidación aumenta lentamente entre los 1100 a 1220 °C, la oxidación se hace drástica por arriba de los 1260 °C debido al rápido crecimiento de nódulos. Los nódulos consisten en tres capas delgadas de óxido, es decir, óxidos externos ricos en Fe , las espinelas $Fe - Cr$ medias y los óxidos internos ricos en Cr . Sugieren que la temperatura de recalentamiento debe ser inferior a 1180 °C para poder eliminar las escamas de óxido en el decapado.

Jepson y Higginson [23], utilizaron como material de trabajo aceros dúplex y atmósferas de combustión de propano al interior de un horno eléctrico. La superficie fue estudiada utilizando SEM (*Scanning Electron Microscope*) y EDS (*Energy dispersive X ray spectroscopy*).

Liu *et al.* [25], investigaron aceros microaleados para ver el efecto sobre la oxidación en siete diferentes valores de temperatura en un rango entre 900 y 1200°C en atmósferas de combustión con 80 % nitrógeno, 15 % bióxido de carbono y 5 % de oxígeno. Para analizar y caracterizar la microestructura del óxido, utilizaron cupones de 15 mm x 10 mm x 2 mm. La caracterización de la superficie fue realizada en SEM, para determinar el crecimiento de la cascarilla de óxido y la cinética de oxidación. Para la identificación de las fases se utilizó un difratómetro de rayos X . Los autores encuentran que la wustita FeO aparece en mayor proporción a medida que la temperatura experimental se incrementa; la generación de la cascarilla de óxido disminuye por los elementos de aleación.

Cheng *et al.* [26], estudiaron la oxidación a 1100 °C para aceros inoxidable ferríticos en diferentes condiciones de contenido de vapor de agua, encontrando que la humedad acelera la formación de cascarilla de forma poco significativa. Los autores en su investigación utilizaron SEM para medir el espesor de oxidación y EDS para detectar las fases de oxidación. Posteriormente en 2014 [27], utilizaron un analizador termogravimétrico en atmósfera húmeda con 18 % de agua para determina el crecimiento de masa en función del peso, en un rango de temperatura de 1000 a 1150 °C, para investigar la oxidación en dos tipos de aceros inoxidable y tiempos experimentales de 120 minutos. Utilizando la difracción de rayos X los autores determinaron las fases de oxidación en diferentes temperaturas y la sección transversal fue analizada utilizando SEM y EDS.

Otros antecedentes de oxidación utilizaron atmósferas en aire húmedo o en agua con valores de temperatura de 1100 a 570 °C, enfocados a la oxidación generada en laminación [29–34] o en colada continua [35]. Un excelente recopilación de estudios para oxidación en aceros en atmósfera de aire fue hecha por Chen y Yuen en 2003 [10].

En la literatura una parte de los estudios determina la cinética de oxidación utilizando hornos

y balanzas de alta precisión. Otra parte de los estudios miden el cambio de espesor pero cuando las probetas están a temperatura ambiente. En la actualidad no se ha encontrado un equipo que permita medir el espesor de cascarilla en tiempo real, a alta temperatura y una atmósfera oxidante. Por otro lado, los estudios numéricos destinados a la formación de cascarilla en hornos durante el recalentamiento, utilizan modelos cinéticos reportados en la literatura pero no los estiman.

Gubinskii [36], propone un método de solución acoplada, basado en la transferencia de calor por conducción y radiación, utilizando el método de diferencias finitas. Para el crecimiento de la oxidación se introducen ecuaciones empíricas, obtenidas del análisis de la difusión molecular gobernada por la ley de Fick. Los resultados de la investigación muestran un incremento de la cascarilla de óxido en forma parabólica en función del tiempo.

En los años más recientes, se han presentado algunos trabajos de simulación para el calentamiento de palanquillas y problemas de combustión, acoplando la formación de cascarillas utilizando métodos numéricos de elemento finito, diferencias finitas y volúmenes finitos.

Jajlic *et al.* [37], proponen un modelo donde se simula el calentamiento de las palanquillas en un horno de vigas galopantes, el modelo se construyó en tres dimensiones y evalúa los fenómenos de transferencia de calor considerando la conducción, la convección y la radiación. En esta investigación se propone tres espesores diferentes de capas de óxido con valores de 1 mm, 2 mm y 3 mm. Para cada uno de estos espesores consideraron una conductividad térmica característica diferente de la matriz de acero. Concluyen que la capa de óxido debe considerarse, debido a que existen efectos en la transferencia de calor.

Jang *et al.* [17], describen el desarrollo de un modelo matemático de transferencia de calor para un horno, considerando el intercambio de calor entre la carga metálica y su entorno; incluida la transferencia de calor radiante entre los planchones, los patines (*skids*), la combustión de los gases calientes y las paredes del horno. Por otro lado, el modelo predice la formación y el crecimiento de la cascarilla con un espesor de 1.75 mm al final del proceso de recalentamiento. Concluyendo que no hay efecto en la transferencia de calor con y sin la formación de cascarilla de óxido; las variaciones en sus historias térmicas están en el orden de 10°C.

Dubey *et al.* [38, 39], presentan un modelo numérico de conducción de calor tridimensional utilizando Matlab®. El modelo utiliza el método de diferencias finitas implícita y considera el crecimiento de cascarilla de óxido en las superficies de la palanquilla. Concluyen que el espesor de la cascarilla de óxido tiene un efecto sobre la distribución de temperaturas en la palanquilla.

Kim [40], estudió los efectos de la cascarilla de óxido sobre el calentamiento de las palanquillas en un horno. El modelo matemático considera la combustión y la transferencia de calor por radiación térmica de los gases utilizando el modelo (*WSGGM*). Resuelve los campos térmicos en el interior del horno, palanquillas y *skids*. El autor concluye que la generación de cascarilla de óxido en la superficie de la palanquilla merma la transferencia de calor.

Los modelos que acoplan la formación de cascarilla con simulaciones de CFD, utilizan el modelo de oxidación de Païdassi [17,40], y un modelo diferente es utilizado por Dubey [38,39]. El modelo de Païdassi está basado en experimentación a altas temperaturas en atmósferas de aire. El modelo utilizado por Dubey no presenta información de la condiciones experimentales para obtener la cinética de oxidación. Ambos modelos de oxidación consideran que las fases presentes en los óxidos son completamente wustita FeO , por lo cual definen las propiedades térmicas y de emisividad. Por otro lado, el material de las probetas para la experimentación se desconoce en ambos casos [38,41].

En el presente trabajo de tesis doctoral se propone utilizar el software Fluent® para simular el calentamiento de las palanquillas de un horno tipo empujador, alimentando en una UDF un modelo cinético de formación de cascarilla. El modelo cinético de crecimiento del óxido se válido experimentalmente escala laboratorio, calentando probetas cilíndricas huecas por efecto Joule. El equipo experimental utilizado es capaz de medir en tiempo real la generación de cascarilla de óxido, así como la temperatura, utilizando una cortina láser y un pirómetro infrarrojo. Los tiempos experimentales para la formación de óxido consideran dos horas en estado isotérmico a diferentes temperaturas. Un acero bajo carbono fue utilizado como probeta.

Además del diseño y fabricación del sistema embebido, otros tópicos exclusivos de este trabajo son: el calentamiento de las palanquillas durante el desplazamiento al interior del horno tipo empujador utilizando mallas dinámicas, en estado inestable con los fenómenos de transporte acoplados. Programación de funciones definidas por el usuario para establecer modelos de generación de cascarilla y establecer los efectos en la transferencia de calor de la carga metálica.

1.2. Objetivos

GENERAL Desarrollar un modelo numérico para simular la formación de cascarilla de óxido en palanquillas de acero bajo carbono, durante el proceso de recalentamiento en un horno tipo empujador con una capacidad de 120 toneladas por hora.

ESPECÍFICOS

1. Simular numéricamente la combustión entre el gas natural y el aire.
2. Acoplar los mecanismos de radiación al interior del horno.
3. Diseñar un método experimental para determinar parámetros cinéticos de oxidación.
4. Determinar la cinética de oxidación a alta temperatura en aceros al carbono para simular numéricamente el proceso de recalentamiento de palanquillas con flama directa.
5. Desarrollar una función definida por el usuario para acoplar el modelo de oxidación.

6. Acoplar los modelos de oxidación, transferencia de calor y combustión en la simulación numérica.

1.3. Justificación

Normalmente, la industria manufacturera se ha centrado en aumentar la eficiencia energética y funcional de sus procesos. El uso eficaz y sostenible de la energía es importante para disminuir los gastos de operación (gastos de combustible), pero sin comprometer la calidad de los productos terminados. Debido a que en la industria del acero el recalentamiento de palanquillas se lleva a los (~ 1100 °C) en un horno que funciona con energía química (combustión de gas natural y aire) se forma una cascarilla de óxido que produce mermas económicas debido a la pérdida del material, defectos en la superficie y la disminución de la eficiencia térmica del calentamiento al interior del horno, Cólás [42] menciona que la formación de la oxidación provoca mermas en la producción por tonelada de aceros laminados, también explica que la conductividad térmica del óxido de acero es muy pequeña comparada con el acero, esto exige inevitablemente mayor potencial energético para el proceso, es necesario un estudio para distintos aceros comerciales, dependiendo la composición química y de aleación, tipo de atmósfera oxidante, tiempos de residencia y temperaturas, para predecir las pérdidas de material de carga en el proceso.

1.4. Hipótesis

Tomando como referencia los modelos de oxidación y el desarrollo de un prototipo experimental que permita calentamientos controlados a temperaturas de laminación de probetas de acero, utilizando el efecto Joule, es posible desarrollar un modelo cinético de oxidación a alta temperatura, para predecir el crecimiento de la cascarilla de óxido durante el calentamiento (~ 1100 °C) de palanquillas con movimiento continuo en un horno de recalentamiento tipo empujador.

2

Capítulo

Formación de cascarilla de óxido en palanquillas de acero al interior del horno de recalentamiento

Introducción

En el proceso de laminación, el acero es calentado a 1100 °C en el horno de recalentamiento llevando el metal a temperaturas, donde sus propiedades le permitan someterse a grandes deformaciones en el proceso de laminado en caliente. Los hornos también actúan como reactores metalúrgicos y químicos, donde las imperfecciones producidas en el proceso de colada continua disminuyen. En los procesos industriales de gran tamaño el horno de recalentamiento utiliza la combustión de gas natural, calentando las palanquillas o planchones por contacto directo entre los gases calientes y la carga metálica. En los procesos de combustión es común utilizar mezclas con exceso de aire para asegurar la extracción del potencial calorífico del combustible, debido a las temperaturas tan elevadas del proceso de calentamiento, el oxígeno libre reacciona con el material metálico de las palanquilla. La oxidación de un metal o de una aleación sucede cuando se calienta a alta temperatura en una atmósfera rica en oxígeno o compuestos que contienen este elemento tales como vapor de agua, aire o un gas de combustión como CO y CO₂, donde el producto de la reacción entre un sistema metálico y oxígeno, es llamado óxido. En el recalentamiento se forma una capa de cascarilla llamada oxidación primaria sobre la superficie del acero con espesores de 2 a 6 mm [43], la cascarilla envuelve todo el material y cuando se presenta en gran cantidad se desprende fácilmente por esfuerzos térmicos, posteriormente al proceso de recalentado la palanquilla es impactada por chorros de alta presión para remover la cascarilla y entrar a los laminadores. Otro fenómeno que sucede durante el proceso de recalentado es la decarburación, proceso que modifica la composición química de la capa periférica de las palanquilla o planchones, por la acción de las atmósferas de los hornos, que suceden a altas temperaturas.

2.1. Oxidación en metales o aleaciones: termodinámica y aspectos cinéticos

Para predecir los productos de reacción que se forman cuando una aleación particular se expone a un gas dado, bajo los efectos de la temperatura y la presión sobre el resultado se requiere la termodinámica química, particularmente del estudio del equilibrio de fases. La velocidad de formación de los productos en reacciones químicas entre materiales metálicos sólidos y atmósferas, son gobernados por procesos difusivos. La estabilidad termodinámica de las reacciones define si se forma o no un óxido, de acuerdo a las condiciones de estabilidad. A temperatura y presión constante la estabilidad de un sistema es medida por la energía libre

de Gibbs en función de la ecuación (2.1).

$$\Delta G = \Delta H - T\Delta S \quad (2.1)$$

Donde ΔH es la entalpía de la reacción, T es la temperatura absoluta y ΔS es el cambio de entropía. Una reacción espontánea ocurre si $\Delta G < 0$, está en equilibrio si $\Delta G = 0$ y es termodinámicamente imposible cuando $\Delta G > 0$ [44].

La reacción de un metal con oxígeno para formar un mol de óxido puede ser expresada como la ecuación (2.2) siguiente.



Donde M es el metal reaccionante y M_xO_y el óxido producido. Por otro lado, la ecuación (2.2) anterior expresada para la reacción de un metal con oxígeno puede definirse con la ecuación (2.3).

$$\Delta G = \Delta G^o + RT \ln \left[\frac{a_{M_xO_y}}{(a_M)^x (a_{O_2})^{y/2}} \right] \quad (2.3)$$

Donde a_i es el coeficiente de actividad química del componente i y R es la constante universal de los gases. Suponiendo que el sólido es puro y la atmósfera esta cubierta por un gas idea ($\Delta G = 0$), algunas simplificaciones pueden hacer a la ecuación (2.3) anterior, escribiéndola como la ecuación (2.4) siguiente.

$$\Delta G^o = \frac{y}{2} RT \ln(p_{O_2}) \quad (2.4)$$

Donde p_{O_2} es la presión parcial del oxígeno controlada por el equilibrio de M/M_xO_y , conocida como la presión de disociación en equilibrio de M_xO_y , como resultado M_xO_y no se formará a menos que la presión de oxígeno ambiente supere p_{O_2}

En la Figura 2.1 muestra el diagrama de de Ellingham, donde la principal desventaja de estos diagramas, es que sólo indican si es posible que una reacción de oxidación se lleve a cabo partiendo de datos como la presión parcial del oxígeno y de la temperatura, mas no indican a que velocidad sucede este fenómeno, es decir, no proporcionan la cinética de la reacción. Además, no indican la secuencia de reacción de los óxidos cuando más de uno es posible. Los gráficos y cálculos de la cinética de oxidación se logran a partir de datos termodinámicos y tasas de crecimiento. Los diagramas de Ellingham no toman en cuenta la rapidez de formación de un óxido y para la determinación de ésta, es necesario hacer uso de cálculos y métodos de medición que ayuden a determinar el comportamiento que sigue un sistema metálico o al ser expuesto a altas temperaturas bajo condiciones oxidantes. Entre los datos más comunes para determinar la cinética de crecimiento de un óxido se encuentran: la medición en ganancia de

peso del metal y la medición del espesor de la capa del óxido formado. Estas variables, al graficar contra el tiempo, determinan la razón de crecimiento de una capa de óxido.

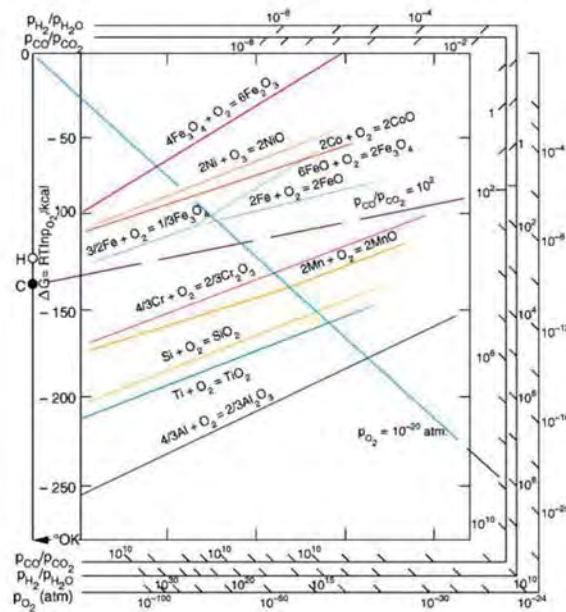


Figura 2.1: Diagrama de Ellingham para diferentes óxidos.

2.2. Oxidación en metales puros

La oxidación comienza, como puede observarse en la figura 2.2 siguiente, cuando una superficie metálica limpia es expuesta a una atmósfera oxidante, al comienzo de la oxidación, el oxígeno es químicamente absorbido en la superficie del metal, formando núcleos de oxidación en sitios favorables, (dependiendo la orientación cristalina, impurezas en el material base o defectos microestructurales) partiendo de estos núcleos la cascarilla de óxido crece lateralmente hasta completar una capa invisible en dos dimensiones que cubre al material base completamente, algo de oxígeno también se disuelve en el metal al mismo tiempo. Después de formarse una monocapa, núcleos discretos de óxido en tres dimensiones aparecen en la superficie comenzándose a expandir, y eventualmente incrementar su velocidad de crecimiento. Estas islas de óxido crecen rápidamente por difusión en la superficie, el oxígeno es absorbido hasta completar la película de tres o cuatro monocapas cubriendo al metal, al terminar este proceso la velocidad de oxidación cae abruptamente al completarse una pequeña capa de óxido que sirve como barrera a la oxidación [45].

2.2.1. La teoría de oxidación de Wagner

La teoría de Wagner [46] está relacionada con el espesor de los óxidos formados en un metal, es decir su crecimiento con respecto al tiempo.

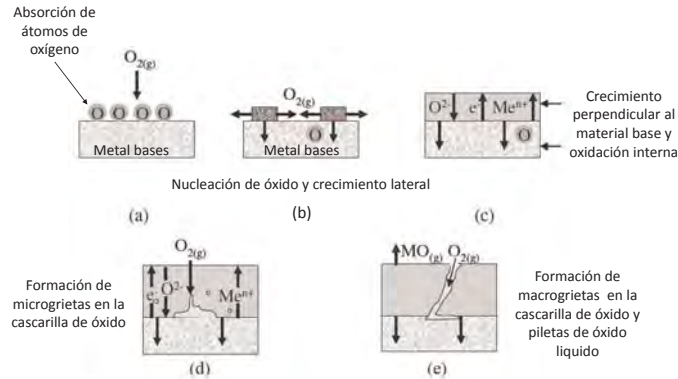


Figura 2.2: Fenómenos ocurridos durante la oxidación de los metales.

La teoría de aproximación parabólica de Wagner contribuye para la comprensión de la oxidación a alta temperatura de los metales. Wagner investigó el flujo de partículas a través de una capa de óxido formada por un metal puro y considerando su concentración, movilidad y las fuerzas que actúan sobre ellas. En realidad, la teoría describe el comportamiento de oxidación cuando la difusión de iones determina la velocidad y en condiciones idealizadas.

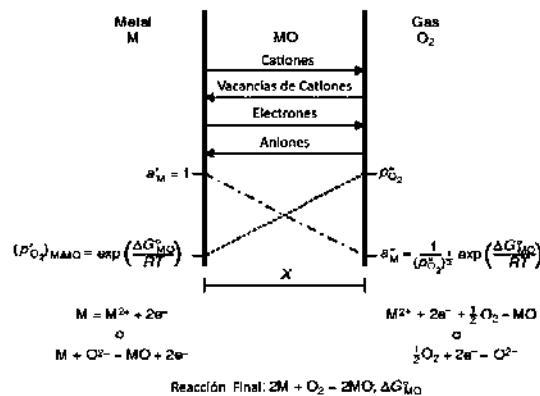


Figura 2.3: Formación de la capa de oxidación según Wagner.

Esta teoría toma en cuenta las siguientes consideraciones:

1. Inicialmente se forma una capa muy delgada de óxido la cual es compacta y está perfectamente adherida al sustrato que la contiene.
2. La migración de los iones o electrones a través de la capa es el mecanismo que controla el proceso.
3. Todo se encuentra en equilibrio termodinámico perfecto, las interfaces metal-óxido y óxido-gas.

4. El óxido muestra sólo una pequeña desviación de la estequiometría, entonces, el flujo iónico es independiente de la posición dentro de la capa.
5. El equilibrio termodinámico es establecido localmente a través de la capa.
6. El espesor del óxido es en comparación con las distancias a las que los efectos de carga espacial se producen (doble capa eléctrica).
7. La solubilidad del oxígeno en el metal es despreciada.

Se supone un equilibrio termodinámico en las interfaces metal-óxido y óxido-gas, además que los gradientes de actividades en ambos (metal y no metal) se establecen en el óxido formado. La figura 2.3 muestra las condiciones donde la teoría es válida [47]. Debido a las diferencias en concentración, los iones de metal y los iones del óxido tienden a cruzar por la capa en direcciones opuestas, debido a su carácter eléctrico el traslado de iones causa un campo eléctrico en la capa como consecuencia al transporte de los electrones de metal a la atmósfera. El traslado de cationes, aniones y electrones, entonces esta balanceado y no hay transferencia de carga eléctrica a través de la capa de óxido, esto como resultado de la migración de iones.

2.3. Oxidación de hierro formados en presencia de oxígeno

La oxidación en altas temperaturas es mas compleja porque pueden generarse diferentes óxidos, el hierro puede reaccionar con más de una valencia (+2 y +3), como consecuencia, pueden formarse muchas capas de óxido. Asumiendo que la presión parcial del oxígeno es suficientemente alta, la oxidación del hierro en aire formará una capa de wustita ($Fe_{1-x}O$) sobre la base, sobre la capa de wustita estará una de magnetita (Fe_3O_4) y sobre la magnetita aparece la hematita (Fe_2O_3) a temperaturas mayores de de 570 °C. Las características principales de los óxidos formados son:

1. *La wustita, FeO* , es un semiconductor tipo-p que presenta déficit de metal y puede existir en un amplio rango de estequiometría de acuerdo a Engell [48, 49]. Como tiene concentración de vacancias catiónicas, la movilidad de iones o electrones es muy grande.
2. *La magnetita, Fe_3O_4* , es un espinel inverso, el cual tiene iones divalentes Fe^{2+} que ocupa estructura octaédrica y la mitad de los iones Fe^{3+} presentan estructura tetraédrica. Al igual que la wustita existe con exceso de aniones (oxígeno), por lo que es un semiconductor tipo-p.
3. *La hematita, Fe_2O_3* , es un semiconductor tipo-n, en el que los aniones difunden en gran parte, existe en dos formas $\alpha - Fe_2O_3$ con estructura romboedra y $\gamma - Fe_2O_3$ en estructura cúbica. La magnetita al oxidar por debajo de los 400 °C forma siempre $\alpha - Fe_2O_3$ [50].

La tabla 2.1 muestra las propiedades térmicas de lo óxidos de hierro [42].

Tabla 2.1: Propiedades termofísicas de óxidos de hierro.

Óxido	Densidad kg/m^3	Conductividad $W/m - K$	Calor específico $J/kg - K$
	ρ	κ	C_p
Fe	$8050 - 0.5T$	$16.5 + 0.11T$	$587.8 + 0.068T$
FeO	7750	3.2	725
Fe_3O_4	5000	1.5	870
Fe_2O_3	4900	1.2	980

^aDonde la temperatura es expresada en °C

2.3.1. Termodinámica y mecanismos de oxidación

Los mecanismos de crecimientos de la oxidación sobre el hierro se representan en la figura 2.4. Donde el hierro se oxida en la interfaz Fe/FeO según [51], proceso mostrado en la ecuación (2.5)



La migración de los iones de hierro y los electrones se produce a través de la capa de FeO por cavidades de cationes y agujeros de electrones, respectivamente. Cuando estas especies alcanzan la interfaz FeO/Fe_3O_4 , Fe_3O_4 se reduce a FeO de acuerdo con la figura 2.4.

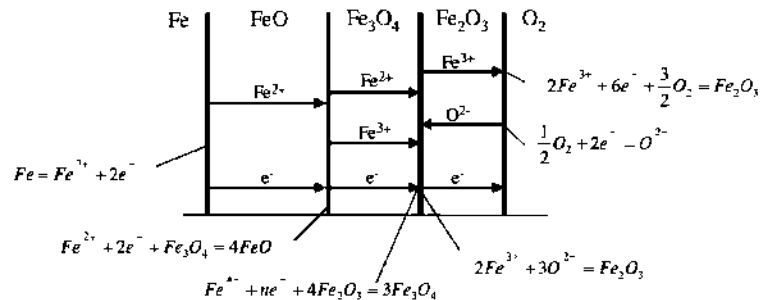
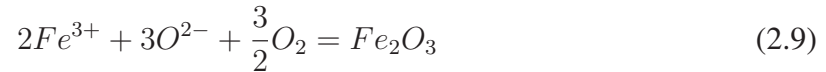
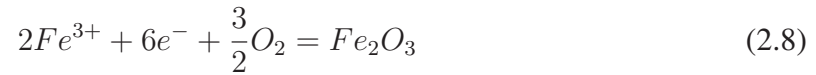


Figura 2.4: Mecanismos de oxidación del acero a temperaturas superiores de 570 °C.

Cualquier exceso de iones de hierro y electrones de la reacción (2.6) están disponibles para migrar a través de la capa Fe_3O_4 para formar Fe_3O_4 en la interfaz Fe_3O_4/Fe_2O_3 :



Donde $n = 2$ o 3 para Fe^{2+} o Fe^{3+} , respectivamente. Las reacciones a considerar para la formación de Fe_2O_3 depende, si los iones de hierro o de oxígeno son móviles dentro de esta fase. Cuando el ion de hierro difunde en la fase, la reacción resultante se muestra en la ecuación (2.8), y cuando el oxígeno es quien difunde resulta la reacción mostrada en la ecuación (2.9).



Si los iones de hierro difunden, la formación de Fe_2O_3 se produce en la interface óxido/ gas. Si el oxígeno es quien difunde, Fe_2O_3 se forma en la interfaz Fe_3O_4 / Fe_2O_3 . La ionización del oxígeno en la interface de óxido/gas viene dada por la ecuación (2.10).



El espesor de cada capa depende de la estabilidad termodinámica de cada una, la tasa de crecimiento (es decir, la difusividad de la especie móvil) y el volumen molar a una temperatura dada. Los pasos de difusión y las reacciones interfaciales descritas en la figura 2.4 muestran que la difusión de cationes desempeña un papel importante, particularmente en el caso de FeO [51].

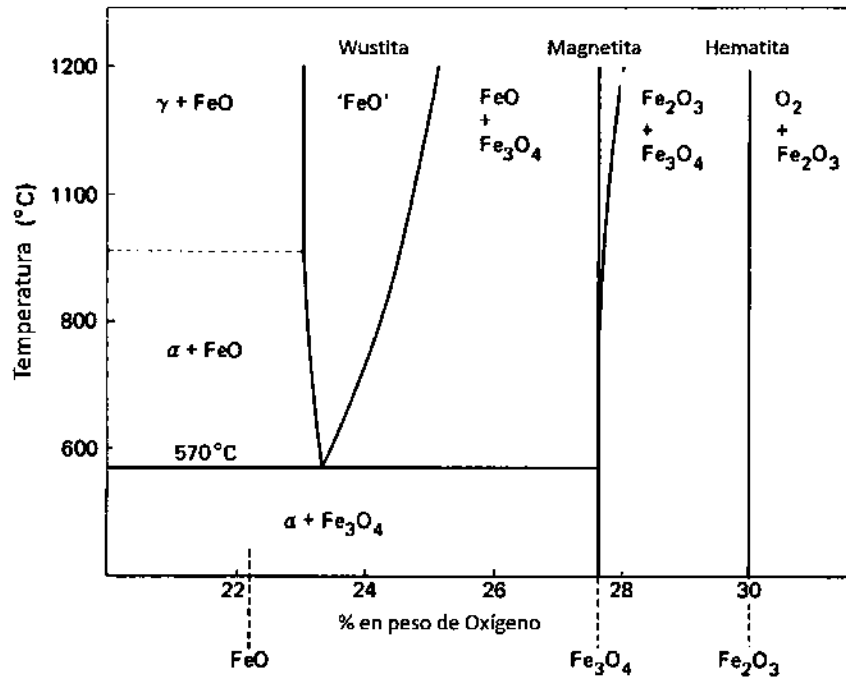


Figura 2.5: Diagrama de fase Fe-O.

Diferentes capas de óxido se forman en la parte superior de la superficie de hierro cuando se oxida a alta temperatura. Como se ilustra en la figura 2.5 del diagrama de fases hierro-oxígeno, el FeO no es estable para temperaturas inferiores a $570\text{ }^{\circ}\text{C}$. Los óxidos se forman en forma de capas, mostrando mayor contenido en metal en la adyacente y la capa más rica en oxígeno esta en el exterior. Por otro lado, por debajo de $570\text{ }^{\circ}\text{C}$, es posible la formación de una estructura de dos capas de Fe_3O_4 y Fe_2O_3 con Fe_3O_4 cerca del sustrato y Fe_2O_3 en la parte superior. Por encima de $570\text{ }^{\circ}\text{C}$, el hierro está cubierto por una estructura de tres capas hecha de FeO (cerca del metal), Fe_3O_4 y Fe_2O_3 en la superficie superior.

2.3.2. Características de la oxidación del hierro a altas temperaturas

Cuando el hierro se oxida a temperaturas mayores a $575\text{ }^{\circ}\text{C}$ forma tres óxidos estables wustita, magnetita y hematita en capas múltiples [51, 52], en la oxidación del hierro a temperaturas elevadas entre 700 a $1300\text{ }^{\circ}\text{C}$, el óxido predominante es la wustita FeO con alrededor de 95% , un 4% de magnetita Fe_3O_4 y sólo un 1% de hematita Fe_2O_3 , otros autores concuerdan con estos resultados [18]. La wustita, que es la fase más interna del óxido, se forma cerca de la superficie del metal y por lo tanto, es más rica en hierro, esta presenta una estructura cúbica centrada en las caras, la densidad de la wustita puede variar desde 5.54 a $5.9\frac{\text{g}}{\text{cm}^3}$, contiene de 23 a 25% en peso de oxígeno en su estructura y crece enteramente por difusión de los iones de hierro, mientras que los de oxígeno se agregan a la cara externa de la fase y permanecen prácticamente fijos [52]. La magnetita, es una fase intermedia del óxido y es el principal constituyente a $500\text{ }^{\circ}\text{C}$, su estructura cristalina es una cubica inversa del tipo espinel, tiene una densidad de 5 a $5.4\frac{\text{g}}{\text{cm}^3}$, contiene un 28% en peso de oxígeno existiendo como un óxido deficiente metálico aunque en un menor nivel al de la wustita. Se ha encontrado que tanto los cationes como los aniones difunden [52]. Finalmente, la hematita, que es la capa más externa del óxido tiene el más alto contenido de oxígeno con alrededor de 30% en peso [45, 52]. La hematita puede existir en dos formas, como $\alpha - Fe_2O_3$, representando una estructura romboédrica, y como $\gamma - Fe_2O_3$, representando una estructura cúbica, su densidad es de $5.24\frac{\text{g}}{\text{cm}^3}$. El mecanismo de difusión de la hematita es por migración de los iones de oxígeno, difusión en la cual prácticamente el ion de hierro no participa, estos se agregan a la cara interna y permanecen fijos. A la hematita se le ha encontrado en todo tipo de aceros, incluso a bajas temperaturas, su presencia se debe a la remoción incompleta de la wustita durante el laminado.

La velocidad de reacción está muy relacionada con la cantidad de moléculas vacantes en la masa de gas, proporcional a la presión parcial del gas que se absorbe, así como de la cantidad de espacios vacantes en la superficie de reacción [53]. El mecanismo de difusión ha sido ampliamente estudiado [51, 52], realizándose algunas simplificaciones al respecto que predicen de forma adecuada el crecimiento del óxido en una atmósfera específica.

El coeficiente de crecimiento del óxido depende de la condición específica del medio (temperatura, atmósfera), de la condición de superficie del material así como su composición química. Según el comportamiento que siga la razón de cinética de formación del material, existen 3 relaciones matemáticas que describen el crecimiento de los óxidos que son: crecimiento

lineal, crecimiento parabólico y crecimiento logarítmico. La velocidad de oxidación suele presentarse en varias etapas, al inicio se comporta de forma lineal; en una etapa intermedia es parabólica y en algunos casos se ha observado un crecimiento logarítmico.

1. Oxidación lineal: si la superficie metálica no es protegida por una barrera de óxido, la velocidad de oxidación permanece constante con el tiempo, la reacción es controlada por la oxidación, más que por un proceso de transporte, la oxidación se mantendrá lineal si:
 - El óxido es volátil o se funde.
 - Si el óxido se separa o rompe debido a esfuerzos internos.
 - Si al momento de formarse, su estructura es porosa.
2. Oxidación parabólica: cuando el mecanismo de oxidación es por medio de la difusión de iones a través de una barrera compacta de óxido con el gradiente de potencial químico como la fuerza que lo mueve, se observará un crecimiento parabólico.
3. Oxidación paralineal: en algunos metales la oxidación comienza como parabólica, pero el óxido protector gradualmente cambia la capa exterior a no protectora. Si la capa protectora interior permanece constante, la difusión resulta en una oxidación lineal. Este comportamiento en la oxidación que es inicialmente parabólico, pero que se transforma gradualmente a lineal; se le llama oxidación paralineal.

Existen casos en los que la cinética de crecimiento de un metal no sigue ningún comportamiento específico de los tres antes mencionados. Por lo que debe seguirse una razón de crecimiento correspondiente a otra ley, la cual por lo regular es una combinación de las tres anteriores. Otro comportamiento que también puede presentarse a altas temperaturas es el paralineal. Este comportamiento normalmente se caracteriza por un inicio que sigue una tendencia parabólica pero después muestra valores de incremento de espesor o ganancia en masa que siguen una rapidez lineal. Esto es normalmente asociado con la formación de grietas y defectos a través de la capa de óxido lo cual facilita el suministro de oxígeno al metal que se encuentra a alta temperatura.

Influencia de temperatura y tiempo

Para el caso de hierro puro en condiciones isotérmicas, el espesor total de la cascarilla de óxido está relacionado con el tiempo de oxidación t de acuerdo a la ecuación (2.11) según [41], considerando el crecimiento del óxido parabólico.

$$x^2 = k_p t \quad (2.11)$$

Donde k_p es el coeficiente de velocidad de oxidación parabólica representado como la ecuación de Arrhenius (2.12).

$$k_p = k_o e^{\frac{-E_a}{RT}} \quad (2.12)$$

Donde E_a es la energía de activación, R es la constante universal del gas y k_o es un parámetro dependiente de la temperatura, E_a dependerá del mecanismo de reacción. Païdassi estudio las capas de óxido en el hierro, para el aire como medio oxidación, encontrando las ecuaciones de cinética para la wustita, magnetita y hematita, mostradas en las ecuaciones (2.13), (2.14) y (2.15).

$$FeO : k_p = 5.75e^{-\frac{40500}{RT}} \frac{cm^2}{s} \quad (2.13)$$

$$Fe_3O_4 : k_p = 1.05 \cdot 10^{-2} e^{-\frac{40500}{RT}} \frac{cm^2}{s} \quad (2.14)$$

$$Fe_2O_3 : k_p = 5.4 \cdot 10^{-4} e^{-\frac{40500}{RT}} \frac{cm^2}{s} \quad (2.15)$$

La cinética de crecimiento de cascarilla, tomando en consideración los tres óxidos generados en la parte superior pueden ser representados por la ecuación (2.16).

$$k_p = 6.1e^{-\frac{40500}{RT}} \frac{cm^2}{s} \quad (2.16)$$

Estos resultados corresponden a pruebas de oxidación en hierro puro en aire para el rango de temperatura de 700-1250 °C para tiempos de oxidación largos. La oxidación del acero es más compleja, pudiendo prevalecer dos situaciones diferentes: una tasa de crecimiento lineal en las primeras etapas de la oxidación, seguida de una ley de crecimiento parabólico cuando se ha logrado un cierto espesor de óxido. Al inicio del proceso de oxidación la superficie de acero inicialmente libre de óxido captura las especies oxidantes en la atmósfera y el potencial de oxígeno en la interfaz entre el gas y la escala es aproximadamente el mismo que en la interfaz entre el sustrato y la cascarilla de óxido, por lo tanto el movimiento del O_2 en estado gaseoso controla la velocidad de reacción. Para este caso el crecimiento de la cascarilla no será afectado por el espesor, presentando un crecimiento lineal [54], representado por la ecuación (2.17).

$$x = k_l t \quad (2.17)$$

Donde x es el espesor de la cascarilla en estado isotérmico, t es el tiempo de oxidación y k_l es el coeficiente lineal de velocidad.

Cuando la capa de cascarilla crece, la velocidad de crecimiento sera gobernada por la difusión en estado sólido de los iones de Fe o los cationes vacantes a través de la cascarilla. Por lo tanto, el potencial de oxígeno en la interfaz entre el gas y la cascarilla es mucho mayor comparado con el que se encuentra en la interfaz entre la cascarilla y el sustrato, este gradiente de concentración de oxígeno disminuye a medida que la cascarilla crece. La situación se describe comúnmente mediante una ecuación de velocidad parabólica simple como la ecuación (2.11) anterior [54].

Aunque la ecuación (2.11) no es válida para capas delgadas de óxido, cuando el Fe^{2+} existe en gran proporción comparado con el espesor de la cascarilla, la ecuación parabólica (2.11) es aplicada para describir la tasa de crecimiento del óxido sobre el acero desde la etapa inicial de la oxidación, siendo adecuada para largos tiempos de oxidación como el caso de los hornos de recalentamiento, donde la etapa inicial de oxidación lineal puede ser no considerada, aunque es usada en estudios de oxidación en caliente para periodos de tiempos cortos (segundos) [54]. A veces, las mediciones de espesor de óxido de forma experimental en tiempos de oxidación cortos también pueden aproximarse en una ecuación de velocidad parabólica. Esto significa que no es posible evaluar el mecanismo de oxidación solo comparando la forma de los comportamientos de crecimiento de la escala de óxido experimental. Muchos otros factores, como las rutas de difusión preferibles, la naturaleza de las capas de óxido formadas, la atmósfera de oxidación, por mencionar algunos, podrían afectar y modificar la cinética de oxidación predominante.

2.3.3. Métodos de medición de cascarilla de óxido

La cinética de oxidación en los aceros puede aproximarse a partir del crecimiento de la capa de óxido mediante un comportamiento lineal, logarítmico, cúbico o parabólico. Este último presenta un mejor ajuste para los materiales metálicos cuando los tiempos de oxidación son prolongados, bajo condiciones ideales es muy preciso especialmente en aceros no aleados [55]. En la literatura se reportan dos métodos de experimentación: 1) el método gravimétrico mide la ganancia de peso como función del tiempo de permanencia y la temperatura. Las técnicas conocidas para este método mas tradicionales, colocaban varias probetas finamente pulidas al interior de un horno mufla, pesando antes y después del calentamiento la probeta, obteniendo un incremento de masa por la cascarilla que se queda adherida sobre la superficie de las probetas, extrayendo del horno en varios tiempos las probetas, para obtener un incremento de peso en función del tiempo, pero no en tiempo real, ya que las probetas deben ser extraídas de la atmósfera para hacer las mediciones, cuando estas se han enfriado. Por otro lado, experimentos se han realizado, donde las probetas son colocadas al interior de un horno, acoplado una balanza de alta precisión para medir el cambio de peso en tiempo real, en algunos casos al horno se le agregan atmósferas oxidantes, en algunos casos la experimentación se realiza bajo condiciones de adquisición de datos avanzada hasta un servidor. La experimentación mas moderna por ganancia de peso es realizada con equipos (TGA) (*Thermogravimetric analysis*) donde se utilizan equipos avanzados construidos especialmente para este tipo de análisis, midiendo en tiempo real la ganancia de peso en muestras de materiales en amplia gama, con capacidad de hacer muchas variaciones experimentales, como experimentación con muchos tipos de atmósferas y con rangos de temperaturas amplio por encima de 1500°C, los resultados obtenidos por este método son aproximados con un modelo parabólico a través de la ecuación de Pilling-Bedworth [10] obteniendo un modelo cinético de crecimiento de óxido que se aproxime en un intervalo de temperaturas. Para simular el efecto de la cascarilla sobre la transferencia de calor, desde el horno a las palanquillas es necesario medir el espesor, sin embargo el método experimental por ganancia de peso no ofrece esa información. 2) El segundo método se basa en la medición del espesor de la capa de óxido en la sección transversal, para esto las probetas son calentadas a diferentes temperaturas y

tiempos, evaluando por microscopía óptica o electrónica de barrido el espesor de la capa oxidada. Para obtener el modelo cinético generalizado en un rango de temperaturas en materiales metálicos es utilizada la aproximación del modelo parabólico de Tammann [10]. A diferencia del método por ganancia de peso descrito anteriormente, las mediciones de espesor de cascarilla se realizan cuando las probetas están frías y han llevado una preparación de pulido, por tanto la medición no esta hecha *in situ*. Sin embargo la transferencia de calor del horno a las palanquillas es afectada por el espesor de la cascarilla de óxido que se forma durante el calentamiento y un procedimiento de experimentación adecuado consideraría la medición en tiempo real de los equipos TGA (*Thermogravimetric analysis*) con la medición de espesor de cascarilla de óxido. Por tanto, en el presente trabajo se plantea un procedimiento de experimentación alternativo, donde se utiliza como medio de calentamiento el efecto Joule de forma controlada, tratando de cubrir las variables mencionadas anteriormente: medición del crecimiento del espesor y temperatura en tiempo real, con alta frecuencia de adquisición de datos, generando así un modelo de oxidación para un acero bajo carbono. El modelo cinético de oxidación deberá acoplarse a la simulación del calentamiento de palanquillas cuando estas se desplazan al interior del horno.

2.4. Descripción del proceso de recalentamiento en hornos

La mayoría de los procesos de fabricación del acero son continuos e incluyen en alguna de sus etapas el calentamiento. Durante un trabajado en caliente el material se recristaliza en forma continua y no hay endurecimiento durante la deformación en caliente, en consecuencia, la cantidad de deformación plástica es casi ilimitada. Se puede reducir una placa muy gruesa hasta llegar a una lámina delgada en una serie de operaciones continuas. Los primeros pasos del proceso se efectúan a temperaturas elevadas para aprovechar la menor resistencia del metal. El último paso se hace justo arriba de la temperatura de re-cristalización, a una deformación porcentual grande, para producir el tamaño de grano más fino posible [56]. Para el proceso de laminación en caliente, se requiere de un proceso previo de recalentamiento de palanquillas o planchones, teniendo como finalidad homogenizar la estructura y disolver los carburos formados durante la colada continua, además de alcanzar la temperatura de conformado antes de la laminación en caliente alrededor de los 1100 °C [4–6]. Este proceso se realiza en un horno de recalentamiento, el cual puede ser dividido en zonas: precalentamiento, calentamiento y compensación. La carga en el horno se coloca en posición horizontal y se calienta a partir de quemadores localizados en la parte superior del horno y en otros casos también en la parte inferior. Los gases de combustión fluyen sobre la carga y calientan las palanquillas que entran, mediante la transferencia de calor por radiación y por convección a contraflujo, con contacto directo entre las palanquillas o planchones y los gases calientes. Las palanquillas o planchones se transporta a través del horno por vigas galopantes enfriadas por agua o por empujadores instalados en uno de los extremo sobre patines enfriados. El movimiento de la carga metálica al interior del horno de recalentamiento, se realiza a través de mecanismos mecánicos con equipos hidráulicos.

El horno de recalentamiento aumenta la temperatura de las palanquillas con los siguientes

objetivos:

1. Formación de cascarilla fácil de eliminar para obtener una buena superficie.
2. Ablandamiento del acero hasta la maleabilidad que haga posible su laminación.
3. Calentamiento suficiente (1100 °C) que permita la formación de austenita.
4. Disolver, si fuera preciso, los nitruros o carburos dispersos en la matriz metálica.

2.4.1. Tipos de hornos de recalentamiento

Los hornos de recalentamiento empujadores y de vigas galopantes son los más comúnmente usados para el calentamiento de placas, tochos y palanquillas de acero. La configuración del horno la determina la producción y el espesor de la carga. Para pequeños espesores los hornos son normalmente de calentamiento superior, mientras que para los espesores gruesos es más normal el calentamiento superior e inferior, algunos autores proponen la clasificación siguiente [57]:

- Por fuente energética.
- Operación (por lotes y continuo).
- Por combustible.
- Flamas directas e indirectas.
- Tipo de recuperador.
- Otras clasificaciones.

Clasificación por fuente energética

El calor es generado en los hornos, dependiendo de las temperaturas máximas que se requieran para el proceso, se pueden clasificar en dos tipos: energía química (combustión de un producto fósil) y conversión de energía eléctrica en calor. Los hornos de combustión, son los más usados, pero los hornos eléctricos ofrecen ventajas de funcionamiento pero con costos económicos más elevados. En los hornos de combustión, la naturaleza del combustible es importante para el diseño del horno, debido a que los flujos másicos establecen la dinámica de fluidos y, esta a su vez, controla la transferencia de calor.

Clasificación por estilo de operación (lotes y continuos)

Los hornos continuos pueden ser empujadores, rotatorios, viga caminante.

1. Hornos rotatorios: La principal característica de este tipo de horno es el desplazamiento de la carga de forma circular, como se observa en la figura 2.6, también se observa la manera de extraer e introducir las palanquillas [58]. Una ventaja de este diseño de horno

es la uniformidad del calentamiento, sin embargo el precio por unidad de producción es más elevado que los hornos empujadores.



Figura 2.6: Horno rotatorio.

2. Horno tipo empujador: Este tipo de horno fue diseñado inicialmente para el calentamiento de palanquillas y pequeños rodillos, los quemadores son pequeños. Los hornos son construidos con dimensiones de 24.5 m a 32 m, los quemadores pueden calentar a la palanquilla desde la parte superior e inferior, generalmente este tipo de hornos se divide en zonas denominadas de precalentamiento, calentamiento y compensación.



Figura 2.7: Horno empujador.

En los hornos empujadores es normal adicionar equipos de recuperación de calor, la carga es introducida por puertas pequeñas, para esta operación se utilizan actuadores denominados empujadores como se observa en la figura 2.7, los empujadores generalmente son cilindros hidráulicos, y son de dos tipos: los que introducen la carga al horno y los que la desplazan. En los hornos por lotes, el material es cargado y se deja pasar el tiempo hasta que se calienta a la temperatura de laminación, generalmente las dimensiones del material a calentar en los hornos por lotes son muy extensas.

Algunas ventajas que se pueden mencionar, son las siguientes: alta producción a bajo costo, gran eficiencia por área, bajo mantenimiento, fácil carga y descarga de material, pequeñas diferencias de temperatura en la extensión del horno de recalentamiento. Por otro lado, algunas desventajas que se pueden mencionar, son las siguientes: la sección más pequeña de la palanquilla es difícil de calentar, pérdidas de calor producto de la refrigeración de los rieles de deslizamiento de la palanquilla, dificultad para empujar distintas medidas de palanquillas y la acumulación de cascarilla y óxidos.

3. Horno de viga caminante: El diseño de este horno, ofrece temperaturas máximas de 1065 °C, este rango de operación es una desventaja frente a los hornos empujadores, los cuales pueden alcanzar temperaturas muy cercanas a 1315 °C. En la actualidad, estos hornos constan de refrigeración por agua en sus miembros metálicos de construcción, el material refractario es expuesto al calor directamente. En la figura 2.9, se tiene un arreglo típico para un horno de vigas galopantes [58]. Por mencionar algunas ventajas comparados con los hornos empujadores estas pueden ser: las piezas viajan separadas dentro del horno de calentamiento, esto evita que se adhieran, los tiempos de residencia dentro del horno es menor, entre las desventajas se pueden mencionar los altos costos iniciales y los costos de mantenimiento.



Figura 2.8: Horno de vigas.

Clasificación por combustible

En los hornos de flamas, la naturaleza del combustible puede ser una diferencia en la fabricación y diseño, de los hornos y quemadores, generalmente utilizan combustibles fósiles para producir el calor necesario en el proceso. Los combustibles pesados como el carbón generan gran cantidad de gases contaminantes, también los combustibles gaseosos generan contaminación pero la combustión es más limpia. Cuando se usan combustibles sólidos es

necesario pulverizarlos como en el caso del carbón mineral, los depósitos de carbón pueden ser muy extensos y el tamaño de los almacenes se debe tomar en cuenta para la construcción de la planta. En muchas industrias es preferible utilizar en el recalentamiento del acero los hornos de flamas directas sobre los hornos de inducción, debido a que la transferencia de calor es más uniforme y el costo energético es más bajo.

Clasificación por flamas directas e indirectas

Si las flamas son desarrolladas dentro de la cámara de calentamiento, o si los productos de la combustión circulan sobre las superficies de la carga, teniendo un contacto directo, se le denomina horno de flamas directas. Los hornos de flamas indirectas para el calentamiento del material se utiliza para fabricar productos con estándares de calidad muy altos generalmente productos terminados, se coloca la carga dentro de contenedores conductores que son calentados por gases de combustión, también se utiliza el calentamiento denominado por tubos radiantes.

Tipo de recuperador

Muchos recuperadores de calor, utilizan los gases de escape como medio de calentamiento para el aire de entrada en los quemadores, precalentamiento de combustible y precalentamiento del material de carga. El precalentamiento de aire de la combustión se realiza con un acoplamiento de un recuperador o regenerador de aire, el regenerador intercambia calor de los fluidos de escape calientes a los fluidos de aire y combustible fríos, para tener una buena combustión es importante que los fluidos involucrados tengan una temperatura adecuada, cuando los fluidos están precalentados se obtienen flamas más limpias y transparente, además de disminuir el calor necesario para elevar la temperatura de los gases productos de la combustión e inertes (nitrógeno). En algunas plantas de fabricación de acero es normal encontrar cámaras de calentamiento de acero, donde no existen quemadores, normalmente se les denomina zonas de precalentamiento, en estas cámaras se introducen los gases de calientes producto de la combustión dentro del horno de recalentamiento.

Otras clasificaciones

Existen otras clasificaciones, dentro de estas se pueden mencionar los hornos estacionarios y hornos portables, existen gran cantidad de clasificaciones dependiendo las características de operación y uso de los hornos de recalentamiento pero la mayoría de equipos entran en los tipos que se mencionaron.

2.4.2. Descripción del horno tipo empujador

El horno del cual se simula su funcionamiento es un horno tipo empujador que cuenta con una serie de sistemas para hacer posible el proceso. Estos sistemas se pueden dividir en los

siguientes:

- Sistema de combustión.
- Sistema de enfriamiento.
- Sistema estructural.
- Sistema de protecciones.
- Sistema de instrumentación.

También el horno de recalentamiento cuentan con una serie de dispositivos, que realizan funciones específicas y se pueden clasificar de la manera siguiente:

1. Quemadores. Un quemador tiene como función principal el mezclar y dirigir el flujo de aire y combustible de tal manera que se mantenga la combustión sin necesidad de un piloto, los pilotos solo sirven para encender los quemadores cuando han sido apagados para propósito de mantenimiento, no como resultado de una mala combustión que provocaría que se apaguen.
2. Ventiladores. En los horno, existen distintos ventiladores, cada uno tiene una función distinta, el ventilador de tiro forzado introduce el aire hacia los quemadores para que lo usen como comburente, el ventilador de tiro inducido crea una diferencia de presiones en la chimenea para que los gases de combustión salgan sin problemas, los ventiladores de los pilotos y quemadores de pantalla hacen lo mismo que el de tiro forzado para sus respectivos equipos, también puede haber un ventilador de disolución, esté entra en funcionamiento en caso de que la temperatura de los gases de combustión en la bóveda del horno sea demasiado alta.
3. Intercambiadores de calor. Cuando el aire de combustión de los quemadores entra a temperatura ambiente, absorbe calor del horno que podría ser aprovechado por las palanquillas. Para minimizar estas pérdidas, los hornos cuentan con intercambiadores de calor, que toma los gases producto de la combustión, absorbe el calor que llevan (que de otra forma se desperdiciaría al soltarlos a la atmósfera) y lo transmite al aire de combustión o al combustible, que ingresará a los quemadores de modo que el calor que se expulsa a la atmósfera del horno sea menor, los intercambiadores de calor comúnmente utilizados en los hornos de combustión son los rotatorios.
4. Refractarios. Los materiales refractarios son aquellos que por su baja conductividad térmica y resistencia a las altas temperaturas permiten controlar la emisión de calor ya sea resistiendo, conteniendo o aislando los cambios térmicos al tiempo que generan un ahorro de energía, de combustible y de tiempos de calentamiento.
5. Skids de carga y deslizamiento. Son una especie de rieles aislados térmicamente con materiales refractarios y enfriados internamente por un flujo continuo de agua a temperatura ambiente. La función de los skids de carga es sostener a los skids de deslizamiento y estos a su vez sostienen las palanquillas mientras son calentados donde existen quemadores inferiores. Como se observa en la Figura 2.9, los skids son arreglo de tuberías diseñados, estructuralmente para soportar el peso de las palanquillas

y térmicamente (con refrigeración interna) para resistir condiciones de trabajo a altas temperaturas.

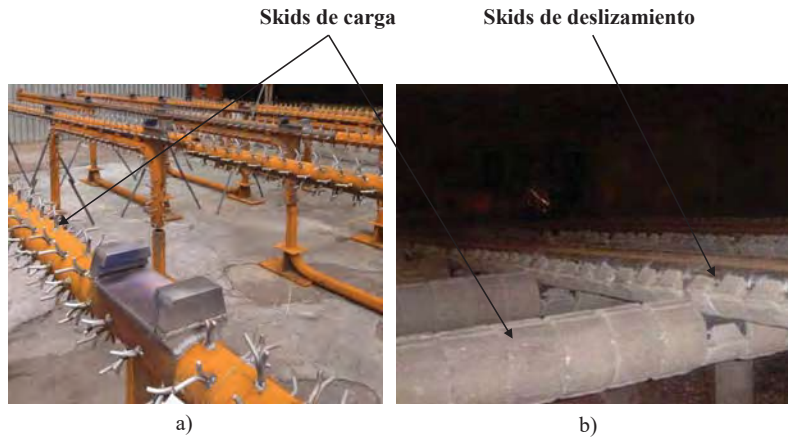


Figura 2.9: Skids en la zona de calentamiento, a) antes de colocar el refractario b) colocación de los skids al interior del horno con refractario.

6. Actuadores hidráulicos. En los hornos empujadores se tienen dos tipos de actuadores hidráulicos, los primeros se encargan de deslizar la carga de palanquillas sobre los patines al interior del horno, desde la puerta de entrada en la zona de calentamiento hasta la puerta de salida en la zona de compensación (empujadores) y el segundo tipo se encarga de introducir y extraer las palanquillas, para iniciar el proceso de laminación en caliente como se observa en la figura 2.10.

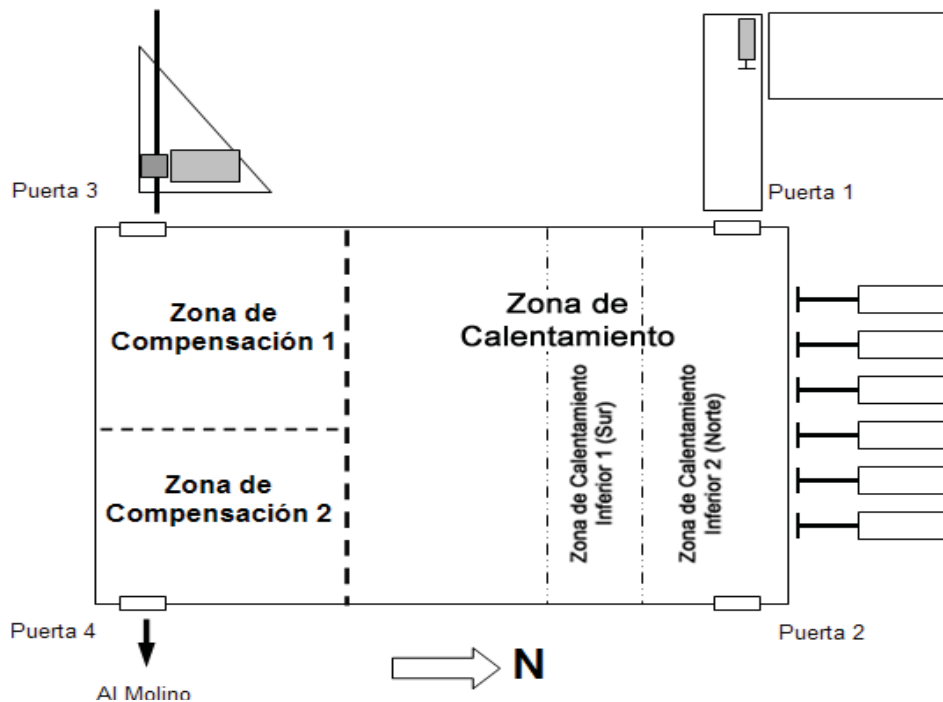


Figura 2.10: Zonas del horno de recalentamiento

El actuador para carga de palanquillas entra por la puerta número 1 introduciendo la palanquilla, y para la descarga por la puerta 3 entra un cilindro empujando a la palanquilla al proceso de laminación.

Características geométricas, ubicación de quemadores y medidores de temperatura

El horno de recalentamiento tipo empujador mide 14.7 m de ancho y 18 m de largo con una capacidad de producción de $120 \frac{ton}{h}$. En la figura 2.11 se muestra la geometría del horno de recalentamiento, donde se observa que el horno está dividido en una zona de calentamiento y una de compensación.

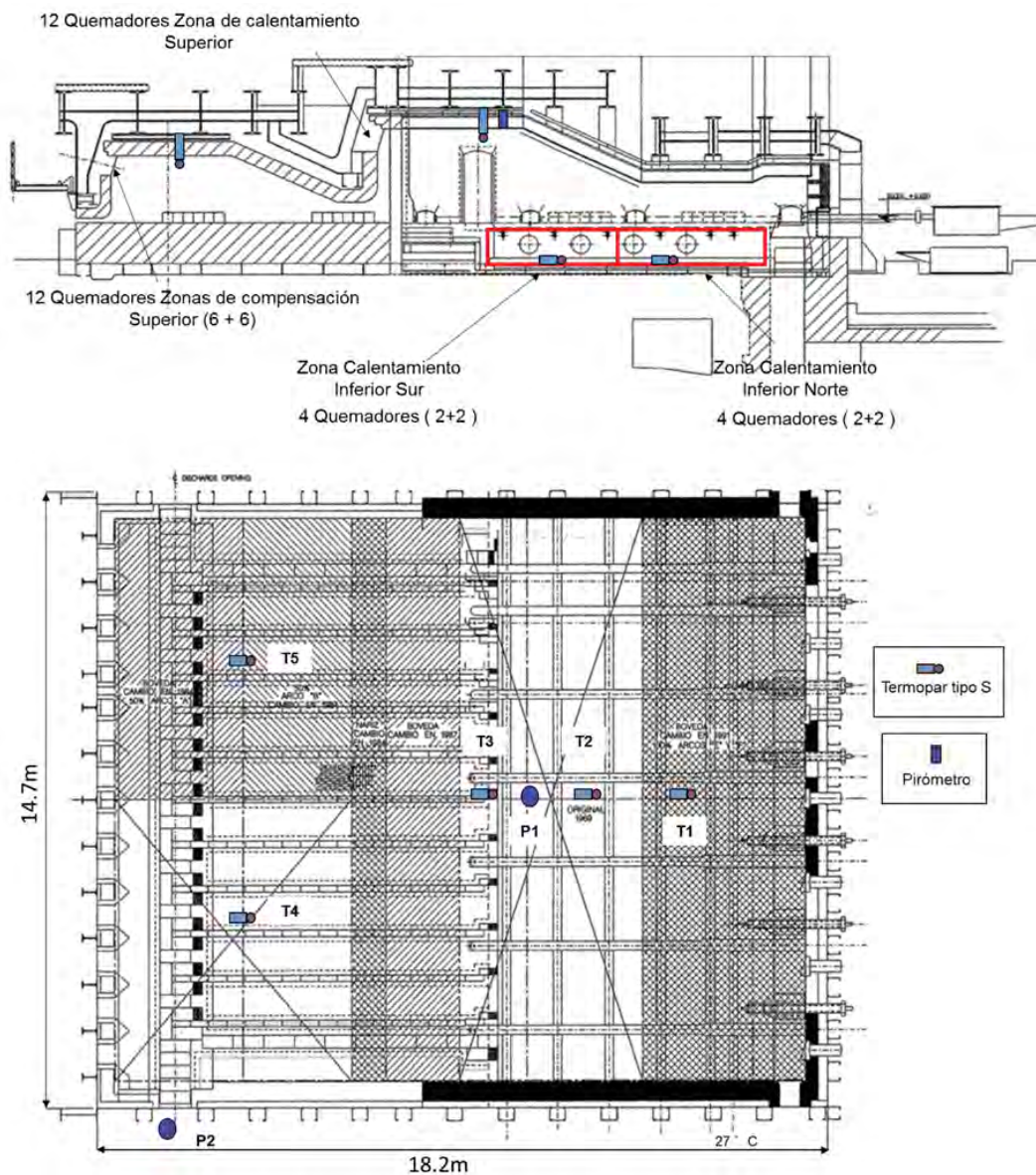


Figura 2.11: Horno empujador para la simulación

En la zona de calentamiento, se encuentran 4 quemadores en cada lado del horno (ocho quemadores en total) de una potencia 3.22 MW ($11 \frac{MBtu}{h}$), los cuales están ubicados en la parte inferior del horno por debajo de los skips, siendo los encargados de calentar la parte inferior de las palanquillas, además se encuentran otros 12 quemadores de 2.93 MW ($10 \frac{MBtu}{h}$) ubicados en la parte superior del horno. La zona de compensación cuenta con 12 quemadores de 0.88 MW ($3 \frac{MBtu}{h}$) de potencia, ubicados en la parte superior del horno.

La carga en el interior del horno es de 94 palanquillas de acero de sección cuadrada de 16x16 cm y 12.7 m de largo, cada palanquilla tarda 2 hrs en hacer el recorrido en el interior del horno, desde la entrada hasta la salida, recorriendo en total 15 m. Las palanquillas se cargan en la parte delantera del horno por un empujador y se descargan en el lateral mediante una maquina de barra de pelar. Cada zona tiene termopares para monitorear la temperatura de los gases y de las palanquillas, en la zona de calentamiento se encuentran 3 termopares tipo S, dos de los cuales están ubicados, por debajo de los quemadores de la zona de calentamiento inferior muy cerca del piso (T1 y T2) y uno en la parte superior del horno (T3), suspendido del techo, además en la parte superior del horno se tiene un pirómetro (P1), que apunta directamente a las palanquillas. Tanto el pirómetro (P1) como los termopares (T1, T2 y T3) se encuentran ubicados sobre el eje central del horno. En la zona de compensación en la parte superior del horno se encuentran 2 termopares (T4 y T5) tipo S, instalados a cada tercio del total de la longitud equidistante, igualmente suspendidos sobre el techo. Para medir la temperatura de las palanquillas a la salida del horno durante el proceso de descarga se utiliza el pirómetro (P2).

2.4.3. Datos de operación y producción del horno empujador

El horno en la actualidad produce un total de $120 \frac{ton}{h}$ de acero a la temperatura de laminación de 1100°C, con una densidad de $7850 \frac{kg}{m^3}$.

La longitud interna del horno es de 18 m y la distancia que recorre la palanquilla en el interior es de 15.04 m además se lamina en dos medidas diferentes de sección cuadrada, de 140 mm y 160 mm. También se lamina en tres diferentes longitudes, en 12.7 m, 9.7 m y 11.1 m. En la tabla 2.2, se muestran los datos de consumo de gas natural en el horno de recalentamiento.

Tabla 2.2: Datos de consumo de combustible en horno empujador

Zona	Nº	Flujo másico (kg/s)	Temperatura de entrada del gas en °C
Calentamiento superior	12	0.05581450	370.85
Calentamiento inferior	8	0.06139583	370.85
Compensación	12	0.01674000	348.96

En la tabla 2.3 se muestran los flujo másicos de aire utilizados, así como la relación de com-

bustión en volumen y la potencia nominal de los quemadores por zona. Por otro lado, en la tabla 2.2 y 2.3 anterior se observa la temperatura de entrada del gas y del aire.

Tabla 2.3: Datos de consumo de aire en el horno empujador

Zona	N°	Flujo másico (kg/s)	Temperatura de entrada del aire en °C	Potencia (MW)	Relación (aire/gas)
Calentamiento superior	12	0.05581450	370.85	2.93	11
Calentamiento inferior	8	0.06139583	370.85	3.22	10
Compensación	12	0.01674000	348.96	0.88	11

2.4.4. Crecimiento del óxido durante el recalentamiento de la palanquilla

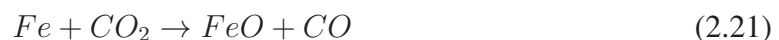
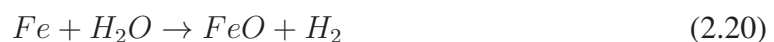
Sin lugar a dudas el horno contribuye con la generación de la mayor cantidad de óxido. Según estimaciones [8], la pérdida de material por efecto de la oxidación es de 0.5 a 2 %, considerando solo 15 min de permanencia de la carga dentro del horno de recalentamiento. La reacción química mostrada en la ecuación (2.18) de generación de calor para el recalentamiento del acero se basa en la combustión del metano (CH_4), que es el principal constituyente del gas natural [59]:



Es decir, un mol de metano reacciona con dos de oxígeno dando un mol de dióxido de carbono más dos moles de agua. Cuando la combustión del gas metano es incompleta aparece el monóxido de carbono, este a su vez se consume de acuerdo a la reacción de la ecuación (2.19):



La regulación de la oxidación del planchón con los productos de combustión es muy importante para minimizar la cantidad de óxido (merma). Algunas de las reacciones de oxidación del hierro en presencia de agua y dióxido de carbono se presentan por la ecuación (2.20) y (2.21) mientras que en presencia de oxígeno se han descrito anteriormente.



Cuando la reacción de combustión del gas es incompleta se genera monóxido de carbono e hidrógeno, estos gases generan reacciones reductoras como se muestra en las ecuaciones (2.22) y (2.23).



Para calentar la palanquilla es necesario suministrar energía, ésta es proporcionada por la combustión del gas natural, los productos de combustión deben generar un exceso de oxígeno que promueva la oxidación en el planchón ayudando a mantener una consistencia en el espesor del óxido. Los factores con mayores efectos sobre los niveles de oxígeno en el horno de recalentamiento son:

1. La cantidad de aire suministrado.
2. El área expuesta o dimensiones de la palanquilla.
3. La temperatura y tiempo del planchón.
4. La velocidad de producción.
5. La penetración de aire por rendijas o agujeros.
6. La velocidad de los gases.
7. La proporción de metano en el combustible.

Otro factor importante en el crecimiento del óxido lo representa la composición química del acero, según estudios realizados en [8, 60], el incremento en el contenido de carbono resulta en la disminución en el crecimiento del óxido, se piensa que esto se debe a un enriquecimiento de carbono en la capa de óxido que impide una oxidación posterior del hierro. Otros elementos que ayudan a disminuir la oxidación son el aluminio, silicio y cromo, este último es el elemento más importante como elementos aleados en la resistencia a la oxidación. Además otro factor relacionado con el proceso de recalentamiento es la composición de los gases presentes en la atmósfera, entre mayor contenido de humedad la velocidad de oxidación es mayor.

2.5. Calentamiento óhmico (OH)

Para el diseño de la experimentación, se buscó un proceso que ofreciera altas velocidades de calentamiento, donde se obtuviera la temperatura de experimentación (700-1100 °C) rápidamente, proponiendo el calentamiento óhmico.

Para entender el principio del OH es necesario recordar que, si en un conductor circula corriente eléctrica, los electrones son impulsados por el campo eléctrico a través del conductor,

pero en su recorrido deben atravesar la red de átomos (red cristalina) que lo forman. De esta forma los electrones chocan a lo largo de la red y parte de la energía cinética se transforma en calor, ocasionando un incremento de temperatura. Este fenómeno es conocido como efecto Joule en honor a su descubridor el físico británico James Prescott Joule [61], que lo estudió en la década de 1860's. El calentamiento óhmico es, entonces, originado por el efecto Joule descrito anteriormente.

El OH es caracterizado por sus velocidades de calentamiento superiores a los métodos convencionales, (hornos de resistencia, inducción o combustión directa) mostrando una excelente respuesta térmica, siendo una de las formas mas eficientes de transferencia de calor empleada en diferentes procesos industriales y equipos de laboratorio.

Actualmente existen sistemas de OH a nivel laboratorio que permiten establecer diferentes ciclos de temperatura a una probeta metálica de distinta aleación. Un sistema de OH puede tener dos o más electrodos por los cuales se inyecta corriente eléctrica. Los electrodos son un punto importante en el diseño de estos sistemas, dependiendo de la aplicación, geometría, material y colocación [62]. En la Figura 2.12 se observa un equipo industrial de calentamiento por OH, empleado para el estudio de procesos metalúrgicos.

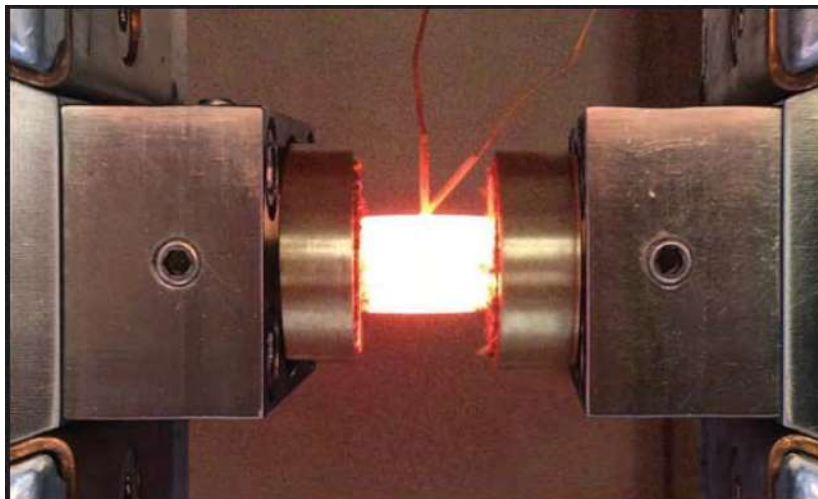


Figura 2.12: Simulador termomecánico Gleeble®

Los equipos de OH tienen una gran variedad de aplicaciones como en la industria alimenticia; en la conservación, pasteurización, esterilización, descongelación, evaporación, deshidratación, fermentación y extracción de alimentos. Otra aplicación es la destilación de agua de mar, como método alternativo al calentamiento usando ollas de vapor, demostrando que al usar esta forma de calentamiento se reduce de manera significativa el mantenimiento y las actividades químicas [62]. Aunque los sistemas óhmicos se han utilizado para la industria alimenticia, esta forma cuenta con un gran potencial para el área de metalurgia, siendo capaz de recrear procesos como los tratamientos térmicos tanto a gran escala como a baja escala (mientras mayor sea el material a calentar, mayor es la potencia necesaria en el sistema.), este es el motivo por el cual empresas como Gleeble® desarrollan equipos para experimentar con probetas estandarizadas.

3

Capítulo

Modelo experimental

Introducción

En la presente tesis se simuló la formación de cascarilla de oxidación sobre las palanquillas cuando son recalentadas en movimiento continuo al interior de un horno empujador. Otros trabajos parecidos se han encontrado en la literatura, utilizando la ecuación cinéticas de oxidación (2.16) de Païdassi [17,40], modelo cinético de oxidación obtenido para hierro puro. Un trabajo alternativo es presentado por Dubey et. al [38, 39], donde utiliza un modelo cinético de oxidación diferente, pero sin mencionar las condiciones de experimentación donde fueron obtenidos los parámetros. En la presente tesis para obtener la cinética de oxidación de un material bajo carbono se propone un procedimiento experimental alterno. Además para validar los perfiles térmicos durante el movimiento continuo de las palanquillas utilizando las mallas dinámicas por capas (*layering*) se construyó un horno vertical de resistencias.

Para el acoplamiento de la transferencia de calor por los tres mecanismos (radiación, convección y conducción), reacción química de combustión, movimiento de carga al interior del horno y generación de cascarilla se necesitan una serie de cálculos y datos, por lo que se han propuesto algunos sistemas de experimentación para obtener la cinética de oxidación y validar los perfiles térmicos obtenidos durante el movimiento transitorio de las palanquillas. Para obtener la cinética de oxidación se utilizó el calentamiento óhmico o calentamiento por efecto Joule midiendo *in situ* el crecimiento de la capa de óxido y la temperatura. Por otro lado para obtener los perfiles térmicos en la palanquilla mientras se desplaza la carga en el interior de horno es necesario validar el método a utilizar (método de mallas dinámicas por capas), para este fin se construyó un horno vertical de resistencias eléctricas. La descripción de los equipos experimentales se muestra en este capítulo.

3.1. Experimentación para determinar la cinética de oxidación

Este trabajo de tesis propone un procedimiento experimental para medir la capa de óxido *in situ* y en tiempo real a alta temperatura en un acero con bajo contenido de carbono. A diferencia de otros métodos de medición de la capa de óxido, la frecuencia de adquisición es controlable, generando una gran cantidad de datos en función del tiempo con tan sólo el calentamiento de una probeta. La variable con efecto sobre la transferencia de calor en el calentamiento de palanquillas es el espesor de cascarilla por la diferencia de conductividad térmica entre el fierro y los óxidos que se generan al tener contacto con el oxígeno (las

propiedades térmicas fueron mostradas en la tabla 2.1 anterior). Por otro lado, la emisividad durante la oxidación también es modificada.

Para determinar la cinética de oxidación se maquinaron probetas cilíndricas huecas de 7 y 5 mm de diámetro exterior e interior, respectivamente, con una muesca en la sección media como se indica en la Figura 3.1. Las probetas fueron fabricadas con un acero de bajo carbono cuya composición química se muestra en la Tabla 3.1.

Tabla 3.1: Composición química de un acero eutectoide AISI 1070, en % peso.

C	Mn	P	S	Si	Cu	Ni	Cr	Sn	Mo	Al	V
0.07	1.43	0.25	0.25	0.83	0.08	0.08	0.08	0.01	0.01	0.01	0.015

Para obtener la cinética de oxidación dos tipos de pruebas fueron realizadas: 1) las pruebas de oxidación se realizaron a 800, 850, 900, 950, 1000 y 1050 °C con un tiempo de permanencia de dos horas cada una y una rapidez de calentamiento de $50 \frac{^{\circ}\text{C}}{\text{s}}$ para disminuir la oxidación durante la etapa de calentamiento, la frecuencia de adquisición se mantuvo en un dato por segundo. 2) Se realizaron pruebas de oxidación a 20, 40, 60, 80 minutos a 900 y 1000 °C, dichas pruebas permitieron verificar la repetitividad de la experimentación.

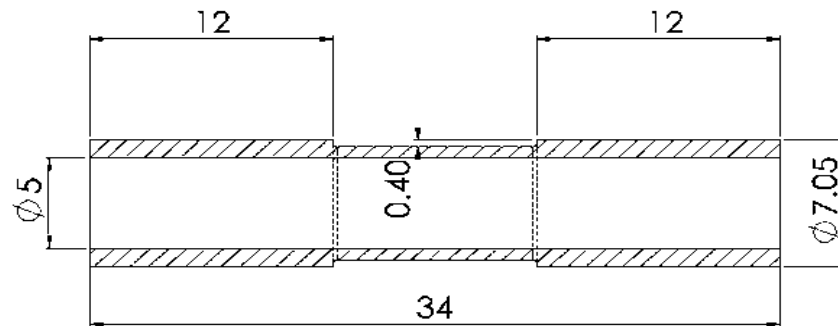


Figura 3.1: Dimensiones de la probeta experimental para determinar la cinética de oxidación. Probeta cilíndrica hueca con muesca en la sección media. Medidas expresadas en mm.

Aunque varios tipos de probetas fueron utilizadas, (probetas planas, cilíndricas con y sin muesca, con cuello, etc.) las que presentan mejores prestaciones de funcionamiento fueron las cilíndricas con muesca, la geometría de la probeta (sección de muesca) provoca una disminución de la potencia requerida durante el calentamiento en comparación con las probetas sin la muesca central, y se induce una zona de concentración de temperatura denominada zona caliente, la cual se caracteriza por ser una zona completamente isotérmica.

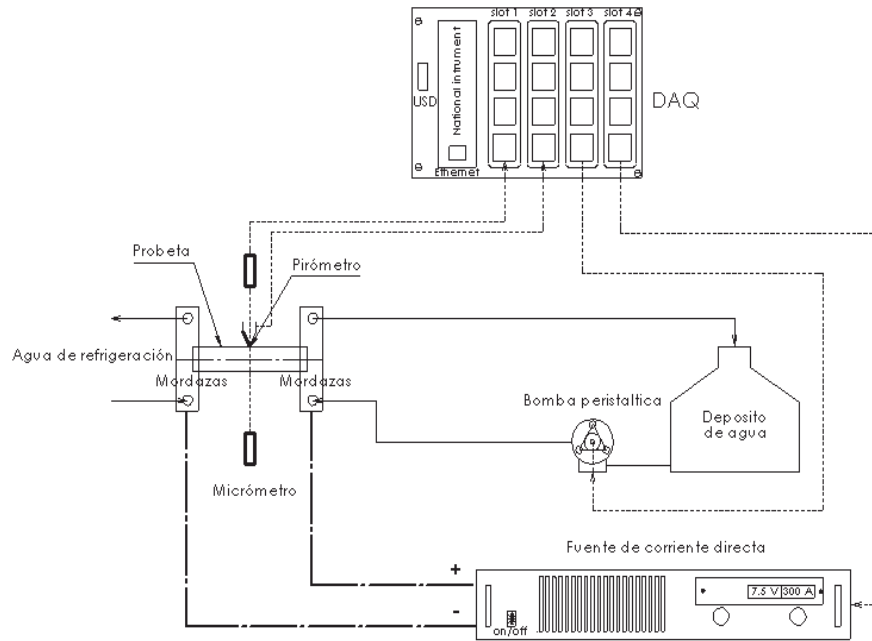


Figura 3.2: Esquema de integración de equipos para medición de la capa de óxido.

Para llevar a cabo las pruebas de oxidación se utilizó un dispositivo de calentamiento experimental por efecto Joule. El dispositivo está compuesto por un sistema de alimentación de corriente, un sistema de enfriamiento y un sistema de medición y control con el objetivo de medir *in situ* la formación de la capa de óxido a alta temperatura. El sistema de alimentación de corriente consiste de una fuente de potencia de 2.8 kW acoplado a un par de mordazas de cobre conductoras que fungen como electrodos para transferir de forma efectiva la corriente eléctrica a la probeta fija entre las dos. El par de mordazas se enfría al interior con un flujo constante controlable de agua alimentado por una bomba peristáltica desde un depósito (valor máximo $10 \frac{l}{min}$). El enfriamiento de las mordazas provoca un sumidero de calor aunando a la pérdida de calor por convección y radiación al medio ambiente, generando un perfil térmico parabólico y simétrico, donde la temperatura más elevada se presenta en la sección media de la probeta donde se mide la expansión y la temperatura de la probeta a través de un micrómetro láser y un pirómetro infrarrojo, el esquema de integración del dispositivo experimental se muestra en la figura 3.2.

El Sistema de medición fue pensado para evitar el contacto entre los instrumentos de medición y las probetas, realizando mediciones en tiempo real sin interrumpir la experimentación. Para la medición de temperatura se utilizó un pirómetro infrarrojo y para medir el crecimiento de la cascarilla un micrómetro de cortina láser segmentada. El sistema de medición compuesto por el micrómetro láser tiene una resolución de $0.2 \mu m$, mientras que la lectura del pirómetro infrarrojo se encuentra en el intervalo de 250 a 1800 °C. El sistema de medición está embebido a un sistema de adquisición de datos *CompactRIO NI cRIO 9076 de National Instrument®*. Los equipos antes descritos se muestran en la figura 3.3.

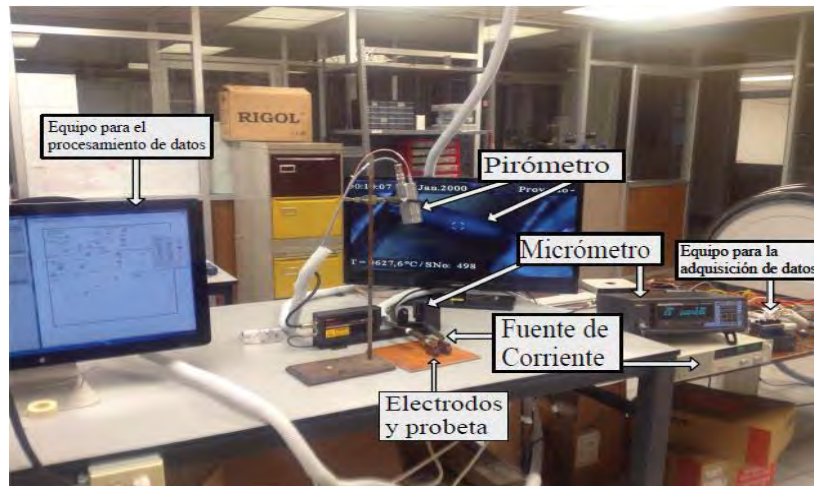


Figura 3.3: Equipo experimental.

Para unir todas las partes del sistema que han sido instrumentadas, se utilizó una interfaz gráfica desarrollada en LabVIEW® mostrada en la figura 3.4, el cual es un poderoso entorno para desarrollar sistemas de control y monitores, una de sus grandes ventajas es la posibilidad de crear entornos en periodos relativamente cortos, comparado con desarrollar una aplicación desde cero. LabVIEW® es un lenguaje de programación de alto nivel, de tipo gráfico, los programas desarrollados con LabVIEW® se llaman Instrumentos Virtuales, o VIs, y su origen provenía del control de instrumentos, aunque hoy en día se ha expandido ampliamente no sólo al control de todo tipo de electrónica (Instrumentación electrónica) sino también a su programación embebida, comunicaciones, matemáticas, etc. Un lema tradicional de LabVIEW® es: "La potencia está en el Software", que con la aparición de los sistemas multinúcleo se ha hecho aún más potente. Entre sus objetivos están el reducir el tiempo de desarrollo de aplicaciones de todo tipo (no sólo en ámbitos de Pruebas, Control y Diseño) y el permitir la entrada a la informática a profesionales de cualquier otro campo. LabVIEW® consigue combinarse con todo tipo de software y hardware, tanto del propio fabricante como de otros fabricantes.

Entre las características de la interfaz gráfica de LabVIEW® esta: la frecuencia de muestreo manipulable, el trabajar a ciertas revoluciones en la bomba de enfriamiento para las mordazas, así como manipular la corriente alimentada en función del tiempo, generando gran cantidad de escalones con variación lineal, alimentación de curvas de relación corriente temperatura cambiando las variables de escalón en función de corriente, en función de temperaturas. Otra parte de la programación en LabVIEW® es el diagrama de bloques, donde se muestran las operaciones realizadas con las distintas señales de corriente o voltaje leídas en los sensores e instrumentos y las equivalencias numéricas y operaciones matemáticas para el acondicionamiento de señales.

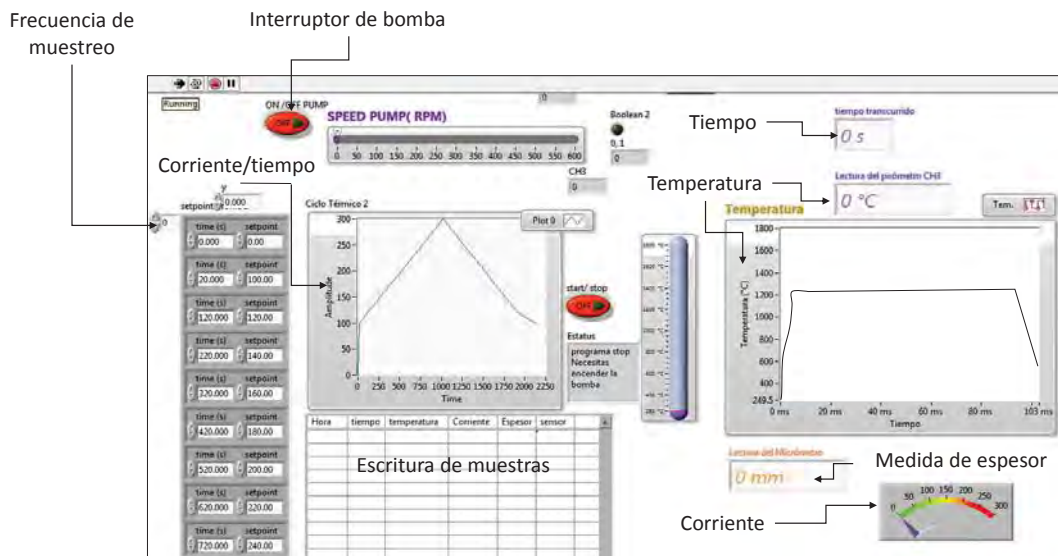


Figura 3.4: Interfaz del programa de a control y adquisición de datos.

En la figura 3.5 se muestra se muestran los primeros experimentos, donde se observa el calentamiento por efecto Joule de las probetas cilíndricas, el par de mordazas utilizadas para fijar la probeta fueron fabricadas en cobre y son las encargadas de conducir de forma eficiente la corriente eléctrica, hasta la probeta. Cada mordaza se divide en dos piezas unidas por un par de tornillos que al apretar aprisionan a la probeta.

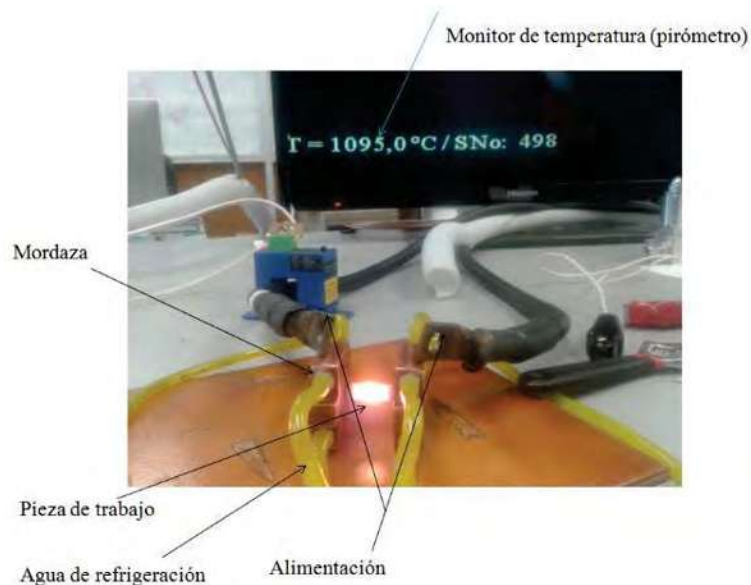


Figura 3.5: Calentamiento de probetas cilíndricas por efecto Joule antes de la integración del control.

Para evitar el daño por sobrecalentamiento, las mordazas se refrigeran, construyendo un paso de agua que pasa en la parte de abajo y arriba a través de cada una, el agua es alimentada por la bomba peristáltica, mencionada anteriormente, también en la figura 3.5 se observa la lectura de temperatura obtenida por el pirómetro.

3.1.1. Descripción de validación del equipo de experimentación

Para validar las mediciones y calibraciones del equipo de experimentación se utilizó la dilatometría, técnica utilizada en el análisis térmico en el estudio de la transformación de fases en estado sólido en aleaciones de hierro principalmente [63]. Para la experimentación se utilizaron probetas del acero austenítico AISI 304 cilíndricas huecas, parecidas a las mostradas en la figura 3.1 pero sin la muesca intermedia, con diámetro interno de 5 mm, externo de 7 mm y una longitud de 34 mm, se calentaron las probetas a una temperatura máxima de 850 °C con rapidez de calentamiento de $1.58 \frac{^{\circ}\text{C}}{\text{s}}$, posteriormente se dejaron enfriar a temperatura ambiente, en condiciones de convección natural y con la fuente de potencia apagada. Se midieron los datos de la respuesta térmica y la variación del diámetro en función en tiempo real. Las mediciones experimentales se utilizaron para determinar el coeficiente lineal de dilatación térmica, considerando el esfuerzo térmico igual al esfuerzo por dilatación de la probeta, como se muestra en la ecuación (3.1). Para la obtención de las temperaturas deseadas en la probeta se obtuvo la respuesta térmica en función de la corriente alimentada al sistema.

$$\alpha = \frac{1}{D_o} \frac{\Delta D'_o}{\Delta T} \quad (3.1)$$

Donde ΔT es el cambio de temperatura expresada por la ecuación (3.2):

$$\Delta T = T^{n+1} - T_r \quad (3.2)$$

Donde T^{n+1} es la temperatura instantánea en el tiempo futuro t^{n+1} para cada valor de r'_o , mientras T_r es una constante que coincide con el valor de la temperatura inicial de la probeta, para más información del proceso de validación revisar [64].

3.1.2. Descripción de la obtención de los parámetros cinéticos de oxidación

Para la obtención de la cinética del crecimiento de la cascarilla, observando los parámetros que involucran las ecuaciones (2.11) y (2.12) anteriores, debe medirse el crecimiento de la cascarilla de óxido en distintos tiempos y a distintas temperaturas. Para realizar el control de temperatura se obtuvo una relación entre corriente (entregada por la fuente de potencia) y la temperatura, con funciones de escalones de corriente, encontrando la respuesta térmica del tipo de probeta en función de la corriente, posteriormente la función de corriente fue

utilizada para obtener las temperaturas en las probetas para la experimentación. Para obtener el parámetro cinético k_p el procedimiento utilizado es el siguiente:

Primeramente se coloca una probeta del material de experimentación entre las mordazas con un acabado en el maquinado finamente pulido, y previamente limpiada con alcohol o acetona para remover grasas e impurezas, después de montar la probeta verificar el contacto adecuado de las mordazas, conectar las mangueras de refrigeración y encender la bomba de enfriamiento del equipo, posteriormente verificar que no se presenten fugas de agua, para utilizar el equipo una probeta para caracterización es necesaria, obteniendo la respuesta térmica en función de escalones de corriente. Revisando la curva de caracterización de respuesta térmica en función de corriente se obtuvo una función de la temperatura del experimento que define la corriente a utilizar.

Los datos de temperatura son medidos en tiempo real por el pirómetro, el microméetro mide el cambio en la sección transversal de la probeta, debido a tres causas principales: 1) la dilatación térmica, 2) la transformación de fases cristalinas y 3) el crecimiento de la cascarilla de óxido, la última es la parte de interés en la presente tesis. Para obtener el crecimiento de la cascarilla un tratamiento de datos es necesario, por lo que un filtrado de datos es aplicado utilizando la temperatura, tomando los valores en un intervalo de 5 °C por encima y 5 °C por abajo de la temperatura de la experimentación. En la etapa inicial del calentamiento las muestras cilíndricas huecas son calentadas en menos de 10 segundos a temperaturas de experimentación, por tal razón la oxidación generada en este periodo de tiempo tan corto es mínima, comparada con el tiempo total del experimento (2 hrs). Durante la etapa de calentamiento se presenta la dilatación térmica, sin embargo esta medida en el micrómetro es ajustada con el tratamiento de datos posterior (filtrado de datos).

Por otro lado, las pruebas de oxidación se realizan en estado isotérmico y en rangos de temperatura donde no se presenta transformación, por tanto no se registrarán cambios volumétricos en el material por transformación de fase. Al terminar el tiempo de la prueba la fuente de potencia deja de suministrar corriente eléctrica la probeta se enfría por convección natural, para registrar los datos de interés durante el enfriamiento es necesario agregar 50 segundos de tiempo, posteriores a la suspensión de alimentación en la corriente.

Para el análisis de datos es necesario determinar el inicio de la zona isotérmica, este punto sirve para ajustar el tiempo real de la experimentación, así como la medición del espesor de cascarilla. El valor de medición de la cascarilla debe ser dividido entre 2, considerando que la formación del óxido sucede de la misma forma en toda la zona perimetral caliente de la probeta.

Los datos obtenidos de crecimiento de cascarilla son graficados en función del tiempo y posteriormente ajustados al modelo parabólico de la ecuación (2.11), obteniendo así el valor de k_p en estado isotérmico característico del material para una temperatura de experimentación específica. Después de obtener k_p para las diferentes temperaturas del ensayo esta variable cinética será graficada contra el inverso de la temperatura $\frac{1000}{T}$, posteriormente se realiza una regresión para obtener los parámetros en la ecuación tipo Arrhenius de la ecuación (2.12), calculando así la energía de activación y el pre-exponencial, generando así un modelo general de oxidación para distintas temperaturas.

3.2. Descripción del horno vertical de resistencias

Para validar los modelos propuestos para el movimiento de la carga al interior del horno empujador, se construyó un horno experimental tipo vertical. La carcasa del horno fue fabricada a partir de un tubo de acero al carbono AISI 1018 de 850 mm de longitud y 152 mm de diámetro. El sistema de calentamiento consistió de un arreglo de resistencias eléctricas en espiral de Cromel Alamel, adicionando una cubierta de lana refractaria al interior del tubo para minimizar las pérdidas de calor. Tanto el bloque como el horno fueron instrumentados con termopares tipo K para medir y adquirir la temperatura durante el calentamiento y la trayectoria del bloque, utilizando un adquisidor y el software Chartview®. Los termopares del horno fueron colocados de forma equidistante sobre la carcasa a distinta altura delimitando el horno en tres zonas: 1) zona superior, 2) central y 3) inferior. En la Figura 3.6 se indica la posición de los termopares al interior del horno en sus distintas zonas.

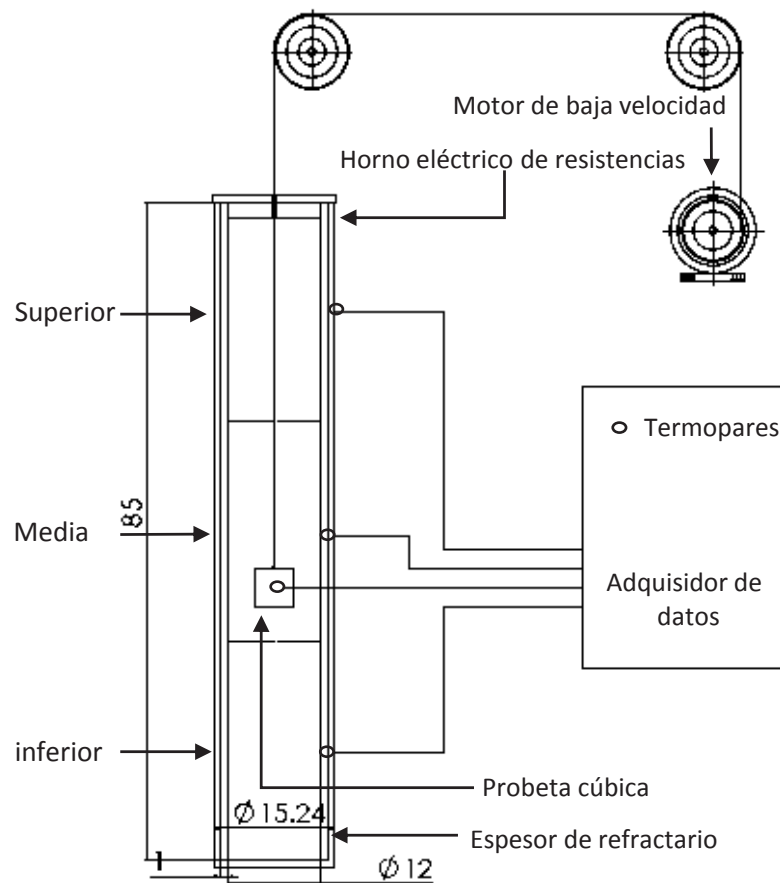


Figura 3.6: Diagrama del diseño experimental construido para validar el modelo numérico. Esquematización de la posición de los termopares al interior del horno en sus distintas zonas de calentamiento

Al interior del horno se calienta un bloque (5 x 5 x 5 cm) de acero inoxidable AISI 304 austenítico en movimiento continuo a través de la cavidad del horno experimental tipo vertical. En la figura 3.6 se muestra el diagrama del diseño experimental esquematizando el desplazamiento del bloque al interior del horno vertical. Por otro lado, se estableció una longitud de recorrido, de 0.042 m en un tiempo de 2500 segundos, iniciando con el horno a 627 °C y el bloque metálico a temperatura ambiente ~ 27 °C.

El control de la temperatura en el interior del horno se realizó mediante la conexión de un relevador de corriente eléctrica, un controlador de temperatura analógico CJ-TE96 (de 50 a 1200 °C) y un termopar tipo K. La principal función del relevador es permitir el paso de corriente eléctrica mediante un sistema de control ON/OFF. El controlador de temperatura recibe la señal del termopar instrumentado en el interior del horno emitiendo una señal al relevador hasta alcanzar la temperatura de trabajo. Una vez que se ha alcanzado la temperatura de trabajo, el relevador no permitirá el flujo de corriente eléctrica hacia las bobinas. El movimiento de la pieza metálica en el horno se realizó de forma controlada acoplando un sistema mecánico que consta de una estructura metálica en conjunto con una polea, un cable de acero y un motor a pasos. El sistema tiene como objetivo mantener el bloque en una posición determinada en un lapso de tiempo definido.

4

Capítulo

Modelos numéricos

Introducción

En la presente tesis se simuló el proceso de calentamiento de las palanquillas al interior de un horno tipo empujador, acoplado la formación de cascarilla de óxido, la entrada de palanquillas frías y su movimiento al interior del horno. Para la simulación acoplada se utilizó el programa CFD Fluent® que acopla la dinámica de fluidos, combustión, la transferencia de calor por los tres mecanismos conocidos (conducción, convección y radiación), con la formación de la cascarilla de óxido y sus efectos en la transferencia de calor, utilizando funciones definidas UDF, para considerar la variación de las propiedades térmicas globales de la palanquilla para la emisividad y conductividad térmica. En el caso de la variación del calor específico se simuló con modelos polinomiales en función de la temperatura. Para simular el movimiento de las palanquillas al interior del horno, se utilizaron las mallas dinámicas por capas (*layering*). Por otro lado, para modelar la entrada de palanquillas frías se utiliza una función definida por el usuario que permite el calentamiento por 76 segundos de la primera palanquilla para posteriormente asignarle un campo térmico de 30 °C (temperatura de entrada de las palanquillas). Los resultados serán comparados con las mediciones puntuales descritas para la figura 4.1 anterior.

Para la validación y verificación de los resultados numéricos en el horno empujador, de los perfiles térmicos y de espesor de cascarilla, los modelos experimentales y de simulación fueron propuestos. En la validación de los métodos de movimiento en las palanquillas, un horno vertical de resistencias fue propuesto y para la obtención del modelo cinético de oxidación el equipo utilizado calienta por efecto Joule. Esta sección de la tesis es enfocada en abordar los modelos numéricos (ecuaciones de transporte), métodos de solución y dominios computacionales, para validar del proceso de movimiento de palanquillas abordado por el método mallas dinámicas. Por otro lado, también se mencionan las ecuaciones de transporte solucionadas en la simulación del horno empujador y horno vertical.

Modelo numérico para la simulación del horno empujador

En la figura 4.1 se muestran los modelos para la simulación para los fenómenos de transporte presentes en el recalentamiento de palanquillas, solucionando las ecuaciones de conservación de forma acoplada y considerando como medio participante la radiación de los gases productos de la combustión, utilizando el modelo de Hottel-Sarofim [65], que calcula los coeficientes de absorción en el medio participante como una función de las presiones parciales de cada especie reactiva o producto de combustión mientras que para los fenómenos asociados a la turbulencia se utiliza el modelo *k-ε realizable* [66]. Por otro lado, la transferencia

de calor por radiación se simula con el modelo P1 [67], el cual agrega una ecuación de conservación para el cálculo de la intensidad de radiación, término agregado en la ecuación de energía como fuente de calor. Para la combustión de los gases se usa el modelo *Eddy dissipation* propuesto por Magnussen [68], basado en la mezcla turbulenta de los flujos reactivos. Por otro lado, el desplazamiento continuo del bloque metálico y palanquillas se simula por el método de mallas dinámicas por capas. También, se define una UDF para simular el sumidero de temperatura que provoca la entrada periódica de las palanquillas frías, asignando a la palanquilla un perfil de temperatura transitorio medido en simulaciones previas. Para simular la formación de la cascarilla de óxido se utilizó un modelo cinético parabólico cuyas constantes fueron obtenidas experimentalmente, en función de las ecuaciones (2.11) y (2.12) anteriores. El modelo parabólico de crecimiento de cascarilla fue alimentado con una UDF.

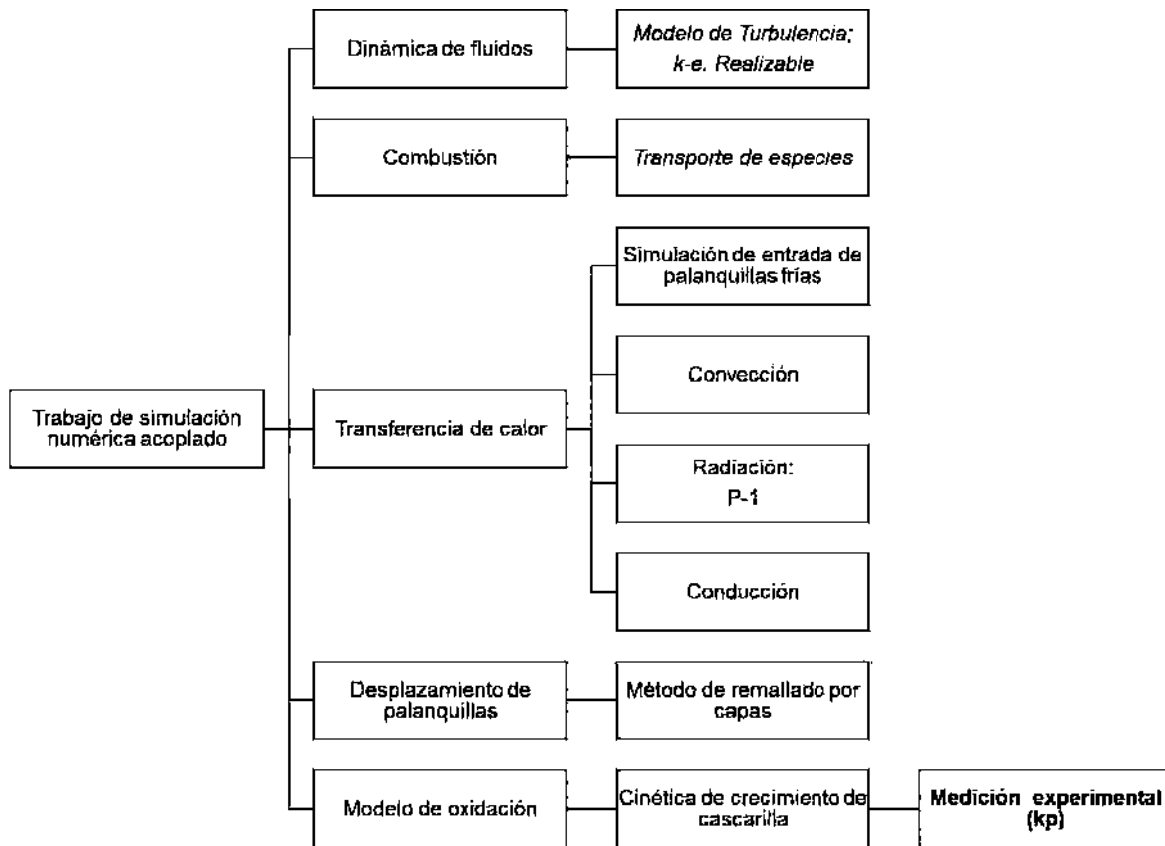


Figura 4.1: Modelo numérico acoplado para el horno empujador

Para el modelo numérico del horno se utiliza la ecuación de continuidad (4.1) y la ecuación de cantidad de movimiento (4.2), la primera establece de forma general que el incremento de masa al interior de un volumen finito es consecuencia del flujo neto de masa hacia dicho volumen y la segunda ecuación establece un balance de fuerzas en un volumen finito.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v}) = 0 \quad (4.1)$$

$$\frac{\partial \rho \vec{v}}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v} \vec{v}) = \nabla \cdot \mu \nabla \vec{v} - \nabla \cdot P + \rho \vec{g} \quad (4.2)$$

4.1. Simulación numérica de la turbulencia

La turbulencia es un fenómeno físico extremadamente complejo, caótico, cuyo análisis sólo tiene sentido desde un punto de vista estadístico. Su estudio riguroso se constituye casi en una disciplina científica propia, demasiado extensa para ser abordada en la presente tesis. Sin embargo como la turbulencia esta presente en el horno de recalentamiento se abordan algunas cuestiones principales. La turbulencia es un estado caótico e irregular del movimiento de un fluido que se establece a partir de la aparición de irregularidades en las condiciones iniciales o de contorno de la corriente fluida. Estas inestabilidades se amplifican y se retroalimentan de forma cíclica, creando vórtices turbulentos que se crean y destruyen. En sentido físico estricto, la turbulencia se manifiesta con la aparición de regiones coherentes de vorticidad, aunque en realidad su descripción es mucho más intuitiva a partir de sus características fundamentales.

Así, aunque no es fácil definir exactamente que es la turbulencia, todo el mundo tiene una noción intuitiva de lo que es: un movimiento fluctuante y desordenado. De hecho, el término turbulento forma parte del lenguaje cotidiano haciendo referencia al desorden y a la falta de uniformidad. Por lo tanto, parece acertado afirmar que la turbulencia es un estado caótico y aleatorio del flujo, en el que la velocidad y la presión oscilan instantáneamente a lo largo del tiempo. Las propiedades mas destacadas de los movimientos turbulentos son:

- Aleatoriedad.
- Vorticidad.
- Difusividad.
- Tridimensionalidad.
- Disipación
- Altos números de Reynolds

Por tanto, la turbulencia es un fenómeno muy complejo y vortical, con escalas muy dispares que van desde el tamaño característico del flujo (un diámetro, una longitud típica del problema) hasta escalas disipativas muy pequeñas. Aun siendo pequeñas, estas escalas disipativas están lejos de las escalas de longitud molecular por lo que aún se pueden emplear las ecuaciones de Mecánica de fluidos para medios continuos.

La dinámica de la turbulencia es función del flujo y, dada su naturaleza, requiere de varios niveles de aproximación para describirla. Por esta razón, no existe una teoría de la turbulencia de aplicación general, sino múltiples modelos creados específicamente para diferentes problemas

Finalmente considerando la variación de la velocidad turbulenta en un punto del dominio del fluido puede concluirse que la velocidad fluctúa aleatoriamente en el tiempo, con oscilaciones de diferentes amplitudes que responden a las diversas escalas de la turbulencia. Por tanto, el campo instantáneo es impredecible, puesto que cualquier perturbación mínima producirá cambios en la velocidad en el instante inmediato. Por otro lado, la velocidad instantánea medida en dos puntos para tiempos idénticos son diferentes, pero su valor medio es el mismo. Esto demuestra que las propiedades estadísticas del flujo turbulento son unívocas y de ahí el interés en resolver el problema de la turbulencia desde el punto de vista estadístico. Lo mismo ocurre con la fluctuación, elevada al cuadrado para poder calcular su media (por definición la media de la fluctuación es cero, al estar centrada en la propia media de la velocidad), aunque la fluctuación cuadrática es distinta en ambas medidas, si es promediada durante el tiempo suficiente su valor medio también es único, y converge hacia lo que se llama nivel de turbulencia, que mide la intensidad fluctuante.

La solución numérica para flujos turbulentos puede abordarse desde distintos niveles de aproximación, proporcionando así descripciones del flujo con mayor o menor detalle. Esto se consigue en función del número de escalas de la turbulencia que se quieran resolver en la simulación, o lo que es igual, en función de la cantidad de energía cinética turbulenta que se vaya a transportar en las ecuaciones constitutivas.

En general, se distinguen tres aproximaciones diferentes: la simulación numérica directa DNS, en la que se usa una malla extremadamente fina para poder resolver todas las escalas de la turbulencia (desde las integrales hasta las disipativas); la simulación de vórtices grandes LES, con mallas menos densas que permiten resolver sólo los torbellinos grandes que transportan entre el 50 y el 80 % de toda la energía cinética turbulenta; y finalmente la simulación RANS (ecuaciones de Navier-Stokes promediadas por Reynolds) en la que todas las escalas son modeladas mediante el uso de modelos de turbulencia.

Aunque algunos flujos sencillos se han resuelto utilizando simulaciones directas, no es posible emplearla de forma sistemática para resolver problemas industriales de interés práctico debido a su costo computacional, por esta razón se emplean habitualmente los métodos RANS y en ciertas ocasiones las técnicas LES.

4.1.1. Modelos de turbulencia para las ecuaciones RANS

La turbulencia se caracteriza por las fluctuaciones aleatorias que se superponen al valor promedio (estadístico). En la aproximación RANS se introduce un promediado temporal a las variables con el objeto de separar el valor medio de la parte fluctuante. Para que esta operación tenga sentido estadístico (y físico), el tiempo de promedio tiene que ser mucho más grande que el período característico de las fluctuaciones turbulentas de la escala integral.

Esta aproximación encaja muy bien en las aplicaciones ingenieriles ya que se enfocan más en los efectos del flujo medio que en los detalles de la fluctuación. Los modelos RANS se derivan de la idea que cada cantidad que será resuelta, está compuesta por una parte promedio y

otra parte fluctuante, por ejemplo para la velocidad y la presión serán descompuestas en base a la superposición de sus componentes de velocidad y presión medias o promedio que varían de forma mínima y otras componentes fluctuantes que cambian rápidamente, dicha propuesta se observa en la ecuación (4.3) y (4.4) siguiente:

$$U_i = \langle U_i \rangle + u_i \quad (4.3)$$

$$P_i = \langle P_i \rangle + p_i \quad (4.4)$$

En donde U_i y P_i son el resultado de promediar un numero de experimentos independientes que imaginariamente tienen las mismas condiciones normales. Por otro lado, u_i y p_i son las velocidades y presión fluctuante respectivamente, mientras que los subíndices i ó j indican la dirección en el espacio tridimensional (x , y ó z). Ya que cada uno de los supuestos experimentos independientes de flujo turbulento obedecen las ecuaciones de Navier-Stokes para el flujo incompresible. Las nuevas ecuaciones para el flujo turbulento promedio son:

$$\frac{\partial \langle U \rangle_i}{\partial x} + \langle U \rangle_j \frac{\partial \langle U \rangle_i}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial x_i} \left[-\langle P \rangle \delta_{ij} + \mu \left(\frac{\partial \langle U \rangle_i}{\partial x} + \frac{\partial \langle U \rangle_i}{\partial x} \right) - \langle \rho u_i u_j \rangle \right] \quad (4.5)$$

La última ecuación contiene del lado derecho de la igualdad lo que se conoce como esfuerzos de Reynolds, los cuales involucran momentos de segundo orden de la velocidad fluctuante, y representan al esfuerzo promedio de presión, el tensor de viscosidad promedio y el tensor de esfuerzos de Reynolds promedio respectivamente. El término mencionado es conocido como tensiones de Reynolds, proporcionando seis incógnitas más al problema de flujo. Expresándose de forma compacta como se muestra en la ecuación (4.6)

$$\tau_{ij} = -\overline{\rho v'_i v'_j} \quad (4.6)$$

Para la ecuación (4.6) en el caso de fluidos newtonianos, la mecánica de fluidos clásica establece que existe una relación lineal entre el tensor de tensiones viscosas y el tensor de deformaciones en el seno del fluido. Esta evidencia, encontrada por Navier y Poisson para casi todos los líquidos y gases, permite generalizar la ley de Newton que relaciona los esfuerzos cortantes con los gradientes de velocidad (deformación) mediante la viscosidad molecular del fluido en la ecuación (4.7) siguiente (Hipótesis de Boussinesq):

$$\tau_{ij}^{visc} = 2\mu e_j = \mu \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) \quad (4.7)$$

Basándose en esta idea Boussinesq propuso en 1877 que debía existir alguna analogía entre la interacción de las tensiones viscosas y de las tensiones de Reynolds con el flujo promedio. Constatando que las tensiones turbulentas aumentan cuando se incrementan las componentes

del tensor promedio de deformaciones, ideó que las tensiones de Reynolds debía estar ligadas con el tensor S_{ij} por medio de un coeficiente de viscosidad artificial o turbulenta.

$$\tau_{ij} = -\overline{\rho v'_i v'_j} \approx \mu_t \left(\frac{\partial \bar{v}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{v}_j}{\partial x_i} \right) = 2\mu_t S_{ij} \quad (4.8)$$

donde μ_t es un factor de proporcionalidad que puede ser un valor constante o una función (o modelo) que cambie a lo largo del dominio. Lógicamente, también se puede expresar como viscosidad cinemática turbulenta según $\nu_t = \mu_t/\rho$. Por analogía, el transporte turbulento de calor, masa u otra variable escalar se define de manera similar, suponiendo que el transporte turbulento del escalar es proporcional a los gradientes del valor medio de la variable transportada a través de una difusividad turbulenta, Γ_t .

En los modelos algebraicos, el siguiente paso natural es introducir algún tipo de ecuación diferencial adicional, por ejemplo para el transporte de la energía cinética turbulenta. Es el caso del modelo *Spalart-Allmaras*, principal exponente de los modelos de una ecuación, en el que se resuelve una viscosidad turbulenta modificada. Sin embargo, la opción más habitual es la de utilizar modelos de dos ecuaciones, como el clásico modelo $k - \varepsilon$, un modelo más sofisticado que permite la descripción de las propiedades turbulentas básicas: la energía cinética turbulenta, k , y la tasa de disipación viscosa, ε . Otros modelos introducen dos ecuaciones de transporte para cada una de estas variables, que se encuentran relacionadas con la viscosidad turbulenta por medio de su cociente adimensional. Este modelo y sus variables $k - \omega$ siguen siendo hoy en día los modelos de partida básicos y los más empleados en simulaciones de tipo industrial.

Todos los modelos anteriores se basan en la hipótesis de Boussinesq, la cual supone implícitamente que la viscosidad turbulenta μ_t es isotrópica (la relación entre la tensión de Reynolds y el tensor promedio de deformación es la misma en todas las direcciones). Por esta razón, se engloban todos ellos bajo la denominación de modelos lineales de viscosidad turbulenta *Eddy Viscosity Models*. Aunque válida en un buen número de situaciones, esta hipótesis pierde validez en situaciones de flujos tridimensionales, con mucha separación y gradiente de presión extremadamente adversos.

El tensor de Reynolds S_{ij} es precisamente el término clave en la modelación del flujo turbulento. Este tensor simétrico introduce seis variables nuevas en tres dimensiones, las cuales solo pueden ser calculadas a través de un conocimiento detallado de la estructura del flujo turbulento. Sin embargo, esta estructura no es conocida al iniciar los cálculos. Para superar estos problemas se han formulado una serie de hipótesis que permiten resolver el tensor de Reynolds, ya sea al introducir una relación con otras variables como la energía cinética k y la disipación ε , relacionar algebraicamente los esfuerzos de Reynolds o resolver el tensor de forma directa [69, 70].

Cada una de estas ideas genera un modelo de turbulencia distinto con una hipótesis de cerradura diferentes, entre estos están:

- Modelo algebraico (cero ecuaciones). Históricamente se puede considerar como el primer modelo de turbulencia, propuesto por Prandtl en 1925. Su idea se basa en conside-

rar la distancia media, perpendicular de la capa de cortadura, a lo largo de la cual una partícula pierde su cantidad de movimiento turbulento y adquiere la velocidad, media de su nueva posición [71]. algunas variaciones al modelo turbulento de Prandtl fueron realizadas por Cebeci [72], para mejorar el comportamiento en la capa límite. Por otro lado Baldwin y Lomax [73], proponen un valor alternativo para la capa límite externa. En estos modelos se necesita poco poder de cómputo. Por otro lado, la exactitud obtenida por medio de estos modelos es algunas veces insuficiente en flujos muy complejos

Con el propósito de corregir los defectos de los modelos anteriores, se han desarrollado toda una serie de modelos (de una o dos ecuaciones) que asigna a μ_t una expresión que depende de algún tipo de ecuación adicional, generalizando la ecuación (4.8) introduciendo un sumando adicional ($\frac{2}{3}\rho k\delta_{ij}$) en dicha relación lineal constitutiva, para preservar el álgebra tensorial de la ecuación de transporte de k . De esta forma se fija ahora que:

$$\tau_{ij} = -\rho\overline{v'_i v'_j} \approx \mu_t \left(\frac{\partial \overline{v}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \overline{v}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3}\rho k\delta_{ij} \quad (4.9)$$

donde k es la energía cinética turbulenta, expresada como la sumatoria de la diagonal principal en el tensor de Reynolds mostrado en la ecuación (4.10) siguiente:

$$k = \frac{1}{2}\rho\overline{v'_k v'_k} = \frac{1}{2} \left(\rho\overline{u'^2} + \rho\overline{v'^2} + \rho\overline{w'^2} \right) \quad (4.10)$$

Como la hipótesis de Boussinesq considera que la turbulencia es totalmente isotrópica, las fluctuaciones de todas direcciones del espacio serán iguales como se muestra en la ecuación (4.11)

$$\overline{u'^2} = \overline{v'^2} = \overline{w'^2} \quad (4.11)$$

Por esta razón se puede estimar un valor de fluctuación turbulenta característico mostrado en la ecuación (4.12):

$$k = \frac{3}{2}\rho\overline{u'^2} \Rightarrow \overline{u'^2} \sim \sqrt{\frac{2}{3}\frac{k}{\rho}} \quad (4.12)$$

los principales modelos que se han construido a partir de esta formulación lineal e isotrópica utilizan distintas definiciones de la viscosidad turbulenta μ_t de una o dos ecuaciones.

- Modelo *Spalart – Allmaras*: resuelve una única ecuación de transporte para una turbulencia modificada $\tilde{\nu}$ que se relaciona con μ_t según la función mostrada en la ecuación (4.13) [74].

$$\mu_t = f(\tilde{\nu}) \quad (4.13)$$

- Modelo k - ε : resuelve ecuaciones de transporte para la energía cinética turbulenta k y para la tasa de disipación viscosa ε que se relaciona con μ_t según la función mostrada en la ecuación (4.14) [66, 75, 76].

$$\mu_t = f \left(\frac{\rho k^2}{\varepsilon} \right) \quad (4.14)$$

- Modelo k - ω : resuelve ecuaciones de transporte para la energía cinética turbulenta k y para la tasa específica de disipación viscosa $\omega = \frac{\varepsilon}{k}$ que se relaciona con μ_t según la función mostrada en la ecuación (4.15) [70].

$$\mu_t = f \left(\frac{\rho k}{\omega} \right) \quad (4.15)$$

- Modelo de esfuerzos de Reynolds (RSM): Este esquema presenta un esquema de mayor nivel que lo anteriores, además presenta una cerradura de segundo orden, por esto el requiere mayor poder de computo.

El uso de uno u otro modelo depende fuertemente del problema bajo análisis, por lo que, si para un sistema un modelo presenta buenos resultados podría ser completamente ineficaz para otro. El modelo de turbulencia utilizado en el modelado de este trabajo se describe en los siguientes párrafos, decidiendo trabajar con el modelo k - ε *realizable*, debido a que dentro del horno de recalentamiento se presentan flujos con alto grado de recirculaciones.

4.1.2. Modelos de turbulencia k - ε

El método simple más completo para simular la turbulencia es el que se basa en un modelo de dos ecuaciones, ya que permite la solución de las velocidades turbulentas y de las escalas de longitud de forma independiente. De entre toda la familia de modelos de dos ecuaciones, el modelo k - ε [75] es el que más aceptación y utilización ha tenido dentro del ámbito de ingeniería. Su robustez, economía computacional y razonable precisión para resolver un gran número de flujos turbulentos explican su popularidad para simular flujos industriales y aplicaciones en transferencia de calor.

Debido a su masiva utilización durante la última década, han ido surgiendo diferentes variaciones de la formulación original (*standard*) que trataba de mejorar algunos aspectos concretos de su comportamiento [75]. En particular, destacan los modelos RNG (*Re-Normalisation Group*) [76] y *realizable* [66].

- Modelo *Standard*: modelo matemático propuesto por Jones y Launder, es un modelo semi-empírico basado en la modelación de las ecuaciones de transporte para la energía cinética turbulenta (k) y su disipación (ε). La ecuación de transporte para k se deriva de la ecuación exacta, mientras que la de ε se obtuvo mediante razonamiento físico y analogías diversas con la k . De esta forma, la tasa de disipación turbulenta es la variable que determina la escala de turbulencia, siendo k la variable que fija la energía

de turbulencia. En la derivación $k-\varepsilon$ se asume que el flujo es totalmente turbulento y que los efectos de la viscosidad molecular son despreciables. De esta forma este modelo es solo aplicable a flujos turbulentos completamente desarrollados [77].

La hipótesis de Boussinesq es usada en los modelos $k-\varepsilon$ para modelar los esfuerzos de Reynolds [78], debidos principalmente a los gradientes de velocidad, la ventaja de usar esta aproximación es el bajo costo de recursos computacionales que requiere para calcular la viscosidad turbulenta μ_t .

Para el caso de los modelos $k-\varepsilon$ se resuelven dos ecuaciones de transporte adicionales (para energía cinética turbulenta, k y para la disipación de la turbulencia, ε). La viscosidad turbulenta μ_t es calculada como una función de k y de ε . La desventaja que ha presentado la hipótesis de Boussinesq es que asume que μ_t es una cantidad escalar isotrópica, lo cual no es estrictamente cierto.

- Modelo RNG: fue desarrollado usando una técnica estadística rigurosa (la teoría de grupos designada de renormalización) [79]. Es similar en forma al modelo $k-\varepsilon$ *standard*, pero incluye los siguientes refinamientos:
 1. El modelo RNG tiene un término ε adicional en su ecuación que significativamente mejora la exactitud de los flujos con alta rapidez de deformación.
 2. El efecto de remolino en la turbulencia es incluido en el modelo RNG, realzando la exactitud para flujos rotatorios.
 3. La teoría RNG provee una fórmula analítica para números turbulentos de Prandtl, mientras el modelo $k - \varepsilon$ *standard* usa valores constantes especificados por el usuario.

Mientras el modelo $k-\varepsilon$ *standard* es un modelo para números de Reynolds elevados, la teoría RNG provee una fórmula analítica diferencial para la viscosidad efectiva que funciona para flujos con números de Reynolds bajos. El uso efectivo de este rasgo, sin embargo, depende de un tratamiento apropiado de la región cercana a la pared. Estas características hacen al modelo RNG más preciso y confiable para una clase más amplia de flujos que el modelo $k-\varepsilon$ *standard*.

4.1.3. Modelo $k-\varepsilon$ *Realizable*

El término *realizable* quiere decir que el modelo satisface ciertas restricciones matemáticas sobre los esfuerzos de Reynolds, consistente con la física de flujos turbulentos, que ni el modelo $k-\varepsilon$ *standard* ó el modelo $k-\varepsilon$ RNG pueden satisfacer.

Un beneficio inmediato del modelo $k-\varepsilon$ *realizable* es que predice de una manera más exacta la rapidez de expansión de los chorros planos y redondos. Tiene también probabilidad de simular de una mejor manera flujos que impliquen: rotación, capas limites sujetas a fuertes gradientes de presión, separación, y recirculación.

Los modelos de turbulencia, *realizable* y RNG han mostrado mejoras sustanciales sobre el

standard donde las características de flujo incluyen fuertes curvaturas en las líneas de corriente, vórtices, y rotación. Sin embargo, el modelo es todavía relativamente nuevo, y no está claro con exactitud en cuáles situaciones el modelo realizable funciona mejor que el modelo RNG. Estudios iniciales han demostrado que el modelo realizable provee una mejor simulación que cualquier otra versión del modelo $k - \varepsilon$ en una gran variedad de flujos separados y flujos secundarios con características complejas.

Una de las debilidades del modelo $k-\varepsilon$ *standard* recae en la ecuación que modela la rapidez de disipación (ε). La anomalía en los chorros planos (basado en el descubrimiento que la rapidez de expansión en un chorro plano es predicha de una manera aceptable, pero la predicción de la rapidez de expansión para chorros asimétricos es pobre) es considerada una de las principales, debido a la modelación de la ecuación de disipación.

El modelo $k-\varepsilon$ *realizable* se propuso por Shih *et al.* [66], como solución para corregir las deficiencias en las algunas variantes del modelo $k-\varepsilon$, mediante las propuestas siguientes:

1. Una nueva fórmula de viscosidad turbulenta que implica una C_μ variable, originalmente propuesta por Reynolds [80].
2. Una nueva ecuación para la disipación en el modelo (ε) basada en la ecuación dinámica de la fluctuación de la vorticidad promedio elevada al cuadrado.

Aún con las correcciones, el modelo $k-\varepsilon$ *realizable*, presenta limitantes dependiendo el modelo de simulación. Se puede mencionar que las viscosidades turbulentas pueden ser poco reales, en situaciones cuando el dominio computacional contiene zonas con fluido en rotación y estacionario. Esto es debido al hecho que el modelo $k-\varepsilon$ *realizable* incluye los efectos de rotación promedio en la definición de la viscosidad turbulenta. El efecto de la rotación adicional ha sido probado en sistemas de referencia de rotación simples y se mostró su comportamiento superior sobre el modelo $k-\varepsilon$ *standard*. Sin embargo, debido a la naturaleza de esta modificación, su aplicación para los sistemas con referencias múltiples, podría ser tomada con algunas precauciones.

El modelo $k-\varepsilon$ *realizable*, combina la teoría de Boussinesq, la cual considera la viscosidad turbulenta isotrópica y la definición de la viscosidad del remolino, para obtener la expresión para calcular los esfuerzos promedios normales de Reynolds considerando un flujo incompresible.

$$\overline{u^2} = \frac{2}{3}k - 2\nu_t \frac{\partial U}{\partial x} \quad (4.16)$$

Usando la ecuación $\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon}$, para $\nu_t = \frac{\mu_t}{\rho}$, se obtiene el resultado del esfuerzo normal $\overline{u^2}$, el cuál por definición es una cantidad positiva, llega a ser negativa "no-realizable", cuando la deformación es bastante grande para satisfacer la ecuación (4.17).

$$\frac{k}{\varepsilon} \frac{\partial U}{\partial x} > \frac{1}{3C_u} \cong 3.7 \quad (4.17)$$

De modo semejante, también puede ser mostrada que la desigualdad Schwarz para esfuerzos cortantes ($\overline{u_\alpha u_\beta}^2 \leq \overline{u_\alpha^2} \overline{u_\beta^2}$); ninguna sumatoria sobre α y β puede ser violada cuando la rapidez promedio de deformación es grande. La forma más directa para asegurar la realizabilidad (Esfuerzos normales positivos y la desigualdad de Schwarz para los esfuerzos cortantes) es hacer C_μ variable para sensibilizar el flujo promedio (deformación promedio) y la turbulencia (k, ε). La importancia de C_μ es sugerida por muchos modeladores incluyendo a Reynolds [66], y es bien sustentada por pruebas experimentales.

El modelo de turbulencia $k-\varepsilon$ *realizable*, a diferencia del *standard*, no considerar todos los esfuerzos normales iguales. Las ecuaciones del modelo $k-\varepsilon$ *realizable* se derivan de las ecuaciones de Navier-Stokes y satisfacen ciertas restricciones matemáticas sobre los esfuerzos de Reynolds que no consideran el modelo *standard* y RNG, calculando de forma alternativa la viscosidad turbulenta, a diferencia de otros modelos $k-\varepsilon$, debido que el valor de C_μ para calcular la viscosidad turbulenta no es constante, utilizando una solución exacta para simular las fluctuaciones en la ecuación modificada de disipación. Las ecuaciones de transporte para el modelo $k-\varepsilon$ *realizable*, son la (4.18) y (4.19) siguientes:

$$\frac{\partial \rho k}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho k \vec{v}) = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \nabla k \right) + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_M + S_k \right] \quad (4.18)$$

$$\frac{\partial \rho \varepsilon}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \varepsilon \vec{v}) = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \nabla \varepsilon \right) + \rho C_1 S_\varepsilon - \rho C_2 \frac{\varepsilon^2}{k + \sqrt{\nu \varepsilon}} + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} C_{3\varepsilon} G_b + S_\varepsilon \right] \quad (4.19)$$

Donde

$$C_1 = \max \left[0.43, \frac{\eta}{\eta + 5} \right], \eta = S \frac{k}{\varepsilon}, S = \sqrt{2 S_{ij} S_{ij}} \quad (4.20)$$

En la ecuación (4.18) G_k , representa la generación de energía cinética de turbulencia debido a los gradientes de las velocidades promedio, G_b es la generación de energía cinética de turbulencia debido a la flotabilidad, Y_M representa la contribución de la dilatación fluctuante en la turbulencia compresible para la rapidez global de disipación. En la ecuación (4.19), C_2 y $C_{1\varepsilon}$ son constantes. Por otro lado, $C_{3\varepsilon} = \tanh \left| \frac{\nu}{u} \right|$ donde ν y u es la componente de la velocidad del flujo en dirección paralela y perpendicular a la gravedad. En la ecuación (4.18) y (4.19), σ_k y σ_ε son los números turbulentos de Prandtl para k y ε , respectivamente, y S_k y S_ε son los términos fuente de k y ε . La viscosidad turbulenta se calcula con $\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon}$.

Para calcular la viscosidad de turbulenta el valor de C_μ es estimado utilizando la ecuación (4.21).

$$C_\mu = \frac{1}{A_0 + A_s \frac{k U^*}{\varepsilon}} \quad (4.21)$$

donde

$$U^* = \sqrt{S_{ij}S_{ij} + \tilde{\Omega}_{ij}\tilde{\Omega}_{ij}}$$

El valor de $\tilde{\Omega}_{ij}$ es calculado con la ecuación (4.22) siguiente:

$$\tilde{\Omega}_{ij} = \Omega_{ij} - 2\varepsilon_{ijk}\omega_k \quad (4.22)$$

donde

$$\Omega_{ij} = \overline{\Omega_{ij}} - \varepsilon_{ijk}\omega_k$$

Donde $\overline{\Omega_{ij}}$ es la velocidad de rotación media del tensor vista desde un marco de referencia móvil a una velocidad ω_k . Las constantes del modelo A_0 y A_s son estimados como $A_0 = 4.04$, $A_s = \sqrt{6} \cos \phi$, Donde ϕ esta calculado con la ecuación (4.23) siguiente:

$$\phi = \frac{1}{3} \cos^{-1} \left(\sqrt{6}W \right), W = \frac{S_{ij}S_{jk}S_{ki}}{\tilde{S}^3}, \tilde{S} = \sqrt{S_{ij}S_{ij}}, S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) \quad (4.23)$$

Puede observarse que C_μ es función del esfuerzo medio y velocidad de rotación, la velocidad angular del sistema de rotación, y el campo de turbulencia k y ε . Otras valores para las constantes del modelo $k - \varepsilon$ son $C_{1\varepsilon} = 1.44$, $C_2 = 1.9$, $\sigma_k = 1.0$, $\sigma_\varepsilon = 1.2$.

4.2. Modelado de la transferencia de calor

La transferencia de calor está presente de forma decisiva en la mayoría de los procesos industriales. Los tres mecanismos básicos de transferencia de calor son la conducción, la convección y la radiación, siendo los dos primeros los fenómenos más habituales. La radiación únicamente es relevante cuando existen temperaturas muy altas en el proceso, normalmente en el caso de industrias metalúrgicas con presencia de metales líquidos a altas temperaturas. Cuando se modela la transferencia de calor es necesario activar todos los modelos físicos relevantes, proporcionándoles tanto condiciones de contorno como propiedades térmicas de los fluidos, así como la transferencia de calor en los contornos sólidos que configuran el problema. La ecuación (4.24) de transporte gobierna este proceso.

$$\frac{\partial \rho E}{\partial t} + \nabla \cdot [\vec{v}(\rho E + p)] = \nabla \cdot \left[k_{eff} \nabla T - \sum_j h_j \vec{J}_j + (\bar{\tau}_{eff} \cdot \vec{v}) \right] + S_{chem} + S_{rad} \quad (4.24)$$

Donde k_{eff} es la conductividad térmica efectiva $\left(k + \frac{C_p \mu_t}{Pr_t} \right)$ y \vec{J}_j es el flujo de difusión de especies j . La ecuación (4.24) al lado izquierdo presenta los términos temporales y la

energía transferida por convección. Por otro lado, en el lado derecho, la energía transferida por conducción, difusión de especies y disipación viscosa, así como dos términos fuente para las reacciones químicas y la radiación.

Donde E para la ecuación (4.24) se calcula utilizando la ecuación (4.25):

$$E = h - \frac{p}{\rho} + \frac{\nu^2}{2} \quad (4.25)$$

En la ecuación (4.25) la entalpia h es calculada para una gas ideal como:

$$h = \sum_j Y_j h_j \quad (4.26)$$

En la ecuación (4.26) Y_j es la fracción de masa de especies j , y h_j se calcula utilizando la ecuación (4.27):

$$h_j = \int_{T_{ref}}^T C_{p,j} dt \quad (4.27)$$

Donde $C_{p,j}$ es el calor específico a presión constante de la especie j . Para las ecuaciones (4.25), (4.26) y (4.27), la T_{ref} tiene un valor de 298.15 K. En la ecuación (4.24) S_{chem} contiene la transferencia de calor por la reacción química por unidad de tiempo y S_{rad} es transferencia de calor por unidad de tiempo debida a la radiación.

En la ecuación (4.24) la $\bar{\tau}_{eff}$ esta dada por la ecuación (4.28):

$$\bar{\tau}_{eff} = \mu_{eff} \left(\frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) - \frac{2}{3} \mu_{eff} \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \delta_{ij} \quad (4.28)$$

El término $\bar{\tau}_{eff}$, representa el cambio de la viscosidad con la temperatura cuando la solución es basada en los cambios de densidad, pero cuando se soluciona el problema basado en los cambios de presión FLUENT® no calcula este valor pero se puede asignar el valor en el panel de viscosidad.

También el término k_{eff} de la ecuación (4.24) esta dado por la expresión (4.29).

$$k_{eff} = k + \frac{C_p \mu_t}{Pr_t} \quad (4.29)$$

Donde, k en este caso, es la conductividad térmica. El valor común el número de Prandtl turbulento es de 0.85 [77].

Por otro lado, para modelar el transporte de energía para las regiones sólidas se utiliza la ecuación (4.30).

$$\frac{\partial \rho h}{\partial x} + \nabla \cdot (\vec{v} \rho h) = \nabla \cdot (k \nabla T) + S_h \quad (4.30)$$

Donde, ρ es la densidad, h es la entalpía calculada como $\int_{T_{ref}}^T C_p dT$, k es conductividad, T temperatura y S_h es el término fuente volumétrico.

4.3. Modelado de la combustión

La combustión es un proceso de oxidación rápida que produce calor, luz o ambas. Debido a las serias dificultades asociadas a las experimentación en los fenómenos de combustión, pronto se trato de utilizar las técnicas computacionales para estudiar numéricamente las condiciones de formación de una llama. Con la ventaja, además de poder simular flamas en flujo libre (sin presencia de contornos sólidos o en el interior de geometrías complejas). Durante la combustión, un combustible (normalmente mezclas de varios hidrocarburos) reaccionan con un comburente u oxidante (un flujo de aire) para formar unos productos de combustión: Estos productos no se forman en una reacción única, sino que suelen establecerse en una serie de reacciones en cadena.

En los modelos de combustión deben ademas de resolverse las ecuaciones anteriores (continuidad, cantidad de movimiento y transferencia de calor), una ecuación adicional de conservación de especies. Ademas la energía liberada por la combustión es agregada a la ecuación (4.24) anterior.

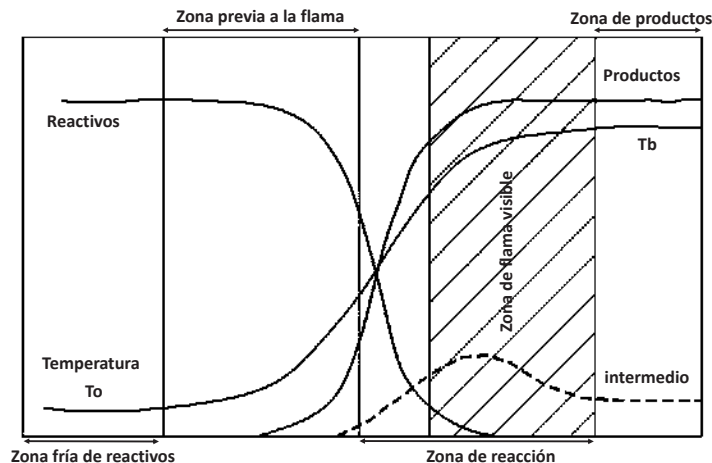


Figura 4.2: Estructura de la combustión

Para predecir numéricamente la combustión, es importante entender la teoría básica de la combustión. Existen dos tipos de flamas las laminares y las turbulentas:

- Flamas laminares.

Una flama de combustión laminar viaja a una velocidad subsónica, el conocimiento de la combustión en estado laminar es indispensable, para la comprensión de la combustión turbulenta. Una flama laminar puede ser dividida en dos zonas, la zona de precalentamiento y la zona de reacción como se muestra en la figura 4.2 [81].

En la zona de precalentamiento, el calor es transportado por convección y por la conductividad molecular, pero la velocidad de reacción es despreciable. En la zona de reacción, la transferencia de calor por convección es despreciable, pero la reacción y los procesos de difusión dominan.

Cuando el flujo de gas es premezclado, la llama se propaga en contra del flujo hasta que se estabiliza, entonces la velocidad normal a la llama es igual a la velocidad laminar del flujo, esto sucede en el límite entre la llama y el medio, la velocidad es controlada por el proceso de transporte y por la velocidad de reacción.

La velocidad de la flama está en función del porcentaje de combustible en la mezcla, la presión y la temperatura [81].

- Flamas turbulentas.

Cuando los flujos son por completo turbulentos, el modo de flama laminar es remplazado por un régimen donde la combustión y la turbulencia interactúan. La combustión turbulenta resulta de la interacción de la química y la turbulencia. Cuando una flama interactúa con un flujo turbulento, la turbulencia es modificada por la combustión debido a las fuertes aceleraciones a través de la llama debido a la transferencia de calor, esta causa cambios en la viscosidad cinemática debido a los cambios de temperatura. Por otra parte, la turbulencia altera la estructura de la flama, está puede favorecer la reacción química y en casos extremos también puede inhibirla completamente.

A diferencia de una llama laminar, que tiene una velocidad de propagación que depende excepcionalmente de las propiedades térmicas y químicas de la mezcla, en la flama turbulenta la velocidad de propagación también depende de las condiciones del flujo, así como de las propiedades de la mezcla.

El efecto de la turbulencia es distorsionar la flama de su perfil laminar, produciendo vórtices que promueven el mezclado entre el combustible y el aire, la flama localmente se propaga con una velocidad consistente, la velocidad de entrada de las especies es la velocidad más grande en el dominio, en otras palabras la velocidad mayor de los flujos que involucran la combustión se encuentra en las boquillas de los quemadores.

4.3.1. Modelado de reacciones químicas de combustión

Como se mencionó anteriormente se utilizó FLUENT® para modelar la mezcla y el transporte de especies químicas mediante la resolución de ecuaciones de conservación que describen las fuentes de convección, difusión y reacción para cada especie de los componentes. En

FLUENT® pueden modelar múltiples reacciones químicas, únicas y secuenciales, las reacciones pueden ocurrir en distintos dominios como: volúmenes, en paredes, partículas y en regiones porosas.

Cuando se resuelven las ecuaciones de conservación de las especies químicas, FLUENT® predice la fracción de masa local de cada especie, Y_i a través de la solución de una ecuación de convección-difusión de la especie i , la ecuación de conservación de las especies toma una forma general y se describe como se muestra en la ecuación (4.31).

$$\frac{\partial \rho Y_i}{\partial x} + \nabla \cdot (\rho \vec{v} Y_i) = -\nabla \cdot \vec{J}_i + R_i + S_i \quad (4.31)$$

Donde R_i es la tasa neta de producción de las especies i por la reacción química, S_i es la tasa de creación de especies mediante la adicción de la fase dispersa.

Difusión de masa en flujos laminares

En la ecuación (4.31), \vec{J}_i es el flujo de difusión de la especie i , que surge debido a los gradientes de concentración y temperatura. Por defecto FLUENT® utiliza la aproximación diluida, para ciertos flujos laminares, la aproximación diluida puede no ser aceptable, y se requiere la difusión completa de todos los componentes, el flujo de difusión diluida (ley de Fick) puede ser escrito según la ecuación (4.32).

$$\vec{J}_i = -\rho D_{i,m} \nabla Y_i \quad (4.32)$$

Donde $D_{i,m}$ es el coeficiente de difusión para las especies i presentes en la mezcla.

Difusión de masa en flujos turbulentos

En flujos turbulentos la difusión de especies es calculada con la ecuación (4.33).

$$\vec{J}_i = -\left(-\rho D_{i,m} + \frac{\mu_t}{S_{ct}}\right) \nabla Y_i \quad (4.33)$$

Donde S_{ct} es el número de Schmidt, calculado utilizando la ecuación (4.34).

$$S_{ct} = \frac{\mu_t}{\rho D_t} \quad (4.34)$$

Además D_t es la difusión turbulenta, FLUENT® toma el número de Schmidt con un valor de 0.7 [77].

Tratamiento de las especies en la ecuación de la energía

Para muchos de los flujos de mezcla de varios componentes, el transporte de entalpía debido a la difusión de especies está dado por la ecuación (4.35), agregado a la ecuación de energía (4.24) anterior.

$$\nabla \cdot \left[\sum_{i=1}^n h_i \vec{J}_i \right] \quad (4.35)$$

El transporte de la difusión de especies puede tener un efecto significativo en el campo de entalpías y no debe ser descuidado. En particular, cuando el número de Lewis para cualquier especie está muy lejano a la unidad, el número de Lewis está dado por la ecuación (4.36).

$$Le_i = \frac{k}{\rho C_p D_{i,m}} \quad (4.36)$$

Donde, k es la conductividad térmica.

La tasa neta de producción de especies R_i mostrado en la ecuación (4.31) como término fuente, puede ser calculada utilizando los métodos mostrados en la tabla 4.1.

La tabla 4.1 muestra los diferentes modelos disponibles en la literatura atendiendo a la configuración del flujo (forma en que se mezcla el combustible con el oxidante), así como a la aproximación elegida para la cinética química (con velocidad finita o de forma instantánea). Cada uno de ellos trata de adaptarse a las particularidades del tipo de combustión analizada, en función de lo cual proporcionarán mejores o peores resultados. Se han desarrollado un buen número de modelos diferentes para incorporar las reacciones de combustión al modelo de volumen finito. Todos ellos tratan de aprovechar de alguna forma las características básicas del tipo de combustión que se analice: combustión con premezcla y combustión sin premezcla. En relación con la forma en que se mezclan los reactivos debe tenerse en cuenta que para:

1. Combustión sin premezcla: el combustible y el oxidante entran de forma independiente a la reacción desde flujos separados, por lo que el problema se asemeja directamente a un problema de mezcla. Esta aproximación se emplea para el estudio de hornos de carbón pulverizado o de motores diesel de combustión interna.
2. Combustión con premezcla: el combustible y el oxidante están mezclados a nivel molecular antes de la ignición, que se caracteriza por un frente de llama muy fino que avanza hacia las zonas frías. La velocidad de la llama *laminar flame* depende de la estructura del flujo, lo que dificulta el modelado. Este modelo se emplea para las cámaras de combustión de turbinas de avión.
3. Combustión con premezcla parcial: coexisten flujos separados con premezcla y sin premezcla. Se utilizan en cámaras de combustión que incorporan enfriamiento por aire.

Tabla 4.1: Clasificación de los modelos de combustión.

<i>Tipo de cinética química</i>	Tipología de Flujo		
	Combustión con premezcla	Combustión sin premezcla	Combustión con premezcla parcial
<i>Instantánea (infinitamente rápida)</i>	Modelo variable de progreso de reacción (<i>reaction progress variable</i>)	Modelo de equilibrio de fracción de mezcla (<i>mixture fraction</i>)	Modelo de premezcla parcial (<i>reaction progress variable + mixture fraction</i>)
	Modelo de disipación de vórtices		
<i>Velocidad finita (tasa finita)</i>	Modelo de llama de tasa laminar sin premezcla (<i>laminar flamelet</i>)		
	Modelo laminar de tasa finita (<i>finite-rate</i>) Concepto de disipación de vórtices (EDC) Modelo de transporte para la PDF de la composición		

Se explicaran brevemente los modelos descritos en la tabla 4.1 anterior excepto el modelo variable de progreso de reacción y el modelo de premezcla parcial cuya definición esta dada en el párrafo anterior. Finalmente se explicará de forma extendida el modelo utilizado de disipación de vórtices.

Modelo de equilibrio de fracción de mezcla: Este modelo introduce un parámetro de combustión, denominado fracción de mezcla f , que va a controlar el proceso de combustión. Además incorpora un tratamiento estadístico en forma de función de densidad de probabilidad (PDF) para relacionar los valores instantáneos con datos promediados, de forma que las reacciones químicas turbulentas se predicen a partir de propiedades promediadas temporalmente. Es un modelo de química infinitamente rápida en el que se adopta la simplificación de equilibrio instantáneo cuando el combustible y el oxidante se mezclan.

Modelo de llama laminar sin premezcla: Utilizado cuando el numero de Damköhler (que relaciona el tiempo característico del flujo con el tiempo característico de la cinética química) es cercano a la unidad. En este caso la hipótesis de velocidad de reacción instantánea no es válida, ya que hay un fuerte acoplamiento entre la evolución de la reacción química y el patrón de flujo. Este modelo permite incluir relaciones más complejas entre las fracciones másicas de las diferentes especies involucradas en la combustión, relaciona el concepto de fracción de mezcla con la estructura del flujo.

Modelo laminar de tasa finita: El efecto de las fluctuaciones turbulentas es ignorado y las velocidades de reacción se determinan por la expresión de Arrhenius. Este modelo calcula las condiciones originadas por las sustancias químicas utilizando la expresión de Arrhenius, ignorando los efectos de las fluctuaciones turbulentas. El modelo es exacto para flamas laminares, pero en flamas turbulentas provoca muchos errores, debido a que las flamas turbulentas generan una cinética química altamente no lineal, pero cuando la reacción química es lenta el modelo es aceptable aun cuando existan pequeñas fluctuaciones turbulentas.

Concepto de disipación de vórtices: Las velocidades de reacción se suponen que se controlan por la turbulencia, y se desprecia la velocidad de reacción. El modelo EDC es una extensión del modelo de disipación de vórtices, pero incluye mecanismos de reacción químicos en los flujos turbulentos [68]. Este modelo supone que la reacción se produce en pequeñas estructuras turbulentas, llamadas escalas finas.

Modelo de transporte para la PDF de la composición: Este modelo está ligado al modelo laminar de tasa finita y al modelo de concepto de disipación de vórtices, es utilizado cuando se quiere simular el efecto de la cinética química de la combustión interactuando en flujos turbulentos reactivos, simulando de forma precisa la formación y extinción de las flamas, siendo un modelo costoso computacionalmente y solamente apropiado para simulación con bajo número de mallas o en 2D. La combustión turbulenta es gobernada por las ecuaciones de Navier-Stokes para flujos reactivos [77].

4.3.2. Modelo de disipación de vórtices

Este modelo acopla la turbulencia y la velocidad de reacción química, fue propuesto por Magnussen y Hjertager [82], es ampliamente utilizado en quemadores de velocidades rápidas, la reacción es controlada por la mezcla turbulenta de los flujos de combustible y aire. Este modelo es el que se propuso para la generación de la simulación en este trabajo. Este modelo supone que las velocidades de las reacciones químicas son infinitas y, por tanto, éstas se completan instantáneamente. De esta forma, la velocidad de formación de los productos vendrá fijada por las características del flujo. Por esta razón este modelo es nombrado de química instantánea, de disipación de vórtices. La relación de producción de especies i para la reacción r está dada por el valor menor de las ecuaciones (4.37) y (4.38).

$$R_{i,r} = \nu'_{i,r} M_{w,i} A \rho \frac{\varepsilon}{k} \min_{\mathfrak{R}} \left(\frac{Y_{\mathfrak{R}}}{\nu'_{\mathfrak{R},r} M_{w,\mathfrak{R}}} \right) \quad (4.37)$$

$$R_{i,r} = \nu'_{i,r} M_{w,i} A B \rho \frac{\varepsilon}{k} \frac{\sum_P Y_P}{\sum_j^N \nu''_{j,r} M_{w,j}} \quad (4.38)$$

Donde:

Y_P = Fracción de masa de cualquier especie del producto, P

$Y_{\mathfrak{R}}$ = Fracción de masa de un reactivo particular, R

A = Constante igual a 4,0 empírica

B = Constante igual a 0.5, empírica

En las ecuaciones (4.37) y (4.38), la velocidad de reacción química se rige por las escalas de tiempo de la mezcla turbulenta y por la relación, $\frac{k}{\varepsilon}$, de igual forma que en el modelo de Spalding denominado Eddy-breakup [74].

La combustión procede cuando la turbulencia está presente ($\frac{k}{\epsilon} > 0$), entonces no se requiere chispa externa para iniciar la flama, esto es aceptable cuando las flamas no están premezcladas, pero en flamas premezcladas los reactivos se quemarán tan pronto como ocurra la mezcla en el dominio computacional, para remediar esto FLUENT® provee el modelo denominado *Finite-rate/Eddy-dissipation model*, donde ambos, la ecuación de Arrhenius (modelo laminar de tasa finita) y la disipación de vórtices son calculados. El valor mínimo de la relación de la reacción neta de estas dos relaciones es tomada.

4.4. Modelado de la radiación

La transferencia de calor por radiación difiere bastante de la conducción y de la convección. En la conducción de calor a través de sólidos, el mecanismo consiste en la transferencia de energía a través de cuerpos cuyas moléculas, excepto por las vibraciones, permanecen continuamente en posiciones fijas. En la convección, el calor es primeramente absorbido de la fuente por partículas de fluido inmediatamente adyacentes a ella y entonces transferido al interior del fluido mezclándose con él. Ambos mecanismos requiere la presencia de un medio para transportar el calor de la fuente al receptor.

Para que la energía radiante se emita desde el interior de un sólido, debe penetrar la superficie del sólido sin ser disipada en producir otros cambios de energía dentro de las moléculas. Hay pocas probabilidades de que la energía radiante generada en el interior de un sólido alcance su superficie sin encontrar otras moléculas y, por lo tanto, toda la energía radiante emitida de la superficie de los cuerpos sólidos es generada por cambios en los niveles de energía de las moléculas cercanas o en su superficie. La cantidad de energía radiante emitida por un sólido es, consecuentemente, función de la superficie del cuerpo, y recíprocamente, la radiación incidente en un cuerpo sólido se absorbe en su superficie. La probabilidad de que la energía interna generada alcance la superficie, es por mucho mayor para los gases calientes radiantes que para los sólidos, y la energía radiante emitida por un gas es función del volumen de él más bien que de la superficie de la forma del gas.

En los líquidos la situación es intermedia entre gases y sólidos, y se puede originar radiación un poco por debajo de la superficie, dependiendo de la naturaleza del líquido. En el problema objeto de estudio existen los tres mecanismos de transporte de energía, las palanquillas reciben energía calorífica por los tres métodos de transferencia de calor, pero Habini y Merci, afirman que recibe más del 90 % debido a la radiación [83], además de estos investigadores algunos otros comparten esta idea [4, 14, 15], por lo que es necesario agregar un modelo de radiación.

La radiación es un fenómeno de transferencia de calor que tiene importancia en determinadas circunstancias, tales como el estudio de la estabilidad y turbulencia en flamas, calentamiento y enfriamiento de superficies radiantes, problemas de radiación solar en ventanas, fachadas ventiladas y, por supuesto, procesos de conformado de vidrio, coladas continuas de aceros o sinterizado de cerámicos.

Como norma general, la radiación debe modelizarse si su potencia calorífica es del mismo

orden (o mayor) que la transferencia de calor asociada a la convección y a la conducción. Dicha potencia viene expresada en función de la cuarta potencia de las temperaturas.

$$\dot{Q}_{rad} = \sigma_r \varepsilon_r A (T_{max}^4 - T_{min}^4) \quad (4.39)$$

Donde σ_r representa la constante de Stefan-Boltzmann y ε_r es la emisividad que varía entre 0 y 1 para cuerpos grises (se denomina cuerpos negros a los que absorben toda la radiación, $\varepsilon_r = 1$).

Para tener en cuenta la radiación en la modelación, es necesario resolver una ecuación de transporte para la intensidad de radiación, I que se incorpora además como término fuente a la ecuación de la energía (4.24). La conexión entre esta ecuación de transporte y la ecuación de energía se establece en la absorción local de radiación por el fluido y en los contornos. En la figura 4.3, se observa la división de la transferencia de calor por radiación [77].

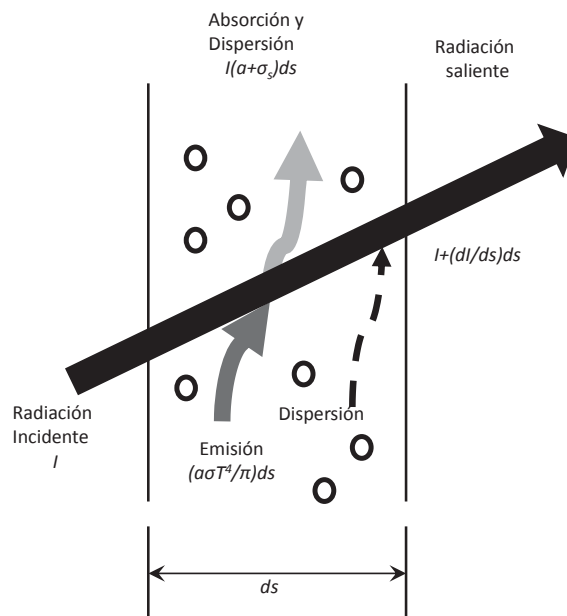


Figura 4.3: Transferencia de calor por radiación.

En la figura 4.3 se observa un balance de intensidad de radiación, donde el total que entra en un volumen de control es alimentada por el medio por dispersión-emisión, y disminuida por absorción-dispersión. La intensidad de radiación depende direccional y espacialmente de las fuentes y receptores. De esta forma, se establece que está influenciada por la absorción y la emisión local (fuente-sumidero de radiación), así como la dispersión direccional, la ecuación general viene expresada como (4.40).

$$\frac{dI(\vec{r}, \vec{s})}{dx} + (a + \sigma_s)I(\vec{r}, \vec{s}) = an^2 \frac{\sigma_r T^4}{\pi} + \frac{\sigma_s}{4\pi} \int_0^{4\pi} I(\vec{r}, \vec{s}') \Phi(\vec{s}, \vec{s}') d\Omega' \quad (4.40)$$

Donde la \vec{r} es el vector posición, \vec{s} es el vector de dirección, \vec{s}' es la dirección de dispersión, a es el coeficiente de absorción, n es un índice de refracción, σ_s es el coeficiente de dispersión, σ_r es la constante de Stefan-Boltzmann, T es la temperatura local, Φ es una función desfase y Ω' es un ángulo sólido, ángulo espacial que abarca un objeto visto desde un punto dado, que corresponde con la zona del espacio limitada por una superficie cónica, midiendo el tamaño aparente de ese objeto. El espesor óptico o la opacidad del medio esta dado por $(a + \sigma_s)s$. El índice de refracción n es importante cuando la radiación es considerada con un medio semitransparente.

El programa FLUENT® cuenta con cinco modelos de radiación, con o sin medio de transporte participante, cada uno con sus ventajas y limitaciones, estos se nombran a continuación:

Modelo de transferencia de radiación discreto DTRM

El modelo puede ser aplicado en amplios rangos de flujos de combustión considerando la dispersión isotrópica [84,85].

Las principales ventajas del modelo DTRM son tres: es un modelo relativamente simple, puede aumentar la precisión al aumentar el espesor óptico, es aplicable para una amplia gama de espesores ópticos.

Las limitaciones son las siguientes:

- El modelo supone que todas las superficies son difusas, esto significa que la reflexión de la radiación incide en la superficie de manera isotrópica con respecto a ángulo sólido.
- El efecto de la dispersión (scattering) no está incluido.
- La aplicación asume una radiación gris.
- Resolver algún problema con espesores ópticos grandes es muy costoso hablando en términos computacionales.
- Este modelo no es compatible con mallas deslizantes.
- Este modelo no es compatible con el procesamiento en paralelo.

Modelo Rosseland

El modelo Rosseland tiene dos ventajas sobre el modelo P-1, debido a que no resuelve una ecuación de transporte adicional para la radiación incidente (como el modelo P-1), el modelo Rosseland es más rápido que el modelo P-1 y requiere menos capacidad computacional. [86]

El modelo Rosseland sólo se puede utilizar para los medios ópticamente gruesos. Se recomienda su uso cuando el espesor óptico supera 3. Tenga en cuenta también que en el programa FLUENT® el modelo Rosseland no está disponible cuando el editor de resolución está basado en la densidad.

Modelo S2S (cara-a-cara)

Este modelo de radiación es bueno para el modelado de la transferencia de energía, sin los medios de comunicación participantes, en los casos donde existe medio, este método de radiación puede no ser eficiente [86].

Cuando se usa este modelo se deben considerar las siguientes limitaciones:

- Asume que todas las superficies son difusas.
- La aplicación asume radiación gris.
- Los requisitos de almacenamiento y de memoria aumentan muy rápido con el número de superficies.
- Este modelo no puede ser utilizado con condiciones periódicas de contorno o simetría.
- El modelo no es compatible con las interfaces *non-conformal*.

Modelo DO (ordenadas discretas)

El modelo DO [87, 88] es una herramienta que transforma las ecuaciones de transferencia en ecuaciones parciales simultáneas, el primero que lo propuso fue Chandrasekhar en 1960 [89].

El modelo DO se extiende para una gran gama de espesores ópticos, permite resolver problemas que van desde la radiación entre superficies hasta los problemas de combustión, también permite incorporar paredes semitransparentes, su costo computacional es moderado para mallas típicos y los requisitos de memoria son modestos.

La implementación actual se limita a la radiación, ya sea gris o no gris, usando un modelo de banda gris. La puesta en práctica de modelos no grises en FLUENT[®], está destinada al uso de medios con un coeficiente de absorción espectral a_λ , que varía en forma escalonada a través de las bandas espectrales, pero varía de manera suave. La aplicación actual no modela el comportamiento de algunos gases, tales como de dióxido de carbono o vapor de agua, que absorben y emiten energía en número de ondas distintas [67], la modelización de la radiación de gases no grises es aún un campo en evolución. Sin embargo, algunos investigadores han utilizado modelos de banda gris para modelar el comportamiento del gas mediante la aproximación de los coeficientes de absorción dentro de cada banda constante [90].

La puesta en práctica de modelos de superficies no-grises en FLUENT[®] es compatible con todos los modelos con los que puede ser la aplicación del modelo gris de oxígeno utilizado. Así, es posible incluir la dispersión, la anisotropía, medios semitransparentes y los efectos de partículas. Sin embargo, la aplicación no-gris supone un coeficiente de absorción constante dentro de cada banda de longitud de onda. El modelo WSGGM no puede ser utilizado en cada banda, pero permite la especificación de emisividad espectral en las paredes, este modelo está basado en medidas experimentales para flamas radiantes.

Modelo P-1

Este modelo se deriva del método denominado $P - N$ [86,91], fue propuesto por Jeans en su trabajo de transferencia por radiación [92], pero se ha encontrado en libros de otros autores, como Kourganoff, Davison y Murray [67], es basado en la conversión de las ecuaciones de transporte gobernantes en ecuaciones parciales simples. El modelo P-1 tiene varias ventajas sobre el modelo DTRM. Para el modelo P-1, la evaluación en tiempo real es una ecuación de difusión, además es fácil de resolver con una demanda computacional baja. Es el rango del espectro electromagnético considerado dentro del fenómeno de la combustión, es considerado extremadamente sensible a la composición y propiedades de flujo. El modelo incluye el efecto de la dispersión, para las aplicaciones de combustión, donde el espectro electromagnético es grande, el modelo P-1 funciona de manera razonable con geometrías complicadas con coordenadas curvilíneas.

Las limitaciones son las siguientes:

- Asume que todas las superficies son difusas, esto significa que la reflexión de la radiación incide en la superficie de manera isotrópica con respecto al ángulo sólido.
- La aplicación asume radiación gris.
- Puede haber una pérdida de precisión, dependiendo de la complejidad de la geometría, si el espesor óptico es pequeño.
- El modelo P-1 tiende a predecir en exceso los flujos de calor por radiación de fuentes de calor localizadas.

4.4.1. Ecuaciones para el modelo P-1

La solución numérica de la ecuación (4.24) para la energía utilizó el modelo P1 para resolver la radiación, el cual considera la expansión de la ecuación de intensidad por radiación dentro de una serie de Fourier generalizada y resuelta por el método de armónicos esféricos [67]. El método de armónicos esféricos fue propuesto por Jeans [92], en su trabajo de transferencia de calor en las estrellas. Este método provee una solución arbitraria de alto orden y exactitud, transformando la ecuación de transferencia (4.40), sin considerar la dispersión, en las ecuaciones diferenciales parciales (4.41) y (4.42), asumiendo que todas las superficies son difusas y grises [93] con propiedades radiativas constantes.

$$\nabla^2 G(r) = 3a^2 [G(r) - 4\sigma_r T^4(r)] \quad (4.41)$$

$$\frac{\partial G(r_w)}{\partial x} = \varepsilon_w \frac{3a}{2(2 - \varepsilon_w)} [G(r_w) - 4\sigma_r T^4(r_w)] \quad (4.42)$$

Donde G es la radiación incidente, r y r_w representan la posición dentro del fluido y la frontera sólida, respectivamente, N es la frontera sólida normal al vector. La ecuación (4.42)

calcula la radiación absorbida y emitida en las fronteras utilizando la condición de frontera de Marshak para la aproximación P1 [94], ε_w la emisividad de la pared sólida y $\sigma_r = 5.670 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2 \text{ K}^4$ la constante de Stefan-Boltzmann.

Por otro lado, el flux de calor por radiación en una superficie cerrada es calculado como en [93, 95] según la ecuación (4.43).

$$Q_{rad} = -\frac{1}{3a} \frac{\partial}{\partial N} G(r_w) \quad (4.43)$$

El término fuente o sumidero en el fluido con un medio participante es calculado como en [93] utilizando la ecuación (4.44).

$$S_{rad}(r) = \frac{k}{\rho C_p} [G(r) - 4\sigma T^4(r)] \quad (4.44)$$

El flujo de calor por radiación a través de las fronteras conductivas agrega un término fuente $q(r_w)$ a la ecuación de energía (4.24) para regiones sólidas [93], con un valor diferente de cero en las paredes, calculado con la ecuación (4.45).

$$q(r_w) = -\frac{\varepsilon_w}{2(2 - \varepsilon_w)} [G(r_w) - 4\sigma T^4(r_w)] \quad (4.45)$$

4.4.2. Modelo de las propiedades físicas de los gases para la radiación

Cuando se acopla la radiación como fenómeno con la combustión, es necesario utilizar un modelo adicional para calcular las pérdidas y ganancias de calor por radiación, de los fluidos presentes en el proceso. Cuando no se incluye este modelo se considera la transferencia de calor entre superficies separadas por un medio que no emite, absorbe o dispersa la radiación; un medio no participante, por completo transparente a la radiación térmica. Un vacío satisface esta condición a la perfección, el aire a temperaturas y presiones atmosféricas se aproxima mucho. El análisis de la transferencia de las flamas por radiación es un proceso complejo, debido a la gran cantidad de variación de emisión y absorción que sufren cada especie involucrada en el proceso, la forma y ancho de las bandas de absorción varía con la temperatura y la presión, pero la magnitud de la absorción también varía con el tamaño de la capa de los gases. Para modelar la emisión y absorción de calor por radiación de los gases de combustión, se utilizó el modelo propuesto por Hottel y Sarofin [65], denominado WSGGM (*Weighted-Sum-of-Gray-Gases Model*), asumiendo que la emisividad total sobre una distancia s puede ser representada por la ecuación (4.46), considerando a los gases grises.

Para tener una gran exactitud debe considerarse la naturaleza no gris de las propiedades en los cálculos relativos a la radiación. Esto es posible, usando un modelo de bandas y de este modo, se realizan los cálculos para cada banda de absorción. Sin embargo, se pueden obtener resultados satisfactorios suponiendo que el gas es gris y usando una absorptividad y emisividad total efectiva determinadas por un proceso en el que se establece un promedio, Hottel [65]

presentó por primera vez diagramas para la emisión de los gases y se han usado con amplitud en los cálculos referentes a la radiación, con una exactitud razonable.

En los años más recientes Edwards y Matavosian [96], han desarrollado diagramas y procedimientos de cálculo alternativos para la emisividad.

$$\epsilon = \sum_I^{i=1} a_{\epsilon,i}(T)(1 - e^{(-\kappa_i)(p)(s)}) \quad (4.46)$$

Donde $a_{\epsilon,i}$ es un factor de emisividad para la especie i , κ_i es el coeficiente de absorción, p es la suma de la presión parcial de todos los gases absorbentes y s es la longitud de la ruta. $a_{\epsilon,i}$ es calculado con expresiones en función de la temperatura.

Para la evaluación de los valores de $a_{\epsilon,i}$ FLUENT® usa valores obtenidos por Coppalle y Vervisch [97], y para κ_i usa los valores obtenidos por Smith *et al.* [98]. Estos valores dependen de la composición del gas y también dependen de la temperatura.

El coeficiente de absorción para $i = 0$ es asignado, para dar cuenta de las ventanas en el espectro entre las regiones de absorción alta ($\sum_{i=1}^I a_{\epsilon,i} < 1$) y el factor de ponderación para $i = 0$, es evaluado utilizando el método de Smith *et al.* este método utiliza la ecuación (4.47).

$$a_{\epsilon,0} = 1 - \sum_I^{i=1} a_{\epsilon,i} \quad (4.47)$$

La dependencia de la temperatura de $a_{\epsilon,i}$ puede ser aproximada por una función, pero la aproximación más común es la calculada por la ecuación (4.48).

$$a_{\epsilon,i} = \sum_{J=1}^J b_{\epsilon,i,j} T^{j-1} \quad (4.48)$$

Donde, $b_{\epsilon,i,j}$ son los coeficientes del polinomio de emisividad de los gases a la temperatura del medio, el coeficiente $b_{\epsilon,i,j}$ y κ_i son calculados por la ecuación (4.46), obtenidos experimentalmente por Coppalle, Deninson y Smith [97–99].

La absorción a de las paredes se puede suponer utilizando los mismos razonamientos, [98] pero para simplificar el problema se puede asumir que $\epsilon = a$ [100], esta suposición se puede justificar cuando el medio es ópticamente delgado y la temperatura de la pared es considerablemente diferente a la del gas.

Dado que los coeficientes $b_{\epsilon,i,j}$ y κ_i varían lentamente en función de p , s y T , estos pueden ser asumidos como constantes para un amplio rango de parámetros [98], y pueden ser presentados por una diferencia relativa de presiones entre CO_2 y del H_2O , asumiendo que la presión total p_T es 1 atm. El valor del coeficiente mostrado por Smith es válido en el rango

$0.001 \leq ps \leq 10.0 \text{ atm}$ y $600 \leq T \leq 2400K$. para $T > 2400K$, si $\kappa_{ips} \ll 1$ para todas las i , la ecuación (4.47), se simplifica a la siguiente expresión:

$$\epsilon = \sum_{i=0}^I a_{\epsilon,i} \kappa_i ps \quad (4.49)$$

Comparando la ecuación (4.49), con el modelo de gases grises con coeficiente de absorción a , puede observar que el cambio de la intensidad de la radiación sobre la distancia s en la WSGGM es exactamente el mismo que en el modelo de gases grises con el coeficiente de absorción expresado por la ecuación (4.50):

$$a = \sum_{i=0}^I a_{\epsilon,i} \kappa_i p \quad (4.50)$$

La ecuación 4.50 no depende de s . En este caso general, a se estima con la ecuación (4.51):

$$a = -\frac{\ln(1 - \epsilon)}{s} \quad (4.51)$$

Cuando la presión total es distinta a 1 atm, se introducen una serie de correcciones propuestas por Edwards y Matavosian [96], este fenómeno es observado en la combustión de altas temperaturas, cuando la $p_{tot} < 0.9 \text{ atm}$ o también cuando $p_{tot} > 1.1 \text{ atm}$, el valor para κ_i para las ecuaciones (4.46), hasta la ecuación (4.50), es expresado por la ecuación (4.52):

$$\kappa_i = \kappa_i p_{tot}^m \quad (4.52)$$

Donde m es un valor sin dimensiones obtenido por Edwards y Matavosian [96], dependiente de la presión parcial y la temperatura de absorción de los gases.

FLUENT® puede incluir el cálculo para la formación de Hollín, pero esta acción no se toma en cuenta en el presente trabajo, además de despreciar el scattering o dispersión, esta es una idealización propuesta para la combustión en quemadores de alta velocidad realizada por muchos investigadores [83].

4.5. Modelo numérico de mallas deformables por capas

Como se mencionó, para la simulación del calentamiento de las palanquillas, utilizando las mallas dinámicas se modifican las ecuaciones de conservación, agregando un término de velocidad de construcción de malla \vec{v}_g para cada propiedad conservativa ϕ como se muestra en la ecuación (4.53).

$$\frac{\partial \rho \phi}{\partial x} + \nabla \cdot ((\rho \phi)(\vec{v} + \vec{v}_g)) = \nabla \cdot \Gamma \nabla \phi + S_\phi \quad (4.53)$$

Donde el término Γ representa un elemento difusivo y cambia dependiendo de la propiedad conservativa [101] [77].

Las mallas dinámicas y deformables permiten el desplazamiento de los dominios computacionales y las condiciones de frontera en simulaciones de CFD, en la literatura se pueden encontrar diferentes modelos para la reconstrucción de mallas, acorde a las características del movimiento. Básicamente existen tres métodos fundamentales: la técnica de suavizado utilizable para cualquier tipo de mallas, el número de nodos no cambia, pero estos mueven su ubicación, de manera semejante a pequeños resortes, método utilizable para pequeñas deformaciones. La técnica de remallado por capas, donde la creación y destrucción de las celdas sucede de forma conjunta con las fronteras móviles, utilizada únicamente en mallas estructuradas, creando o destruyendo columnas completas de celdas, soportando grandes deformaciones. La última técnica es el remallado, como alternativa al primer método cuando las deformaciones consideradas en el dominio son muy grandes. El método utilizado en la presente simulación es el remallado por capas, debido a que soporta grandes deformaciones, además se considera más adecuado en el movimiento lineal [102].

4.6. Modelo numérico de la formación de cascarilla de oxidación

Un modelo cinético para la oxidación puede ser desarrollado con las ecuaciones (2.11) y (2.12) anteriores, utilizando las mediciones experimentales de crecimiento del capa de óxido. Para el acoplamiento en FLUENT® se utilizó un UDF, en conjunto con una CFF (*Custom Field Functions*), donde la UDF permitió establecer una función de tiempo escalar y la CFF calcula el espesor, para el funcionamiento debe utilizarse una dirección de memoria en la computadora (UDM o *Users-Defined Memory*) donde el tiempo es almacenado. Por otro lado, se utilizó una constante parabólica de oxidación (k_p) variable con la temperatura calculado con la ecuación (2.12), cuyas constantes utilizan los valores obtenidos experimentalmente para el acero cuya composición química se muestra en la tabla 3.1. Finalmente el espesor de cascarilla modifica el calor por conducción en la palanquilla, efecto agregado utilizando otra UDF sobre la conductividad térmica global de la palanquilla y cambia la emisividad, efecto simulado utilizando UDF con los datos experimentales obtenidos por Liu *et al.* [103].

4.7. Condiciones de simulación y frontera

Se realizaron dos modelos de simulación diferentes: 1) el modelo de simulación para el horno vertical de resistencia; con el objetivo de validar el método de mallas dinámicas por capas, para implementar este método al movimiento de las palanquillas y el modelo número 2) la simulación acoplada para el horno tipo empujador. El conjunto de ecuaciones presentadas anteriormente describen el caso mas complejo (horno empujador), pero la ecuación de continuidad, cantidad de movimiento y energía en su forma mas simple es aplicada al horno

vertical, al igual que al primer caso en la ecuación de energía se agrega un término fuente de intensidad de radiación, el cual es calculado utilizando el modelo P-1 antes descrito, utilizando una ecuación adicional de transporte. Las simulaciones incluyen el movimiento de las palanquillas para el horno empujador, y el movimiento del bloque en el caso del horno vertical.

4.7.1. Simulación del calentamiento de un bloque al interior del horno vertical de resistencias

El análisis transitorio en 3D del calentamiento del bloque cuando se desplaza al interior del horno vertical, sirvió para validar el método de movimiento por mallas dinámicas por capas, los resultados serán discutidos en la siguiente sección. El modelo para el horno vertical soluciona, las ecuaciones de transporte de forma acoplada (continuidad, cantidad de movimiento, energía y modelo P1). Las dimensiones geométricas de la figura 3.6 del horno experimental fueron empleadas en el modelo de simulación para mantener la semejanza dimensional entre lo experimental y lo simulado. El mallado utilizado fue estructurado con el total de componentes con seis lados (cubos regulares y cubos deformes), con 61000 celdas.

Condiciones de frontera y consideraciones para el modelo

Los perfiles térmicos (valores de temperatura en función del tiempo) medidos en la pared del horno fueron alimentados al modelo en sus tres zonas respectivas: zona superior, zona central y zona inferior, mediante una función definida por el usuario UDF, (mas información en [104]). Además, se consideró que la temperatura del horno había alcanzado la temperatura de trabajo para el estado inicial antes de introducir el bloque a temperatura ambiente ~ 30 °C. El aire es el medio absorbente en el interior del horno, sin embargo, en el intervalo de temperatura de simulación (~ 627 °C), la absorción es considerada cercana a cero [105] y por lo tanto el coeficiente, debido que el aire no emite ni absorbe energía por radiación [106, 107], el aire al interior del horno vertical fue considerado como gas ideal incompresible.

El comportamiento de las propiedades termofísicas del acero inoxidable AISI 304 fueron descritas a partir de las ecuaciones (4.54), (4.55) y (4.56), para el calor específico, la conductividad térmica y la emisividad, como una función de la temperatura [108–110], donde las dos primeras fueron alimentadas directamente en el apartado de materiales del software y la tercera como UDF explicada en [104]. La densidad del bloque se consideró constante con un valor de $7850 \frac{kg}{m^3}$. Las propiedades termofísicas de la lana refractaria fueron tomadas con comportamiento constante en función de la temperatura, con densidad de $2872 \frac{kg}{m^3}$, calor específico de $910 \frac{J}{kg-K}$, conductividad térmica de $0.17 \frac{W}{m-K}$ y emisividad de 0.7.

$$C_p = -1.96e^{-14}T^6 + 8.48e^{-1}T^5 - 1.46e^{-7}T^4 + 1.29e^{-4}T^3 - 6.1e^{-2}T^2 + 14.847T - 1006.6 \quad (4.54)$$

$$k = 0.0148T + 6.69 \quad (4.55)$$

$$\varepsilon = 3.53e^{-4}T + 2.66 \times 10^{-1} \quad (4.56)$$

Por otro lado, se estableció una longitud de recorrido, de 0.42 m en un tiempo de 2500 segundos. En el modelo se generó un conjunto de interfaces donde se acoplaron los fenómenos de transporte sin la necesidad de nodos coincidentes para el mallado.

El bloque fue considerado como un cuerpo rígido con movimiento prescrito siguiendo la matriz de movimiento mostrada en la tabla 4.2 o utilizando la UDF.

Tabla 4.2: Matriz de movimiento para el horno vertical.

Tiempo (s)	Posición X (m)	Posición Y (m)
0	0	0
1250	0	-0.21
2500	0	-0.42

Además de las condiciones térmicas, la geometría de movimiento de la malla fue establecida como se observa en la figura 4.4, la tapa superior se asumió como una zona estacionaria donde se generan las celdas con un tamaño definido de 0.005 m en la dirección vertical del remallado, en la tapa inferior se declaró una zona estacionaria provocando el colapso de las celdas cuando se alcanza la longitud de 0.005 m en el tamaño de la celda en dirección del movimiento de la probeta metálica. Por otro lado, se implementaron interfaces, para remallar únicamente la parte central del dominio computacional, para implementar las condiciones de frontera medidas en la experimentación en las tres zonas de forma apropiada.

El movimiento del bloque fue prescrito con velocidad lineal con respecto al centro de gravedad del bloque y el tiempo, especificada mediante una matriz de movimiento o una función definida, empleando una malla dinámica por capas como método de remallado, considerando el movimiento periódico en una sola dirección. El cambio de forma en el dominio se definió a partir del volumen inicial de la malla y el movimiento de las zonas al interior del horno, posteriormente fue calculado automáticamente en cada paso de tiempo sobre las nuevas posiciones en las fronteras del bloque metálico [111].

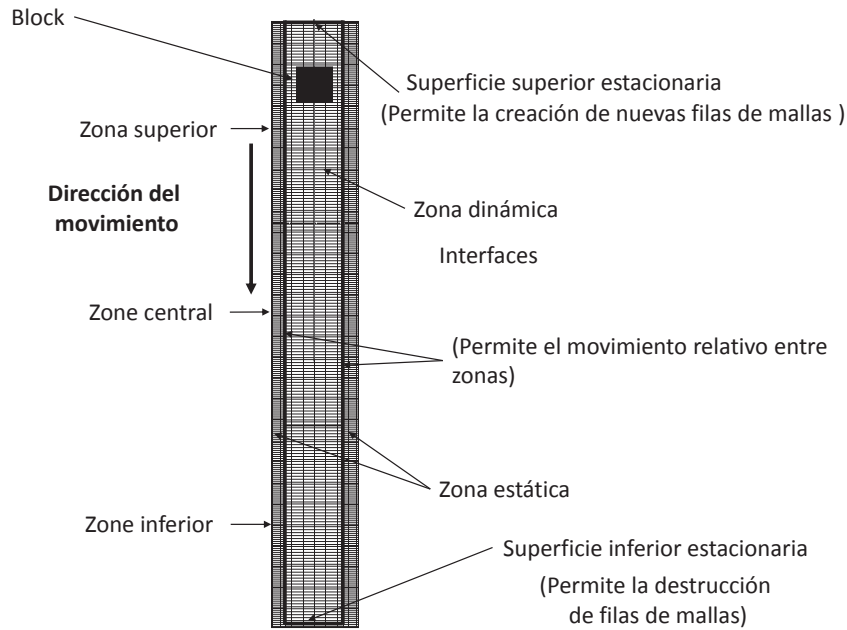


Figura 4.4: Representación del movimiento del bloque al interior del horno por el método de remallado por capas.

El modelo utiliza el algoritmo SIMPLE para el acoplamiento entre la presión y la velocidad, así como solución de segundo grado para la presión, momentum y energía, utilizando criterios de convergencia para la ecuación de continuidad y velocidad en las tres direcciones de 0.0001, para la ecuación de energía y la variable P1 de 1e-06, respectivamente.

4.7.2. Simulación del calentamiento de palanquillas en el horno empujador

En este modelo se resuelven de forma acoplada el total de las ecuaciones mostradas anteriormente (continuidad, momentum, turbulencia, especies, transferencia de calor por: conducción, convección y radiación utilizando el modelo P1). Para mantener la similitud dimensional entre el horno y la simulación, las dimensiones mostradas en la figura 2.11 fueron utilizadas para generar el modelo de simulación a escala 1:1. El horno de recalentamiento se diseñó térmicamente con dos zonas: 1) la zona de calentamiento; donde se presenta el mayor intercambio energético debido a que los gases de combustión están en contacto por arriba y abajo de las palanquillas, las cuales se deslizan sobre rieles refrigerados y 2) la zona de compensación, donde disminuye el gradiente de temperatura entre las palanquillas. El horno sirve como reactor térmico para eliminar impurezas y disminuir gradientes de concentración en el acero. A partir de la Figura 4.5, se puede observar la posición de los quemadores, así como las dimensiones aproximadas del horno 18 x 14.7 m. Por otro lado, la salida de los gases no se observa en el horno pero la zona de la bóveda también fue modelada, cabe resaltar que al interior del horno se estudiará el caso para carga de 94 palanquillas de 0.16 x 0.16 x 12.7 m

únicamente. Basados en el dibujo en planta de la figura 2.11 y en otros dibujos, se procedió a construir las geometrías en el programa GAMBIT®.

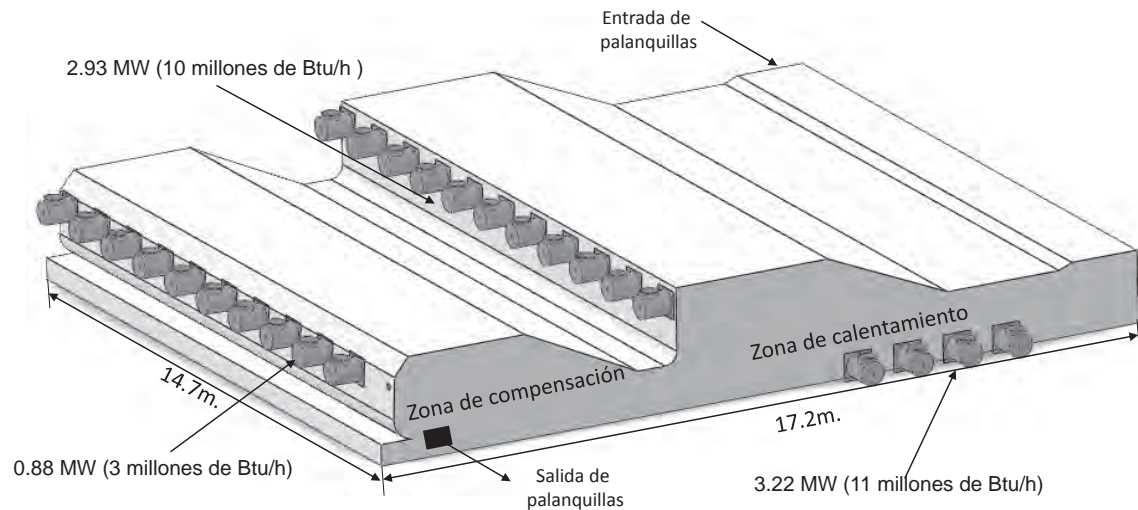


Figura 4.5: Esquema del horno de recalentamiento tipo empujador.

La figura 4.5 muestra la posición de los quemadores, acomodados de la siguiente manera: 12 quemadores de 2.93 MW en la zona de calentamiento superior, 8 quemadores de 3.22 MW en la zona de calentamiento inferior, 12 quemadores de 0.88 MW en la zona de compensación. Por otro lado, se observa la zona donde las palanquillas ingresan y salen del horno.

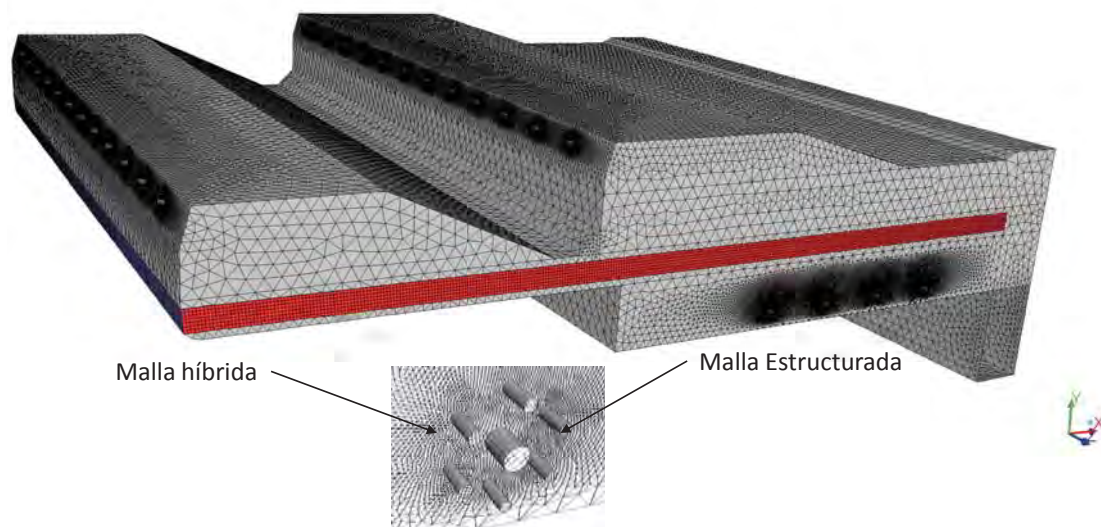


Figura 4.6: Mallado del horno de recalentamiento tipo empujador.

El volumen total del horno fue discretizado en una malla de 1.87 millones celdas aproximadamente, utilizando mallas estructuradas en las entradas de flujo de los quemadores y en la zona

de palanquillas, así como una malla no estructurada híbrida en el resto del dominio computacional (ver figura 4.6). En el mallado se utilizaron interfaces, por conveniencia, para acoplar los fenómenos de transporte sin que los nodos coincidan, disminuyendo la complejidad del mallado.

Además en el caso de estudio se utilizó la técnicas de mallas dinámicas por capas, y las interfaces permiten deslizamiento para pasar de las celdas de deformación a las celdas adyacentes que no se deforman, condición que favorecen el remallado, ya que evita la regeneración de la malla en todo el volumen, permitiendo la generación de celdas únicamente en la zona de palanquillas y el fluido adyacente a estas (zona roja de la figura 4.6).

Condiciones de frontera y consideraciones para el modelo

La simulación fue alimentada con los flujos máxicos de aire y gas natural utilizados en el horno para los distintos quemadores, los valores pueden observarse en la tabla 2.2 y 2.3 anterior. También los datos de temperatura de la tablas mencionadas fueron alimentados como fronteras térmicas de entrada para los flujos de aire y gas. Para calcular el calor perdido por las paredes del refractario del horno, el espesor fue considerado con un valor de 0.5 m. La temperatura en la cara externa del horno fue tomada con valor constante es toda la pared con un valor de 80 °C respectivamente.

Los parámetros de turbulencia para k y ε , en las entradas del aire y combustible fueron calculados basándose en el diámetro hidráulico calculado como se menciona en [112] y la intensidad de turbulencia considerada de 5 %, de igual manera estos parámetros de turbulencia fueron calculados en la salida de los gases calientes.

Propiedades térmicas de las palanquillas

Las propiedades termofísicas del material refractario, se utilizaron sin variación en función de la temperatura, para el calor específico de 910 J/kg-K, conductividad térmica de 0.17 W/m-K y una emisividad de 0.7, valores típicos de los cementos refractarios [14].

El material de las palanquillas en la simulación que se recalienta en el horno empujador es un acero con propiedades térmicas y termo-físicas mostradas en la tabla 4.3, donde las propiedades cambian en función de la temperatura como lo demuestran en otros trabajos de investigación [40, 42, 103]. Por otro lado, la variación de la emisividad en las paredes del acero (material de carga) se simuló utilizando una función definida por el usuario partiendo de los datos experimentales de Liu *et al.* [103] mencionando que generalmente en estudios de hornos de recalentamiento se toma de 0.7, valor característico del acero a alta temperatura.

La variación de la emisividad en la superficie del acero es provocada por el incremento de la temperatura, pero también por la oxidación, utilizando una UDF se modela el comportamiento de la emisividad en la superficie de la palanquilla, agregando el efecto de la oxidación sobre la transferencia de calor por radiación.

Tabla 4.3: Propiedades termo-físicas de las palanquillas.

Temperatura °C	27	100	500	1000	1200
Densidad $\frac{kg}{m^3}$	7778	7778	7778	7778	7778
Capacidad calorífica $\frac{J}{kg-K}$	589.63	594.60	621.80	655.80	669.40
Conductividad térmica $\frac{W}{m-K}$	26.89	27.07	24.12	23.69	23.69
Emisividad	0.3	0.3	0.4486	0.7923061	0.7923061

Por otro lado, la transferencia de calor por conducción también se ve afectada, aunque en menor orden, por la diferencia de conductividad térmica entre el acero y los óxidos formados, propiedades mostrados en la tabla 2.1 anterior. Para la simulación de la oxidación del horno de calentamiento, se asume el comportamiento parabólico de la ecuación (2.11) cuyos parámetros cinéticos fueron obtenidos por experimentación y alimentados al programa de simulación utilizando una UDF para modelar la formación de la cascarilla, considerando la formación entre los diferentes óxidos (FeO , Fe_3O_4 , Fe_2O_3) con 95, 4 y 1 % en peso respectivamente.

La influencia del espesor formado de óxido sobre la transferencia de calor es considerado, utilizando la analogía de resistencia térmica encontrando una conductividad térmica global (para las palanquillas y los tres tipos de óxido), calculando en función del modelo parabólico de la ecuación (2.23), el tiempo y la temperatura, para el espesor del óxido total formado, posteriormente este espesor es dividido en los tres tipos de óxidos encontrados en los porcentajes mencionados anteriormente.

La ecuación (4.57) sirvió para obtener la variación global de la conductividad térmica en función del crecimiento del óxido.

$$k_t = \frac{l_t}{\frac{l_{st}}{k_{st}} + \frac{l_w}{k_w} + \frac{l_h}{k_h} + \frac{l_m}{k_m}} \quad (4.57)$$

Donde k_t es la conductividad térmica global de la palanquilla oxidada, l_t el tamaño de la palanquilla l_{st} sumada al espesor de la cascarilla x_c considerando los tres tipos de óxidos, además l_w , l_h , l_m , son la fracción del espesor de cascarilla x_c correspondiente a cada tipo de óxido (wustita, hematita y magnetita), finalmente k_{st} es la conductividad térmica del acero en función de la temperatura, k_w , k_h y k_m son las conductividad térmica de los óxidos (wustita, hematita y magnetita) respectivamente, valores tomados de la tabla 2.1 anterior.

La ecuación (4.57) fue alimentada en una UDF. Es necesario también declarar las propiedades de los fluidos, que se involucran dentro de la simulación, las propiedades de la mezcla de combustión metano aire se describe en la tabla 4.4, que se muestra a continuación.

Tabla 4.4: Propiedades de la mezcla aire-gas natural.

Propiedad	Unidades	Valor
Densidad	$\frac{kg}{m^3}$	Gas ideal incompresible
Calor específico a presión constante	$\frac{J}{kg-K}$	Mixing law
Conductividad	$\frac{W}{m-K}$	0.045400001
Viscosidad	$\frac{kg}{m-s}$	1.72e-5
Difusividad	$\frac{m^2}{s}$	2.8499999e-5
Coefficiente de absorción	$\frac{1}{m}$	WSGGM-domain based
Coefficiente de dispersión	$\frac{1}{m}$	0
Índice de refracción		1

La densidad de los fluidos mezclados es considerada para un gas ideal incompresible, considerando que las velocidades de la simulación no exceden la velocidad del sonido para ningún fluido involucrado en el proceso. En los resultados de la simulación la velocidad más alta es de $390 \frac{m}{s}$, esta velocidad se presenta en las boquillas de aire, la temperatura promedio de entrada del aire es de $360^\circ C$, la velocidad del sonido depende de en gran medida de la temperatura del fluido y se calcula con la ecuación (4.58).

$$\nu_s = \sqrt{\frac{\gamma RT}{M}} \quad (4.58)$$

Donde, $\gamma = 1.4$, $R = 8.314 \frac{kg-m^2}{mol-m^2K}$, $M = 0.029 \frac{kg}{mol}$ (peso molecular de aire), y T es la temperatura en Kelvin. Sustituyendo los valores en la ecuación (4.58) para los distintos gases productos y reactivos en la combustión, se obtiene un valor máximo para la velocidad del sonido de $504 \frac{m}{s}$ para el aire considerando que entra a $360^\circ C$, temperatura promedio de entrada del aire en el quemador, por lo que es razonable considerar al aire como un gas ideal incompresible. En la tabla 4.5, se muestran los valores de la velocidad del sonido en los distintos fluidos, presentes en la simulación a una temperatura de referencia estándar ($27^\circ C$).

Tabla 4.5: Velocidad del sonido en los fluidos involucrados en la combustión.

Medio	Velocidad $\frac{m}{s}$
Aire	331
Metano	429
Oxígeno	316
Nitrógeno	334
CO_2	257
H_2O	494

El coeficiente de absorción para los gases es calculado por un modelo denominado WSGGM, este modelo calcula la variación del coeficiente de absorción de los gases de combustión y fue explicado anteriormente. El calor específico es calculado usando la ley de mezclas (*mixing law*) utilizando la ecuación (4.59) siguiente.

$$C_p = \sum_i Y_i C_{p,i} \quad (4.59)$$

El calor específico de la mezcla de gases se calculó como la sumatoria de fracción de masa Y_i para cada especie pura, multiplicada por el calor específico $C_{p,i}$ de cada una.

Métodos de movimiento de la carga metálica en el horno empujador

En el proceso de recalentamiento, las palanquillas se mueven al interior del horno de forma periódica, en muchos de los trabajos el movimiento fue ignorado [113], otros consideraron el movimiento de las palanquillas de distintas formas; sabiendo que es un fenómeno periódicamente transitorio, modificaron la ecuación de energía agregando un término fuente en la región de palanquillas para convertir el movimiento transitorio en una simulación estacionaria [114]. Otra forma de simular el estado transitorio del calentamiento de las palanquillas fue dividiendo el horno en zonas con distintos quemadores, para simular el movimiento de las palanquillas, estas se quedaron fijas, pero las capacidades de transferencia de calor de los quemadores fueron modificadas [115]. Para simular el movimiento de las palanquillas en los hornos de recalentamiento algunos trabajos han sido publicados, sin considerar el efecto dinámico de los gases en el medio participante, tomando las palanquillas como un fluido de viscosidad muy elevada, moviéndose continuamente, considerando que los procesos difusivos de transporte energético suceden en la misma forma en un sólido y un fluido, facilitando el estudio de la marca térmica que dejan los skids [116, 117]. Otros trabajos proponen un modelo que simula el calentamiento de las palanquillas mientras se mueven al interior del horno, al inicio del movimiento de las palanquillas se define la posición y temperatura de 25 °C, el perfil térmico de las palanquillas fue transportado, inicializando la temperatura media simulada en la palanquilla anterior. La simulación continúa hasta que el perfil de temperaturas de todas las posiciones de las palanquillas no cambia, asegurándose que un tiempo pseudo-estable ha sido cumplido. El proceso de carga y descarga de palanquillas se realizó de forma manual [6], de forma similar a la simulación anterior pero utilizando una función definida por el usuario una simulación del desplazamiento de las palanquillas fue realizada, considerando que el proceso de simulación del calentamiento termina cuando un criterio de convergencia analítico relacionado con la temperatura media final es cumplido [4, 14, 118]. Otra forma para desplazar de forma numérica las palanquillas, es basado en el transporte del perfil térmico de cada palanquilla a la palanquilla vecina siguiente, en dirección a la puerta de descarga del horno, con un periodo igual al movimiento de la palanquilla, asumiendo que se mueve de forma instantánea y no provoca disturbios sobre la dinámica de fluido, exportando, importando y asignando perfiles térmicos en archivos .txt o utilizando funciones definidas por el usuario (UDF) [113, 119–123]. Por otro lado, el movimiento de las palanquillas fue realizado usando mallas dinámicas con una función definida por el usuario simulando condiciones reales de

desplazamiento de palanquillas en un horno industrial, pero sin mencionar detalles del proceso [124]. Las mallas dinámicas permiten simular cabalmente la deformación del dominio geométrico durante el desplazamiento de las palanquillas, esta herramienta se ha utilizado en la simulación de otros procesos industriales de soldadura [125], transportadores y pistones de lubricación [102], y para simular el desplazamiento de palanquillas [124].

En la presente tesis se modeló el movimiento de las palanquillas utilizando las mallas dinámicas por capas, basados en la validación del método en el horno vertical de resistencias. Para la utilización de las mallas dinámicas por capas fueron utilizadas condiciones de frontera geométricas, primeramente en la construcción del mallado se declararon interfaces, definidas como condiciones de frontera que dan continuidad a los fenómenos de transporte en el mallado sin que los nodos coincidan, la posición de la interfaces se muestra en la figura 4.7, estas permiten remallar únicamente la zona de palanquillas y el fluido que las envuelve, evitando el remallado en las zonas estáticas que representaría más costo computacional y complejidad.

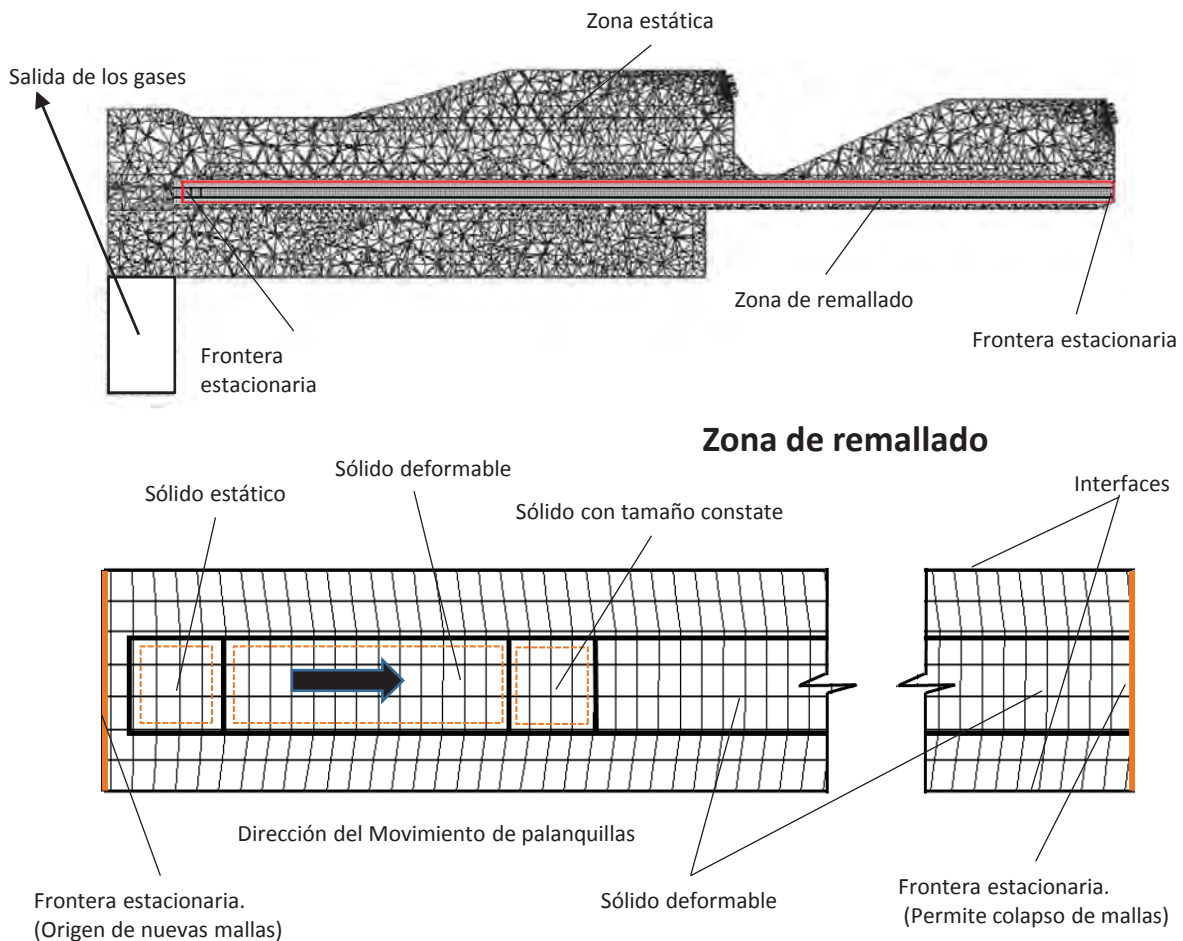


Figura 4.7: Condiciones geométricas del mallado dinámico.

Por otro lado, en la figura 4.7, se observa al total de las palanquillas dividida en cuatro zonas sólidas: 1) una zona estática, que mantiene sus dimensiones y posición geométrica, zona donde se implementa la UDF para inicializar la temperatura de forma periódica, cada vez

que se introduce una palanquilla fría; 2) Una segunda zona deforma su tamaño geométrico aumentando sus dimensiones a velocidad constante, en el sentido opuesto a la zona estática; 3) La tercera zona es la palanquilla móvil, zona que mantiene su tamaño geométrico pero modifica su posición con una velocidad constante, siguiendo el comportamiento descrito en la matriz de movimiento de la tabla 4.6 o por una UDF similar a la utilizada para el horno vertical y 4), La cuarta zona sólida disminuye su tamaño compensando el crecimiento de la segunda zona.

Tabla 4.6: Matriz de movimiento para el horno empujador.

Tiempo (s)	Posición X	Posición Y
0	0	0
3600	-7.5	0
7200	-15.04	0

Por otro lado, para declarar la zona donde el mallado nace y muere se declaran zonas estacionarias, definiendo que el remallado sucede cuando se alcanza un tamaño de elemento de 0.05m, creando nuevas celdas en la dirección del movimiento y provocando el colapso en el sentido inverso.

Modelado de la entrada de palanquillas frías

Para modelar el sumidero de temperatura que sucede al introducir palanquillas de forma periódica, se realizó una UDF basada en un perfil de temperatura asignado a la palanquilla estática mostrada en la figura 4.7 anterior, el perfil térmico asigna al total del volumen discretizado de la palanquilla estática una temperatura promediada, previamente obtenida en el mismo modelo numérico. El perfil térmico de la palanquilla regresa de forma periódica cada 76 segundos a la temperatura de entrada $\sim 27^{\circ}C$, simulando la alimentación del horno.

4.7.3. Algoritmo de solución

La técnica numérica que fue utilizada se conoce como SIMPLE (*Semi Implicit Method for Pressure Linked Equations*), método semi-implícito para ecuaciones enlazadas por la presión, desarrollada por Patankar y Spalding en 1972 [126], es un método basado en la reformulación de la presión, de utilización generalizada en el caso de flujos incompresibles. La idea fundamental es definir una ecuación discretizada para la presión para una cantidad muy relacionada llamada corrección de presión partiendo de la ecuación de continuidad

El algoritmo SIMPLE relaciona la velocidad y los campos de presión, los cuales satisfacen las ecuaciones de flujo, energía, turbulencia, especies y radiación. En total el modelo cuenta con siete ecuaciones de transporte, cabe recordar que el modelo de radiación adiciona una ecuación de transporte denominada P-1. Debido a que las ecuaciones son no lineales y están acopladas

se requiere de un procedimiento de solución iterativo para lograr satisfacer las ecuaciones en todos los puntos. Cada iteración del procedimiento de solución consiste de los siguientes pasos según Versteeg *et al.* [127]:

1. Estimar un campo tentativo para la presión p^* .
2. Resolver la ecuación de momento con p^* . Obteniendo así los campos de velocidad aproximados u^* , v^* y w^* .
3. Calcular los flujos máxicos F^* y resolver una ecuación de corrección para la presión p' .
4. Calcular la corrección para la velocidad u' , v' y w' , para obtener los campos de velocidad corregidos que satisfacen la ecuación de continuidad.
5. Resolver el resto de las ecuaciones de transporte (turbulencia, especies, energía, radiación y escalares) usando el campo de velocidades corregido.
6. Si la solución no ha convergido, volver al punto 2 con la presión corregida de la iteración previa. Si ha convergido, detener el proceso.

Por lo tanto, el algoritmo SIMPLE se aproxima a la convergencia mediante una serie de campos intermedios que van satisfaciendo la continuidad. El cálculo del resto de las variables transportadas (ϕ), se hace tras la corrección de la velocidad (paso 5) para garantizar que los flujos convectivos de (ϕ) satisfacen la ecuación de continuidad. Otros algoritmos de acoplamiento presión-velocidad se han propuesto en las últimas décadas como el SIMPLER (SIMPLE-Revisado) propuesto por Patankar en 1980 [128], SIMPLEC (SIMPLE-Consistente) por Van Doorma y Raithby en 1984 [129], y PISO (*Pressure Implicit with Splitting of Operators*) introducido por Issa en 1986 [130].

Tabla 4.7: Criterios de convergencia.

Variable	Criterio de convergencia
Continuidad	0.0001
X-velocidad	0.0001
Y-velocidad	0.0001
Z-velocidad	0.0001
Energía	1e-06
k	0.0001
ε	0.0001
Especie CH_4	0.0001
Especie O_2	0.0001
Especie CO_2	0.0001
Especie H_2O	0.0001
P-1	1e-06

Los pasos anteriores se repiten hasta que el error de cada ecuación de conservación en cada volumen y sobre el dominio global disminuya al valor requerido. Los errores permisibles se

les denominan criterios de convergencias, en la tabla 4.7, se mostraron los valores utilizados en el modelo de simulación.

5

Capítulo

Análisis de Resultados

Introducción

Los resultados obtenidos en la presente tesis se dividen en diferentes partes: primeramente se muestran las pruebas de validación del equipo propuesto para la experimentación, con un acero austenítico AISI 304 inoxidable. Posteriormente, la obtención de los parámetros cinéticos para el acero cuya composición se presenta en la tabla 3.1, adicionando pruebas de oxidación que permiten verificar la repetitividad de la experimentación. Por otro lado, se construyó un horno vertical, donde se calentó un bloque de acero AISI 304, en movimiento continuo, caracterizando el calentamiento en función del tiempo de recorrido y posición adquiriendo las mediciones de temperatura en el horno vertical en tres posiciones de la pared y al centro del bloque, se compararon con resultados numéricos simulados en estado transitorio 3D del calentamiento de un bloque de acero inoxidable AISI 304 en movimiento continuo en el interior de un horno vertical experimental. El modelo considera la transferencia de calor por radiación entre las paredes del horno y la superficie del bloque usando el modelo P-1, implementado en el software comercial CFD Fluent®. El desplazamiento del bloque se modeló utilizando el método de malla dinámica por capas. Las condiciones frontera se determinaron experimentalmente con el registro de las temperaturas de la pared del horno a diferentes alturas. A su vez, las condiciones se implementaron a través de una UDF, validando el método de movimiento por mallas dinámicas por capas, así como el modelo de radiación P1. Finalmente, se presentaron los resultados para la simulación del horno de recalentamiento tipo empujador que produce $120 \frac{ton}{h}$ considerando la temperatura de entrada de palanquilla de forma periódica a 30 °C. El modelo acopla, la reacción química por combustión, el flujo de fluidos y la transferencia de calor, la cinética de oxidación obtenida con la experimentación (variando la conductividad térmica de la palanquilla en función del espesor de cascarilla para las distintas fases de oxidación y el aumento de la emisividad del acero en función de la oxidación y temperatura), el movimiento de la palanquillas en estado no estacionario utilizando la técnica de mallas dinámicas por capas (*layering*) y el modelado de la entrada periódica de palanquillas frías utilizando una UDF. Los resultados son validados con mediciones realizadas en planta con el objetivo de comparar la técnica propuesta.

5.1. Equipo de experimentación para la cinética de oxidación

5.1.1. Validación del equipo de experimentación

Los resultados del perfil térmico muestran un comportamiento parabólico, que sucede independientemente del tipo de probetas, este comportamiento es agregado por el término fuente eléctrico al balance de energía del sistema, presentándose la temperatura mas baja en los extremos (comportamiento gobernado por el sumidero de energía causado por la refrigeración en las mordazas y la extracción de calor causada por el material de la mordaza por conducción-convección, fenómeno presentado en aletas de enfriamiento), donde existe el contacto con la mordaza, hasta la temperatura mayor localizada justo en el centro de la probeta (zona caliente), como se observa en la figura 5.1 b) correspondiente al perfil de temperatura resultante de la simulación del proceso del calentamiento por efecto Joule en el sistema experimental para la probeta cilíndrica. En la figura 5.1 a) se observa el modelo numérico del sistema, cuyas características principales son: la simulación del calentamiento de la probeta agregando el termino de corriente eléctrica como fuente de calor volumétrica en la ecuación de energía utilizando una UDF, así como la simulación acoplada de la transferencia de calor desde las mordazas hasta el agua de enfriamiento y el flujo de calor por convección al aire ambiente, para mas detalles consultar [131].

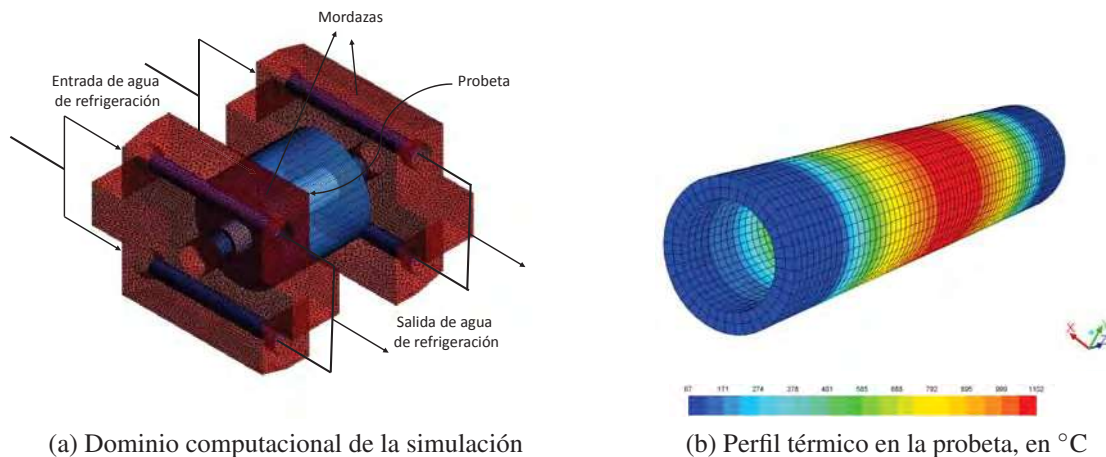


Figura 5.1: Resultados para el modelo de simulación para el sistema de calentamiento por efecto Joule.

Como se observa en la figura 5.1 b) la zona intermedia de la probeta presenta la mayor temperatura (zona caliente), concentrándose la mayor cantidad de energía, convirtiéndose en la zona de interés para la medición tanto de temperatura y espesor de la sección transversal del cilindro (medición de dilatación y cascarilla de óxido). Para acomodar de forma funcional los equipos mostrados en la figura 3.3 fue utilizada una mesa de trabajo, mostrada en la figura 5.2, donde los equipo utilizados fueron fijados para obtener mediciones de temperatura y crecimiento de la sección transversal de la probeta.

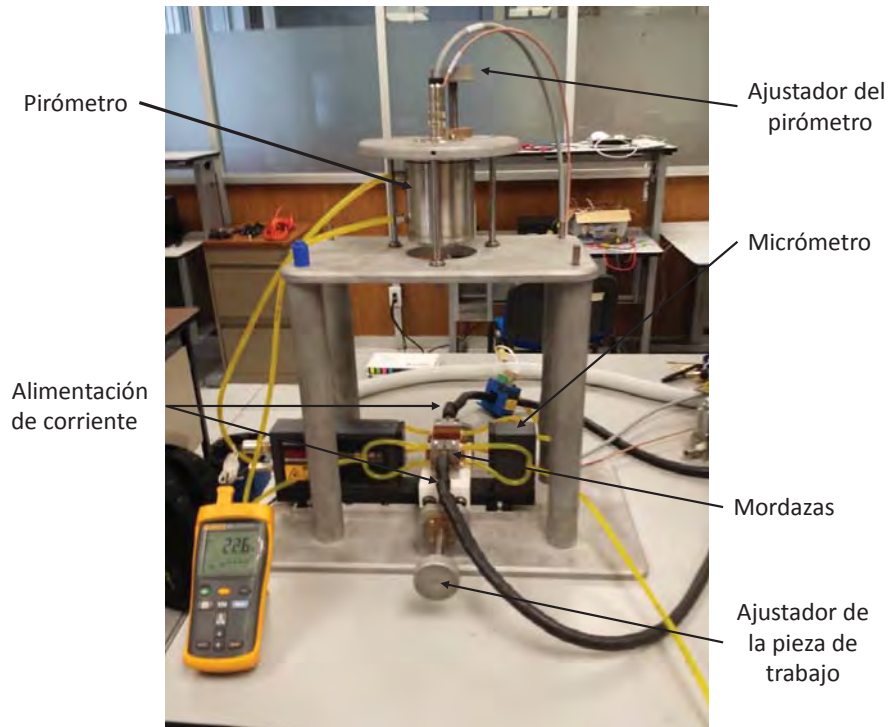


Figura 5.2: Integración de equipos para la medición de la capa de óxido.

Para realizar las mediciones antes descritas en la zona caliente de forma adecuada, el pirómetro cuenta con un ajustador de posición. Por otro lado, las mordazas fueron colocadas sobre una mesa deslizable con movimiento longitudinal, permitiendo medir el crecimiento transversal de la probeta en la zona caliente. En color amarillo se observan las líneas de agua de refrigeración que entra a través de las mordazas, y por la chaqueta del pirómetro, evitando el sobrecalentamiento de estas piezas del sistema.

5.1.2. Caracterización del calentamiento por efecto Joule para el acero inoxidable

Como se menciona en la descripción experimental, para validar la integración de equipos se realizaron pruebas con acero inoxidable 304 austenítico a una rapidez de calentamiento de $1.58 \frac{^{\circ}\text{C}}{\text{s}}$, seleccionando este material por no presentar cambio de fase (dilatación, contracción por cambio de estructura cristalina). Como se menciona anteriormente las probetas utilizadas para los experimentos de validación, son cilíndricas huecas, sin muesca, debido que las propiedades térmicas y eléctricas permiten el calentamiento de la probeta, con la potencia disponible en la fuente utilizando este tipo.

Para la calibración en las probetas se realizaron escalones de corriente verificando la respuesta de temperatura medido por el pirómetro en el centro de la probeta (zona caliente), en

función de la potencia alimentada. La calibración inicia en 120 A, posteriormente se utilizaron incrementos de 20 A cada 100 segundos.

En la figura 5.3 se observa la respuesta térmica en función de la corriente eléctrica alimentada, puede verse para cada escalón de corriente el incremento de temperatura, en el momento que la corriente eléctrica sube, la temperatura de forma instantánea incrementa con una rapidez inicial alta, posteriormente la rapidez de calentamiento disminuye, hasta llegar a un valor de temperatura estable, encontrando la respuesta térmica de la probeta para cada valor de corriente, logrando para cada escalón de corriente en 100 segundos el equilibrio térmico.

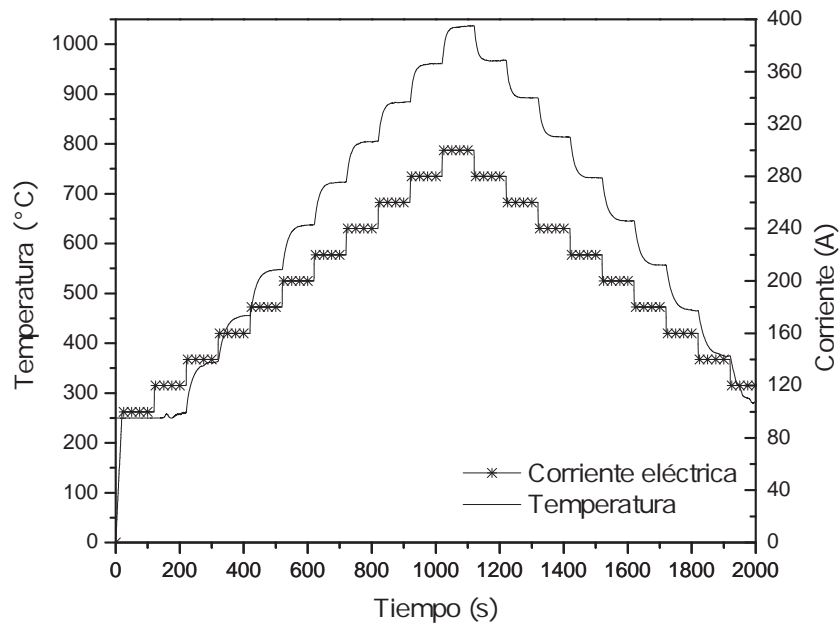


Figura 5.3: Respuesta térmica de temperatura en escalones de corriente.

Las pruebas de calibración inician en 120 A por la razón de que el pirómetro inicia su medición a 250 °C escenario que pasa justo después del este valor de corriente (criterio empírico). Con la caracterización termo-eléctrica del material antes descrita se obtuvieron los valores de corriente para la experimentación a distintas temperaturas.

En la figura 5.3 no se aprecian diferencias entre los valores de temperatura obtenida para un valor de corriente dado durante el enfriamiento y calentamiento, hecho que demuestra que este tipo de material no sufre cambios en sus propiedades termofísicas por altas temperaturas, demostrando su función como material patrón en pruebas breves.

Utilizando la regresión de la relación corriente-temperatura, mostrada en la figura 5.4, utilizada para alimentar al programa de control, resaltando que la función de corriente-temperatura es obtenida únicamente para el calentamiento pero funciona igualmente durante el enfriamiento, y es válida únicamente para este material, así como para el tipo de probeta utilizada.

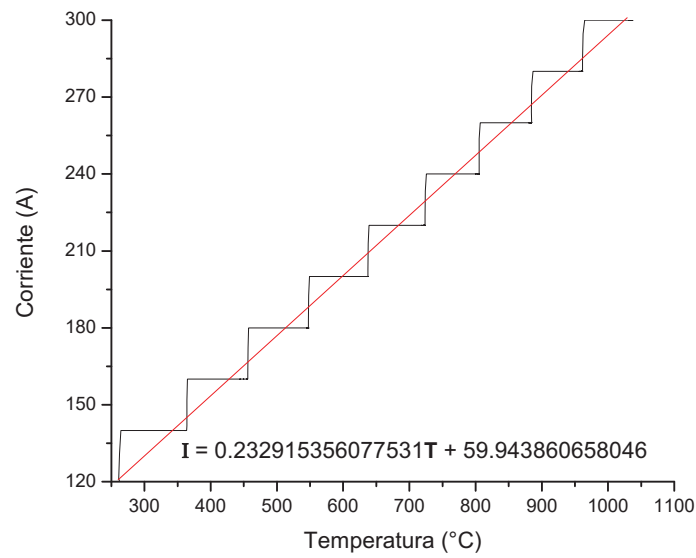


Figura 5.4: Relación de corriente-temperatura para el acero inoxidable 304.

5.1.3. Resultados de dilatación térmica

Para la experimentación se alimentó la función de corriente de la figura 5.3 al sistema de control como equivalencia entre corriente temperatura, para controlar los valores de experimentación de temperatura utilizados. La experimentación para validación del equipo de experimentación se realizó bajo las consideraciones siguientes: el tiempo de experimentación utilizado fue de 380 segundos, temperatura final 850 °C, midiendo a partir de 250 °C, con una rapidez de calentamiento de $1.58 \frac{^{\circ}\text{C}}{\text{s}}$.

La figura 5.5 muestra el perfil de temperatura y el historial de corriente eléctrica, las mediciones de temperatura fueron realizadas en la zona caliente en el lado externo de la probeta, donde se puede ver que la medición de la temperatura comienza cuando se alcanza un valor aproximado de 250 °C y continúa hasta una temperatura de 850 °C, en aproximadamente 380 segundos, obteniendo una rapidez de calentamiento promedio de $1.58 \frac{^{\circ}\text{C}}{\text{s}}$.

En la misma figura 5.5, la intensidad de corriente suministrada se muestra con respecto al tiempo. La intensidad de corriente requerida para alcanzar una temperatura inicial de 250 °C es inferior a 120 A, que aumenta proporcionalmente a la temperatura hasta que alcanza un valor aproximado de 260 A. El comportamiento de la intensidad de corriente es similar a la historia térmica, existiendo una relación lineal entre la corriente suministrada y la temperatura del espécimen cilíndrico. Por otro lado, la medición de corriente se realizó por dos formas, la primera obtenida directamente desde la fuente de potencia y la segunda utilizando un sensor de bisagra en el cable de corriente.

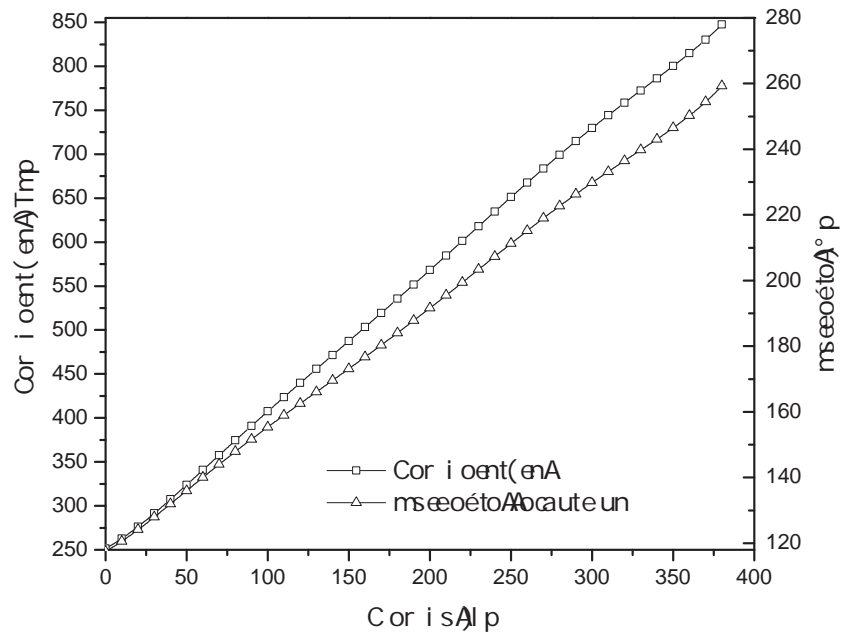


Figura 5.5: Medición de temperatura e intensidad de corriente en función del tiempo.

El porcentaje de deformación por dilatación se muestra en la figura 5.6, como función del cambio de temperatura con respecto a la temperatura inicial $\Delta T = T - 250$. Al igual que con la temperatura y la intensidad de la corriente, el porcentaje de deformación presenta un comportamiento directamente proporcional al valor ΔT hasta alcanzar un cambio cuando se aproxima a $600\text{ }^{\circ}\text{C}$.

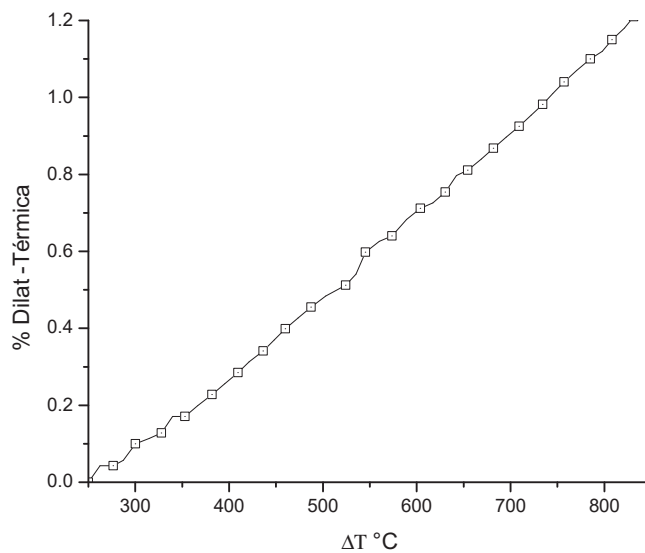


Figura 5.6: Dilatación térmica en función de la temperatura.

El coeficiente de expansión térmica fue determinado con las mediciones experimentales del cambio del diámetro, considerando el esfuerzo térmico igual al esfuerzo por dilatación. Considerando las ecuaciones (3.1) y (3.2) anteriores, para la dilatación térmica y diferencia de temperaturas entre la temperatura instantánea y la temperatura inicial mostrada en la figura (5.7), donde se observa el coeficiente de expansión térmica con un comportamiento lineal con respecto a la temperatura, teniendo un valor diferente para cada valor de temperaturas futuras $T_n + 1$. El coeficiente de expansión térmica promedio α es de $21.64 \frac{\mu m}{(m^{\circ}C)}$, correspondiente al acero inoxidable austenítico [132], más detalles del proceso pueden ser observados en [64].

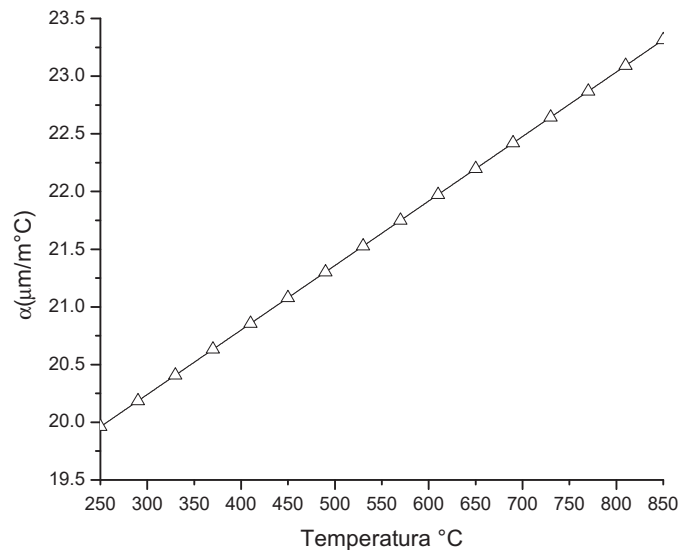


Figura 5.7: Coeficiente de expansión térmica α como función de la temperatura.

Con los resultados de medición obtenidos para el acero inoxidable 304, es posible asegurar que la integración de equipos de medición de temperatura y crecimiento de la sección circular, obtienen mediciones correctas en el orden de los micrones basados en la obtención del coeficiente de dilatación térmica α medio, en función de temperatura. Por otro lado, la calibración de temperatura propuesta para este material, funciona de forma correcta, permitiendo utilizar el equipo a velocidades de calentamiento superiores, comparada con los equipos convencionales de dilatométrica (*linseis*). Por tanto, el equipo puede ser utilizado para estudiar la formación de cascarilla de óxido utilizando condiciones isotérmicas, controlando los valores de temperatura deseados.

5.1.4. Determinación de la cinética de oxidación

Utilizando el acero cuya composición se muestra en la tabla 3.1, así como las probetas cuyas dimensiones geométricas mostradas en la figura 3.1, se determinó la cinética de oxidación con el procedimiento explicado anteriormente, utilizando como atmósfera el aire a presión

estándar igualmente que el modelo de Paidassi [51], modelo previamente utilizado para estimar la formación de cascarilla en hornos de combustión. Primeramente la probeta cilíndrica hueca fue maquinada con muesca intermedia y limpiada con acetona antes del calentamiento. De forma similar al modelo de verificación para el acero inoxidable 304, se realizaron escalones para caracterizar la respuesta térmica de la probeta cuando pasan distintos valores de corriente eléctrica a través de ella. La caracterización térmico-eléctrica se realizó utilizando el enfriamiento asistido de las mordazas, iniciando con un valor de corriente eléctrica de 180 A, subiendo 5 A de forma brusca cada 120 segundos, hasta llegar a 275 A donde la probeta alcanzó aproximadamente 1125 °C, como se muestra en la figura 5.8. Posteriormente se obtuvieron los valores de corriente eléctrica utilizados, calculado utilizando la aproximación lineal entre los valores de temperatura y corriente, para realizar la experimentación a 800, 850, 900, 950, 1000, y 1050 °C, considerando estos valores de temperatura por presentarse en el proceso de recalentamiento en el horno para palanquillas tipo empujador. Recordando que la oxidación por alta temperatura empieza a aparecer en forma de cascarilla de óxido a partir de 570 °C, pero creciendo lentamente [10]. Por lo tanto, se considera que con las mediciones de crecimiento de cascarilla de óxido en distintas temperaturas, utilizadas para el modelo de cinética de crecimiento aproximará la formación del óxido, a través del perfil térmico durante el calentamiento de la palanquilla, desde que entra a temperatura ~ 30 °C hasta salir ~ 1050 °C.

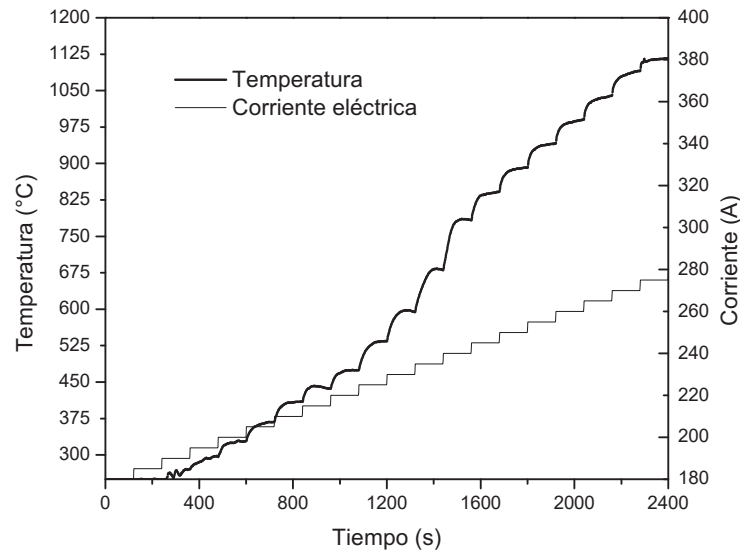


Figura 5.8: Respuesta térmica del acero bajo carbono al paso de corriente eléctrica.

La figura 5.9 a) muestra el calentamiento, llegando a la temperatura deseada en menos de 60 segundos de iniciar el experimento, para cada una de las temperaturas. La rapidez de calentamiento máxima de $21 \frac{^{\circ}\text{C}}{\text{s}}$ se presenta a 1050 °C. También se observa que a partir de 125 segundos el valor de temperatura objetivo es alcanzado para cada uno de los experimentos.

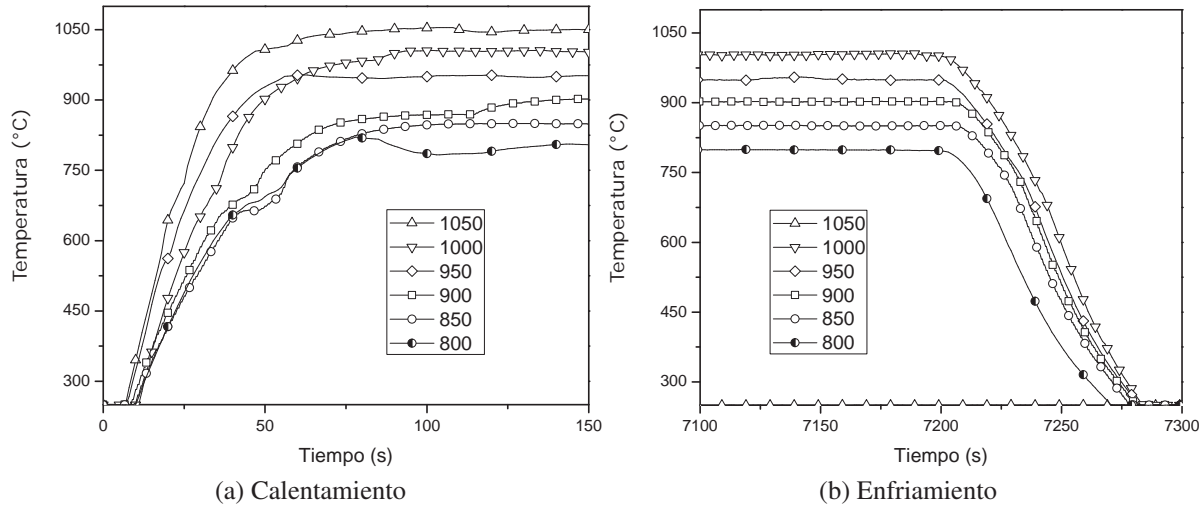


Figura 5.9: Resultados para el modelo de simulación para el sistema de calentamiento por efecto Joule.

La figura 5.9 b) muestra el enfriamiento en cada valor de temperatura utilizado, observando que la temperatura comienza a descender a los 7200 segundos, cuando la corriente eléctrica es interrumpida. El enfriamiento de la probeta sucede bajo las condiciones del ambiente y bajo el efecto del enfriamiento asistido en las mordazas. Para el enfriamiento el equipo tarda en bajar de 1000 a 250 °C aproximadamente 70 segundos. La velocidad de calentamiento es deseable en este tipo de estudio, porque la oxidación sucede por muy pocos segundos, antes de llegar al estado isotérmico donde está el rango de medición que se busca.

El tiempo de duración en cada experimento fue de 7500 segundos como se muestra en la figura 5.10, dando 300 segundos para la escritura de temperatura y espesor de cascarilla durante el enfriamiento de la probeta, pero interrumpiendo la corriente eléctrica a 7200 segundos recordando que el proceso de calentamiento en las palanquillas tiene este periodo de duración.

Como puede observarse en la figura 5.10, las probetas se mantuvieron en estado isotérmico por un periodo de tiempo aproximado de dos horas, la velocidad de calentamiento del modelo experimental es muy elevado llegando a la temperatura isotérmica del ensayo deseada en pocos segundos, una de las ventajas de utilizar el efecto Joule como fuente de calor. Utilizando los datos de temperatura se implementó un filtrado de datos para eliminar las mediciones de crecimiento de cascarilla de óxido, durante el calentamiento fijando 5°C por encima y abajo de la temperatura objetivo.

En la figura 5.10 se observa el calentamiento por efecto Joule de las probetas para distintas temperaturas, durante la oxidación las propiedades térmicas del material base se modifican, al formarse otras fases u óxidos la resistencia térmica total de la probeta cambia, como mencionan Torres y Cólás [42]. debido a que las fases de óxido presentan diferentes propiedades termofísicas que los materiales base hierro, además el material base durante la oxidación se consume (incrementando la fuente de energía por unidad de volumen gradualmente) cuando reacciona con el oxígeno formando la cascarilla, para controlar la temperatura del experimento en el valor deseado se alimentó una función al sistema DAQ National Instrument Ni

Crio-9076, controlando la cantidad de corriente alimentada a la probeta metálica en función de la temperatura deseada en el experimento.

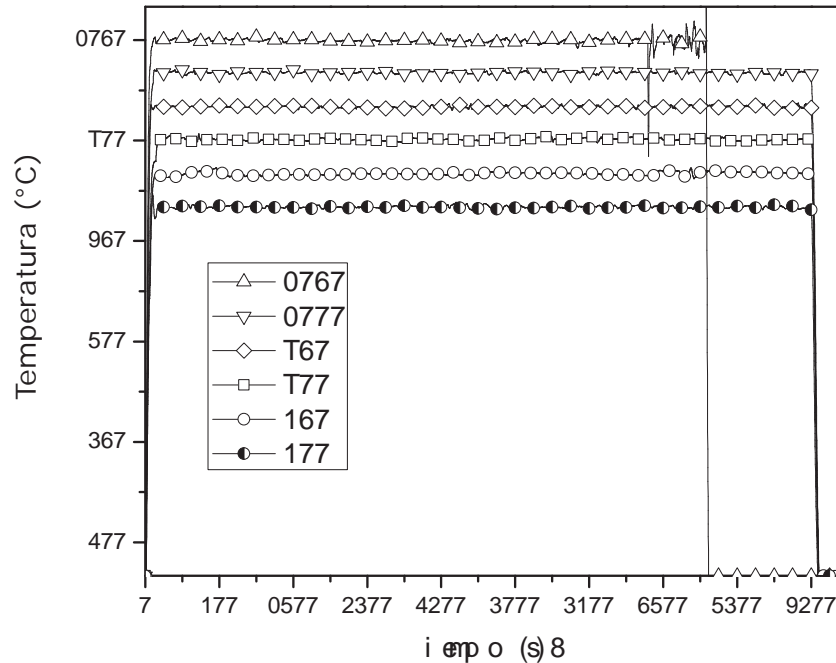


Figura 5.10: Historia térmica de la probeta medida en la zona de la muesca.

5.1.5. Obtención de parámetros cinéticos

La lectura del micrómetro láser es utilizada para medir el espesor de la capa de óxido generada por la interacción del metal a altas temperaturas con su medio oxidante, esta lectura cambia en función del tiempo por tres razones, la primera es la dilatación térmica, la segunda es el cambio de fase (transformación) y la tercera es la formación de la capa del óxido o cascarilla sobre la superficie del metal. La transformación de fase afecta la medición presentándose un cambio volumétrico en la muestra, fenómeno que sucede a una temperatura específica en estado isotérmico. La temperatura de transformación es función de la composición química y la rapidez de calentamiento [133]. Para eliminar las causas en los cambios de las mediciones del micrómetro láser, ajenas a la formación de oxidación se suprimieron los datos que se escribieron durante el calentamiento y enfriamiento con el filtrado de datos.

Los modelos de crecimiento de óxido en los materiales metálicos pueden aproximarse a la ley parabólica. Sin embargo, dependiendo el material y sus elementos de aleación hay desviaciones en el comportamiento, algunos elementos de aleación favorecen la formación de capas protectoras como: el aluminio, cromo, silicio, níquel, molibdeno y magnesio, elementos que disminuyen la velocidad de oxidación en diferentes formas y rangos de temperaturas [55], un ejemplo representativo del efecto de los materiales de aleación sobre la oxidación es el silicio, este inhibe la formación de capas de oxidación a temperaturas por debajo de los 1000°C [134], pero a temperaturas superiores distintos autores reportan la formación de un compuesto que

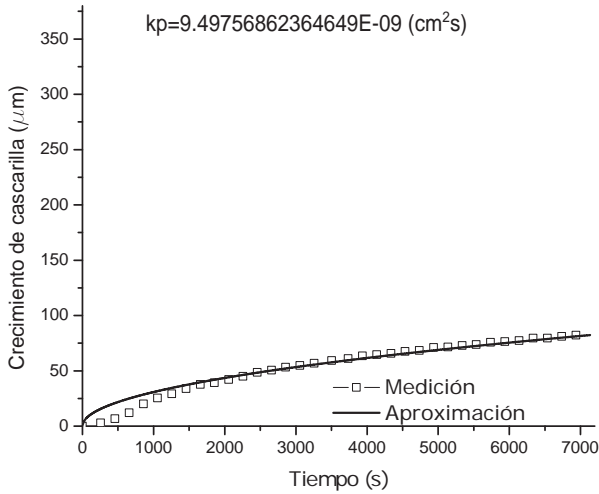
tiene punto de fusión aproximado a 1173°C temperatura menor al punto de fusión del material base, favoreciendo la difusión entre éste y la atmósfera oxidante aumentando la rapidez de oxidación, proceso característico en los aceros con alto silicio [135].

En la tabla 5.1 se muestra la medición final para el espesor de cascarilla, para distintas temperaturas de experimentación, observando el crecimiento exponencial cuando la temperatura esta por encima de 950°C .

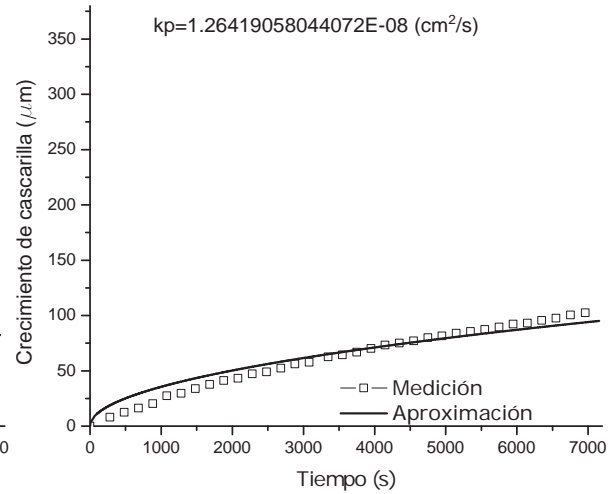
Tabla 5.1: Espesor de cascarilla formada a diferentes temperaturas.

Temperatura ($^{\circ}\text{C}$)	cascarilla (μm)
800	82.30
850	95.11
900	119.97
950	137.58
1000	205.74
1050	360.55

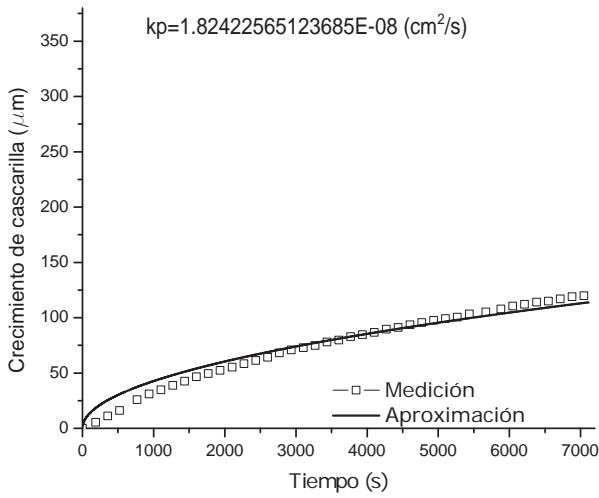
Por otro lado, para obtener un modelo de cinética de crecimiento de cascarilla de óxido es necesario seguir el incremento del espesor en función del tiempo. Por tanto, el equipo de experimentación debía obtener mediciones *in situ* a alta frecuencia, seleccionando la medición y escritura cada segundo. La figura 5.11 a) muestra el crecimiento de la capa de óxido a 800°C , donde puede observarse en un tiempo de 500 segundos aproximadamente un punto de inflexión, identificado por autores como la fractura de la capa protectora producida por los elementos de aleación mas nobles o afines a reaccionar con el oxígeno, disminuyendo la formación de cascarilla de óxido. Otros autores observaron que el carbón disminuye la velocidad de oxidación a 800°C [10], en general el carbón disminuye la difusión de iones de oxígeno o de hierro, pero al incrementar la temperatura también la difusión se incrementa, por lo tanto el proceso de oxidación aumenta su rapidez. Sin embargo, la tendencia se ajusta de forma parabólica hasta los 2000 segundos en las distintas temperaturas, previo a ese tiempo sucede un crecimiento de cascarilla aproximadamente lineal. El punto de inflexión mencionado anteriormente aparece en distintos tiempos dependiendo de la temperatura de ensayo en un rango de $800\text{-}950^{\circ}\text{C}$, pero en temperaturas superiores a 950°C este punto de inflexión no aparece, debido que el proceso de oxidación conforme la temperatura aumenta se vuelve más agresivo. Para todos los casos la ley parabólica de oxidación se ajusta después de una etapa inicial de oxidación, un crecimiento de capa de oxidación acelerada se observa posterior a 1000°C , donde la etapa de crecimiento de cascarilla linea inicial ya no es apreciada (crecimiento lineal de cascarilla), en particular para el caso de 1050°C el crecimiento de la capa de óxido es muy agresivo, puede observarse en la figura 5.10 para el perfil térmico, como la probeta se enfría poco después de 6000 segundos debido que se funde. Al disminuir el material en la sección transversal por la oxidación el calor producido por efecto Joule se disipa en menor cantidad de material, aumentando la temperatura de forma agresiva causando la fundición repentina de la probeta. Por esta razón también en la figura 5.11 f) la medición de la cascarilla fue realizada hasta 6000 segundos.



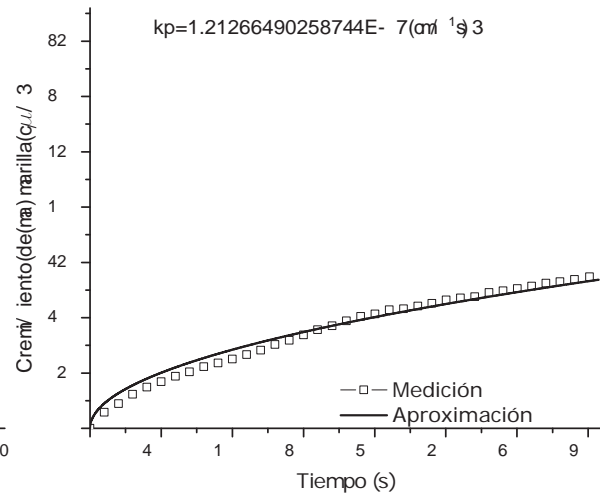
(a) Crecimiento de cascarilla de óxido a 800°C



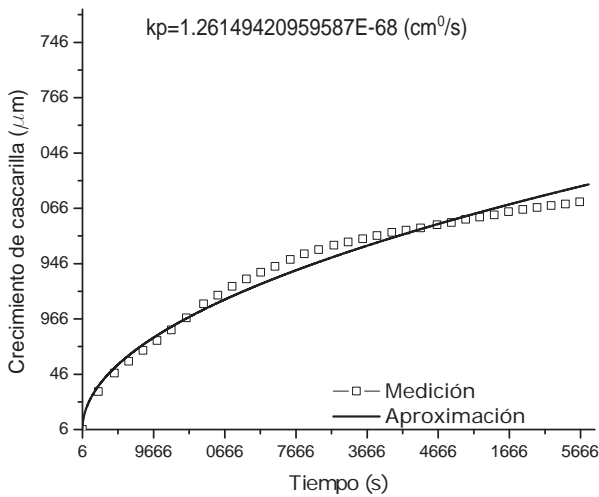
(b) Crecimiento de cascarilla de óxido a 850°C



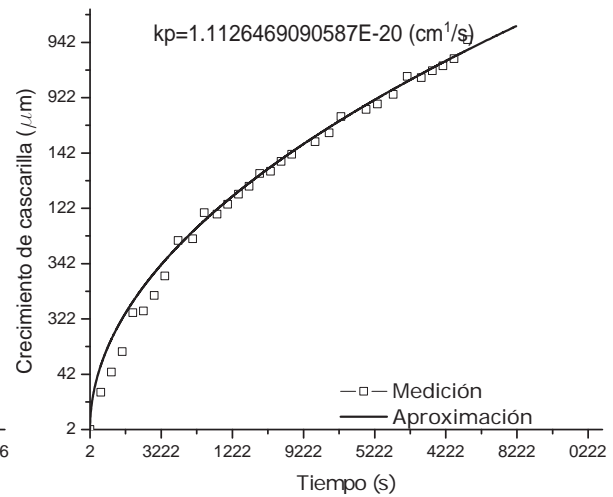
(c) Crecimiento de cascarilla de óxido a 900°C



(d) Crecimiento de cascarilla de óxido a 950°C



(e) Crecimiento de cascarilla de óxido a 1000°C



(f) Crecimiento de cascarilla de óxido a 1050°C

Figura 5.11: Espesor de cascarilla de óxido medido a diferentes valores de temperatura.

Al comparar las mediciones experimentales para diferentes temperaturas con la aproximación parabólica de crecimiento de cascarilla, puede concluirse que el ajuste mejora conforme la temperatura aumenta, especialmente a temperaturas superiores de 1000 °C para este tipo de acero y condiciones de oxidación.

La figura 5.11 muestra los valores de k_p en la parte superior de cada gráfica, este valor cuando la temperatura aumenta, crece de forma proporcional al incremento de la cascarilla de óxido. Para modelar el crecimiento de cascarilla en un amplio rango de temperaturas, debe ser utilizado un modelo cinético general para formación de cascarilla, cuando se tienen las mediciones del espesor de cascarilla es posible obtener el parámetro k_p para la ecuación 2.11 y 2.12. Para obtener la energía de activación promedio se grafican los valores de k_p en el eje vertical obtenidos en cada temperatura contra el inverso de la temperatura absoluta en el eje horizontal, como se muestra en la figura 5.12 donde se muestran los valores de k_p obtenidos experimentalmente para los valores de temperaturas definidos anteriormente, generando una variación exponencial que produce dos pendientes, denotando un incremento en la velocidad de oxidación brusco, después de los 950 °C (1223 K). La línea continua corresponde a la aproximación exponencial de k_p para todo el rango de temperaturas de experimentación, encontrando un valor de energía de activación promedio de $140 \frac{kJ}{mol-K}$. Valores similares fueron reportados por Suarez *et al.* en [136].

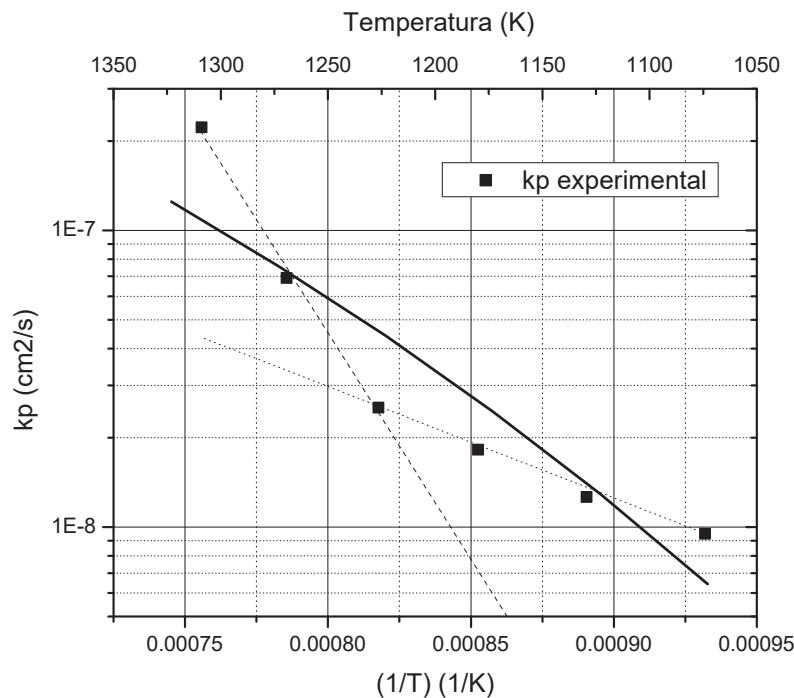


Figura 5.12: Coeficiente cinético de formación de cascarilla de óxido.

En la figura 5.12 se observan dos líneas, una mostrada en segmentos y otra punteada, donde la variación de k_p experimental en función de temperatura se ajusta de forma discreta en dos funciones, la primera en el rango de 1073 a 1223 K y la segunda de 1223 a 1323 K.

Encontrando dos valores para la energía de activación de 71 y $292 \frac{kJ}{mol-K}$ respectivamente. Los coeficientes de la ecuación (2.12) (energía de activación E_a y el parametro k_o) para las tres líneas de aproximación se muestran en la tabla 5.2 siguiente:

Tabla 5.2: Constantes cinéticas de oxidación.

Aproximación	$E_a \left(\frac{kJ}{mol-K} \right)$	$k_o (cm^2/s)$
Promedio	-140.025	0.0421
De (1073-1223 K)	-71.866	3.0e-5
De (1223-1323 K)	-292.020	72e3

5.1.6. Reproducibilidad de la experimentación

Para revisar la reproducibilidad de la experimentación se midió la formación de cascarilla de óxido, utilizando probetas cilíndricas huecas con muesca proponiendo dos temperaturas diferentes de 900 y 1000 °C, para 20, 40, 60 y 80 minutos, esperando que después del tratamiento y análisis de datos el crecimiento de la cascarilla de óxido medido sea muy parecido sin importar el tiempo de la experimentación. En la figura 5.13 se observa la medición del espesor en cada temperatura y en cada tiempo. En 5.13 a) para 900 °C las curvas no salen traslapadas, pero conservan la tasa de crecimiento con un comportamiento parecido. Para el caso de 1000 °C en la figura 5.13 b) es encontrado un comportamiento parecido, pero las diferencias son notorias. Sin embargo conservan la tendencia en el crecimiento de la cascarilla de óxido medido.

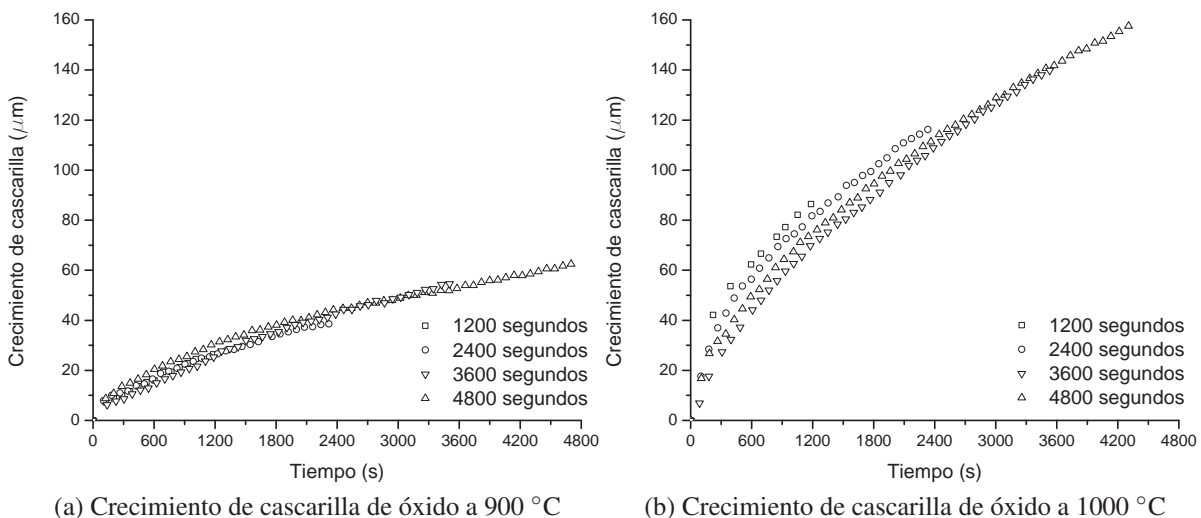


Figura 5.13: Espesor de cascarilla de óxido medido a 900 y 1000 °C para 20, 40, 60 y 80 minutos.

Los resultados de la figura 5.13 muestran que la medición de la cascarilla de óxido es reproducible, aunque con variaciones en los datos la tendencia de las mediciones se mantienen.

5.2. Ciclo térmico del bloque en movimiento

Como se menciona en la parte de experimentación, para validar el método de mallas dinámicas por capas (*layering*) se construyó un horno escala laboratorio, con medidores de temperatura en tres zonas de horno vertical y un cuarto medidor en el bloque metálico. Para la simulación, las tres mediciones de temperatura en la pared del horno vertical fueron alimentadas como condiciones de frontera utilizando las UDF's mostradas en ?? para la zona central, inferior y superior, partiendo en tres zonas la pared del horno vertical. Los resultados simulados para el calentamiento del horno fueron comparados con las mediciones de la temperatura en el bloque de acero inoxidable 304.

5.2.1. Calentamiento del bloque en movimiento

Los perfiles de temperatura adquiridos con los termopares colocados en las distintas zonas del horno (las zonas son mostradas en la figura 3.6 anterior), así como la historia térmica del bloque se observan en la figura 5.14. La respuesta térmica fue registrada y adquirida en todo momento durante el proceso de calentamiento del bloque en movimiento continuo al interior del horno.

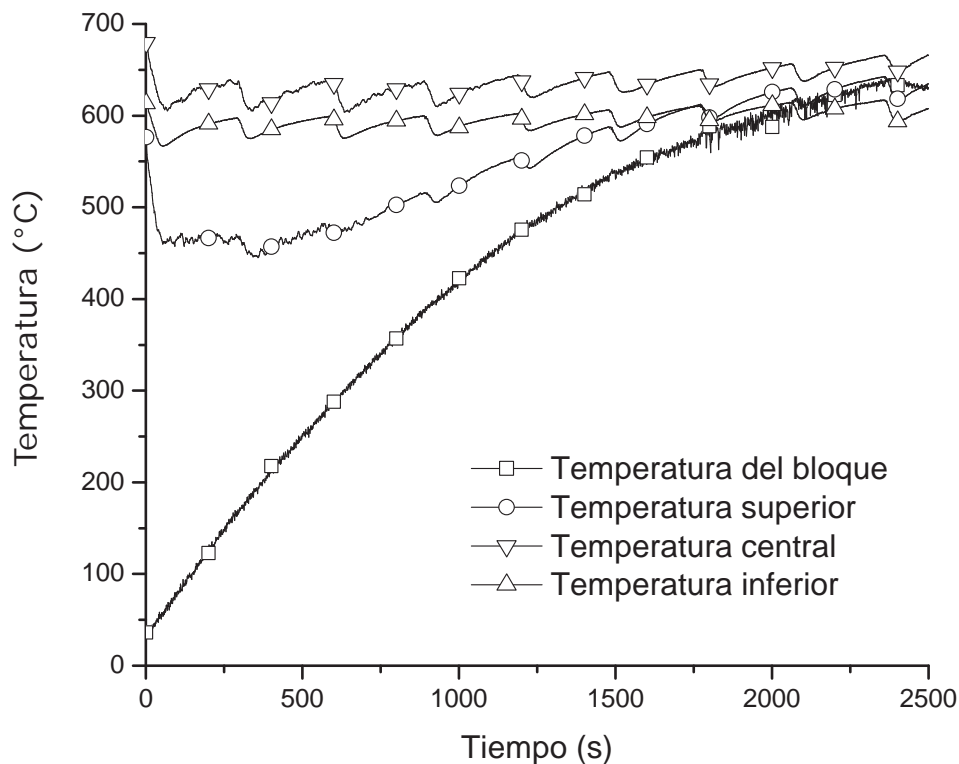


Figura 5.14: Comportamiento de la temperatura en el horno y el bloque en movimiento.

De la figura 5.14 se observa que la temperatura en la zona superior del horno es menor a la temperatura de la zona inferior y central debido a la apertura de la tapa superior al ingresar el

bloque de acero. La temperatura de esta zona superior tiende a alcanzar la temperatura de las otras zonas alrededor de los 627°C , después de los 2000 segundos, al cerrar la tapa superior. Asimismo, las respuestas térmicas de las tres zonas sufren cambios de temperatura cada vez que el bloque es desplazado en la dirección vertical, provocando que la temperatura descienda ligeramente. A pesar de esto, la respuesta térmica del bloque se mantuvo sin perturbaciones de manera continua hasta concluir el desplazamiento del bloque de la zona superior a la inferior.

A partir de los resultados experimentales se estableció la condición de frontera térmica transitoria al interior del horno en las tres zonas mencionadas, utilizando una UDF por zona y se procedió a la simulación del desplazamiento del bloque empleando el método de mallas dinámicas. La Figura 5.15 muestra la comparación entre las historias térmicas simuladas y la respuesta experimental; la temperatura máxima alcanzada al centro del bloque fue de 630°C .

Por otro lado, la línea continua corresponde al perfil térmico simulado empleando el método de mallas dinámicas, el cual como se mencionó, se basa en el remallado por capas para el deslizamiento del bloque; la temperatura máxima para este caso fue de 626°C , una diferencia de tan sólo 4°C con respecto a la temperatura medida, el error estándar fue inferior al 0.6 %.

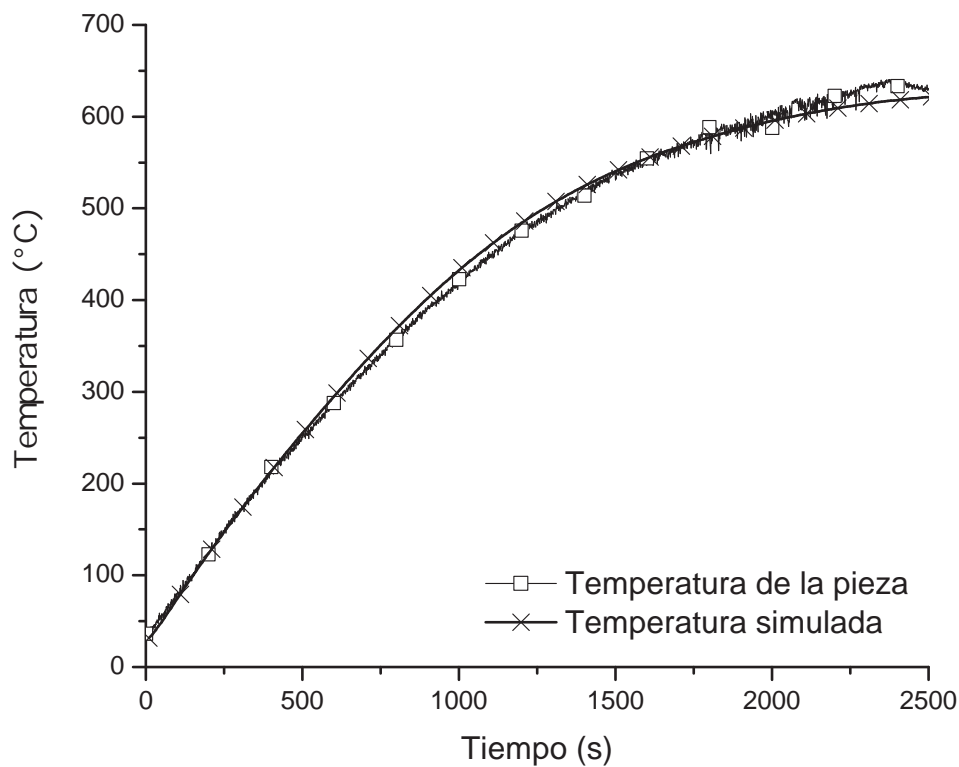


Figura 5.15: Comparación entre la historia térmica simulada y la respuesta experimental durante el calentamiento del bloque en movimiento continuo.

La figura 5.16 muestra la comparación entre los gradientes térmicos del bloque de acero inoxidable 304 simulados y observados de manera experimental después del calentamiento durante 2500 segundos. De las imágenes se observa una gran similitud en el gradiente de

temperatura generado del centro a las esquinas y del centro a las aristas del bloque. Al igual que la respuesta, la temperatura máxima se localiza en las esquinas del bloque y la mínima en el centro de las caras.

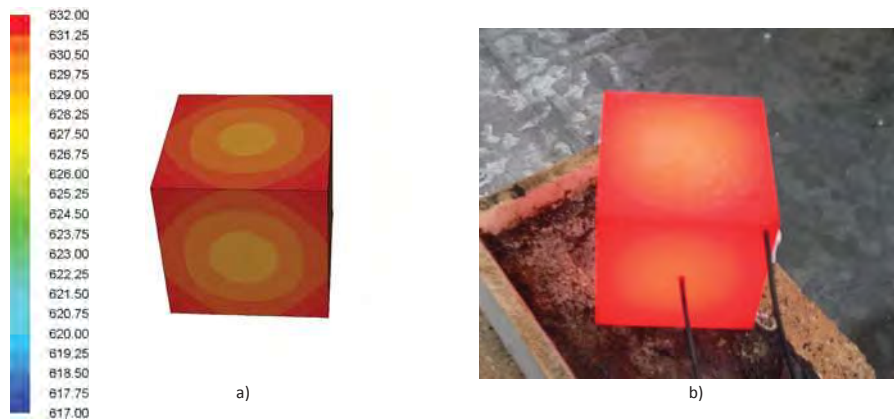


Figura 5.16: Gradiente térmico simulado en °C (a) y experimental (b) del bloque de acero inoxidable AISI 304 después del ciclo de calentamiento en movimiento continuo.

Se concluye que el método de mallas dinámicas es apropiado para simular el calentamiento de un bloque metálico cuando se desliza al interior de un horno experimental tipo vertical, presentando buena aproximación en base al error estándar calculado y la diferencia entre la temperatura máxima simulada y experimental. Finalmente, los resultados muestran que el método de mallas dinámicas es una opción viable para simular el movimiento continuo de un sólido bajo condiciones de transferencia de calor, para mayores detalles consultar **ref,sixtos**.

5.3. Calentamiento y oxidación de palanquillas en 3D dentro del horno empujador

El calentamiento transitorio de las palanquillas y la formación de cascarilla de oxidación se acoplaron utilizando UDF's, para el movimiento de palanquillas se utilizaron las mallas dinámicas por capas, de forma similar al caso del calentamiento del bloque dentro del horno vertical mostrado anteriormente. La formación de cascarilla de óxido fue modelada alimentando los datos experimentales combinando una UDF con una función de contorno (CFF). Además se consideró la entrada de palanquillas frías (30 °C) de forma periódica utilizando otra UDF en todos los casos simulados en el horno empujador. El resultado de la simulación mostró una temperatura homogénea de salida ~ 1050 °C en las palanquillas, valor acorde con las mediciones de temperatura del proceso de recalentamiento de palanquillas en la planta de productos largos en la ciudad de Puebla.

El análisis de los resultados son divididos en dos partes: primeramente los resultados en estado estacionario muestran la validación de la reacción química de la combustión, la validación de los campos térmicos en el plano central del horno empujador, un análisis de la dinámica

de fluidos de los gases de combustión y para finalizar la parte estacionaria un balance térmico del horno de empujador. Finalmente, es presentado el análisis de la parte transitoria muestra la historia térmica de las palanquillas en función del tiempo y distancia de recorrido, en tres casos diferentes: cuando no se toma en consideración de ninguna forma la formación de cascarilla de óxido en la transferencia de calor, agregando la variación de la emisividad en la superficie por oxidación y por último al modelo anterior (modificación de la emisividad) se le agrega una resistencia térmica global que modifica la conductividad térmica del material. Al final del capítulo se muestran los resultados de la formación de cascarilla de óxido.

5.3.1. Calentamiento del horno en estado estacionario

Para validar los resultados de la simulación de las reacciones químicas en el horno se compararon; la potencia nominal de todos los quemadores reportados por la planta con los valores calculados con el programa de CFD (ver tabla 5.3), presentando diferencias menores de 5 %. Los resultados de la comparación de este parámetro son muy aceptables, afirmando que es viable realizar las simplificaciones en la reacciones químicas (un mecanismo de reacción y considerando la combustión completa). En la realidad es difícil que la combustión sea perfecta, pero el modelo reproduce con fidelidad el proceso de calentamiento de las palanquillas.

Tabla 5.3: Potencia nominal y potencia de simulación.

Potencia nominal de los quemadores	Quemadores en la planta	Quemadores en la simulación	Diferencia (%)
Millones de btu/h	244	232	4.9

El horno de recalentamiento es un equipo de funcionamiento continuo (es apagado cada 5 años para mantenimiento), por tanto el funcionamiento es catalogado como estacionario, en condiciones normales de operación, por lo tanto las variaciones en los campos térmicos y de velocidad son mínimas. Las mediciones de temperatura adquiridas con los termopares en el horno son mediciones en estado estable, considerando que los hornos de recalentamiento mantienen su temperatura de operación debido a la continuidad de los procesos.

Validación de campos térmicos

Para validar la respuesta del modelo en estado estacionario se compararon las historias de temperatura simuladas con mediciones de temperatura en planta, previamente adquiridas mediante los sensores descritos en el capítulo 2. En la Tabla 5.4 se muestra la posición geométrica de los termopares y pirómetros, así como las mediciones de temperatura experimentales y simuladas. La diferencia máxima de temperatura de los gases de combustión entre las mediciones experimentales con los termopares (T1, T2 y T3) y las obtenidas con el modelo de simulación es de alrededor del 3 % en la zona de calentamiento y de 2.8 % en la zona de

compensación, por lo que se puede afirmar que la metodología para la simulación de los gases de combustión es congruente con las mediciones en planta. Por otro lado, el error entre la temperatura de las palanquillas registradas con los pirómetros y las obtenidas por el modelo de simulación es de 4.8 %. El error entre la temperatura experimental y simulada de la palanquilla, se debe principalmente a la formación de óxido en la superficie. Esto repercute directamente sobre la medición experimental, provocando un grado de error durante la simulación, ya que el modelo de simulación no considera la formación de cascarilla de óxido en la palanquilla aún.

Tabla 5.4: Temperaturas medidas en el horno tipo empujador y las obtenidas mediante la simulación numérica.

Sensor	Tipo	T_{exp} (°C)	T_{sim} (°C)	X (m)	Y (m)	Z (m)	Diferencia Max %
T1	Termopar	1098	1077	13.30	-1.10	-7.35	1.53
T2	Termopar	1024	1073	10.83	-1.10	-7.35	3.77
T3	Termopar	1177	1131	8.20	2.15	-7.35	3.17
T4	Termopar	1185	1151	1.45	1.70	-4.41	2.33
T5	Termopar	1208	1206	1.45	1.70	-10.29	0.13
P1	Pirómetro	1057	992	6.82		-7.35	4.88
P2	Pirómetro	1050	1028	15.04		-7.35	1.66

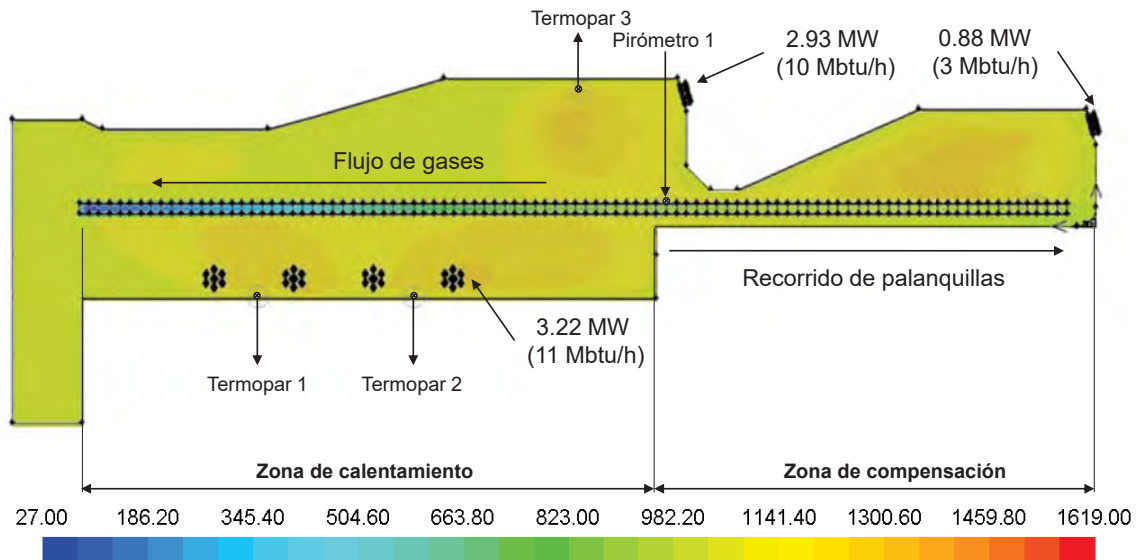


Figura 5.17: Campo de temperatura en el plano central del horno de recalentamiento en °C.

La Figura 5.17, muestra el campo de temperatura que producen los gases de combustión resultantes en el plano central del horno de recalentamiento, además de observa los perfiles de temperatura de las palanquillas en el interior del horno durante la simulación del desplaza-

miento mediante el método de mallas dinámicas por capas, asimismo se indica la posición de los termopares T1, T2, T3 y el pirómetro.

Análisis de campos de velocidad

La figura 5.18, muestra los campos de velocidad mediante vectores, en un plano correspondiente a la zona inferior de calentamiento y coincidente con la altura geométrica de los quemadores, observando los valores de velocidad mayores en la salida de los quemadores. Como se mencionó, la transferencia de calor en el interior del horno está gobernada por el mecanismo de radiación, generada por la combustión de los gases. Asimismo, la recirculaciones en los fluidos favorece la homogenización de los contornos de temperatura debido que manipulan la posición de las flamas emisoras de energía por radiación.

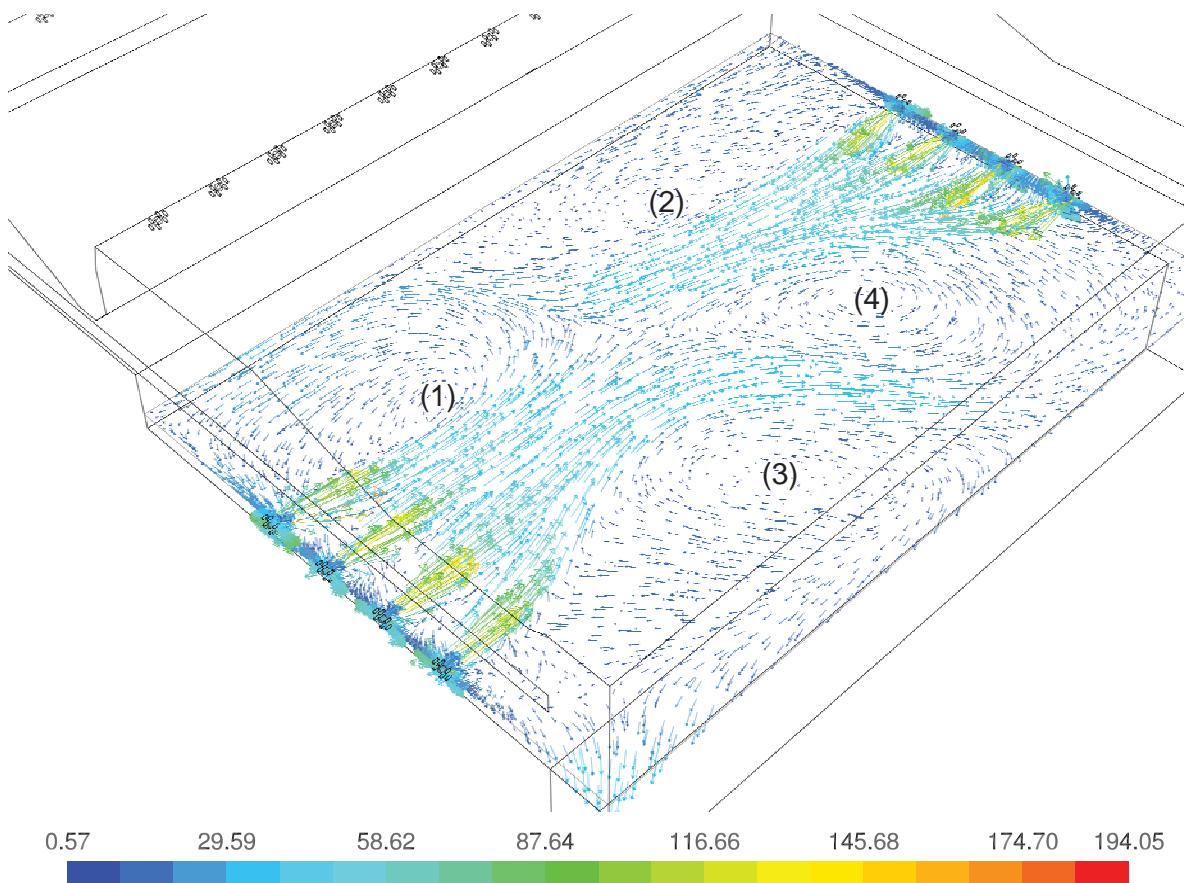


Figura 5.18: Vectores de velocidad en la zona de calentamiento inferior coincidente con altura geométrica de los quemadores.

Por otro lado, se ha reportado que aproximadamente el 10 % del flujo de calor en un horno de recalentamiento es aportado por el mecanismo de convección [14, 16, 137], por eso es importante, bajo el punto de vista energético, aprovechar al máximo dicho potencial, incre-

mentando el tiempo de residencia de los gases de combustión a alta temperatura en el interior del horno y forzando el contacto con la carga de palanquillas.

Asimismo, en la figura 5.18 se observan cuatro vórtices principales producto de los campos de velocidad, dichos vórtices generan una homogenización del flujo de calor por radiación incidente al igual de las temperaturas al interior del horno. Además, cuando la mezcla de las especies ocurre en régimen turbulento los fenómenos de combustión se favorece, aumentando la eficiencia de las reacciones de combustión. El flujo de fluidos que se genera en este hornos de recalentamiento es complejo, esta depende en gran medida de la configuración geométrica del horno, para el caso de estudio la salida evita la simetría del modelo, debido a que está situada en un esquina y esta causa la diferencia en el tamaño de los remolinos. En la figura 5.18, el remolino (3) es de mayor tamaño que los otros tres que se enumeran. La generación de remolinos favorece la distribución de calor por convección, pero en equipos con muchos quemadores los remolinos también desplazan las flamas y en ocasiones impiden que desarrollen una longitud ideal.

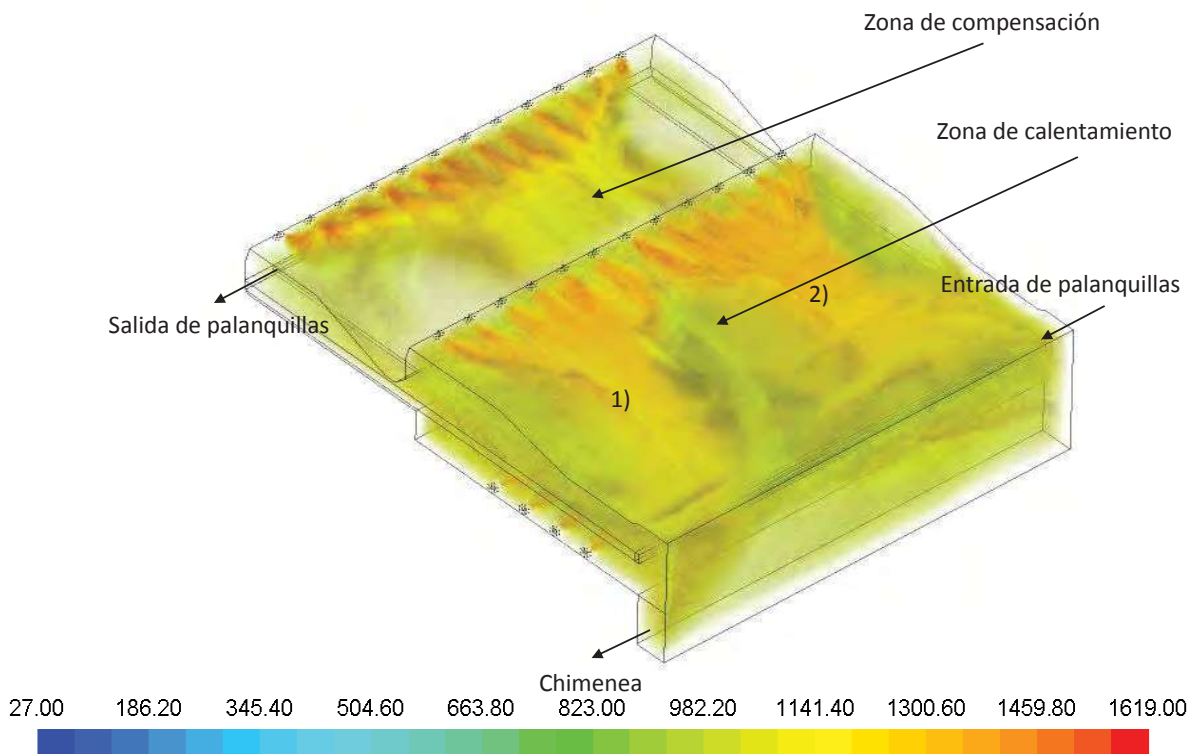


Figura 5.19: Campo térmicos al interior del horno empujador en °C.

Los campos de velocidad en la zona de compensación es menos compleja que en la zona de calentamiento, los gases de combustión salen de los quemadores en la parte superior, y sin recirculaciones o remolinos fluyen en dirección a la zona de calentamiento por la parte superior de las palanquillas. Como se observa en la figura 5.19 anterior, los gases de combustión en la zona de compensación fluyen en la parte central del horno, disminuyendo las diferencias de temperatura de las palanquillas, cabe mencionar que el horno cuenta con dos

quemadores de baja potencia nombrados de punta y cola que no fueron considerados en la presente simulación.

Análisis de campos térmicos

La temperatura máxima en el horno es de 1619 °C y se ubica en la flama de los quemadores como se observa en la figura 5.19 valor de temperatura encontrado en otros trabajos para combustión de gas natural [124].

La figura 5.19 presenta el campo térmico al interior del horno, donde se observa que las temperaturas más altas se generan en la zona de descarga de los quemadores. Por otro lado, en la zona de calentamiento, los gases de combustión de todos los quemadores se agrupan en dos corrientes principales: 1) la corriente de gases a alta temperatura, la cual se encuentra en contacto con la carga de palanquillas y se dirige a la zona de la chimenea y 2) la corriente de gases que de forma similar presenta una trayectoria hacia la carga metálica, sin embargo, posteriormente se dirige a las paredes del horno. En la zona de compensación se observa un flujo de gases a alta temperatura concentrado en el centro del horno, dejando zonas de baja temperatura hacia las paredes del horno.

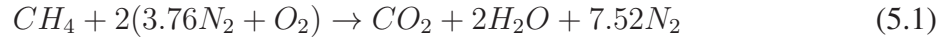
Asimismo, se puede mencionar que la solución de las ecuaciones de transporte de forma acoplada, permite calcular los campos de temperatura y las trayectorias de los fluidos, sin embargo, en los procesos de combustión, la radiación aporta más del 90 % del flujo de calor [14, 16, 137], por tal motivo el movimiento del fluido no tiene una contribución significativa sobre el calentamiento de las palanquillas, el flujo de calor por radiación al interior tienden a tener muy poca variación en la extensión del horno. La temperatura simulada en las paredes del horno se sitúa desde 1000 °C a 1206 °C medidos en la cara interior del refractario, valores comparativos con las mediciones en planta. Aunque los campos de velocidad en los fluidos no gobierna el proceso de transferencia de calor, si define la posición geométrica de las flamas (fuentes radiativas de calor).

Balance térmico

Se formuló el balance de materia macroscópico para las entradas del aire y combustible, así como para la salida de los gases de combustión. Para obtener el calor (sensible para incrementar temperatura y latente para cambio de fase) utilizado en calentar los gases desde la temperatura de entrada a la de combustión, fue revisada la estequiometría de reacción química del metano y aire, obteniendo la variación del calor específico para los gases de combustión por el método de pesos medios [138]. Además el calor sensible agregado al aire y gas antes de la combustión (precalentamiento) es calculado y considerado en el balance de energía general, estos valores fueron sumados al calor fuente de la combustión. Las pérdidas en las paredes fueron calculadas como Auces [139], así como el flujo de calor que escapa en la chimenea utilizando el método de Kern [140]. La reacción de combustión utilizada se muestra en la

5.3 Calentamiento y oxidación de palanquillas en 3D dentro del horno empujador 103

ecuación (5.1), considerando como combustible único el metano CH_4 .



La tabla 5.5 muestra los flujos másicos totales por zona (calentamiento superior e inferior y compensación), para el combustible (metano) y aire, así como la temperatura de entrada de cada flujo reactivo.

Tabla 5.5: Balance de masa por zona.

Zona	Flujo de aire ($\frac{kg}{s}$)	Temperatura ($^{\circ}C$)	Flujo de combustible ($\frac{kg}{s}$)	Temperatura ($^{\circ}C$)
Calentamiento superior	12.7015	370.85	0.20088	18
Calentamiento inferior	9.31442	370.85	0.491167	18
Compensación	3.55583	348.96	0.669774	18
Total	25.5718		1.36182	

Para obtener la potencia producida en los quemadores se utiliza la ecuación (5.2), donde \dot{m}_c es el flujo másico de combustible, h_{rp} es el poder calorífico para el gas natural por unidad de volumen ($37685 \frac{kg}{m^3}$) y ρ_c es la densidad a la temperatura de entrada del combustible con valor de $0.75 \frac{kg}{m^3}$.

$$\dot{Q}_{reac} = \frac{\dot{m}_c h_{rp}}{\rho_c} \quad (5.2)$$

La potencia de la combustión calculada con la ecuación (5.2) anterior resulta de $68426.9 kW$.

En la simulación el calor específico del aire (C_{pen} se consideró constante, con un valor de $1.0063 \left(\frac{kJ}{kg^{\circ}C} \right)$). Utilizando el valor anterior en la ecuación (5.3), donde \dot{m}_a es el flujo másico de aire en el quemador y ΔT es la diferencia entre la temperatura de entrada del aire al quemador y un valor de referencia (temperatura ambiente $\sim 27^{\circ}C$), se calculó el calor sensible del aire recalentado en cada zona.

$$\dot{Q}_{sen} = \dot{m}_a (C_{pen} \Delta T) \quad (5.3)$$

En la tabla 5.6 se muestra el calor sensible agregado por el recuperador de calor de gases de chimenea en cada zona, calculado de forma analítica y obtenido en la simulación, encontrando diferencias de poco mas de $100 kW$.

Tabla 5.6: Calor sensible del aire de combustión por zona.

Zona	Calor sensible (kW)	Calor sensible simulado (kW)
Calentamiento superior	4397.41	4528.17
Calentamiento inferior	3226.17	3321.07
Compensación	1152.73	1167.17
Total	8776.31	9016.41

El calor sensible del combustible es el producto del flujo másico \dot{m}_c (mostrado en la tabla 5.5 anterior) por el calor específico ($2.197 \frac{kJ}{kg^\circ C}$, tomada de la base de datos de Fluent®) y la temperatura de entrada (27 °C). El valor para el calor sensible del gas natural a la temperatura de entrada es de 897.576 kW.

Para calcular el flujo el calor necesario para incrementar la temperatura de los gases en la cámara de combustión, se utiliza el método descrito por Jenkins *et al.* [138], nombrado método de pesos medios para obtener la ecuación general para el calor específico de los gases de combustión (5.7), partiendo de las ecuaciones (5.4), (5.5) y (5.6) para cada especie, multiplicando por la fracción de masa molecular de los productos, resultante del balance de la ecuación de combustión (5.1) anterior.

$$C_{pCO_2} = 1.6824 + \frac{T}{1766} \quad (5.4)$$

$$C_{pN_2} = 1.2882 + \frac{T}{9448} \quad (5.5)$$

$$C_{pH_2O} = 1.4717 + \frac{T}{4204} \quad (5.6)$$

$$C_{pgases} = 1.13693 + \frac{T}{3686.79} \quad (5.7)$$

Para calcular el calor sensible utilizado en elevar la temperatura de los gases de combustión, desde la temperatura de entrada de los reactivos promedio (~ 356 °C para el aire), hasta la temperatura promedio de los productos obtenido en la simulación para todo el volumen del horno (~ 1125 °C), se utilizó la ecuación (5.8) para calcular el calor sensible de los gases de combustión \dot{Q}_{sg} , donde $T_{hornoprom}$ es la temperatura promedio medida en los gases de toda la

bóveda del horno y $T_{horno_{entrada}}$ es la temperatura promedio en la entrada de reactivos, \dot{m}_{total} es el flujo másico total (suma del flujo másico del aire y metano).

$$\dot{Q}_{sg} = \dot{m}_{total}(C_{pgases}T_{horno_{prom}} - C_{p_{entrada}}T_{horno_{entrada}}) \quad (5.8)$$

El calor sensible de los productos resultante es de 31868 kW, valor cercano a la mitad del calor producido en la reacción química de la combustión, observando la gran cantidad de energía utilizada en calentar el bióxido de carbono, agua y nitrógeno.

Para el agua además de un calor sensible, se presenta el calor latente encargado de cambiar la fase de líquido a vapor, es calculado con la fórmula (5.9), donde f_{H_2O} es la fracción molar de agua en los gases de combustión y h_{fg} la energía necesaria para cambiar de fase al agua de líquido a vapor igual a $2465 \frac{kJ}{kg}$.

$$\dot{Q}_l = \dot{m}_{total}f_{H_2O}h_{fg} \quad (5.9)$$

El calor latente necesario para cambiar de fase el agua de líquido a vapor resultante es de 8225.82 kW.

Una pequeña parte del calor escapa a través de las paredes del horno y puede ser calculado con la ecuación (5.10), donde A_p es el área total de las paredes del refractario ($763.52 m^2$), k_{ref} es la conductividad térmica del refractario ($0.17 \frac{W}{m \cdot ^\circ C}$), T_{int} Temperatura promedio del lado interno de las paredes del horno, (valor obtenido de la simulación $\sim 1015.34 ^\circ C$), T_{ext} es la temperatura exterior promedio de las paredes del horno ($\sim 80 ^\circ C$) y w el espesor de refractario considerado de 0.5 m uniforme.

$$\dot{Q}_p = \frac{A_p k_{ref}(T_{int} - T_{ext})}{w} \quad (5.10)$$

El calor perdido en las paredes, utilizando la ecuación (5.10) tiene un valor de 242.63 kW.

El calor que escapa por la chimenea se calcula con la ecuación (5.11), propuesta por Kern [140], donde $r_{\frac{a}{c}}$ es la relación aire-combustible molar, C_{pgases} es el calor específico promedio a la temperatura de salida de los gases T_G , calculado con la ecuación (5.7) y T_{amb} es la temperatura del ambiente (considerada de $27 ^\circ C$).

$$\dot{Q}_c = \dot{m}_c(1 + r_{\frac{a}{c}})C_{pgases}(T_G - T_{amb}) \quad (5.11)$$

El calor expulsado en la chimenea es de 39374.96 kW. La tabla 5.7 muestra el balance energético en estado estacionario, observando que hay diferencias entre las entradas y salidas de calor, resultado de las suposiciones de temperaturas y calores específicos promedio, debe mencionarse que la consideración de estabilidad térmica en el horno elimina del balance energético el calor acumulado en el volumen de las paredes del horno y en las palanquillas, ya que la convergencia en estado estacionario sucede cuando los valores de temperatura no cambian, obteniendo las temperaturas máxima que se pueden alcanzar.

Tabla 5.7: Balance de energía en el horno y comparación con valores obtenidos en la simulación en estado estacionario.

Entrada de calor (kW)		Salida de calor (kW)		Flujo de calor obtenido en la simulación (kW)	Diferencia (%)
Combustión	68426.90			62235.46	9.04
Calor sensible del aire de entrada	8776.31			9016.43	2.66
Calor sensible del metano	897.57				
		Calor sensible en los gases	31868.00		
		Calor latente	8225.82		
		Flujo de calor en las paredes	242.63	246.78	1.68
		Flujo de calor en la chimenea	39374.96	39088.53	0.72
Total	78100.80		79711.4		2

También la tabla 5.7 muestra los resultados obtenidos en la simulación, sin embargo algunas cantidades calculadas por Fluent® (calor sensible y latente de los productos de combustión) no muestran resultados en cantidades o contornos, pero donde existen resultados numéricos para los flujos de calor las comparaciones observan buena aproximación entre los valores.

La pérdida de calor por conducción en las paredes del horno es cercana al 6 %, este valor se aproxima a los datos reportados en la literatura [113]. El calor sensible agregado al aire en el recuperador de calor de los gases de combustión representa el 11 % de total, energía que ayuda a disminuir el calor sensible necesario para calentar los productos de combustión dentro del horno y latente en para el caso del vapor de agua.

5.3.2. Calentamiento y oxidación de las palanquillas en estado no estacionario.

Los resultados presentados con anterioridad, corresponden al proceso de calentamiento en estado estacionario, considerando que la transferencia de calor y la dinámica de fluidos no cambia en forma considerable. Sin embargo, pero el proceso real de la planta depende de tiempo como variable de operación, principalmente en el calentamiento de las palanquillas; debido a esto en este trabajo se propone una metodología que simula el transporte de la palanquilla en tiempo y espacio en la extensión del horno, utilizando el método de mallas dinámicas explicado anteriormente. Así como simular la entrada de palanquillas frías de forma periódica cada 72 segundos según la UDF. En la figura 5.20 se muestra el perfil térmico medido en la palanquilla fija para la temperatura media, donde puede observarse que la temperatura de la palanquilla baja periódicamente hasta (27 °C). durante todo el proceso de simulación (7200 segundos) 94 veces.

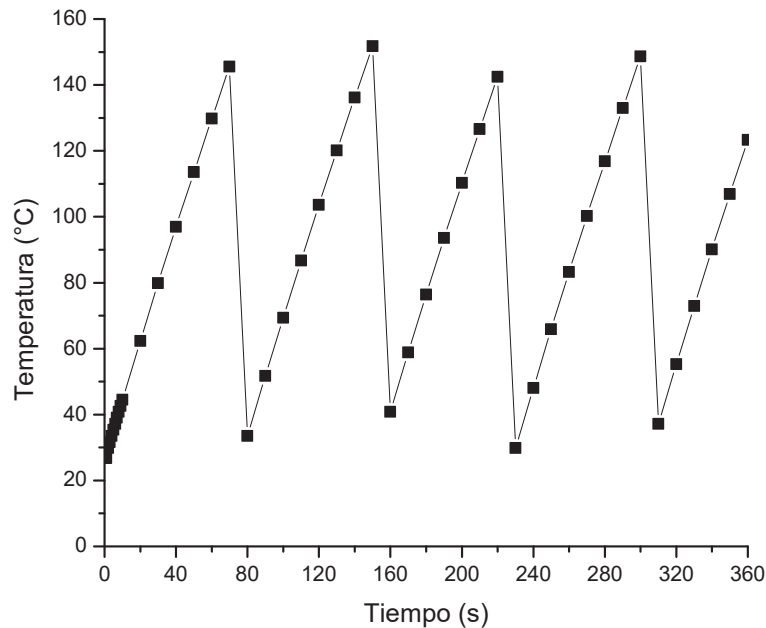


Figura 5.20: Perfil térmico asignado a la palanquilla fija.

Para el análisis del efecto de la cascarilla, se realizaron tres casos diferentes, el primero tomando la emisividad de $\varepsilon = 0.7$, utilizada comúnmente en otras investigaciones [40] sin tomar el efecto de la oxidación en el calentamiento. El segundo caso utilizando la UDF, donde se modela la variación de la emisividad en función de la temperatura, causado por de oxidación en la superficie, comportamiento obtenido por Liu *et al.* de forma experimental [103] y finalmente al caso numero dos, se agregó la variación de la conductividad térmica global en las palanquillas utilizando la ecuación (4.57) anterior.

Perfiles de calentamiento de palanquillas.

En la figura 5.21 se muestra la historia térmica del calentamiento de una palanquilla con el método de desplazamiento de mallas dinámicas, utilizando el valor de emisividad $\varepsilon = 0.7$.

En la figura 5.21 se observa la dirección del movimiento de las palanquillas y los gases de combustión a contraflujo, así como las dos zonas del horno, donde se gráfica el comportamiento de la temperatura máxima, mínima y promedio de la palanquilla durante su recorrido en el interior del horno. La gráfica muestra que al final del proceso de calentamiento la temperatura de salida es por encima de 1020 °C. Por otro lado, en la figura 5.21 se observa el historial térmico de la palanquilla móvil, donde al entrar a la zona de calentamiento la superficie de la palanquilla se calienta rápidamente y a los 650 segundos del recorrido ya alcanzo una temperatura de 684 °C, no así la parte central que es donde se encuentran las temperaturas mínimas, donde para este tiempo se tiene una temperatura de 276 °C, presentándose una

gradiente de temperatura máximo de 408 °C aproximadamente. Al Observar el perfil térmico del calentamiento de la palanquilla se concluye que la uniformidad térmica sucede después de 6000 segundos, aproximadamente a la mitad de la zona de compensación, aunque cuando los 7200 segundos de calentamiento han pasado aún existe 7 °C de diferencia entre la temperatura máxima y mínima.

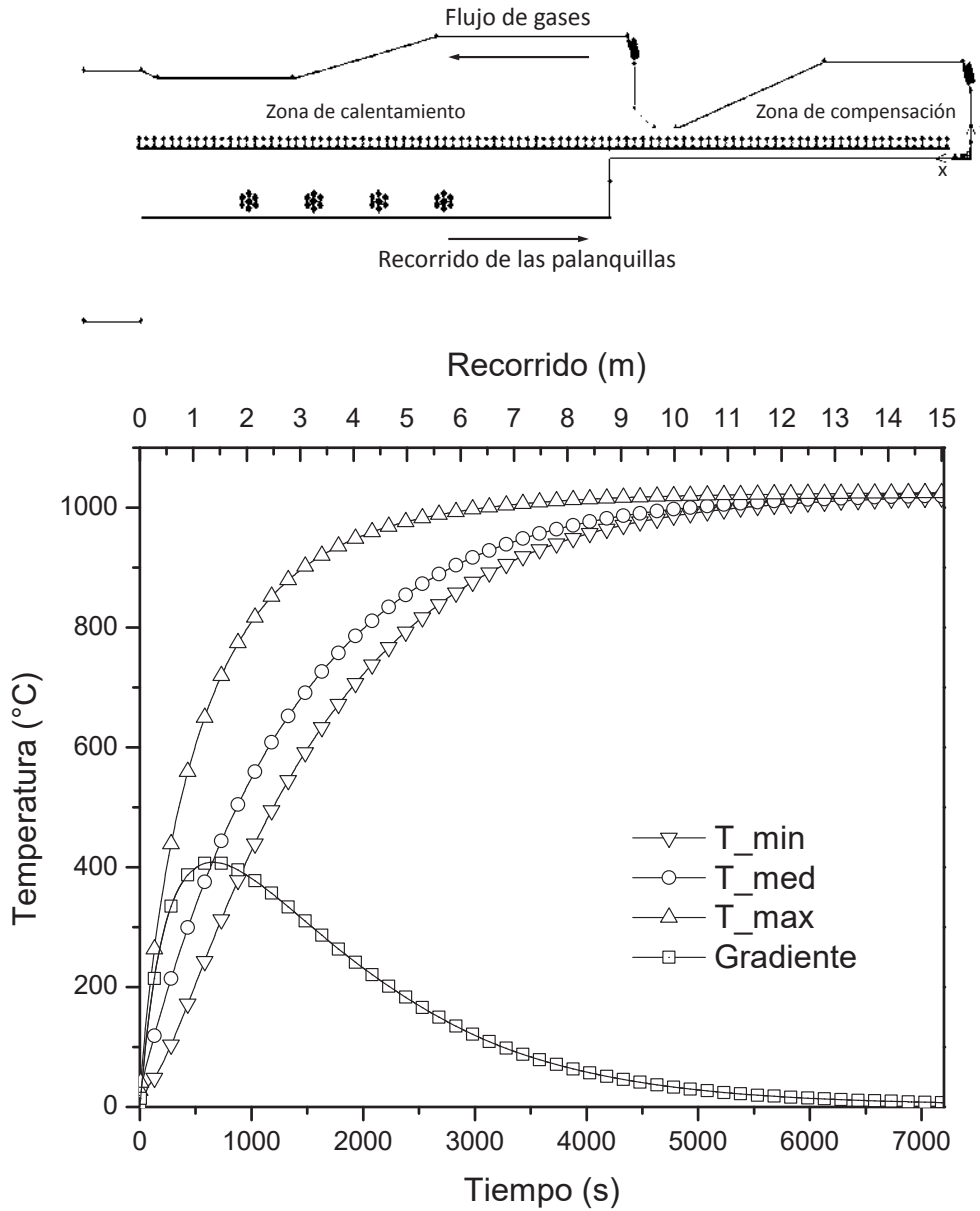


Figura 5.21: Historia térmica de la palanquilla simulada utilizando la emisividad constante, $\varepsilon = 0.7$.

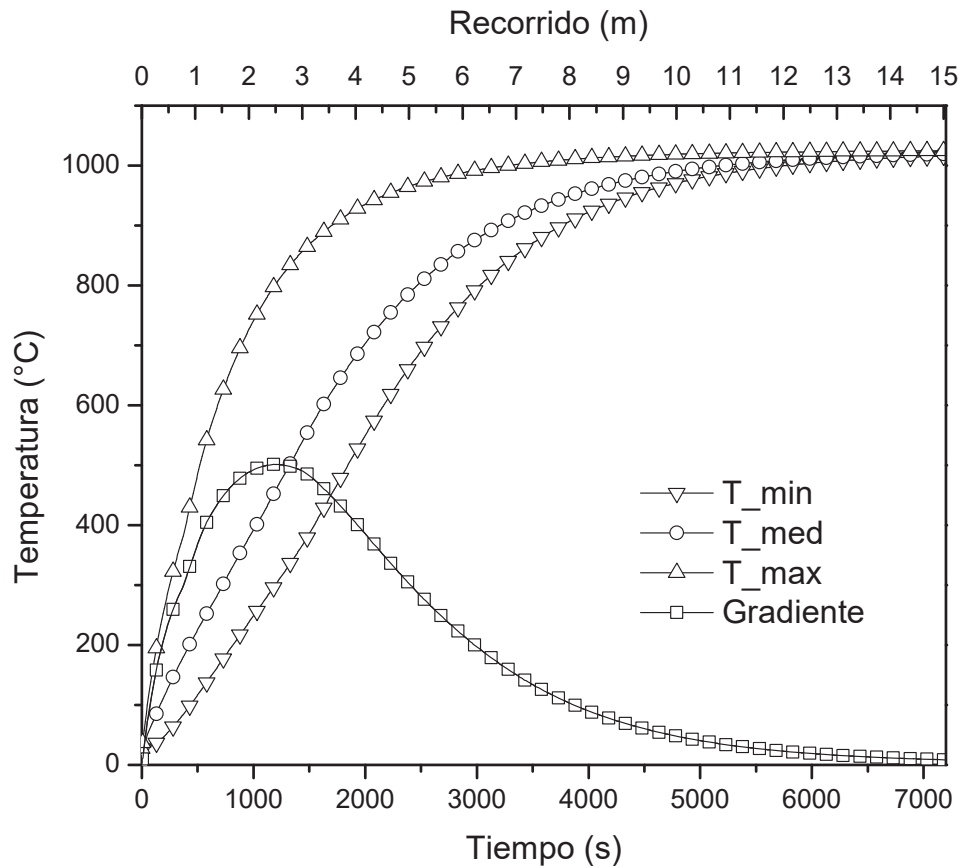


Figura 5.22: Historia térmica de la palanquilla simulada utilizando la emisividad por UDF.

En la Figura 5.22 se observa la historia térmica de la palanquilla para el segundo caso de estudio, utilizando el valor de emisividad variable propuesto por Liu *et al.* [103], desde una superficie en el acero limpia y hasta completamente oxidada. En forma similar al caso anterior la superficie de la palanquilla presenta una alta rapidez de calentamiento y después de 2 metros de recorrido (1200 segundos), la temperatura alcanza valores de 813 °C aproximadamente. Asimismo, en la parte central de la palanquilla se obtiene una temperatura de 308 °C a la misma distancia, generando un gradiente de temperatura de 503 °C con respecto a la temperatura de la superficie. Estos valores concuerdan con evidencia reportada en planta, donde se observa que en esta misma posición aproximada, las palanquillas tienden a deformarse debido a los esfuerzos térmicos ocasionados por el gradiente de temperatura al interior de las palanquillas. Por otro lado, a los 2400 segundos, el gradiente térmico en la palanquilla se sigue presentando, pero con menor magnitud (300 °C), pero mayor en comparación con el caso anterior, para este tiempo y posición (caso anterior ~180 °C). La temperatura de la palanquilla se homogeniza aproximadamente a la mitad de la zona de compensación en los dos casos mostrados, lo cual concuerda con los datos reportados en planta durante la operación del horno de recalentamiento, ya que debe existir un tiempo de homogenización térmica (1200 segundos aproximadamente) para la disminución de imperfecciones y defectos

de concentración.

Las figuras 5.21 y 5.22 muestran que al final del calentamiento de la palanquilla, la temperatura de salida es prácticamente la misma, indistintamente del valor de emisividad $\sim 1024\text{ }^\circ\text{C}$, pero la trayectoria térmica para cada uno de los dos casos anteriores es diferente. En la Figura 5.21, utilizando un valor de emisividad constante, la palanquilla presenta mayor rapidez de calentamiento comparado con el caso mostrado en la figura 5.22, de tal forma que la diferencia de temperatura máxima en el segundo caso es cercana a $500\text{ }^\circ\text{C}$ en la palanquilla medido en todo el volumen, casi $100\text{ }^\circ\text{C}$ por encima del caso anterior. Por otro lado, puede observarse que la diferencia de temperatura máxima aparte de ser diferente en magnitud, también sucede en distintos tiempos o distancias de recorrido, efecto causado directamente por el cambio de emisividad.

Para calcular el calor necesario para calentar cada palanquilla se utiliza la formula (5.12) siguiente:

$$\dot{Q}_c = \frac{M_{pa} \sum_i^n [Cp_{st}(T) \cdot (T_{i+1} - T_i)]}{Tiempo} \quad (5.12)$$

Donde, \dot{Q}_c es el flujo de calor en la palanquilla necesario, para producir la diferencia de temperaturas de un tiempo al tiempo siguiente ($T_{i+1} - T_i$), M_{pa} es la cantidad de material calentado en unidades de masa (2528 kg valor para una palanquilla) y $Cp_{st}(T)$ es el calor específico del material calentado en función de temperatura.

Se realizó el cálculo en cada instante de medición, para al final sumar los flujos de calor para un tiempo de residencia determinado (7200 segundos), arrojando un valor de 217.35 kW por palanquilla, valor que multiplicado por el numero de palanquillas suma 20431.34 kW del total de la carga, arrojando una eficiencia de calentamiento superior de 26% , porcentaje basado en el total de las entradas de calor (calor por combustión en los quemadores y calor agregado por recuperación de calor), con la ecuación (5.13) siguiente:

$$\eta_t = \frac{\dot{Q}_c}{\dot{Q}_{reac} + \dot{Q}_{sen}} \quad (5.13)$$

En el caso numero tres se modifica la conductividad térmica del material de la palanquilla utilizando la ecuación (4.57), utilizando la UDF, en función del espesor de cascarilla x generado en el horno (considerando la generación de óxido x de 0.95, 0.04 y 0.01 para la wustita, magnetita y hematita respectivamente), utilizando el modelo de crecimiento de cascarilla obtenido experimentalmente, agregando también la variación de la emisividad (como en caso 2).

El caso tres en particular presenta diferencias mínimas en el cambio de la conductividad térmica global k_t del acero, comparando con el caso 2, en el orden de $1.5 \frac{W}{m-K}$, y en temperatura de $2\text{ }^\circ\text{C}$, considerando que el cambio en la conductividad producida por la oxidación no afecta directamente a la transferencia de calor de forma considerable en la palanquilla, no así el cambio en la emisividad.

Generación de cascarilla de oxidación.

La figura 5.23, muestra la generación de cascarilla de óxido utilizando el modelo cinético mostrado en la figura 5.12 obtenido experimentalmente, observando un crecimiento perpendicular a las caras de la palanquilla de $260 \mu m$ considerando que la cascarilla crece de igual forma en todas las superficies de la palanquilla, los resultados fueron obtenidos al utilizar el modelo cinético de oxidación para un acero utilizado en soldadura (modelo de experimentación descrito anteriormente), con composición química mostrada en la tabla 3.1. El espesor de cascarilla generado representa la pérdida en masa de acero en cada palanquilla aproximada de 12.7 kg, considerando la generación uniforme para el porcentaje de cada fases de 95, 4 y 1 para el FeO , Fe_3O_4 y Fe_2O_3 , donde estas fases contienen hierro porcentual molar de 77.7 %, 72 % y 69.94 %, respectivamente en función de la estequiometría. Para calcular cuantos kilogramos de hierro se pierden por hora se multiplica la pérdida de masa en cada palanquilla por el flujo de palanquillas, resultando $597 \frac{kg}{h}$ aproximadamente el 0.5 % de acero recalentado resultado similares fueron publicados en [7–9]. Por otro lado, al inicio del proceso la curva generada para el espesor de oxidación presenta crecimiento acelerado y para los tiempos posteriores disminuye su rapidez.

La figura 5.23, muestra los contornos de espesor de cascarilla generados en el horno para distintos tiempos, desde la entrada de las palanquillas hasta el final del recalentamiento, mostrando un crecimiento parabólico, obteniendo el espesor máximo al final del proceso ($\sim 260 \mu m$).

La figura 5.24, muestra la generación de cascarilla en el horno utilizando 6 modelos diferentes reportados en la literatura, y un séptimo modelo nombrado x_1 en la figura 5.24 correspondiente a la cinética de oxidación obtenida por la experimentación en el horno Joule para la composición mostrada en la tabla 3.1, bajo el procedimiento experimental descrito en el capítulo 3, donde se observa que el espesor de cascarilla de óxido al interior del horno modelado esta en orden de magnitud comparados con otros modelos de oxidación, resultando muy parecido al modelo de Stanley *et al.* [141], (x_{est}) en la figura 5.24.

Por otro lado, el modelo mas utilizado en la simulación de formación de cascarilla al interior de hornos es de Païdassi [41], considerando el mismo perfil de calentamiento en la palanquilla móvil se calculó su espesor de cascarilla generado, (ver x_{pai} en la figura) llegando a un valor superior a $1100 \mu m$, el espesor de cascarilla de óxido mas grande de las predicciones obtenidas. En ese sentido el modelo de Birks *et al.* [142] (x_{birk}) y Browne *et al.* (x_{browne}) [143] se comportan de forma parecida y predicen el menor espesor de cascarilla ($\sim 140 \mu m$). El espesor de cascarilla calculado por el modelo cinético de Abuluwefa *et al.* [53] es aproximado a $680 \mu m$ (x_{abu}) y finalmente el modelo de Kubaschewsky *et al.* [144] predice el espesor de cascarilla de $380 \mu m$ (x_{kuba}).

5.3 Calentamiento y oxidación de palanquillas en 3D dentro del horno empujador 112

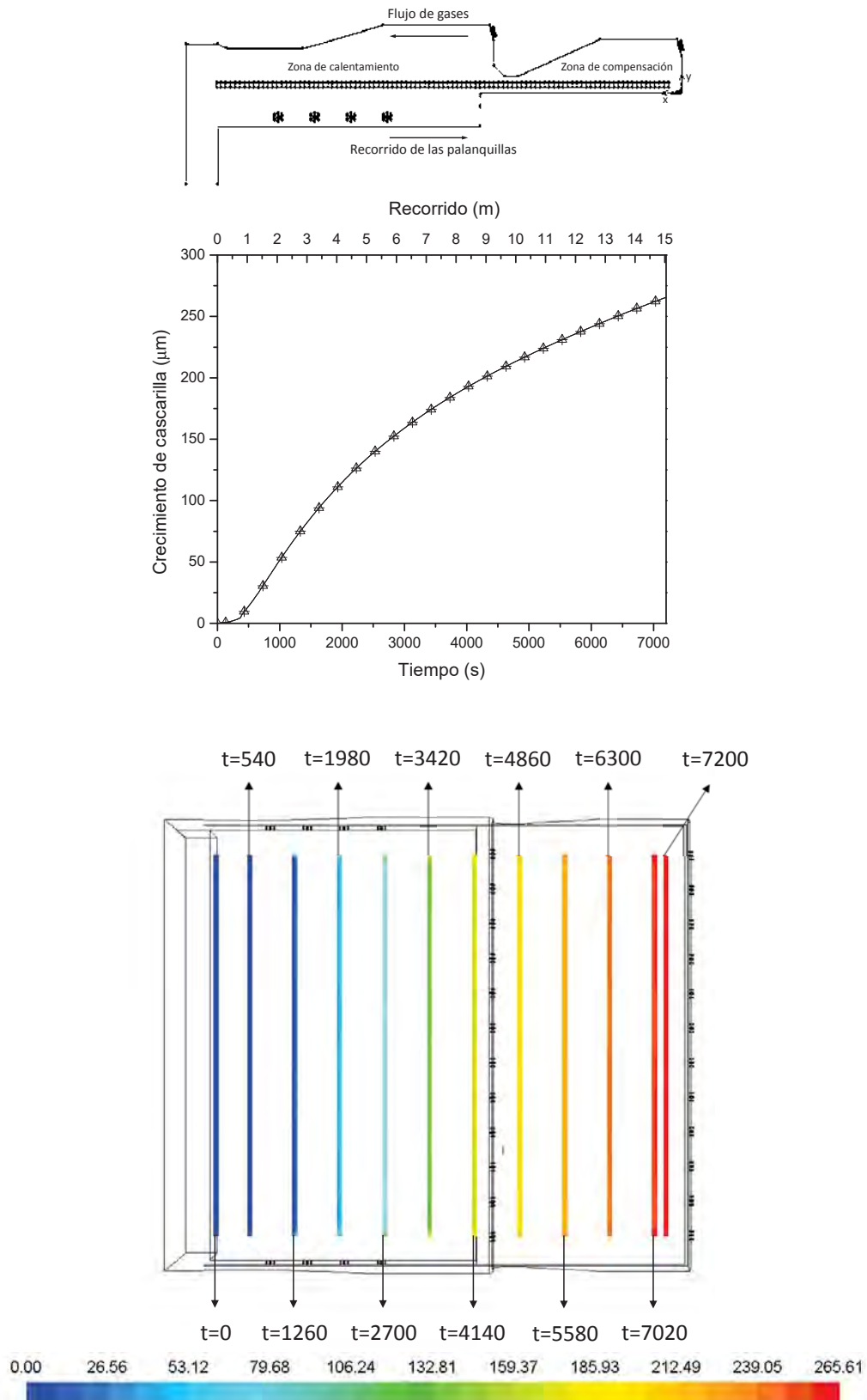


Figura 5.23: Formación de cascarilla en μm en las palanquillas.

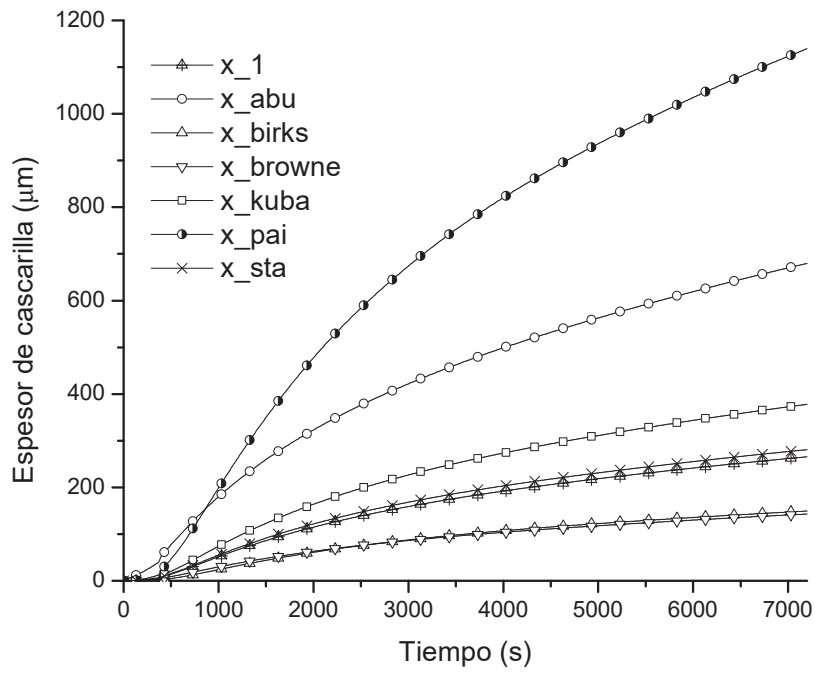


Figura 5.24: Generación de cascarilla en el horno de recalentamiento, utilizando el modelo cinético para el acero experimental (x_1) y otros modelos reportados en literatura.

6

Capítulo

Conclusiones

El modelo experimental para obtener la cinética de oxidación, predice de mejor manera que los métodos reportados en la literatura la formación de la oxidación (obtención de espesores de cascarilla de óxido en función del tiempo), captando las etapas de crecimiento lineal en las etapas iniciales de la oxidación, resultado de la medición *in situ* con alta frecuencia. Obteniendo un valor de energía de activación de $140 \frac{kJ}{mol-K}$ para experimentación en el rango de 800 a 1050 °C, en orden de magnitud similar, comparado con seis modelos reportados por Suarez *et al.* en [136], para condiciones similares de experimentación. La experimentación muestra rapidez de calentamiento superiores a $50 \frac{^{\circ}C}{s}$, evitando la oxidación por tiempos prolongados durante el calentamiento, ayudando a mejorar el procedimiento de experimentación.

Se probó que el método de mallas dinámicas es apropiado para simular el calentamiento de un bloque metálico cuando se desliza al interior de un horno experimental tipo vertical. La diferencia de temperaturas entre el modelo de simulación y las mediciones realizadas por el termopar en el bloque es de 4 °C representando un error estándar del 0.6 %. Este método presentó una buena aproximación, demostrando que el método de mallas dinámicas es una opción viable para simular el movimiento continuo de un sólido bajo condiciones de transferencia de calor. Por otro lado, se valida la utilización del modelo P-1 para modelar la radiación y las fronteras térmicas en función del tiempo por zonas.

A partir de los resultados obtenidos por el modelo de simulación, es posible determinar que el modelo acoplado predice de forma adecuada los campos térmicos en el horno, obteniendo diferencias de temperatura entre el modelo de simulación y los instrumentos de medición colocado en el horno empujador inferiores a 4 %, validando la simulación de la combustión del gas natural considerado como metano puro y el aire. Por otro lado, los campos térmicos en la simulación del horno presentan valores de temperatura máximos de 1619 °C, un valor aproximado fue encontrado por Tang *et al.* [124], lo anterior referente a los campos térmicos, verifica el acoplamiento correcto entre la radiación, la combustión y la dinámica de fluidos. Asimismo, con el balance de calor, se estimó que las pérdidas de calor por conducción en las paredes son aproximadamente del 6 % del calor generado, valor comparable con otras publicaciones. Además, el potencial calorífico generado por la reacción química de combustión fue de W ($232 \frac{MBtu}{h}$), cercano a los W ($244 \frac{MBtu}{h}$) calculados por la sumatoria de las potencias nominales en los quemadores, se calcula el calor recuperado de los gases de combustión, representando el 11 % de total del calor agregado en el horno (calor por combustión y calor recuperado), el horno empujador, según datos obtenidos en la simulación trabaja con una eficiencia térmica de 26 %.

La variación de la emisividad es determinante en el proceso de transferencia de calor por radiación [113](la radiación representa mas del 90 % del total de la transferencia de calor

según Kim [14]), aumentando en gran proporción los gradientes térmicos del caso 2 donde la emisividad es función de la temperatura y oxidación, comparado con el caso 1, donde se toma un valor constante de 0.7. Por otro lado, la variación de la conductividad térmica global de las palanquillas por la generación de cascarilla afecta en el orden de 2 °C, comparación realizada entre dos casos de simulación, el primero sin tomar en cuenta la oxidación y el segundo realizando esta consideración. Por otro lado, con la variación de la emisividad y conductividad térmica global se modela el efecto de la cascarilla de óxido en el calentamiento de las palanquillas.

Por otro lado, los perfiles térmicos obtenidos para el calentamiento de las palanquillas mientras se deslizan en el horno presenta al inicio gradientes de temperaturas, validados por tecnólogos de Planta Puebla en su reporte técnico y por la lectura en el pirómetro P2 (1050 °C), mostrándose deformaciones visibles en las palanquillas, obteniendo una diferencia porcentual de 2.4 % comparado con el valor simulado (1024 °C). Lo anterior valida el proceso de deslizamiento del modelo para la palanquilla (mallas dinámicas por capas).

Finalmente, el espesor de cascarilla fue modelado bajo los efectos de los contornos de temperatura al interior del horno, utilizando el modelo obtenido con la experimentación mostrada en el capítulo 3. Durante el recorrido de las palanquillas se presenta el crecimiento del espesor de cascarilla de óxido, donde se obtuvo un valor de 260 μm al final del proceso de calentamiento (7200 segundos y 15.04 m de recorrido). La cascarilla representó una merma del 0.5 % del total de la producción del acero recalentado se desperdicia en cascarilla 597 $\frac{kg}{h}$.

Trabajo futuro

En el presente trabajo se propuso una simulación para el calentamiento de palanquillas, alimentado la formación de cascarilla a un modelo de oxidación experimental. Sin embargo hay partes que por cuestiones diversas o amplitud del tema quedaron pendientes o pueden implementarse mejoras. Por mencionar el diseño del equipo experimental, puede completarse agregando una cámara cuyo diseño se muestra al final en el anexo B, este implemento permitirá manejar atmósferas diversas (combustión, aire enriquecido etc.), debido que al momento se realiza la experimentación sometiendo las probetas en las atmósferas, esta parte en la actualidad esta en desarrollo. Además, cuando se realizó la experimentación, el control de temperatura utilizado fue de lazo abierto, actualmente un control PID fue implementado con gran funcionalidad, dichos implemento no se abordan en la presente tesis y quedarán para ser utilizados en proyectos futuros.

En el periodo de estudio no fue posible estudiar las fases de oxidación desde el punto de vista de cualitativo, utilizando técnicas de medición, por ejemplo SEM, EDS etc, quedando esta parte en los trabajos futuros.

Por otro lado, tanto en la parte experimental como en simulación un trabajo a futuro que presenta gran interés; en hornos de recalentamiento y de tratamientos térmicos, es la decarburización, extendido nuestra metodología al ramo industrial de forma funcional, para extender y mejorar estudios como los realizados por nuestro grupo de trabajo a la empresa FYMSSSA (ver Anexo C).

Perspectivas

En la industria siderúrgica; el diseño, la optimización y mejoras de procesos pueden ser estudiados, partiendo de acoplamientos entre distintos software, (por ejemplo el acoplamiento de Fluent® , Isight® y Matlab® o software libre), personalmente estoy enfocado en agregar fenómenos a nivel microestructural desde el punto de vista de tratamientos térmico. Utilizando el conocimiento adquirido en materia de dinámica de fluidos para acoplar los efectos de estos sobre los campos térmicos, en materiales metálicos y a su vez estudiar las fases microestructurales resultantes. En la parte de estudio microestructural se tiene participación en congresos dentro del grupo de trabajo mostrados en las aportaciones del anexo A.

Bibliografía

- [1] J. Reisinger, C. Bruckner, M. Hackl, and S. Wiesinger, “In-line quantification of oil films on metal surfaces,” *Metallurgical Plant and Technology International(Germany)*, vol. 23, no. 3, pp. 90–92, 2000.
- [2] J. R. Stubbles, “Aise steel techno,” *Metallurgical Plant and Technology International(Germany)*, pp. 44–50, 1999.
- [3] I. Christmas, “34 th iisi annual conference: significant growth of world steel consumption,” *Metallurgical Plant and Technology International(Germany)*, vol. 23, no. 6, pp. 32–34, 2000.
- [4] S. H. Han and D. Chang, “Optimum residence time analysis for a walking beam type reheating furnace,” *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 55, no. 15, pp. 4079–4087, 2012.
- [5] A. Martensson, “Energy efficiency improvement by measurement and control: A case study of reheating furnaces in the steel industry,” 1992.
- [6] Y. Yang, J. Kroeze, and M. A. Reuter, “Simulation of slab movement and transient heating in a continuous steel reheat furnace,” *Progress in Computational Fluid Dynamics, an International Journal*, vol. 4, no. 1, pp. 46–58, 2004.
- [7] R. C. Ormerod, H. A. Becker, E. W. Grandmaison, A. Pollard, and A. Sobiesiak, “Effect of process variables on scale formation in steel reheating,” *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, vol. 75, no. 2, pp. 402–413, 1997.
- [8] M. M. Wolf, “Scale formation and descaling in continuous casting and hot rolling,” *Iron Making and Steel Making*, vol. 1, pp. 22–43, 2000.
- [9] S. RDCIS, B. S. P. Ranchi, and B. SAIL, “A review on: Efficient energy optimization in reheating furnaces,”
- [10] R. Chen and W. Yeun, “Review of the high-temperature oxidation of iron and carbon steels in air or oxygen,” *Oxidation of metals*, vol. 59, no. 5, pp. 433–468, 2003.
- [11] R. Ormerod, H. Becker, E. Grandmaison, A. Pollard, and A. Sobiesiak, “Effect of process variables on scale formation in steel reheating,” *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, vol. 75, no. 2, pp. 402–413, 1997.

- [12] L. Suarez, Y. Houbaert, X. V. Eynde, and R. Colás, “High temperature deformation of oxide scale,” *Corrosion Science*, vol. 51, no. 2, pp. 309–315, 2009.
- [13] H. X. Qiu, X. J. Hu, S. H. Chen, and F. Fang, “Study on growth of oxide scale on high carbon steel at high temperature,” in *Applied Mechanics and Materials*, vol. 148, pp. 34–37, Trans Tech Publ, 2012.
- [14] M. Y. Kim, “A heat transfer model for the analysis of transient heating of the slab in a direct-fired walking beam type reheating furnace,” *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 50, no. 19-20, pp. 3740–3748, 2007.
- [15] J. H. Jang, D. E. Lee, C. Kim, and M. Y. Kim, “Prediction of furnace heat transfer and its influence on the steel slab heating and skid mark formation in a reheating furnace,” *ISIJ international*, vol. 48, no. 10, pp. 1325–1330, 2008.
- [16] J. G. Kim, K. Y. Huh, and I. T. Kim, “Three-dimensional analysis of the walking-beam-type slab reheating furnace in hot strip mills,” *Numerical Heat Transfer: Part A: Applications*, vol. 38, no. 6, pp. 589–609, 2000.
- [17] J. H. Jang, D. E. Lee, M. Y. Kim, and H. G. Kim, “Investigation of the slab heating characteristics in a reheating furnace with the formation and growth of scale on the slab surface,” *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 53, no. 19-20, pp. 4326–4332, 2010.
- [18] H. Abuluwefa, *Scale formation in a walking-beam steel reheat furnace*. McGill University, 1992.
- [19] R. Bedworth and N. Pilling, “The oxidation of metals at high temperatures,” *J Inst Met*, vol. 29, no. 3, pp. 529–582, 1923.
- [20] H. Abuluwefa, R. Guthrie, and F. Ajersch, “The effect of oxygen concentration on the oxidation of low-carbon steel in the temperature range 1000 to 1250°C,” *Oxidation of Metals*, vol. 46, no. 5-6, pp. 423–440, 1996.
- [21] V. Lee, B. Gleeson, and D. Young, “Scaling of carbon steel in simulated reheat furnace atmospheres,” *Oxidation of metals*, vol. 63, no. 1-2, pp. 15–31, 2005.
- [22] D. Lee and J. Choi, “High temperature oxidation of steels in air and co 2–o 2 atmosphere,” *Oxidation of metals*, vol. 64, no. 5-6, pp. 319–329, 2005.
- [23] M. Jepson and R. Higginson, “The influence of microstructure on the oxidation of duplex stainless steels in simulated propane combustion products at 1000°C,” *Corrosion science*, vol. 51, no. 3, pp. 588–594, 2009.
- [24] H. Abuluwefa, “Kinetics of high temperature oxidation of high carbon steels in multi-component gases approximating industrial steel reheat furnace atmospheres,” *Lecture notes in engineering and computer science*, 2012.
- [25] S. Liu, D. Tang, H. Wu, and L. Wang, “Oxide scales characterization of micro-alloyed steel at high temperature,” *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 213, no. 7, pp. 1068–1075, 2013.

- [26] X. W. Cheng, Z. Y. Jiang, D. B. Wei, L. Hao, J. W. Zhao, J. G. Peng, S. Z. Lu, and L. Z. Jiang, "Effect of water vapor on oxidation of ferritic stainless steel 21cr-0.6 mo-nb-ti in simulated reheating environment," in *Advanced Materials Research*, vol. 690, pp. 280–289, Trans Tech Publ, 2013.
- [27] X. Cheng, Z. Jiang, D. Wei, J. Zhao, B. J. Monaghan, R. J. Longbottom, and L. Jiang, "Characteristics of oxide scale formed on ferritic stainless steels in simulated reheating atmosphere," *Surface and Coatings Technology*, vol. 258, pp. 257–267, 2014.
- [28] J. Peng, M. Li, S. Luo, H. Song, and L. Jiang, "Oxidation characteristics of duplex stainless steel 2205 in simulated combustion atmosphere," *Materials Research Innovations*, vol. 19, no. sup5, pp. S5–245, 2015.
- [29] R. Chen and W. Yuen, "Examination of oxide scales of hot rolled steel products," *ISIJ international*, vol. 45, no. 1, pp. 52–59, 2005.
- [30] G. West, S. Biroasca, and R. Higginson, "Phase determination and microstructure of oxide scales formed on steel at high temperature," *Journal of microscopy*, vol. 217, no. 2, pp. 122–129, 2005.
- [31] R. Y. Chen and W. Yuen, "Short-time oxidation behavior of low-carbon, low-silicon steel in air at 850 – 1180°C —I: Oxidation kinetics," *Oxidation of metals*, vol. 70, no. 1-2, pp. 39–68, 2008.
- [32] X.-j. HU, B.-m. ZHANG, S.-h. CHEN, F. Feng, and J.-q. JIANG, "Oxide scale growth on high carbon steel at high temperatures," *Journal of Iron and Steel Research, International*, vol. 20, no. 1, pp. 47–52, 2013.
- [33] W. Sun, A. Tieu, Z. Jiang, H. Zhu, and C. Lu, "Oxide scales growth of low-carbon steel at high temperatures," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 155, pp. 1300–1306, 2004.
- [34] X. Cheng, Z. Jiang, D. Wei, L. Hao, J. Zhao, and L. Jiang, "Oxide scale characterization of ferritic stainless steel and its deformation and friction in hot rolling," *Tribology International*, vol. 84, pp. 61–70, 2015.
- [35] W. Nan, J.-h. Dong, W.-j. Huang, L. Bo, and C. Min, "Growth rate, microstructure and phase composition of oxide scales for three typical steels in simulated continuous casting process," *Journal of Iron and Steel Research, International*, vol. 21, no. 12, pp. 1065–1072, 2014.
- [36] V. Gubinskii, "Analog simulation of metal heating with scale formation," *Journal of engineering physics*, vol. 15, no. 3, pp. 855–859, 1968.
- [37] A. Jaklič, B. Glogovac, T. Kolenko, B. Zupančič, and B. Težak, "A simulation of heat transfer during billet transport," *Applied Thermal Engineering*, vol. 22, no. 7, pp. 873–883, 2002.
- [38] S. K. Dubey and P. Srinivasan, "Development of three dimensional transient numerical heat conduction model with growth of oxide scale for steel billet reheat simulation," *International Journal of Thermal Sciences*, vol. 84, pp. 214–227, 2014.

- [39] S. K. Dubey and P. Srinivasan, "Steel billet reheat simulation with growth of oxide layer and investigation on zone temperature sensitivity," *Journal of Mechanical Science and Technology*, vol. 28, no. 3, pp. 1113–1124, 2014.
- [40] M. Kim, "Effect of scale on slab heat transfer in a walking beam type reheating furnace," *International Journal of Mechanical, Aerospace, Industrial and Mechatronics Engineering*, vol. 7, no. 7, pp. 410–414, 2013.
- [41] J. Païdassi, "Sur la cinétique de l'oxydation du fer dans l'air dans l'intervalle 700–1250°C," *Acta Metallurgica*, vol. 6, no. 3, pp. 184–194, 1958.
- [42] M. Torres and R. Colás, "A model for heat conduction through the oxide layer of steel during hot rolling," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 105, no. 3, pp. 258–263, 2000.
- [43] L. Suárez Fernández, *Growth and deformation behaviour of oxide scale on steel*. PhD thesis, Ghent University, 2008.
- [44] N. Birks and G. Meier, "Introduction to high temperature oxidation of metals, edward arnold, london," *Chap. IV*, 1983.
- [45] S. Bradford, "Fundamental of corrosion in gases, corrosion 13," *ASM, Materials park*, pp. 62–76, 2001.
- [46] C. Wagner and K. Gruenewald, "Contribution to the theory of the tarnishing process. 3," tech. rep., FOREIGN TECHNOLOGY DIV WRIGHT-PATTERSON AFB OH, 1966.
- [47] N. Birks, G. H. Meier, and F. S. Pettit, *Introduction to the high temperature oxidation of metals*. Cambridge University Press, 2006.
- [48] H.-J. Engell, "Untersuchungen über thermodynamik und zusammensetzung des wustits," *steel research international*, vol. 28, no. 2, pp. 109–115, 1957.
- [49] H. Engell, "The concentration gradient of iron-ion-vacancies in wustite scaling films and the mechanism of oxidation of iron," *Acta Metallurgica*, vol. 6, no. 6, pp. 439–445, 1958.
- [50] M. Davies, M. Simnad, and C. Birchenall, "On the mechanism and kinetics of the scaling of iron," *JOM*, vol. 3, no. 10, pp. 889–896, 1951.
- [51] J. Païdassi, "Oxidation of iron in air between 700 and 1250°C," *Rev. Met*, vol. 54, p. 569, 1957.
- [52] G. J. Yurek, J. P. Hirth, and R. A. Rapp, "The formation of two-phase layered scales on pure metals," *Oxidation of Metals*, vol. 8, no. 5, pp. 265–281, 1974.
- [53] H. Abuluwefa, R. Guthrie, and F. Ajersch, "Oxidation of low carbon steel in multicomponent gases: Part i. reaction mechanisms during isothermal oxidation," *Metallurgical and Materials Transactions A*, vol. 28, no. 8, pp. 1633–1641, 1997.

- [54] P. H. Bolt, "Understanding the properties of oxide scales on hot rolled steel strip," *Steel research international*, vol. 75, no. 6, pp. 399–404, 2004.
- [55] G. Meetham, "High-temperature materials—a general review," *Journal of Materials Science*, vol. 26, no. 4, pp. 853–860, 1991.
- [56] D. R. Askeland, *Ciencia e Ingeniería de los Materiales*. International Thomson, 1998.
- [57] W. Trinks, *Industrial furnaces*, vol. 1. John Wiley & Sons, 2004.
- [58] W. T. Lankford, *The making, shaping, and treating of steel*. Association of Iron & Steel Engineers, 1985.
- [59] E. Cook and K. Rasmussen, "Scale-free heating of slabs and billets," *IRON STEEL ENG*, vol. 47, no. 3, pp. 63–69, 1970.
- [60] N. Moore, P. Oldroyd, P. Lewis, and M. Westacott, "An investigation of the formation, constitution and properties of scale formed in the reheating furnace and during the hot rolling process," *EUR(Luxembourg)*, 1997.
- [61] R. H. RESNICK and D. KRANE, "K.(1996) física: Vol. 1. México: Cecsá."
- [62] M. Sakr and S. Liu, "A comprehensive review on applications of ohmic heating (oh)," *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 39, pp. 262–269, 2014.
- [63] C. G. de Andrés, F. Caballero, C. Capdevila, and L. Alvarez, "Application of dilatometric analysis to the study of solid–solid phase transformations in steels," *Materials Characterization*, vol. 48, no. 1, pp. 101–111, 2002.
- [64] M. Herrejón-Escutia, G. Solorio-Díaz, H. J. Vergara-Hernández, E. López-Martínez, G. M. Chávez-Campos, and O. Vázquez-Gómez, "Electric-thermo-mechanical analysis of joule heating in dilatometric specimens," *Strojniški vestnik-Journal of Mechanical Engineering*, vol. 63, no. 9, pp. 537–547, 2017.
- [65] H. Hottel and A. Sarofim, "Radiative transfer,(1967)."
- [66] T.-H. Shih, W. W. Liou, A. Shabbir, Z. Yang, and J. Zhu, "A new k-e eddy viscosity model for high reynolds number turbulent flows," *Computers & Fluids*, vol. 24, no. 3, pp. 227–238, 1995.
- [67] M. F. Modest, *Radiative heat transfer*. Academic press, 2013.
- [68] B. Magnussen, "On the structure of turbulence and a generalized eddy dissipation concept for chemical reaction in turbulent flow," in *19th Aerospace Sciences Meeting*, p. 42, 1981.
- [69] J. Mathieu and J. Scott, *An introduction to turbulent flow*. Cambridge University Press, 2000.
- [70] D. C. Wilcox *et al.*, *Turbulence modeling for CFD*, vol. 2. DCW industries La Canada, CA, 1993.

- [71] L. Prandtl, “L. prandtl, z. angew. math. mech. 5, 136 (1925).,” *Z. Angew. Math. Mech.*, vol. 5, p. 136, 1925.
- [72] T. Cebeci, *Analysis of turbulent boundary layers*, vol. 15. Elsevier, 2012.
- [73] B. Baldwin and H. Lomax, “Thin-layer approximation and algebraic model for separated turbulentflows,” in *16th aerospace sciences meeting*, p. 257, 1978.
- [74] S. B. Pope, “Turbulent flows,” 2001.
- [75] B. E. Launder and D. B. Spalding, *Mathematical models of turbulence*. Academic press, 1972.
- [76] V. Yakhot and S. A. Orszag, “Renormalization group analysis of turbulence. i. basic theory,” *Journal of scientific computing*, vol. 1, no. 1, pp. 3–51, 1986.
- [77] A. Fluent, “Ansys fluent theory guide,” *ANSYS Inc., USA*, vol. 15317, pp. 724–746, 2011.
- [78] J. Hinze, “Turbulence new york,” *NY: McGraw-Hill*, p. 2, 1975.
- [79] D. Choudhury, *Introduction to the renormalization group method and turbulence modeling*. Fluent incorporated, 1973.
- [80] W. Reynolds, “Fundamentals of turbulence for turbulence modeling and simulation,” tech. rep., STANFORD UNIV CA DEPT OF MECHANICAL ENGINEERING, 1987.
- [81] T. Poinso and D. Veynante, *Theoretical and numerical combustion*. RT Edwards, Inc., 2005.
- [82] B. F. Magnussen and B. H. Hjertager, “On mathematical modeling of turbulent combustion with special emphasis on soot formation and combustion,” in *Symposium (international) on Combustion*, vol. 16, pp. 719–729, Elsevier, 1977.
- [83] A. Habibi, B. Merci, and G. J. Heynderickx, “Impact of radiation models in cfd simulations of steam cracking furnaces,” *Computers & chemical engineering*, vol. 31, no. 11, pp. 1389–1406, 2007.
- [84] F. T. Carvalho, Maria da Graca, “Predicting radiative heat transfer in absorbing, emitting and scattering media using the discrete transfer method,” in *28th National Heat Transfer Conference*, vol. 160, pp. 17–26, American Society of Mechanical Engineers, 1991.
- [85] N. G. Shah, *A new method of computation of radiant heat transfer in combustion chambers*. PhD thesis, University of London, 1979.
- [86] R. Siegel and J. R. Howell, “Thermal radiation heat transfer, hemisphere pub,” *Corp., Washing ton DC*, 1992.
- [87] E. Chui and G. Raithby, “Computation of radiant heat transfer on a nonorthogonal mesh using the finite-volume method,” *Numerical Heat Transfer*, vol. 23, no. 3, pp. 269–288, 1993.

- [88] G. Raithby and E. Chui, "A finite-volume method for predicting a radiant heat transfer in enclosures with participating media," *Journal of Heat Transfer*, vol. 112, no. 2, pp. 415–423, 1990.
- [89] S. Chandrasekhar, *Radiative transfer*. Courier Corporation, 2013.
- [90] W. Fiveland and A. Jamaluddin, "Three-dimensional spectral radiative heat transfer solutions by the discrete-ordinates method," *Journal of Thermophysics and Heat Transfer*, vol. 5, no. 3, pp. 335–339, 1991.
- [91] P. Cheng, "Two-dimensional radiating gas flow by a moment method," *AIAA journal*, vol. 2, no. 9, pp. 1662–1664, 1964.
- [92] J. Jeans, "Stars, gaseous, radiative transfer of energy," *Monthly Notices of the Royal Astronomical Society*, vol. 78, pp. 28–36, 1917.
- [93] C. Cintolesi, H. Nilsson, A. Petronio, and V. Armenio, "Numerical simulation of conjugate heat transfer and surface radiative heat transfer using the p1 thermal radiation model: Parametric study in benchmark cases," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 107, pp. 956–971, 2017.
- [94] R. Marshak, "Note on the spherical harmonic method as applied to the milne problem for a sphere," *Physical Review*, vol. 71, no. 7, p. 443, 1947.
- [95] P. CRNJAC, L. ŠKERGET, J. RAVNIK, and M. HRIBERŠEK, "Implementation of the rosseland and the p1 radiation models in the system of navier-stokes equations with the boundary element method," *International Journal of Computational Methods and Experimental Measurements*, vol. 5, no. 3, pp. 348–358, 2017.
- [96] D. Edwards and R. Matavosian, "Scaling rules for total absorptivity and emissivity of gases," *Journal of Heat Transfer*, vol. 106, no. 4, pp. 684–689, 1984.
- [97] A. Coppalle and P. Vervisch, "The total emissivities of high-temperature flames," *Combustion and Flame*, vol. 49, no. 1-3, pp. 101–108, 1983.
- [98] T. Smith, Z. Shen, and J. Friedman, "Evaluation of coefficients for the weighted sum of gray gases model," *Journal of heat transfer*, vol. 104, no. 4, pp. 602–608, 1982.
- [99] M. K. Denison and B. W. Webb, "A spectral line-based weighted-sum-of-gray-gases model for arbitrary rte solvers," *Journal of Heat Transfer*, vol. 115, no. 4, pp. 1004–1012, 1993.
- [100] M. F. Modest, "The weighted-sum-of-gray-gases model for arbitrary solution methods in radiative transfer," *Journal of heat transfer*, vol. 113, no. 3, pp. 650–656, 1991.
- [101] D. Snyder, E. Koutsavdis, and J. Anttonen, "Transonic store separation using unstructured cfd with dynamic meshing," in *33rd AIAA Fluid Dynamics Conference and Exhibit*, p. 3919, 2003.
- [102] A. M. Blanco and J. F. Oro, "Unsteady numerical simulation of an air-operated piston pump for lubricating greases using dynamic meshes," *Computers & Fluids*, vol. 57, pp. 138–150, 2012.

- [103] Y. Liu, Z. Hu, D. Shi, and K. Yu, "Experimental investigation of emissivity of steel," *International Journal of Thermophysics*, vol. 34, no. 3, pp. 496–506, 2013.
- [104] S. A. Arreola-Villa, G. Solorio-Díaz, H. J. Vergara-Hernández, and O. Vázquez-Gómez, "Numerical simulation of a metallic load in continuous movement during heating in an experimental vertical-type furnace," *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, vol. 40, no. 6, p. 280, 2018.
- [105] R. Cess, "The interaction of thermal radiation with conduction and convection heat transfer1," in *Advances in Heat Transfer*, vol. 1, pp. 1–50, Elsevier, 1964.
- [106] J. P. Holman, P. d. A. M. de Morentín, T. d. J. L. Mena, I. P. Grande, P. P. del Notario Martínez de Marañón, and A. S. Sánchez, "Transferencia de calor," 1980.
- [107] Y. Cengel, *Heat and mass transfer: fundamentals and applications*. McGraw-Hill Higher Education, 2014.
- [108] E. M. Jiménez, *Caracterización de la extracción de calor en un placa de acero inoxidable 304*. 2003.
- [109] C. Y. Ho and T. Chu, "Electrical resistivity and thermal conductivity of nine selected aisi stainless steels," tech. rep., THERMOPHYSICAL AND ELECTRONIC PROPERTIES INFORMATION ANALYSIS CENTER LAFAYETTE IN, 1977.
- [110] Y. S. Touloukian, "Thermal radiative properties-metallic elements and alloys," *Thermophysical Properties of Matter-The TPRC Data Series-*, vol. 7, 1970.
- [111] P. Cignoni, F. Ganovelli, E. Gobbetti, F. Marton, F. Ponchio, and R. Scopigno, "Planet-sized batched dynamic adaptive meshes (p-bdam)," in *Proceedings of the 14th IEEE Visualization 2003 (VIS'03)*, p. 20, IEEE Computer Society, 2003.
- [112] F. U. Guide, "Fluent inc," *Pune, India*, 2005.
- [113] T. Morgado, P. J. Coelho, and P. Talukdar, "Assessment of uniform temperature assumption in zoning on the numerical simulation of a walking beam reheating furnace," *Applied Thermal Engineering*, vol. 76, pp. 496–508, 2015.
- [114] J. M. Casal, J. Porteiro, J. L. Míguez, and A. Vázquez, "New methodology for cfd three-dimensional simulation of a walking beam type reheating furnace in steady state," *Applied Thermal Engineering*, vol. 86, pp. 69–80, 2015.
- [115] M. Gu, G. Chen, X. Liu, C. Wu, and H. Chu, "Numerical simulation of slab heating process in a regenerative walking beam reheating furnace," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 76, pp. 405–410, 2014.
- [116] C.-T. Hsieh, M.-J. Huang, S.-T. Lee, and C.-H. Wang, "A numerical study of skid marks on the slabs in a walking-beam type slab reheating furnace," *Numerical Heat Transfer, Part A: Applications*, vol. 57, no. 1, pp. 1–17, 2010.
- [117] B. Mayr, R. Prieler, M. Demuth, L. Moderer, and C. Hochenauer, "Cfd analysis of a pusher type reheating furnace and the billet heating characteristic," *Applied Thermal Engineering*, vol. 115, pp. 986–994, 2017.

- [118] S. H. Han, D. Chang, and C. Y. Kim, “A numerical analysis of slab heating characteristics in a walking beam type reheating furnace,” *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 53, no. 19-20, pp. 3855–3861, 2010.
- [119] V. K. Singh and P. Talukdar, “Comparisons of different heat transfer models of a walking beam type reheat furnace,” *International Communications in Heat and Mass Transfer*, vol. 47, pp. 20–26, 2013.
- [120] J. Wang, Y. Liu, B. Sundén, R. Yang, J. Baleta, and M. Vujanović, “Analysis of slab heating characteristics in a reheating furnace,” *Energy conversion and management*, vol. 149, pp. 928–936, 2017.
- [121] S. H. Han, S. W. Baek, and M. Y. Kim, “Transient radiative heating characteristics of slabs in a walking beam type reheating furnace,” *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 52, no. 3-4, pp. 1005–1011, 2009.
- [122] S. H. Han, D. Chang, and C. Huh, “Efficiency analysis of radiative slab heating in a walking-beam-type reheating furnace,” *Energy*, vol. 36, no. 2, pp. 1265–1272, 2011.
- [123] S. H. Han and D. Chang, “Radiative slab heating analysis for various fuel gas compositions in an axial-fired reheating furnace,” *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 55, no. 15-16, pp. 4029–4036, 2012.
- [124] G. Tang, B. Wu, D. Bai, Y. Wang, R. Bodnar, and C. Q. Zhou, “Modeling of the slab heating process in a walking beam reheating furnace for process optimization,” *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 113, pp. 1142–1151, 2017.
- [125] E. Karimi-Sibaki, A. Kharicha, J. Bohacek, M. Wu, and A. Ludwig, “A dynamic mesh-based approach to model melting and shape of an esr electrode,” *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 46, no. 5, pp. 2049–2061, 2015.
- [126] S. V. Patankar and D. B. Spalding, “A calculation procedure for heat, mass and momentum transfer in three-dimensional parabolic flows,” in *Numerical Prediction of Flow, Heat Transfer, Turbulence and Combustion*, pp. 54–73, Elsevier, 1983.
- [127] H. Versteeg and W. Malalasekera, “An introduction to computational fluid dynamics. 1995,” *Harlow: Pearson Education Limited*, 1995.
- [128] S. Patankar, *Numerical heat transfer and fluid flow*. CRC press, 1980.
- [129] J. Van Doormaal and G. Raithby, “Enhancements of the simple method for predicting incompressible fluid flows,” *Numerical heat transfer*, vol. 7, no. 2, pp. 147–163, 1984.
- [130] R. I. Issa, “Solution of the implicitly discretised fluid flow equations by operator-splitting,” *Journal of computational physics*, vol. 62, no. 1, pp. 40–65, 1986.
- [131] S. A. Arreola-Villa, G. Solorio-Diaz, H. J. Vergara-Hernández, M. I. Olvera, I. Aguilera-Navarrete, J. A. Salazar-Torres, and O. Vázquez-Gómez, “Numerical simulation in 3d of a thermoelectrical system by ohmic heating,” in *Power, Electronics and Computing (ROPEC), 2016 IEEE International Autumn Meeting on*, pp. 1–4, IEEE, 2016.

- [132] E. Hawbolt, B. Chau, and J. Brimacombe, "Kinetics of austenite-pearlite transformation in eutectoid carbon steel," *Metallurgical transactions A*, vol. 14, no. 9, pp. 1803–1815, 1983.
- [133] B. Hernández-Morales, O. Vázquez-Gómez, E. López-Martínez, H. Vergara-Hernández, and L. Olmos, "Effect of heating rate and silicon content on kinetics of austenite formation during continuous heating.," in *Materials Science Forum*, 2014.
- [134] H. Evans, D. Hilton, R. Holm, and S. Webster, "Influence of silicon additions on the oxidation resistance of a stainless steel," *Oxidation of Metals*, vol. 19, no. 1-2, pp. 1–18, 1983.
- [135] X.-j. Liu, Y.-q. He, G.-m. Cao, J. Tao, T.-z. WU, and Z.-y. Liu, "Effect of si content and temperature on oxidation resistance of fe-si alloys," *Journal of Iron and Steel Research, International*, vol. 22, no. 3, pp. 238–244, 2015.
- [136] L. Suárez, Y. Houbaert, X. V. Eynde, and R. Colás, "Development of an experimental device to study high temperature oxidation," *Oxidation of Metals*, vol. 70, no. 1-2, pp. 1–13, 2008.
- [137] J. G. Kim and K. Y. Huh, "Prediction of transient slab temperature distribution in the re-heating furnace of a walking-beam type for rolling of steel slabs," *ISIJ international*, vol. 40, no. 11, pp. 1115–1123, 2000.
- [138] B. Jenkins and P. Mullinger, *Industrial and process furnaces: principles, design and operation*. Elsevier, 2011.
- [139] E. Auces and J. Rodríguez, "Cálculo de las necesidades de energía en un horno de relevo de esfuerzos," *Ciencia e Ingeniería*, vol. 24, no. 3, pp. 3–6, 2003.
- [140] D. Q. Kern, *Procesos de transferencia de calor*. No. TJ263 K45, 2008.
- [141] J. Stanley, J. VONHOENE, and R. Huntoon, "The oxidation of pure iron," *TRANSACTIONS OF THE AMERICAN SOCIETY FOR METALS*, vol. 43, pp. 426–453, 1951.
- [142] N. Birks and A. Nicholson, "Iron steel inst. sp. pub. 123," *Iron Steel Inst., London*, p. 219, 1970.
- [143] K. Browne, J. Dryden, and M. Assefpour, "Recent advances in heat transfer and microstructure modelling for metal processing," 1995.
- [144] B. E. Hopkins, *Oxidation of metals and alloys*. Butterworths, 1962.

A

Capítulo

Anexo: Publicaciones y Aportes



Numerical simulation of a metallic load in continuous movement during heating in an experimental vertical-type furnace

Sixtos Antonio Arreola-Villa¹ · Gildardo Solorio-Díaz¹ · Héctor Javier Vergara-Hernández² · Octavio Vázquez-Gómez^{2,3} 

Received: 5 October 2017 / Accepted: 16 April 2018
© The Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering 2018

Abstract

The present work shows the results of a numerical simulation, in the transient 3D state, of heating a block of stainless steel AISI 304 in continuous movement in the interior of an experimental vertical furnace. The model considers the heat transfer by radiation between the furnace walls and the surface of the block using the model P-1, implemented in CFD Fluent® commercial software. The thermal boundary conditions were experimentally determined by sectioning and recording the furnace wall temperatures at different heights. In turn, the conditions were implemented through a user-defined function. The displacement of the block was modeled using two methods: the field assignment method and the layering dynamic mesh method. The simulated thermal histories obtained with both methods were compared with the experimental thermal history of the block during continuous movement in the interior of the furnace. The results show that the layering dynamic mesh method predicts the thermal history of the block heating during continuous movement more accurately than the field assignment method, providing a viable alternative for the simulation of continuous processes at high temperatures, such as the process of reheating a steel billet.

Keywords Numerical simulation · Dynamic mesh · Furnace

1 Introduction

The billet reheating process is a thermal process carried out in the steel industry to homogenize the microstructure and dissolve the carbides formed during the continuous casting process and reach the forming temperature before the hot-rolling process ($\sim 1200^\circ\text{C}$) [1, 2]. Depending on the type of production, the furnaces can be classified into two types: (1) Batch-type furnaces, for low production of steel, and (2) continuous furnaces, for high production, which are used for

the billet reheating process and are characterized by their loading and unloading mechanism, which is a type of pusher or walking beam, as well as the movement of the metallic load inside the furnace [3]. In spite of these differences, the thermal process is similar in both cases, that is it is a continuous heating process of solid components in motion.

Different numerical and mathematic models have been developed for the study of reheating furnaces, but most of the models can be classified into two categories [4]: In the first category, the furnace is divided into zones where the temperature of the combustion gases is uniform, based on experimental measurements [5]. Also, the absorption coefficients of the gases are considered constant [5–8], or in other cases are calculated based on the weighted-sum-of-gray-gases model (WSGGM). The heat transfer coefficients by convection are established through correction factors [6] or are calculated through empirical correlations [9], while in other cases the convection is much less dominant than the radiation and depreciates. The heat conduction in the billets can be modeled in 2 or 3 dimensions depending on the simplifications of the model. However, it is necessary to couple the heat transfer by

Technical Editor: Fernando Antonio Forcellini.

✉ Octavio Vázquez-Gómez
ovazquezgo@conacyt.mx

¹ Facultad de Ingeniería Mecánica, Universidad Michoacana de San Nicolás de Hidalgo, Av. Francisco J. Múgica S/N, 58030 Morelia, Michoacán, Mexico

² División de Estudios de Posgrado e Investigación, Instituto Tecnológico de Morelia, Av. Tecnológico 1500, 58120 Morelia, Michoacán, Mexico

³ Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología, Av. Insurgentes 1582, 03940 Ciudad de México, Mexico

SIMULACIÓN DEL DESPRENDIMIENTO DE LAS CAPAS DE ÓXIDO GENERADAS EN LA SUPERFICIE DE PALANQUILLAS AL INTERIOR DEL HORNO DE RECALENTAMIENTO PARA PREDECIR DESGASTE PREMATURO DE SKIDS

Sixtos Arreola 3), José Flores 2), Heber Santoyo 2), Gildardo Solorio 3), Octavio Vázquez 1) ,4), Héctor Vergara 1).

1) División de Estudios de Posgrado e Investigación, Instituto Tecnológico de Morelia, Av. Tecnológico 1500, Lomas de Santiaguito, Morelia, Mich., C.P.58120 México. hvergarah@yahoo.com 2) Ternium México S.A. de C.V. Planta Puebla, Ternium, Km. 108, Autopista México-Puebla, Xoxtla Puebla, C.P. 72620 México, jfloresm@ternium.com.mx, hsantoyo@ternium.com.mx, 3) Facultad de Ingeniería Mecánica, Universidad Michoacana de San Nicolás de Hidalgo, Santiago Tapia 403, Morelia, Michoacán, C. P. 58000 México. 4) Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología. Av. Insurgentes Sur 1582, Col. Crédito Constructor C.P. 03940 Ciudad de México, México.

Resumen

El presente trabajo considera el modelo numérico acoplando la transferencia de calor, combustión química y dinámica de fluido de un horno de flamas directas. Utilizando un programa comercial que resuelve, por volúmenes finitos, las ecuaciones constitutivas utilizando un mallado tetrahíbrido de un millón de celdas; el modelo numérico estima los campos térmicos del hogar del horno y las palanquillas, así como, los campos de velocidad de los gases productos de la combustión. Por otro lado, se utilizó una técnica de inyección de 11550 partículas, con la densidad del óxido de hierro, para simular el desprendimiento y arrastre de la cascarilla producida en las palanquillas, al interior del hogar del horno utilizando un modelo de fase discreta; se estudiaron las trayectorias de impacto de las partículas de óxido que desgastan y erosionan los skids obteniendo resultados estadísticos para tratar de correlacionar una falla que se dio en planta Ternium-Puebla. El modelo numérico se validó comparando la distribución de las temperaturas estimadas con valores medidos en distintas posiciones del horno. Los resultados estadísticos de trayectorias de impacto de partículas inyectadas en la simulación numérica indican que la posición de falla del skid en planta, pudiera, estar conectada a la erosión de refractario por cascarilla.

Palabras clave: horno de recalentamiento, mecánica de fluidos, desgaste prematuro.

Introducción:

En el proceso no integrado de fabricación del acero, el horno de recalentamiento es un equipo que debe mantenerse en funcionamiento continuo para evitar un cuello de botella con el proceso de laminación en caliente. El objetivo del horno de recalentamiento es homogenizar la estructura de la palanquilla (austenización), disolver las dendritas formadas durante el proceso de colada continua y alcanzar la temperatura de trabajo para la laminación en caliente (~1100°C) [1] [2] [3]. Este proceso de homogeneización térmica se realiza en un horno dividido en dos zonas: a) calentamiento y b) compensación. La carga (palanquillas) al interior del horno está en una posición

Simulación Numérica del Calentamiento de un Horno Tipo Empujador para Palanquillas Considerando Desplazamiento Continuo

Sixtos A. Arreola-Villa¹, Martín Herrejón-Escutia¹, Gildardo Solorio-Díaz¹, Héctor J. Vergara-Hernández², Edgar López-Martínez³, Octavio Vázquez-Gómez^{2,4,*}

¹Programa de Posgrado en Ingeniería Mecánica, Universidad Michoacana de San Nicolás de Hidalgo, Av. Francisco J. Mujica s/n Cd. Universitaria, Morelia 58030, México.

²División de Estudios Posgrado e Investigación, Instituto Tecnológico de Morelia, Av. Tecnológico 1500, Lomas de Santiaguito, Morelia 58820, México.

³Universidad del Istmo, Campus Tehuantepec Ciudad Universitaria s/n, Barrio Santa Cruz, 4a Sección Santo Domingo Tehuantepec, Oaxaca 70760, México.

⁴Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología, Av. Insurgentes 1582, Crédito Constructor, Ciudad de México 03940, México.

*Autor correspondiente: ovazquezgo@conacyt.mx

RESUMEN

El presente trabajo muestra los resultados de la simulación numérica de un horno de recalentamiento tipo empujador con capacidad de producción de 120 toneladas/horas para palanquillas de acero de sección cuadrada, utilizando el paquete comercial de dinámica de fluidos computacional (CFD: Computational Fluid Dynamics) Fluent®. El modelo acopla las ecuaciones de transferencia de calor, dinámica de fluidos y la reacción química en estado estacionario. Para la simulación de la combustión se utilizó el modelo de transportes de especies *Eddy-dissipation*; para la dinámica de los gases de combustión se empleó el modelo *k-ε realizable*. La transferencia de calor se simuló considerando los mecanismos de conducción, convección y radiación. El modelo P-1 fue utilizado para simular la radiación que aportan los gases de combustión al calentamiento. También, se simuló el calentamiento y el deslizamiento de las palanquillas a velocidad constante en el interior del horno en estado no estacionario implementando el método paso a paso. Por otro lado, para simular la entrada de las palanquillas frías de forma periódica a cada instante, se utilizó una función definida por el usuario (UDF: User Define Function) empleando el perfil térmico calculado por el modelo. La validación del modelo se realizó mediante la comparación de las historias térmicas simuladas de las palanquillas con las historias térmicas medidas en planta, a través de las lecturas de sensores de temperatura al interior del horno.

Palabras clave: simulación numérica; dinámica de fluidos; transferencia de calor; gases de combustión; horno de recalentamiento; palanquilla de acero.

Numerical Simulation of Billet Heating in a Pusher Furnace Considering Continuous Displacement

ABSTRACT

The present work shows the results of the numerical simulation of a pusher type reheating furnace with a production capacity of 120 tons / hour for square section steel billets using the commercial software of Computational Fluid Dynamics (CFD) Fluent®. The model couples the heat transfer equations, fluid dynamics, and the steady state chemical reaction. For the simulation of combustion, the transport model of Eddy-dissipation species was used; For the fluid dynamics in the combustion gases the *k-ε realizable* model was used. The heat transfer was simulated considering the conduction, convection and radiation mechanisms. The model P1 was used to simulate the radiation that the combustion gases contribute to the heating. Also, the heating and displacement of the billets at constant speed inside the oven in a non-stationary state was simulated by implementing the step by step method. On the other hand, to simulate the feed of the cold billets periodically at each moment, a function was defined by the user using the thermal profile calculated by the model. The validation of the model was done by comparing the simulated thermal histories of the billets with the thermal histories measured in plant, through the temperature sensor readings inside the furnace.

Keywords: numerical simulation; fluids dynamics; heat transfer; gases combustion; reheating furnace; steel billet.

Simulación numérica del calentamiento transitorio de un sólido que se mueve al interior de un horno

M.C. Pablo Guzmán Avalos¹, Dr. Héctor Javier Vergara Hernández²,
M.C. Sixtos Antonio Arreola Villa³ y Dr. Gildardo Solorio Díaz⁴

Resumen—En este trabajo se presenta una simulación numérica en CFD para el calentamiento transitorio de una palanquilla de acero que se mueve al interior de un horno. Para la validación del problema, un bloque de acero de 50 mm de lado fue instrumentado con termopares tipo k y con un sistema de control de movimiento que permite mover el bloque a través de un horno-túnel a una velocidad constante. Para evitar los cambios de pendientes provocados por las transformaciones de fase, en las historias térmicas medidas, se utilizó un acero AISI 304. Los resultados indican que los perfiles de temperatura de calentamiento simulados acoplado el modelo de mallas dinámicas para simular el movimiento del sólido son similares, dando como resultado una técnica alterna a la que se ha propuesto por otros autores, tal como la técnica “step by step”.

INTRODUCCIÓN

El proceso de recalentamiento es un proceso térmico que es utilizado para modificar el comportamiento mecánico de los aceros durante las etapas de deformación a altas temperaturas. El proceso consiste en calentar las palanquillas desde temperatura ambiente hasta una temperatura cercana a 1200°C, con la finalidad de disminuir la resistencia a la cedencia y así obtener una gran cantidad de deformación plástica en el proceso de laminación.

En los últimos años, se han desarrollado diferentes estudios del proceso de recalentamiento de palanquillas con la finalidad de optimizar el consumo de combustible que se requiere para su operación y disminuir la formación de cascarilla[1]. Estos estudios se han enfocado en el análisis de la eficiencia térmica, los perfiles de temperatura y el tiempo de residencia en el interior del horno así como el enriquecimiento del aire con oxígeno durante la reacción de combustión[2]–[6]. Utilizando herramientas de CFD (*Computer Fluid Dynamics*), que acoplan las ecuaciones de la dinámica de fluidos y la transferencia de calor mediante el método de volumen finito, otros autores han estudian el proceso de recalentamiento para describir la ubicación óptima de los quemadores[7], las mezclas ideales de los combustibles y la dinámica de fluidos resultante por la combustión de los gases[8], [9].

Una técnica utilizada para estimar los perfiles térmicos de las palanquillas como una función del tiempo y la posición al interior de un horno de recalentamiento fue reportada por Arreola Villa [8] y consiste en generar un modelo computacional donde las palanquillas se colocan en un arreglo lineal con un espaciamiento entre ellas a lo largo del horno. Para simular el movimiento de la palanquilla se extrae la historia térmica de la palanquilla 1 en un determinado tiempo, después esta información se introduce en una palanquilla contigua a la anterior y se continua la simulación en el mismo tiempo, se repite este paso de forma cíclica para simular el movimiento de la palanquilla *step by step* hasta estimar la historia térmica de la palanquilla posicionada a la salida del horno de recalentamiento. Sin embargo, los perfiles de temperatura obtenidos de estas simulaciones están por debajo de los perfiles medidos experimentalmente. Una forma de minimizar el error obtenido por estos modelos es empleando el modelo de mallas dinámicas, el cual permite alcanzar el estado estable en cada paso simulado a diferencia de la técnica *step by step*. FLUENT® es un paquete comercial de CFD que cuenta con el modelo de mallas dinámicas, que permite la simulación del movimiento de un sólido en un fluido. En la literatura las mallas dinámicas han sido utilizadas para obtener la cantidad de movimiento que le transmite el sólido al fluido [10]–[12], pero no se ha encontrado reportes que indiquen que el modelo de mallas dinámicas pueda acoplarse a los modelos de transferencia de calor por radiación P_I para obtener la

¹M.C. Pablo Guzmán Avalos, estudiante del programa “Maestría en Ciencias en Metalurgia” impartido en el Tecnológico Nacional de México/ Instituto Tecnológico de Morelia. pablo_guzman.am@hotmail.com

²Dr. Héctor Javier Vergara Hernández, profesor investigador de la “Maestría en Ciencias en Metalurgia” en el Tecnológico Nacional de México/ Instituto Tecnológico de Morelia. hvergarah@gmail.com

³M.C. Sixtos Antonio Arreola Villa, estudiante del programa “Doctorado en Ciencias en Mecánica” impartido en la Universidad Michoacana de San Nicolás de Hidalgo. saco.k@hotmail.com

⁴Dr. Gildardo Solorio Díaz, profesor investigador del “Doctorado en Ciencias en Mecánica” de la Universidad Michoacana de San Nicolás de Hidalgo. gildardosolorio@yahoo.com.mx

Numerical Simulation in 3D of a Thermoelectric System by Ohmic Heating

Sixtos A. Arreola-Villa, Gildardo Solorio-Diaz
 Mechanical Faculty, Universidad Michoacana de San
 Nicolas Hidalgo, UMSNH
 Morelia, México

Héctor J. Vergara-Hernández
 Postgraduate Studies and Research Division
 Instituto Tecnológico de Morelia
 Morelia, Country

Mario Ibañez Olvera
 line 1 (of *Affiliation*): dept. name of organization
 Universidad Autónoma del Estado de México
 Santiago Tianguistenco, México

Israel Aguilera-Navarrete, Juan A. Salazar- Torres
 and Octavio Vázquez-Gómez
 Postgraduate Studies and Research Division
 Instituto Tecnológico de Morelia-CONACyT
 Morelia, México
 jast2007@hotmail.com

Abstract— This paper presents the numerical simulation in 3D of a hollow cylindrical sample heated by Joule effect. The solution of the governing equations describing the phenomenon and the coupling of electrical terms coupling were performed, Also an user-defined function (UDF) was used with the computational program fluid dynamics ANSYS Fluent ©. The Thermo-physical properties of the material are in function of the temperature. The numerical results were validated experimentally.

Keywords— *Numerical simulation 3D, UDF. Ohmic heating*

I. INTRODUCTION

The heating process is used in the mechanical hot forming and heat treatment of metal components. The common way to perform the heating is by resistance furnaces, induction, direct combustion or by Joule effect. Joule heating is generated from the flow of an electric current I through a conductive material with an specific resistance R [1]. The electric current is dissipated as heat, causing an increase in temperature. Joule heating is characterized for achieving heating rates superiors to conventional methods and its excellent thermal response by electronical control systems.

Joule heating is mainly used in the food industry, however, it has also been successfully used in thermophysical simulation devices to study the microstructures of metal alloys [2],[3],[4]. To solve the governing equations of ohmic heating a numerical modeling was used.

The temperature dependence of thermophysical and electrical properties of materials complicated the problem solution, therefore, computational tools for numerical simulations have been used as well the finite volume method, finite difference or finite element method.

In this paper, the numerical simulation of Joule heating was studied, utilizing an hollow cylindrical sample. On the other hand, the energy equation and the electrical generation term are attached using UDF. The UDF is defined as a function in C

language that allows to implement a boundary condition to the thermoelectric phenomenon by means of the electrical current parameterization. In addition, UDF was used to evaluate the resistivity depending on the temperature changes. The model is used to determine the heating time of the maximum sample temperature in function of electric current.

II. EXPERIMENTAL SETUP

The experimental setup consist mainly of three subsystems: a) heating system of the test tube AISI 304, b) Temperature monitoring system, y c) cooling system copper jaws (see Figure 1).

TABLE I
 NOMENCLATURE.

Symbol	Quantity	Units
ρ	Density	kg/m ³
t	Time	Seconds
\vec{v}	Velocity	m/s
μ	Viscosity	Kg/m-s
p	Pressure	Pas
\vec{g}	Gravity	m/s ²
E	Energy	J/kg
k	Thermal Conductivity	W/m-K
T	Temperature	K
$S_{electric}$	Electric term source	W/m ³
h	Enthalpy	J/kgmol
T_{ref}	Reference temperature	K
Cp	Specific Heat	J/kg-K
A	Specimen Cross section	m ²
σ	Resistivity	Ohm/m
I	Electrical Current	Amperes
R	Resistance	Ohm
UDF	User-Defined Function	

SIMULACIÓN NUMÉRICA DE UN HORNO TIPO EMPUJADOR PARA PALANQUILLAS CON FORMACIÓN DE ÓXIDO

Sixtos A. Arreola Villa^{1,*}, Gildardo Solorio-Díaz² y H. J. Vergara Hernández³

Resumen

El siguiente trabajo muestra un modelo numérico de un horno de recalentamiento tipo empujador, utilizando un programa comercial de dinámica de fluidos (CFD). El modelo acopla las ecuaciones de transferencia de calor, dinámica de fluidos y reacción química en estado no estacionario. Para la simulación de la combustión se utilizó el modelo de transportes de especies Eddy-dissipation; para la dinámica de fluidos de los gases se hizo uso del modelo $k - \epsilon$ realizable. Se simuló la transferencia de calor considerando los mecanismos de conducción, convección y radiación. El modelo P-1 fue utilizado para simular la radiación que aportan los gases de combustión al calentamiento de la palanquilla. Las historias térmicas simuladas al interior de las palanquillas fueron comparadas con mediciones en planta. El modelo también acopla los modelos de oxidación superficial de la carga (barras de sección cuadrada de acero de 160 mm x 160 mm x 12.7 m). Se caracterizó el historial térmico en estado no estacionario de una palanquilla cuadrada de 16 mm y 12.7 m, durante su desplazamiento en el interior del horno, estas mediciones de temperatura permitieron caracterizar las pérdidas de material por formación de óxidos, en cada tiempo y posición al interior del horno de calentamiento.

Palabras clave: horno empujador, modelos de oxidación, desplazamiento de palanquillas.

Abstract

In this paper shows a numerical model of a pusher type reheating furnace created in commercial fluid dynamics software, considering the heating of the billets at non steady state. In addition, a methodology was used to achieve the sliding of the billets inside the furnace. To simulate the process combustion it was used the transport species model called Eddy-Dissipation, and for the fluid dynamics of gas it was used $k - \epsilon$ realizable model, also the heat transfer by conduction, convection, and radiation were simulated. To simulate the radiation heat transfer from the gases to the billet, the P-1 model was used. Plant measurements in different areas of the furnace allowed a good validation of the numerical model, and also a model for the oxidation process was used. It was characterized the thermal history in unsteady state of a square billet 16 mm and 12.7 mm in length, during their displacement inside the heating furnace 14.7 x 17.5 m industrial size, these temperature measurements allowed to characterize losses rusting material at each time and position within the heating furnace.

Keywords: Pusher furnace, oxide models, displacement billet.

^{1,*}Maestro en Ciencias de la Ingeniería Mecánica, ingeniero mecánico, estudiante de doctorado en ciencias de la ingeniería mecánica, Universidad Michoacana de San Nicolás de Hidalgo, Facultad de Ingeniería Mecánica. Autor para correspondencia ✉: sxtsaav@gmail.com

²Doctor en Ciencias con especialidad en Metalurgia y Materiales, profesor investigador titular A, Universidad Michoacana de San Nicolás de Hidalgo, Posgrado en Ingeniería Mecánica.

³Doctor en Ingeniería, Profesor Investigador Titular C, Instituto Tecnológico de Morelia, Maestría en Ciencias en Metalurgia.

Recibido: 07-10-2014, aprobado tras revisión: 24-05-2015

Forma sugerida de citación: Arreola, S.; Solorio, G.; Vergara, H. (2015). "Simulación numérica de un horno tipo empujador para palanquillas con formación de óxido". INGENIUS. N.º13, (Enero-Junio), pp. 30-37. ISSN: 1390-650X.

Determinación Experimental de la Resistividad Eléctrica de una Aleación Base Níquel durante el Calentamiento Continuo por efecto Joule

Martín Herrejón Escutia MC.¹, MC. Sixtos Antonio Arreola Villa²,
Dr. Gildardo Solorio Díaz³, Dr. Octavio Vázquez Gómez⁴

Resumen—La obtención de propiedades eléctricas como la resistividad de un material a distintas temperaturas involucra el uso técnicas de medición bastante complejas. Estas tienen un fuerte impacto en el desarrollo de modelos de simulación numérica. En este trabajo se presenta la aplicación de un dispositivo de calentamiento por efecto Joule para determinar la resistividad eléctrica de una aleación base níquel Hastelloy C 276[®], en un intervalo de temperaturas de 250 a 950 °C. La historia térmica y la de corriente eléctrica suministrada es registrada durante el calentamiento continuo. Los datos son alimentados en un modelo matemático acoplado térmico-eléctrico, el cual es resuelto mediante el método inverso para la obtención de la resistividad eléctrica. Los resultados obtenidos por el modelo muestran una buena aproximación con los valores reportados en la literatura, demostrando la capacidad del dispositivo y la validez del modelo para determinar la resistividad eléctrica de un material conductor.

Palabras clave—Efecto Joule, Resistividad eléctrica, Hastelloy C 276[®], Calentamiento continuo.

Introducción

Existen diferentes métodos para determinar la conductividad eléctrica¹, sin embargo, la selección del método depende de la naturaleza intrínseca del material conductor, así como de los parámetros de medición como la temperatura, la geometría y el intervalo de resistividad eléctrica. Por ejemplo, para medir la resistividad eléctrica de un material en el orden de ohmios (Ω) a megaohmios (M Ω), el método más recomendable y simple es el *Método de dos puntas* mediante un óhmetro convencional, por otro lado, cuando la resistividad es baja se utiliza el *Método de las cuatro puntas* con el que se elimina los efectos de la resistencia de contacto entre la muestra y las terminales eléctricas, así como la resistencia generada por los electrodos. Para muestras planas de dimensiones del orden de milímetros Valdes² desarrollo un método cuando la distancia entre los electrodos es mucho mayor a la dimensión más pequeña de la muestra y ningún electrodo se encuentra cerca del borde. Otro método similar y basado en el efecto Hall, es el método desarrollado por L. J. van der Pauw³ para discos planos de forma libre con la restricción de que los electrodos deben colocarse en el perímetro de la muestra y esta debe tener un espesor uniforme y sin orificios. De forma general, las muestras son instrumentadas con electrodos de forma parecida para los diferentes métodos de medición^{4,5,6}. En cuanto a la temperatura, a la cual se realiza la medición, existen distintas formas de calentamiento; por ejemplo, por medio de conducción de calor a través de calentadores incrustados en el soporte de la muestra o por radiación mediante hornos de resistencias eléctricas en espiral de aleaciones Ni-Cr, empleando atmósferas inertes o vacío en el interior de la cámara de medición. De acuerdo a lo anterior, para realizar mediciones de resistividad a alta temperatura se debe controlar la homogeneidad de la temperatura de la muestra, eliminar el ruido generado por los campos magnéticos de las resistencias y asegurar el contacto entre las puntas y la muestra. En este trabajo se plantea el uso de un dispositivo experimental y un modelo matemático acoplado térmico-eléctrico, para determinar el valor de la resistividad eléctrica de una probeta de una aleación base níquel Hastelloy C-276[®] durante el calentamiento continuo por efecto *Joule*.

Modelo matemático y desarrollo experimental

Modelo matemático

Se diseñó un dispositivo experimental para calentar probetas cilíndricas huecas de 7 y 5 mm de diámetro exterior e interior, respectivamente, por 34 mm de largo, a través de un sistema de calentamiento por efecto *Joule*. El calor generado por el paso de corriente eléctrica en la probeta es transferido en la dirección axial y radial. Debido a la

¹ Martín Herrejón Escutia MC. es estudiante del programa de Doctorado en Ingeniería Mecánica, de la Universidad Michoacana de San Nicolás de Hidalgo, Michoacán, México, h_escuti@hotmail.com

² MC. Sixtos Antonio Arreola Villa es estudiante del programa de Doctorado en Ingeniería Mecánica, de la Universidad Michoacana de San Nicolás de Hidalgo, Michoacán, México, sxtsaav@gmail.com

³ Dr. Gildardo Solorio Díaz es profesor investigador de la Facultad de Ingeniería Mecánica, de la Universidad Michoacana de San Nicolás de Hidalgo, Michoacán, México, gdiaz@umich.mx

⁴ Dr. Octavio Vázquez Gómez es catedrático CONACyT-ITM de la División de Estudios de Posgrado e Investigación del Instituto Tecnológico de Morelia, Michoacán, México y del Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología, Ciudad de México, México ovazquezgo@conacyt.mx (autor correspondiente)

Simulación de la Evolución Termo-Estructural del Calentamiento de una Probeta Dilatométrica por Efecto Joule

Martín Herrejón-Escutia¹, Sixtos A. Arreola-Villa¹, Gildardo Solorio-Díaz¹, Héctor J. Vergara-Hernández², Gerardo M. Chávez-Campos², Octavio Vázquez-Gómez^{2,4,*}

¹Programa de Posgrado en Ingeniería Mecánica, Universidad Michoacana de San Nicolás de Hidalgo, Av. Francisco J. Mujica s/n Cd. Universitaria, Morelia 58030, México

²División de Estudios Posgrado e Investigación, Instituto Tecnológico de Morelia, Av. Tecnológico 1500, Lomas de Santiaguito, Morelia 58820, México

³Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología, Av. Insurgentes 1582, Crédito Constructor, Ciudad de México 03940, México.

*Autor corresponsal: ovazquezgo@conacyt.mx

Resumen

Se desarrolló un modelo matemático para predecir la respuesta dilatométrica de una probeta cilíndrica hueca de acero durante el calentamiento continuo por efecto Joule. El modelo fue planteado mediante un balance de energía acoplando el término de generación de calor por efecto Joule, las ecuaciones de deformación térmica por dilatación (Dieter 1986, Gere y Goodno 2013), el modelo cinético de Avrami (Avrami 1939, 1940, 1941) y un modelo difusivo tipo Arrhenius (Poirier y Geiger 2009). A partir de la geometría y dimensiones de la probeta se consideró que el calentamiento es newtoniano en la dirección radial, reduciéndose la complejidad del problema. Por otro lado, las ecuaciones establecidas se resolvieron mediante el método de diferencias finitas (Malek 2011), a partir de la formulación y codificación de un algoritmo propio en el paquete de computo de licencia libre Scilab®. El modelo considera las propiedades termofísicas y eléctricas del acero en función de la temperatura y la función de corriente eléctrica dependiente del tiempo. Previamente, el modelo fue validado para un acero que no presenta transformación de fase mediante la comparación de la historia térmica y la dilatación térmica experimental con la simulada. Los experimentos se llevaron a cabo en un dispositivo de calentamiento directo. Finalmente, para la etapa de transformación, la curva dilatométrica fue modelada utilizando el coeficiente de expansión térmica lineal instantáneo acoplado al modelo cinético y difusivo mediante la regla de fases.

Palabras clave: modelo matemático; calentamiento continuo; efecto Joule; dilatometría; método de diferencias finitas

Simulation of the Thermo-Structural Evolution of the Heating of a Dilatometric Specimen by Joule Effect

Abstract

A mathematical model was developed to predict the dilatometric response of a hollow cylindrical steel specimen during continuous heating by Joule effect. The model was proposed by means of an energy balance coupling the heat generation by Joule effect, the equations of thermal strain by dilatation (Dieter 1986, Gere and Goodno 2013), the kinetic model of Avrami (Avrami 1939, 1940, 1941) and an Arrhenius type diffusive model (Poirier and Geiger 2009). From the geometry and dimensions of the specimen, it was considered that the heating is Newtonian in the radial direction reducing the complexity of the problem. On the other hand, the established equations were solved by the finite difference method (Malek 2011), based on the formulation and coding of a proprietary algorithm in the Scilab® free license computer package. The model considers the thermophysical and electrical properties of the steel as a function of temperature and the function of electric current dependent on time. Previously, the model was validated for a steel that does not present phase transformation by comparing the thermal history and the experimental thermal expansion with the simulated. The experiments were carried out in a direct heating device. Finally, for the transformation stage, the dilatometric curve was modelled using the instantaneous coefficient of thermal expansion coupled to the kinetic and diffusive model by the phase rule.

Keywords: mathematical model; continuous heating; Joule effect; dilatometry; finite difference method

Thermal and Fluid-Dynamic Optimization of a Five Strand Asymmetric Delta Shaped Billet Caster Tundish

Omar Sinhue Delgado Ramirez, Enrique Torres-Alonso, José Ángel Ramos Banderas,*
Sixtos Antonio Arreola Villa, Constantin Alberto Hernández Bocanegra,
and Jorge Sergio Téllez Martínez

In this work, the multiphase mathematical simulation (steel-slag-air) is performed in order to optimize the fluid dynamics and the homogenization temperature in an asymmetric delta-type billet caster tundish. The performance of the tundish emulates, when a change of ladle occurs, for which are considered the losses of heat through its frontiers as well as the temperature drop of the steel at the input by means of a user defined function (UDF). Also, a comparison is made for the removal of non-metallic inclusions using standard entrapment conditions at the steel-slag interface, as well as a user-defined function (UDF). This UDF takes into account the multiphase interaction with the critical velocity of the particles that approach this interface. For this analysis, it is necessary to determine the opening area of the slag layer. The results of the model for the temperature drop are validated by means of experimental measurements in plant, which show a good correspondence in the obtained data. Finally, the proposed design of flow modifiers favorably influences the fluid dynamics pattern, allowing a better thermal homogenization, and a substantial cleaning of the steel at its output from the tundish.

the functions of promoting the removal of non-metallic inclusions as well as the chemical and thermal homogenization of steel. The transfer of mass, energy, and momentum is determined by the characteristics of the flow pattern in the vessel. Due to the above, it is necessary to analyze their fluid-dynamic behavior and thus make a design of the Flow Control Devices (FCD) to obtain the most favorable conditions to produce steel of better quality. In the steelmaking industry, the typical billet caster tundish is the delta type with multiple strands in which, compared to the one and two strands tundish, the flow pattern is more complicated and many problems can arise during the casting process. For example, high thermal and chemical gradients among the strands of the tundish, as well as high both turbulence and velocity levels, usually give rise to short circuits and the opening of the slag layer, which are associated with operational and quality problems. Since it has been determined that the fluid

1. Introduction

In the continuous casting process, the tundish is an intermediate container between the ladle and the mold, used as a reactor to obtain clean steel, these operations, as a whole, have been commonly referred to as “tertiary metallurgy”. Its main goal is to provide a constant flow of steel to the molds, and in recent years has adopted

dynamics in the tundish has a major impact on the cleaning and reduction of defects in the steel, a significant number of FCD have been designed and adapted to the tundish.^[1–15] The fundamental role of the FCD in the tundish has been to increase the average time of residence of the steel in its interior. Likewise, it is sought to redirect the flow toward the metal-slag interface without opening it, to achieve a better cleaning of the product. It has been reported^[16] that, when is used the Ar-gas injection through the bottom of the tundish, the removal of non-metallic inclusions is more favored by the redirection of the flow toward the slag than by the adhesion of particles to the upward bubbles. The engineering of the FCD plays a fundamental role for the operations of change of grade of the steel and/or change of ladle from the thermal point of view. This is because the incoming steel of the ladle is hotter than the one that remains in the tundish. There are several numerical simulation works on this issue^[17–20], which focused in the thermal and fluid-dynamic analysis, and others^[21,22] that also included an inclusion removal study. However, in all these works the use of the slag layer is omitted. The aim of this work is to optimize the performance of an asymmetric delta billet tundish during the change of ladle, taking into account the heat transfer, fluid-dynamics, and inclusionary cleaning. For this purpose, the three-dimensional equations of Navier–Stokes for fluid-dynamics, the k – ϵ for turbulence, the Volume Of Fluid (VOF)

Dr. E. Torres Alonso, Dr. A. Ramos Banderas,
Dr. C. A. Hernández Bocanegra
Graduate Program in Metallurgy
Morelia Technological Institute, 58120 Morelia, Mich., México
E-mail: arblss@hotmail.com

O. S. Delgado Ramirez
Graduate Program in Metallurgy
Morelia Technological Institute, 58120 Morelia, Mich., México

S. A. Arreola Villa, J. S. Téllez Martínez
Thermofluids-FIM-UMSNH, 58140 Morelia Mich., México

Dr. C. A. Hernández Bocanegra
CATEDRAS-CONACyT, Benito Juárez, CDMX 03940, México

Dr. J. S. Téllez Martínez
Metallurgical Engineering Academy
Polytechnic University Juventino Rosas, 38253, Guanajuato, México

DOI: 10.1002/srin.201700428

B

Capítulo

Anexo: Camara

C
Capítulo

Anexo: Carta de informe técnico de proyecto aplicados en la industria



FYMSSSA[®]



ISO 9001
BUREAU VERITAS
Certification



FUNDICIÓN Y MECÁNICA SUSANO SOLÍS, S.A. DE C.V.
ACEROS INOXIDABLES, AL CARBONO, HIERRO, BRONCE Y ALEACIONES ESPECIALES

Orizaba, Veracruz, 24 enero 2017

Asunto: Constancia de conclusión de desarrollo tecnológico

Ing. Paulino Alberto Rivas Martínez
Director del Instituto Tecnológico de Morelia

Att: M.C. Obeth Hernández Díaz
Jefe de Departamento de Gestión Tecnológica y Vinculación
Instituto Tecnológico de Morelia

PRESENTE:

El presente documento hace constar que el desarrollo tecnológico denominado "**Prácticas de anclaje y crecimiento de óxido de wustita para la lubricación de una punta perforadora fabricada por fundición**", que realizaron los investigadores del Instituto Tecnológico de Morelia (TecNM/ITM): **Héctor Javier Vergara Hernández, Sixtos Antonio Arreola Villa, Gildardo Solorio Díaz, Gerardo Marx Chávez Campos, Octavio Vázquez Gómez y Pedro Garnica González** fue financiado con recursos de la empresa Fundición y Mecánica Susano Solís con el objetivo incrementar la calidad de las puntas fabricadas por la empresa mexicana y competir con los proveedores extranjeros que ofrecen el mismo herramental a la empresa TAMSA. Los tratamientos termoquímicos desarrollados por los investigadores para incrementar el anclaje y crecimiento de wustita en la superficie de las puntas fundidas son el resultado de la asesoría que incluyó el análisis de la información y diseño de experimentos, mismos que han sido de entera satisfacción para la empresa. Motivo por el cual, los investigadores antes mencionados, quedan liberados del proyecto una vez entregando como productos un reporte técnico final con la caracterización del óxido por microscopía electrónica de barrido, la cinética del crecimiento de la capa de óxido a 900 y 1000°C y validación de los resultados en forma experimental en los laboratorios del Instituto Tecnológico de Morelia y con la supervisión del ingeniero de calidad de la planta.

Es importante mencionar que el reporte técnico y los datos que en él se describen son propiedad de Fundición y Mecánica Susano Solís quien, en lo sucesivo, tiene la facultad de explotarlo para los fines legales y económicos que le convengan. Los investigadores participantes en este proyecto **CEDEN**, en todo lo que de hecho y por derecho le corresponda, a la persona moral Fundición y Mecánica Susano Solís S.A. DE C.V el desarrollo tecnológico denominado "**Prácticas de anclaje y crecimiento de óxido de wustita para la lubricación de una punta perforadora fabricada por fundición**". Por lo anterior, en los reportes académicos que los investigadores del ITM presenten de este trabajo, solo se permitirá su descripción breve y sin detalles que pongan en riesgo la secrecía del proyecto.

Aclarado lo anterior, Fundición y Mecánica Susano Solís S.A. de C.V. autoriza a los investigadores del Instituto Tecnológico de Morelia, presentar ante CONACYT/TecNM/SEP y otras entidades académicas el desarrollo tecnológico "**Prácticas de anclaje y crecimiento de óxido de wustita para la lubricación de una punta perforadora fabricada por fundición**" como parte de sus productos de investigación.

Atentamente:

Lic. Julian Lee Espinosa.

Representante Legal:

Fundición y Mecánica Susano Solís S.A. de C.V.



FYMSSSA^{MR}

FUNDICIÓN Y MECÁNICA SUSANO SOLÍS, S.A. DE C.V.
ACEROS INOXIDABLES, AL CARBONO, HIERRO, BRONCE Y ALEACIONES ESPECIALES



Orizaba, Veracruz, 21 diciembre 2017

Asunto: Constancia de conclusión de desarrollo tecnológico

Ing. Paulino Alberto Rivas Martínez
Director del Instituto Tecnológico de Morelia

Att: M.C.. Obeth Hernández Díaz
Jefe de Departamento de Gestión Tecnológica y Vinculación
Instituto Tecnológico de Morelia

PRESENTE:

El presente documento hace constar que el desarrollo tecnológico denominado **"Sistema de turbulencia en fosa de 4x3x3.5 metros"**, diseñado, fabricado e instalado por parte de los investigadores del Instituto Tecnológico de Morelia (ITM): **Israel Aguilera Navarrete, Juan Alfonso Salazar Torres, Héctor Javier Vergara Hernández, Francisco Reyes Calderón, Gerardo Marx Chávez Campos, Pablo Guzmán Avalos, Sixtos Antonio Arreola Villa, Mario Misael Machado López y Octavio Vázquez Gómez**. El proyecto fue financiado con recursos de la empresa Fundición y Mecánica Susano Solís con el objetivo de incrementar las ventas y competitividad de la empresa. El sistema de turbulencia de la fosa de tratamientos térmicos permitirá cumplir con especificaciones técnicas del producto y de proceso, solicitadas por clientes extranjeros.

Los servicios de diseño, fabricación e instalación del sistema de turbulencia, así como, el análisis de la información, asesoría y capacitación recibida por parte de los investigadores del ITM, han sido de entera satisfacción por lo que los investigadores del ITM, antes mencionados, quedan liberados del proyecto con orden de compra 4204. Como productos entregables recibimos un reporte técnico final, simulaciones de flujo de fluidos y validación de los resultados en forma experimental que garantizan la capacidad de enfriamiento del sistema de turbulencia en fosa de tratamiento térmico, así como los diagramas eléctricos y de componentes electrónicos del sistema embebido.

El material técnico y equipo construido con el proyecto, orden de compra 4204, es propiedad de Fundición y Mecánica Susano Solís quien, en lo sucesivo, tiene la facultad de explotarlo para los fines legales y económicos que le convengan. Los investigadores participantes en este proyecto **CEDEN**, en todo lo que de hecho y por derecho le corresponda, a la persona moral Fundición y Mecánica Susano Solís S.A. DE C.V el desarrollo tecnológico denominado **"Sistema de turbulencia para fosa de Tratamiento Térmico"**. Por lo anterior, en los reportes académicos que los investigadores del ITM presenten de este trabajo, solo se permitirá su descripción breve y sin detalles que pongan en riesgo la secrecía del proyecto.

Aclarado lo anterior, Fundición y Mecánica Susano Solís S.A. de C.V. autoriza a los investigadores del Instituto Tecnológico de Morelia, presentar ante CONACYT/TecNM/SEDEAM y otras entidades académicas el desarrollo tecnológico **"Sistema de turbulencia para fosa de Tratamiento Térmico"** como parte de sus productos de investigación.

Atentamente:

Lic. A. Julián Lee Espinosa.

Representante Legal

Fundición y Mecánica Susano Solís S.A. de C.V.