



Universidad Nacional Autónoma de México

Programa de Maestría y Doctorado en Ingeniería

Ingeniería Química – Materiales

Modelación Matemática y Física con las Técnicas PIV y PLIF del Mezclado Químico y
Térmico en Ollas Agitadas con Gas

Tesis

Qué Para Optar por el Grado de:

Doctor en Ingeniería

Presenta:

M. en I. Luis Enrique Jardón Pérez

Tutores Principales:

Dr. Marco Aurelio Ramírez Argáez, Facultad de Química, UNAM

Dr. Alberto Conejo Nava, School of Metallurgical and Ecological Engineering, USTB

Comité Tutor:

Dr. Carlos Gonzáles Rivera, Facultad de Química, UNAM

Dr. Adrián Manuel Amaro Villeda, Facultad de Química, UNAM

Ciudad Universitaria, CD. MX. Marzo, 2021



Universidad Nacional
Autónoma de México



UNAM – Dirección General de Bibliotecas
Tesis Digitales
Restricciones de uso

DERECHOS RESERVADOS ©
PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL

Todo el material contenido en esta tesis esta protegido por la Ley Federal del Derecho de Autor (LFDA) de los Estados Unidos Mexicanos (México).

El uso de imágenes, fragmentos de videos, y demás material que sea objeto de protección de los derechos de autor, será exclusivamente para fines educativos e informativos y deberá citar la fuente donde la obtuvo mencionando el autor o autores. Cualquier uso distinto como el lucro, reproducción, edición o modificación, será perseguido y sancionado por el respectivo titular de los Derechos de Autor.

Jurado Asignado:

Presidente: Dr. Trápaga Martínez Luis Gerardo

Secretario: Dr. González Rivera Carlos

Vocal: Dr. Ramírez Argáez Marco Aurelio

1er Suplente: Dr. Zenit Camacho José Roberto

2do Suplente: Dr. Ascanio Gasca Gabriel

Lugar donde se realizó la tesis:

Laboratorio 203, edificio D, Facultad de Química, UNAM

Tutores de la Tesis:

Dr. Marco Aurelio Ramírez Argáez

Firma

Dr. Alberto Conejo Nava

Firma

*Para Ericka,
Cecilia, y Josué*

Índice

Índice.....	4
Agradecimientos	8
Prefacio	9
Nomenclatura	11
Abreviaciones.....	11
Lista de símbolos.....	11
Subíndices	13
Capítulo 1 Marco Teórico	14
1.1 Introducción	14
1.1.1 Importancia de la industria siderúrgica en México	15
1.1.2 Aceración y refinación secundaria del acero.....	17
1.2 Estado del arte	23
1.2.1 Revisiones de la literatura	28
1.2.2 Fluidodinámica del proceso	30
1.2.3 Mezclado del sistema	42
1.2.4 Área de ojo expuesta	56
1.2.5 Transporte de especies químicas	66
1.2.6 Transporte de calor.....	73
1.2.7 Remoción y modificación de inclusiones no metálicas.....	79
1.2.8 Optimización del proceso.....	84
1.2.9 Otros objetivos de estudio relacionados con la refinación secundaria del acero.....	97
1.2.10 Observaciones finales del estado del arte en ollas de aceración.....	100
1.3 Técnicas experimentales usadas en el estudio de modelados físicos de ollas de aceración ..	102
1.3.1 Conductimetría, pH-metría y colorimetría	103
1.3.2 Fluorescencia planar inducida por láser (PLIF)	106
1.3.3 Velocimetría de imágenes de partículas (PIV).....	109

1.4 Hipótesis.....	111
1.5 Objetivos	112
Capítulo 2 Mezclado químico	113
2.1 Implementación de la técnica PLIF para medir tiempo de mezclado en modelos físicos de ollas de aceración.....	113
2.1.1 Metodología experimental.....	113
2.1.2 Resultados y análisis de resultados	117
2.1.3 Conclusiones	125
2.2 Análisis de los mecanismos de mezclado químico en modelos físicos de ollas agitadas por gas mediante el uso de las técnicas PIV/PLIF	126
2.2.1 Metodología experimental.....	126
2.2.2 Resultados y análisis de resultados	128
2.2.3 Conclusiones	134
2.3 Modelo matemático para predecir el tiempo de mezclado y el área de ojo expuesta en ollas agitadas por gas	135
2.3.1 Modelo matemático.....	135
2.3.2 Resultados y análisis de resultados	142
2.3.3 Conclusiones	148
Capítulo 3 Mezclado térmico	149
3.1 Implementación de la técnica PLIF para medir mezclado térmico en modelos físicos de ollas de aceración.....	149
3.1.1 Metodología experimental.....	149
3.1.2 Resultados y análisis de resultados	153
3.1.3 Conclusiones	161
3.2 Análisis del mezclado térmico en modelos físicos de ollas agitadas por gas mediante el uso de la técnica PLIF	162
3.2.1 Metodología experimental.....	162
3.2.2 Resultados y análisis de resultados	164

3.2.3 Conclusiones	168
3.3 Modelo matemático para predecir el transporte de calor en ollas agitadas por gas	169
3.3.1 Modelo matemático.....	169
3.3.2 Resultados y análisis de resultados	173
3.3.3 Conclusiones	175
Capítulo 4 Optimización	176
4.1 Optimización de una olla de aceración empleando mediciones experimentales de fluidodinámica, área de ojo expuesta y mezclado térmico.....	176
4.1.1 Metodología experimental.....	177
4.1.2 Resultados y análisis de resultados	180
4.1.3 Conclusiones	189
4.2 Optimización de una olla de aceración empleando mediciones experimentales de tiempo de mezclado, fluidodinámica y área de ojo expuesta.....	190
4.2.1 Metodología experimental.....	191
4.2.2 Resultados y análisis de resultados	193
4.2.3 Conclusiones	205
Anexo A Artículos publicados y memorias de congreso	207
A.1 Artículos publicados en revistas indexadas.....	207
A.1.1 Optimizing gas stirred ladles by physical modeling and PIV measurements.....	208
A.1.1.1 Datos bibliográficos	208
A.1.1.2 Resumen	208
A.1.1.3 Datos de la revista	209
A.1.2 Effect of differentiated injection ratio, gas flow rate, and slag thickness on mixing time and open eye area in gas-stirred ladles assisted by physical modeling	209
A.1.2.1 Datos bibliográficos	209
A.1.2.2 Resumen	210
A.1.2.3 Datos de la revista	210

A.1.3 Introducing the planar laser-induced fluorescence technique (PLIF) to measure mixing time in gas-stirred ladles	210
A.1.3.1 Datos bibliográficos	210
A.1.3.2 Resumen	211
A.1.3.3 Datos de la revista	211
A.1.4 Numerical modeling of equal and differentiated gas injection in ladles: effect on mixing time and slag eye	212
A.1.4.1 Datos bibliográficos	212
A.1.4.2 Resumen	212
A.1.4.3 Datos de la revista	213
A.1.5 Utilization of the planar laser-induced fluorescence technique (PLIF) to measure temperature fields in a gas-stirred ladle	213
A.1.5.1 Datos bibliográficos	213
A.1.5.2 Resumen	213
A.1.5.3 Datos de la revista	214
A.2 Memorias de congreso.....	214
A.2.1 Effect of model size and water chemical composition on mixing time measurements using PLIF in a gas-stirred ladle	214
A.2.1.1 Datos bibliográficos	215
A.2.1.2 Resumen	215
A.2.1.3 Datos del congreso	215
Anexo B Formación de capital humano	216
Referencias.....	217

Agradecimientos

A la DGAPA, que mediante el proyecto PAPIIT IN115619 “Determinación del tiempo de mezclado en ollas agitadas con gas mediante modelado matemático y físico con PLIF” apoyó económicamente el desarrollo del presente trabajo.

Al Conacyt, por el apoyo económico brindado para para mis estudios de posgrado cursados como miembro del Programa Doctoral en Ingeniería Química de la Universidad Nacional Autónoma de México, CVU 624968.

Prefacio

El horno olla es un sistema multifásico que opera a elevadas temperaturas, en donde las fases principales son; acero fundido, cuyo procesamiento es el principal objetivo del reactor; una capa de óxidos fundidos que flotan sobre dicho acero, que protegen el baño del ambiente que lo rodea; y un gas inerte que se inyecta en el fondo del reactor, cuya finalidad es agitar el sistema y con ello acelerar el procesamiento del acero fundido; además de contener inclusiones no metálicas en el baño metálico, cuya cantidad y composición química es muy variable; todo ello contenido en un reactor cilíndrico fabricado con varias capas de diversos materiales principalmente refractarios.

La investigación del mezclado químico y térmico en ollas de aceración es de mucho interés académico e industrial, dado que en dicho reactor metalúrgico, el acero primario fundido se procesa para alcanzar los criterios de calidad necesarios para su adecuado desempeño al final del proceso de manufactura. Específicamente, en la olla el acero se desoxida, se desulfura, se ajusta su composición química, se remueven y/o modifican las inclusiones no metálicas que lleguen a presentarse en el baño y se homogeniza tanto químicamente como térmicamente antes de seguir con el siguiente paso de procesamiento dentro de la planta siderúrgica.

Actualmente, existen numerosas investigaciones publicadas enfocadas en el proceso de refinación del acero dentro del horno olla, denominada también refinación secundaria del acero, es por ello que la primera parte del presente texto se enfoca en desarrollar el estado del arte de la olla de aceración, clasificando las referencias revisadas en nueve temáticas dependiendo del objetivo perseguido por la investigación, con la finalidad de tener una idea general no solo de los avances realizados hasta la fecha de elaboración del presente trabajo, sino de visualizar las posibilidades que se abren para continuar con la profundización del entendimiento y la mejora en el desempeño de un sistema tan complejo como lo es la olla.

Posterior a la revisión de la literatura, se presentan de manera resumida los principales resultados productos del trabajo doctoral realizado, el cual se centró en investigar el mezclado químico y térmico de la olla de aceración principalmente mediante modelado físico, aunque, también se exploró el sistema mediante modelado matemático. En el caso del modelado físico, se empleó agua para simular el acero, aire para simular la inyección de gas inerte y aceite de motor para simular la escoria presente en el sistema industrial. Empleándose técnicas experimentales novedosas, como la velocimetría de imágenes de partículas (PIV) para medir la dinámica de fluidos en un plano del sistema, además de implementarse de manera exitosa, por primera vez en modelos físicos de ollas de aceración, la

fluorescencia planar inducida por láser (PLIF) para medir contornos de concentración y temperatura instantáneos, permitiendo visualizar y analizar el mezclado químico y térmico en un plano completo del modelo sin la necesidad de sensores inmersos dentro del mismo, como lo requieren las técnicas experimentales tradicionalmente empleadas para dichos estudios, ya sean sensores de conductividad eléctrica o pH en el caso de estudios de mezclado químico, o termopares en el caso de estudios enfocados en el mezclado térmico, que además presentan la desventaja de solo obtener mediciones puntuales de las variaciones de concentración o temperatura. Refiriéndonos al modelo matemático, se desarrolló un modelo del sistema agua-aire-aceite de motor, empleando una aproximación euleriana-euleriana para describir las fases presentes en el sistema, buscando validar el mismo extensamente con las mediciones experimentales obtenidas a lo largo del presente estudio.

Finalmente, se debe mencionar que gran parte del presente trabajo se enfoca en la optimización del proceso de refinación secundaria del acero, buscando la mejora simultánea del mezclado y el aislamiento de la fase líquida principal frente a la atmósfera, explorando el efecto de variables de operación como el flujo de gas inyectado, el espesor de la capa líquida superior, el número de tapones, la posición radial y angular de los mismos, y el uso de flujo diferenciado de gas en sistemas con inyección dual. Para la optimización se empleó el algoritmo formal NSGA-II (algoritmo genético de ordenamiento no dominado II), encontrándose numerosos puntos óptimos de las variables respuesta, representados mediante frentes de Pareto, los cuales se analizaron para recomendar condiciones óptimas de operación para el sistema bajo estudio.

El trabajo doctoral desarrollado dentro del grupo de investigación liderado por el Dr. Marco Aurelio Ramírez Argáez, tuvo una alta productividad en la publicación de artículos en revistas arbitradas y memorias de congreso, así como en la formación de capital humano. Es debido a ello, que la tesis presentada a continuación únicamente resume parte de la totalidad del trabajo desarrollado, presentando detalles para el acceso a los productos finales del mismo.

Nomenclatura

Abreviaciones

PIV	Velocimetría de imágenes de partículas (Particle image velocimetry)
PLIF	Fluorescencia planar inducida por láser (Planar laser-induced fluorescence)
LF	Horno olla (Ladle furnace)
CFD	Dinámica de fluidos computacional (Computational fluid dynamics)
E-E	Euler-Euler
E-L	Euler-Lagrange
VOF	Volumen de fluido (Volume of fluid)
DPM	Modelo de fase discreta (Discrete phase model)
PBM	Modelo de balance poblacional (Population balance model)
SRM	Modelos de reacciones simultaneas (Simultaneous reaction model)
$k-\varepsilon$	Modelo de turbulencia $k-\varepsilon$ (energía cinética turbulenta (k) – rapidez de disipación de la energía cinética turbulenta (ε))
LES	Simulación de remolinos grandes (Large eddy simulation)
NSGA-II	Algoritmo genético de ordenamiento no dominado II (Non-dominated sorting genetic algorithm II)

Lista de símbolos

H	Altura de la olla
H_b	Altura del baño
R	Radio de la olla
R_p	Radio de la pluma
R_b	Radio de la burbuja
R_i	Radio de la inclusión
D	Diámetro de la olla
D_{iny}	Diámetro del inyector
N	Número de inyectores en la olla
Q	Flujo de gas
Q_c	Flujo de gas crítico
Ra	Proporción entre flujos

h_s	Espesor de la fase líquida superior
h	Posición axial
r	Posición radial
θ	Ángulo entre tapones
θ_w	Ángulo de las paredes de la olla
L	Longitud característica del sistema
λ	Factor de escala
λ_σ	Relación de densidades
λ_ρ	Relación de tensión superficial
m	Masa
T	Temperatura
ΔT	Diferencia de temperatura
t	Tiempo
ρ	Densidad
μ	Viscosidad dinámica
ν	Viscosidad cinemática
k	Conductividad térmica (transferencia de calor)/ Energía cinética turbulenta (turbulencia)
C_p	Capacidad calorífica
β	Coefficiente de expansión térmica
σ	Tensión superficial
g	Aceleración de la gravedad
P_0	Presión superficial
ε	Energía de agitación (modelos macroscópicos)/ Rapidez de disipación de la energía cinética turbulenta (turbulencia)
ε_b	Energía boyante de la inyección de gas
ε_k	Energía cinética de la inyección de gas
u	Velocidad
\bar{u}	Velocidad media
u'	Velocidad fluctuante
u_{cl}	Velocidad en la línea central
$\bar{\alpha}$	Fracción de gas promedio sobre el área transversal de la pluma
Fr	Número de Froude

Fr_{mod}	Número de Froude modificado
Fr_p	Número de Froude de pluma
Re	Número de Reynolds
Pr	Número de Prandtl
Pe	Número de Peclet
Nu	Número de Nusselt
τ_m	Tiempo de mezclado
A_{eye}	Área de ojo expuesta
A_p	Área de la pluma
A_{int}	Área interfacial
Y	Grado de mezclado
I_s	Grado de segregación
C	Concentración del trazador
$C(t)$	Concentración instantánea del trazador
C_∞	Concentración promedio final del trazador en un baño homogéneo
C_0	Concentración promedio inicial del trazador en un baño homogéneo
J	Flux másico
k_m	Coficiente de transporte de masa

Subíndices

m	Modelo físico
fs	Reactor industrial (full-scale)
g	Fase gaseosa
l	Fase líquida principal (agua, acero)
s	Fase líquida superior (aceite, escoria)
b	Fase líquida / baño
$conv$	Convectivo
$dif turb$	Difusión turbulenta
$inst$	Instantáneo
$turb$	Turbulenta
lam	Laminar

Capítulo 1 Marco Teórico

*Para Erika,
Cinthya, y Nadia*

1.1 Introducción

El acero es una aleación base hierro con carbono como su principal elemento de aleación, variando el contenido de éste último entre 0.008% y 2.11% en masa. Además del carbono, el acero presenta otros elementos de aleación, frecuentemente silicio y manganeso, aunque algunos pueden presentar contenidos apreciables de otros elementos como cromo, níquel o molibdeno dependiendo de la aplicación que tendrá él mismo. Contiene además fósforo y azufre en pequeñas cantidades, estos elementos se consideran impurezas al afectar las propiedades mecánicas del acero y se desea que se presenten en la menor cantidad posible.

El acero tiene una gran variedad de aplicaciones no solo por sus propiedades, sino también por lo económico que resulta, ya que hay una gran abundancia de los elementos que lo componen y el costo de producción es relativamente bajo debido a las grandes cantidades procesadas, aunque, para aplicaciones que así lo requieran, se producen aceros muy específicos con costos adicionales de producción. El acero presenta una gran variedad de propiedades físicas, químicas y mecánicas, las cuales se controlan mediante tratamientos térmicos y cambios en la composición química del mismo, pudiendo presentar un gran espectro de posibles comportamientos, siendo una opción viable para la fabricación de muchos componentes metálicos con diversas aplicaciones.

El desarrollo actual de la humanidad no hubiera sido posible sin el acero. Su uso para fines estructurales, de transporte, industriales, en aplicaciones de alta tecnología, así como en herramientas y artículos de uso común ha tenido un gran impacto en la calidad de vida de las personas, siendo la producción de acero el principal índice de desarrollo de los países durante varias décadas [1, 2]. Dados los requerimientos actuales de producción y a la implementación del acero en aplicaciones que requieren cada vez mayores propiedades mecánicas, existe un mayor énfasis en la calidad final de los productos de la industria siderúrgica [3], con lo cual la refinación secundaria del acero, donde se da la calidad final a éste metal, es un tema de mucho interés para la investigación tanto del punto de vista académico como industrial. Dentro de los procesos de refinación secundaria el más común es el

denominado horno olla, ya que permite grandes producciones de metal refinado con la composición química deseada y bajo contenido de impurezas, además de que mantiene a la temperatura deseada el baño de metal para su vaciado, a la vez que presenta una baja estratificación térmica y alta homogeneidad en su composición química. Existen una amplia variedad de objetivos de proceso y variables de operación que se pueden estudiar en el horno olla, lo cual hace que exista un gran interés en su investigación, buscando entender y mejorar el desempeño del mismo.

1.1.1 Importancia de la industria siderúrgica en México

La producción mundial de acero en el año 2017 fue de 1 729 823 miles de toneladas, de los cuales México produjo 19 955 miles de toneladas, con lo cual se posicionó como el decimocuarto productor de acero a nivel mundial, empleando solo cerca de dos terceras partes de la capacidad de producción local. Tanto la producción mundial como la producción mexicana de acero han presentado un incremento sustancial en los últimos años, tal como se presenta en la Figura 1.1, presentando México un incremento en la producción del 27.66%, comparando la producción del año 2017 con la producción del año 2000 que era de 15 631 miles de toneladas [4, 5].

A pesar del incremento de la producción de acero en México, la demanda del mismo en el país no se satisface solo con producción dentro del territorio nacional, ya que la misma se ha incrementado en un 161.6% del año 2007 al año 2018, llegando a ocupar el noveno lugar mundial en demanda de la aleación con 28.5 millones de toneladas, capacidad que rebasa al acero producido en territorio nacional [5]. En ese mismo año se exportaron 3.8 millones de toneladas de productos terminados de acero y se importaron 10.1 millones de toneladas de los mismos, esto para satisfacer el consumo per cápita de acero que es de 227 kg anuales [4].

En México la industria siderúrgica representa un 2.1% del producto interno bruto (PIB), que es un 7.1% del PIB industrial, que a su vez representa el 13.1% del PIB manufacturero. Esta industria genera aproximadamente 672 mil empleos considerando tanto los empleos directos como indirectos. Dentro de las industrias que más utilizan productos de acero se encuentran la industria de la construcción y la industria automotriz, consumiendo en conjunto más del 70% del acero destinado para manufactura, la Figura 1.2 presenta el porcentaje consumido de acero por cada tipo de industria manufacturera [4].

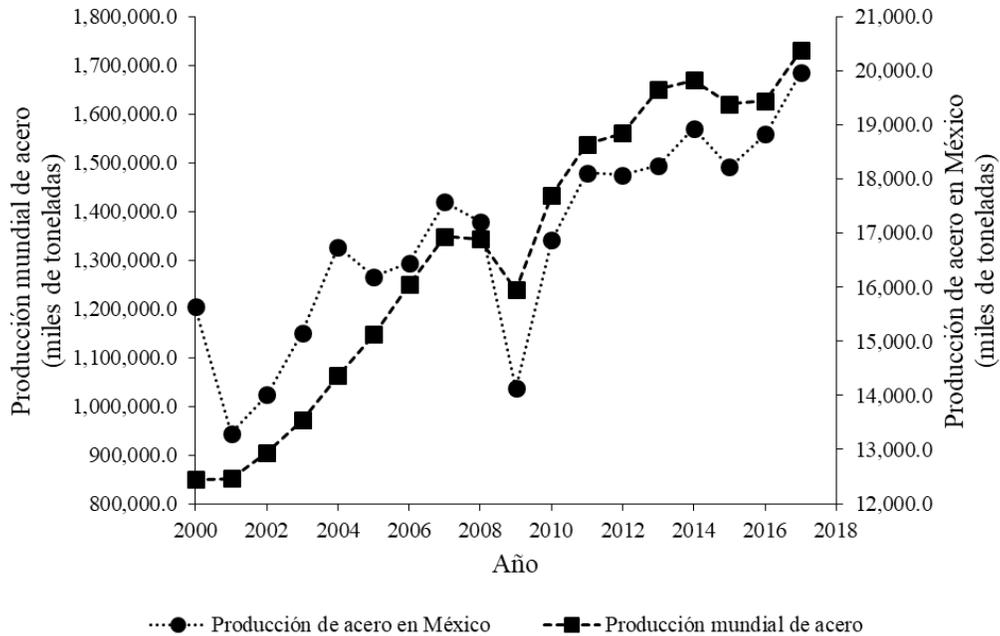


Figura 1.1.- Datos anuales de producción de acero en México y a nivel mundial, datos tomados de [5].

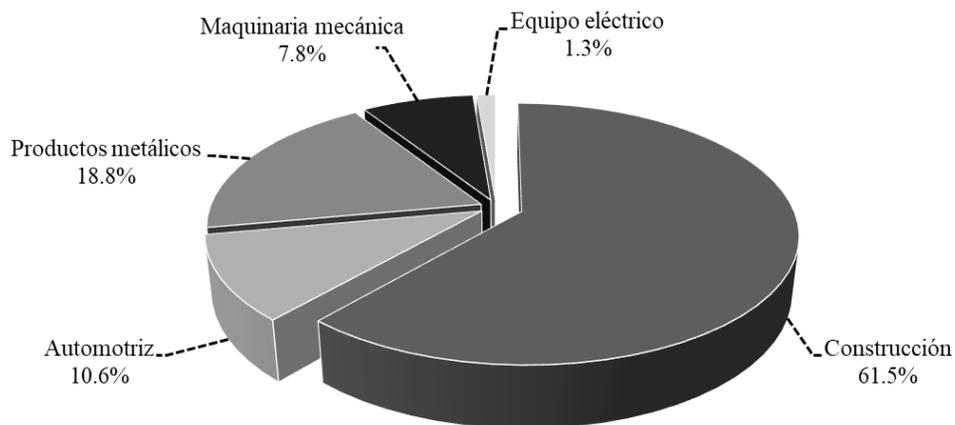


Figura 1.2.- Porcentaje de acero destinado a cada tipo de industria en México, datos tomados de [4].

Con los datos mencionados nos damos cuenta de la enorme importancia que tiene la industria siderúrgica para el país, no obstante, actualmente se deben enfrentar una serie de obstáculos para su

desarrollo, principalmente el incremento en costos de las fuentes de energía necesarias para su producción y el uso de prácticas desleales por parte de otros países competidores. La industria siderúrgica en México ha tomado acciones eliminar estas problemáticas, buscando conservar e inclusive incrementar el consumo de acero nacional, el cual se caracteriza por ser producido con baja emisión de contaminantes y tener una elevada calidad metalúrgica [4]. Para cumplir con estos objetivos, sobre todo el conservar la calidad del acero producido, es fundamental el papel del proceso de refinación secundaria, más específicamente del horno olla, por lo que su estudio es de suma importancia para el país, tanto para fines industriales como para el avance académico del mismo.

1.1.2 Aceración y refinación secundaria del acero

Actualmente existen dos rutas principales para la producción de acero (ver Figura 1.3), la ruta integrada y la no integrada, partiendo la primera de mineral con valores ferrosos para la producción de acero, mientras que la segunda parte directamente de chatarra de acero para su reciclado. En el caso de la ruta integrada, la mena de hierro que se procesa para producir acero puede seguir dos rutas, como se presenta en la Figura 1.3.

En la ruta de aceración mediante alto horno (blast furnace, BF) el mineral se aglomera formando pellets o sinter, para posteriormente alimentarse al BF junto con piedra caliza y coque, este último producto de la calcinación de carbón mineral (ver Figura 3). Tras el procesamiento de las materias primas del alto horno se obtiene arrabio, esta es una aleación de hierro con un contenido de carbono entre 3.5% y 4.5% además de muchas impurezas que la hacen muy frágil. Este arrabio se transporta mediante carros torpedo a hornos básicos de oxígeno (basic oxygen furnace, BOF) donde se adiciona, además del arrabio, fundente y en ocasiones chatarra de acero. Al horno se inyecta oxígeno a velocidades supersónicas, esto con el fin de oxidar las impurezas presentes en el baño de metal fundido y producir de esta manera acero primario. Este acero primario presenta altos contenidos de fósforo y azufre, además de presentar una cantidad considerable de oxígeno disuelto e inclusiones no metálicas en el baño.

Ruta de aceración mediante de horno de arco eléctrico (EAF)

Ruta de aceración mediante alto horno (BF)

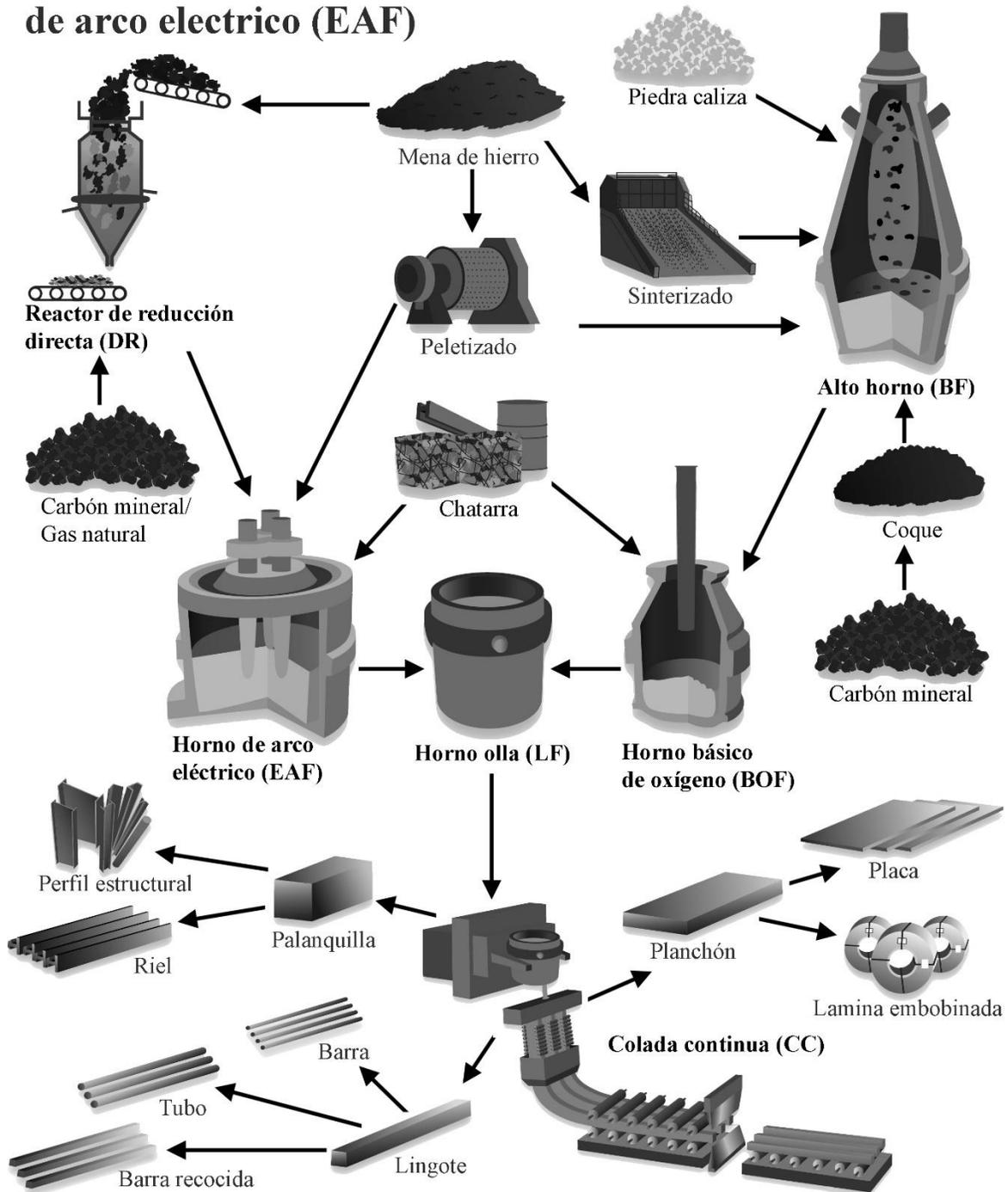


Figura 1.3.- Esquema de los principales procesos siderúrgicos. Adaptado de [5].

La ruta de aceración integrada mediante horno de arco eléctrico (electric arc furnace, EAF) comienza en el proceso de reducción directa (ver Figura 1.3). En este el mineral de hierro se aglomera formando pellets que se cargan en el reactor de reducción directa (direct reduction, DR), donde se realiza la reducción del óxido de hierro mediante gas natural o carbón mineral obteniéndose hierro esponja (direct reduction iron, DRI). Este material se carga en el EAF junto con chatarra y fundentes para de esta manera obtener acero primario, la calidad de este acero depende de las materias primas empleadas para su fabricación, sin embargo, sigue siendo deficiente para los estándares de calidad actual.

Por otro lado, la ruta no integrada no parte de mineral con valores ferrosos, sino que parte de chatarra que se procesa directamente en el horno de arco eléctrico (ver Figura 1.3) para nuevamente obtener acero fundido.

Sea cual sea la ruta que se emplee para obtener acero primario, todas convergen en el horno olla (ladle furnace, LF) antes de pasar al distribuidor de colada continua (tundish), tal como se observa en la Figura 3. Esto, porque a pesar de que en ambas rutas se obtiene acero líquido, la calidad del mismo en este punto es deficiente, y no es posible pasar al proceso de colada continua (continuous casting, CC) sin pasar por un proceso de refinación secundaria si se desea cumplir con los requerimientos actuales de calidad. Durante esta refinación secundaria se deben cumplir varios objetivos: desulfurar, desoxidar, ajustar la composición química agregando aleantes, homogenizar tanto en composición química como térmicamente al acero y remover o modificar inclusiones no metálicas, y en algunas ocasiones se desea también descarburizar o desgasificar el acero [3]. Tras realizar esta refinación secundaria se pasa al proceso de CC, en el que se solidifica el acero y se le da forma de un producto semiterminado como lingotes, planchones o palanquillas, que a su vez sirven para obtener una gran variedad de productos a través de las distintas industrias metal-mecánicas.

Existen numerosos procesos de refinación secundaria: desgasificación al vacío (VD), purgado con gas inerte (IGP), descarburización con vacío-oxígeno (VOD) o argón-oxígeno (AOD), metalurgia de inyección (IM), desgasificación con arco y vacío (VAD), el horno olla (LF) o el horno olla ASEA-SKF (ASEA-SKF), entre muchos otros procesos desarrollados para mejorar la calidad del acero, cada uno presentando diversas ventajas y desventajas frente a los demás, además de perseguir objetivos de refinación diferentes o enfocarse simplemente en alguno en específico. La Tabla 1.1 muestra los principales objetivos de la refinación secundaria que se cumplen en los procesos antes mencionados [3].

Tabla 1.1.- Objetivos de la refinación secundaria del acero que cumplen varios procesos [3].

Objetivo / Proceso	VD	VOD	IGP	IM	VAD	LF	ASEA-SKF
Desulfuración	Poco	Poco	Poco	Si	Si	Si	Si
Desoxidación	Si	Si	Si	Si	Si	Si	Si
Descarburización	Poco	Si	No	No	No	No	Si
Agregar elementos de aleación	Poco	Si	Poco	Poco	Si	Si	Si
Calentamiento	No	Si	No	No	Si	Si	Si
Homogenización de composición química /térmica	Si	Si	Si	Si	Si	Si	Si
Desgasificación	Si	Si	No	No	Si	No	Si
Remoción de inclusiones	Si	Si	Si	Si	Si	Si	Si
Modificación de inclusiones	No	No	Poco	Si	Si	Si	Si

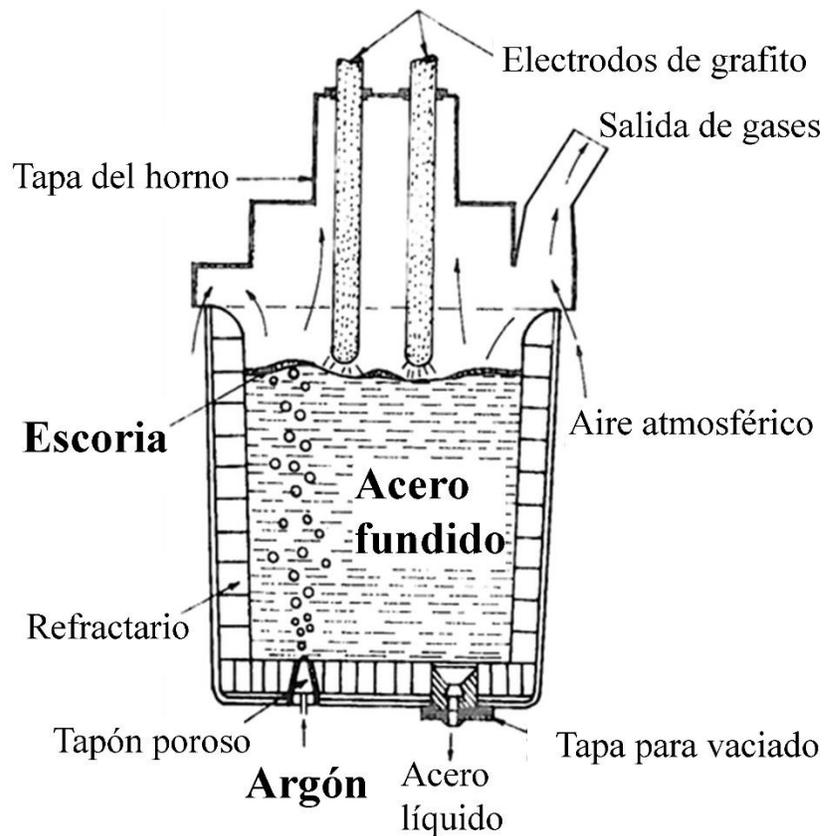


Figura 1.4.- Esquema del horno olla. Adaptado de [3].

De todos los procesos enlistados en la Tabla 1.1, el más frecuentemente utilizado es el LF, ya que cumple con los objetivos principales de la refinación secundaria del acero, y su uso es tan extendido que muchas veces se denomina como metalurgia de la olla a la refinación secundaria.

El horno de olla es a grandes rasgos un cilindro compuesto por ladrillo refractario, con una capa de refractario de trabajo que está en contacto con el acero a refinar seguido de una capa de ladrillo estructural que mantendrá la forma del reactor, ambos están recubiertos de una carcasa metálica que recubre el sistema completo. En la parte inferior del mismo existe un tapón poroso donde se inyectará un gas inerte durante su operación y un tapón sólido que servirá para vaciar el mismo una vez terminada la operación de refinación. En la parte superior tiene una tapa que sostiene tres electrodos de grafito cuya finalidad es generar arcos eléctricos que mantendrán la temperatura del baño al nivel que se desea para vaciar al distribuidor de colada continua, además de una apertura por donde saldrán los gases del reactor (ver Figura 1.4).

En el LF interactúan muchas fases, el acero líquido que se desea procesar, una capa de escoria superficial (óxidos fundidos), un gas inerte (típicamente argón) que se inyecta desde el fondo del reactor, y las inclusiones no metálicas que contiene el acero fundido. Sin embargo, desde una perspectiva de agitación del baño o de flujo de fluidos, son tres fases las que presentan gran importancia: acero fundido, escoria y burbujas de gas, siendo el acero fundido la fase principal al ser el objeto de refinación y la fase que se encuentra en mayor proporción. Un esquema del horno olla mostrando estas tres fases y los componentes principales del horno olla se presenta en la Figura 1.4.

La olla presenta esencialmente una geometría cilíndrica, la Figura 1.5 muestra las principales dimensiones a considerar para la descripción de la misma: la altura de la olla (H), la altura del baño de metal fundido (H_b), el espesor de la capa de escoria (h_s) y el radio de la misma (R), aunque ocasionalmente se emplea el diámetro de la olla (D) para describirla. Para establecer una ubicación determinada dentro del sistema generalmente se emplean la posición radial (r) y la posición axial (h), aunque la posición angular es importante para describir la ubicación de inyectores en ollas que presentan más de una posición de inyección de gas. Muchas veces se menciona el ángulo entre los tapones (θ) junto con su posición con respecto al centro geométrico de la olla (r/R) para ubicarlos espacialmente en el fondo de la misma.

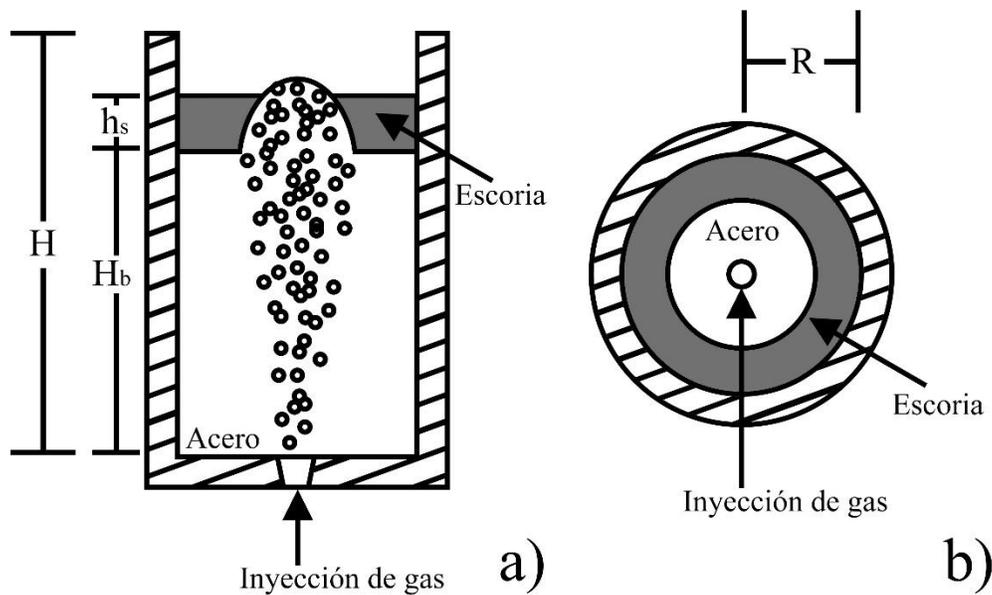


Figura 1.5.- Esquema con las principales dimensiones de una olla de aceración: a) vista lateral y b) vista superior.

La capa de escoria sirve para proteger al acero de la oxidación, al aislarlo del medio ambiente, además de que existe un intercambio de especies químicas entre las fases acero–escoria lo que permite, entre otras cosas, la desulfuración del acero, además, la escoria atrapa las inclusiones no metálicas presentes en el baño, permitiendo su remoción del metal líquido. Esta escoria se genera de manera natural al oxidarse el metal fundido, pero para que sea realmente efectiva al LF se añaden fundentes, los cuales sirven para darle mayor estabilidad, evitando que se rompa, además de ayudar a que la composición química de la escoria sea la deseada, promoviendo intercambios metal-escoria y evitando que reaccione con el refractario de trabajo, evitando así un desgaste apresurado del mismo.

El gas por otra parte tiene la principal función de incrementar la agitación dentro del reactor, con lo cual los fenómenos de transporte se ven acelerados dentro del mismo, y por ende acelerando todas las operaciones metalúrgicas practicadas en el LF, aumentando la productividad de la planta, siendo el criterio más empleado para medir la eficiencia de agitación el tiempo de mezclado (τ_m), que es el tiempo que tarda en alcanzar un cierto grado de homogeneidad química el sistema tras la inyección de un trazador en el mismo, siendo el criterio más típicamente empleado el 95 %. La inyección de gas también arrastra las inclusiones no metálicas hacia la capa superficial de escoria, al mantener el baño en continuo movimiento, ayudando con esto a su remoción del baño metálico. Sin embargo, esta inyección de gas provoca también un desplazamiento o rompimiento de la capa superficial de escoria

generando lo que se conoce como ojo en la escoria o área de ojo expuesta (A_{eye} , ver Figura 1.5 b)). Este ojo en la escoria es perjudicial, ya que expone el acero fundido a la atmósfera, pudiendo provocar reoxidación del metal y, en condiciones de agitación muy agresivas, puede llegar a arrastrarse la escoria dentro del baño, lo que se conoce como atrapamiento de escoria. Debido a estos fenómenos el flujo de gas inyectado, a pesar de ser beneficioso en la agitación del baño, no se puede incrementar infinitamente ya que sería contraproducente a la calidad final del acero producido.

Ante la creciente demanda de acero (no solo en cantidad, sino en calidad), en los últimos años se ha incrementado el interés industrial y académico en la metalurgia de la olla, buscando comprender la dinámica de fluidos, así como los fenómenos de transporte de especies químicas y de energía que ocurren dentro del reactor, esto con el fin de incrementar la calidad final del acero, optimizar el consumo de insumos y disminuir los tiempos de procesamiento para cumplir con las exigencias del consumidor actual.

1.2 Estado del arte

La investigación del horno olla se remonta a varias décadas en el pasado, por lo que realizar una revisión profunda de la literatura relacionada es fundamental si se desea plantear una investigación que aporte información novedosa y permita el avance de la tecnología relacionada al proceso de refinación secundaria del acero. Como un buen punto de partida, es conveniente estudiar las revisiones de la literatura previamente publicadas. En el caso del LF existen tres revisiones de la literatura que sintetizan una gran cantidad de artículos describiendo de manera general los avances realizados en la investigación del sistema; la primera publicada por Mazumdar y Guthrie en el año 1995 [6], la segunda publicada por Mazumdar y Evans en el año 2004 [7] y la más reciente publicada por Liu et al. en el año 2017 [8].

Mazumdar y Guthrie [6] sintetizan la información de 131 artículos relacionados al LF, abarcando un periodo de tiempo que comprende desde el año 1976 hasta el año 1994. Si bien, existían grandes avances en la descripción de la fluidodinámica del sistema, al poder describirse con bastante precisión la geometría y fracción de gas en la pluma, existían muchas carencias en los trabajos presentados, sobre todo en los modelos matemáticos, debido principalmente al difícil acceso a computadoras potentes y a que eran las primeras aproximaciones a simular numéricamente el proceso mediante dinámica de fluido computacional (CFD). Por otra parte, no se presentan grandes esfuerzos en

estudiar la tercera fase o fase líquida secundaria, es decir, la escoria que presenta el sistema y que flota sobre el baño de acero fundido, debido principalmente a la dificultad de incorporarla tanto en trabajos experimentales como numéricos. Para su revisión, los autores clasifican los artículos dependiendo de la herramienta de ingeniería empleada para el estudio realizado, considerando algunas subdivisiones dependiendo del objetivo de las investigaciones, presentándolos de la siguiente manera:

1. Estudios con modelado físico
 - a. Dinámica de fluidos
 - b. Mezclado
 - c. Transporte de masa entre dos fluidos
2. Estudios combinando modelos físicos y matemáticos
 - a. Dinámica de fluidos
 - b. Transporte de masa y energía
 - i. Mezclado
 - ii. Interacciones sólido-líquido
3. Modelos matemáticos

Casi una década después, Mazumdar y Evans [7] publican una revisión de la literatura que complementa la publicada en 1995 [6]. En esta segunda revisión se presenta información de 51 artículos relacionados al LF publicados hasta el año 2003. Esta segunda revisión de la literatura se centra en modelos macroscópicos, es decir, trabajos en los que se obtiene la descripción de una característica de la olla mediante una ecuación que depende de variables de proceso y de diseño de la misma, como es el tiempo de mezclado, el área de ojo expuesta o la estructura de la pluma. Es importante señalar que en los artículos recopilados en la segunda revisión, los modelos físicos y matemáticos evolucionan sustancialmente, ya que se cuentan con mejores técnicas experimentales y un acceso mucho más sencillo a equipos y programas computacionales que permiten simulaciones numéricas mucho más complejas. El avance más significativo tanto en el estudio experimental como en el estudio mediante simulaciones numéricas fue la inclusión de una tercera fase en el sistema para la mayoría de los estudios, lo que permite profundizar el estudio de muchos problemas metalúrgicos relacionados con la operación del LF, como la remoción de inclusiones, el atrapamiento de escoria y los intercambios de masa metal – escoria. En este caso, la clasificación de los artículos se basa en el objetivo del estudio, es decir, el modelo macroscópico producto del trabajo, considerando los siguientes objetivos en su clasificación:

1. Fluidodinámica
2. Modelo físico y escalamiento
3. Estructura de la pluma y área de ojo
4. Mezclado
5. Transferencia de calor y de especies química entre sólidos y líquidos
6. Aplicación en sistemas a alta temperatura

Recientemente Liu et al. [8] presentan una revisión que comprende estudios realizados hasta el año 2018, sintetizando la información presentada en 134 artículos del horno olla. La revisión comprende una gran cantidad de artículos y permite observar los avances que se han efectuado en la investigación del horno olla. Se resume la información de manera muy concisa e inclusive los autores analizan el trabajo que se puede efectuar a futuro en cada uno de los campos presentados desde un punto de vista reciente, por lo que es un muy buen punto de partida si se desea conocer el estado de arte de la refinación secundaria del acero. Por otra parte, a pesar de presentar un muy buen resumen de la información, la presentación de la misma es muy superficial en la mayoría de los casos, debido sobre todo a la necesidad de resumir todos los trabajos en un espacio limitado, dando como resultado que mucha información se presente en forma de tablas con los resultados más relevantes de diversos autores, que si bien es una forma estupenda de resumir los aportes y visualizar de manera rápida los mismos, obvia gran parte de la información relacionada a los estudios. Los autores dan un especial énfasis en las diferentes aproximaciones empleadas para simular las múltiples fases presentes en el sistema mediante modelos físicos y matemáticos, con especial énfasis en estos últimos al ser los que más desarrollo han tenido en estas últimas décadas, analizando las ventajas y desventajas de cada aproximación numérica empleada con este objetivo, considerando; modelos cuasi-monofásicos, modelos con el método volumen de fluido (volume of fluid, VOF), modelos Euler-Euler (E-E) y modelos Euler-Lagrange (E-L). Finalmente cabe resaltar el excelente trabajo que realizan los autores en sintetizar los esfuerzos por simular numéricamente los distintos fenómenos que se presentan en el horno olla, ya que mediante el esquema presentado en la Figura 1.6, se puede visualizar rápidamente el modelo multifásico empleado; el modelo de turbulencia utilizado, ya sea laminar, $k - \varepsilon$ (energía cinética turbulenta (k) – rapidez de disipación de la energía cinética turbulenta (ε)) o simulación de remolinos grandes (large eddy simulation, LES); y si se empleó un modelo de transporte de especies, si se acopló software termodinámico como Thermo-Calc en el cálculo o si se emplearon modelos como el modelo de fase discreta (DPM) o el modelo de balance poblacional (PBM) en los diversos objetivos de estudio perseguidos con cada modelo matemático desarrollado. En este caso la

clasificación se basa en el tipo de estudio y el objetivo del mismo, presentándolos de la siguiente manera:

1. Modelado físico
 - a. Mezclado y homogenización
 - b. Formación de burbujas, transformación e interacciones de la pluma
 - c. Comportamiento de las inclusiones en la interfase metal-escoria y en el baño metálico
 - d. Área de ojo
2. Pruebas industriales
3. Criterio de escalamiento
4. Modelado matemático
 - a. Aplicación de modelos multifásicos
 - i. Modelo cuasi-monofásico
 - ii. Modelos VOF
 - iii. Modelos E-E
 - iv. Modelos E-L
 - b. Aplicación de modelos de turbulencia
 - c. Comparación de los modelos empleados

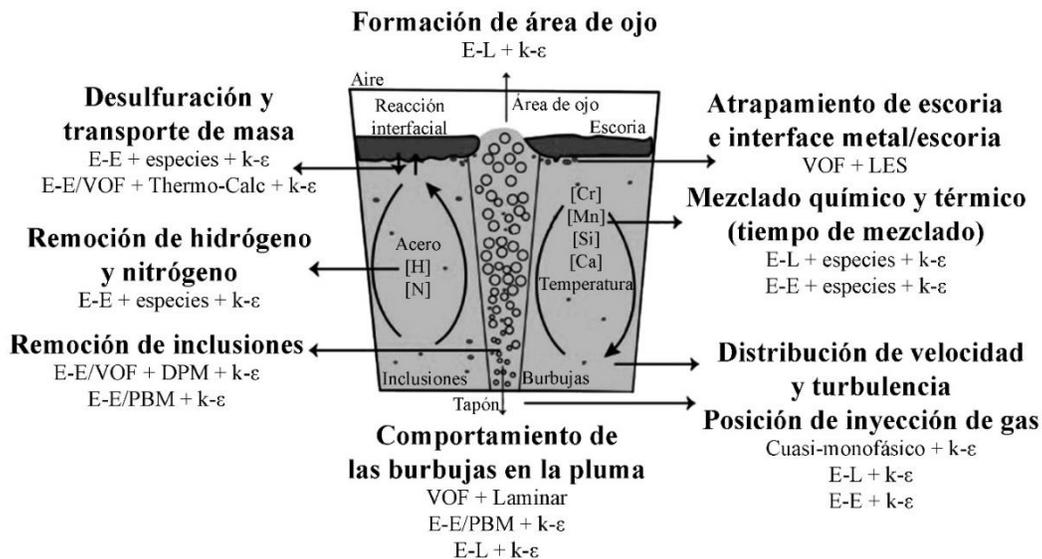


Figura 1.6.- Esquema general de los fenómenos presentes en la operación del horno olla y esquemas numéricos empleados para su estudio. Adaptado de [8].

Esta última revisión [8] es criticada dos años después de su publicación por Mazumdar y Guthrie [9] con observaciones que complementan la información presentada por los autores de dicho trabajo, sobre todo aportando información de la aplicación práctica de la metalurgia de la olla, dando un peso adicional a los estudios enfocados en la estructura de la pluma, así como haciendo énfasis en las distintas aproximaciones numéricas empleadas para simular el sistema multifásico que es el horno de refinación secundaria. Al conjuntar ambos trabajos [8, 9], se enriquece mucho la visión que proveen los autores sobre los avances en el estudio del horno de refinación secundaria.

A pesar de que las revisiones presentadas [6-9] sintetizan muy bien el estado del arte del horno olla, conviene profundizar mucho más en el mismo, debido a que el objetivo del presente trabajo es obtener información novedosa y de alto valor para la academia y la industria siderúrgica. Es por ello que se propone una nueva clasificación para los trabajos relacionados con el horno olla, basándonos en el objetivo final del estudio publicado, siendo los objetivos más frecuentes y en los que dividiremos los trabajos revisados, los siguientes:

1. Revisiones de la literatura
2. Fluidodinámica del proceso
3. Mezclado del sistema
4. Área de ojo expuesta
5. Transporte de especies químicas
6. Transporte de calor
7. Remoción y modificación de inclusiones no metálicas
8. Optimización del proceso
9. Otros objetivos de estudio relacionados con la refinación secundaria del acero

La clasificación corresponde a la necesidad de comprender y analizar el funcionamiento del reactor siderúrgico, es decir, entender como cumple con cada una de sus principales funciones, independientemente de la aproximación que se use para realizar su estudio, ya sea un modelo físico, un modelo matemático o directamente mediciones en planta, de esta manera se puede enriquecer el entendimiento que se tiene sobre los fenómenos involucrados en el proceso de refinación secundaria del acero. Si bien es cierto que es necesario considerar las herramientas empleadas para realizar cada investigación, casi siempre se enfocan en un fenómeno individual dada la complejidad del sistema. La revisión que se presenta a continuación sintetiza en total más de 200 referencias publicadas hasta la fecha de presentación de este texto.

1.2.1 Revisiones de la literatura

A pesar de que ya se han discutido las principales revisiones de la literatura del horno olla, es decir, los trabajos de Mazumdar y Guthrie [6], Mazumdar y Evans [7] y Liu et al. [8], así como la crítica de Mazumdar y Guthrie [9] al trabajo de Liu et al. [8], existen otras revisiones de la literatura relacionadas con la olla de aceración que se centran en temas más específicos y que pueden servir como punto de partida para comprender el estado del arte de los tópicos tratados en las mismas.

En el año 2010, Conejo y Kitamura [10, 11] publican una revisión de la literatura en dos partes, la cual se centra principalmente en los estudios que consideran una fase correspondiente a la escoria dentro de su investigación, con un enfoque principalmente experimental. Esto es importante porque la inclusión de esta tercera fase es relativamente reciente, ya que en un principio la olla se estudiaba mediante modelos bifásicos que solo tomaban en cuenta la fase líquida principal (acero) y el gas inyectado en el fondo del reactor. La primera parte de la revisión [10], se enfoca principalmente en la fluidodinámica asociada a la inclusión de la capa que simula la escoria, resumiendo los trabajos que estudian su efecto en el tiempo de mezclado, en la emulsificación de esta segunda fase líquida y en la formación del área de ojo expuesta. En la segunda parte [11] los autores se centran nuevamente en trabajos experimentales, enfocándose en los criterios de similitud, así como en el efecto de la posición de inyección de gas y el número de tapones por donde se realiza la misma, en ausencia o presencia de la fase líquida que simula la escoria, sobre el desempeño del reactor. Esta segunda parte de la revisión termina con la recopilación de todos los artículos que proponen condiciones óptimas de operación para la olla, ya sea que consideren la presencia de escoria o no.

Con respecto al modelado físico de ollas de aceración, una revisión de la literatura bastante interesante es la que presentan Krishnapisharody y Irons en el año 2013 [12]. El enfoque principal de la revisión es analizar el criterio de escalamiento empleado en los distintos trabajos de modelado físico de ollas, recopilando varios modelos macroscópicos que describen la pluma de gas obtenida y discutiendo la validez de emplear el número de Froude modificado como un criterio de similitud dinámica válido (que es el criterio más empleado actualmente), finalizando con algunas propuestas alternativas para realizar el escalamiento de la olla.

Gosh [13] en el año 2017 presenta una revisión de los resultados de un proyecto conjunto del Indian Institute of Technology con Tata Steel que se desarrolló entre los años 1994 – 2002, resumiendo las publicaciones así como los resultados principales de su investigación en esta única revisión. El proyecto tenía la finalidad de desarrollar un sistema de control en línea para un horno olla (ladle furnace on-line recker, LFOR), para ello se dividió en tres etapas el mismo: la primera el modelado matemático de la fluidodinámica y el transporte de calor en la olla, la segunda etapa el desarrollo del controlador en línea para temperatura y composición química, y finalmente la tercera etapa adicionar al controlador un mecanismo de alimentación de alambre de aluminio para desoxidación. La revisión se centra principalmente en los resultados y los beneficios de implementar el LFOR, principalmente el tener mayor control en el proceso, además del ahorro de costos y energía en el mismo.

La revisión publicada en 2018 por Holappa et al. [14] recopila artículos en los que se estudia la interacción entre el acero fundido con la escoria y las inclusiones no metálicas, principalmente resultados experimentales de pruebas industriales. Los artículos analizados presentan información sobre la formación de inclusiones, la remoción de las mismas, la modificación de dichas inclusiones, además de la reducción de determinados óxidos en la escoria y la desulfuración del metal fundido. Relacionada con esta misma temática, está la revisión de Da Costa e Silva [15] publicada ese mismo año (2018), la cual recopila trabajos relacionados con el origen, clasificación y control de inclusiones no metálicas en el acero, y que si bien no está específicamente centrada en el LF, si presenta bastante información relacionada con dicho reactor, sobre todo al ser el principal punto de remoción y modificación de las mismas.

En 2020, Conejo [16] presenta una revisión enfocada en los trabajos cuyo objetivo se centra en estudiar el transporte de masa dentro de las ollas agitadas con gas considerando; los intercambios sólido-líquido y sólido-líquido-gas que se llevan a cabo durante la fusión/disolución de adiciones al baño; intercambios de especies gas-líquido debido a la absorción de gases de la atmósfera dentro del acero fundido; y los intercambios gas-líquido-líquido que se llevan a cabo en la interfase metal/escoria y que se ven promovidos debido a la inyección de gas. Siendo este último el tema más desarrollado dentro de la revisión, presentando coeficientes de correlación, efectos de distintas variables sobre los mismos y las distintas metodologías de trabajo usadas para efectuar estos estudios.

Recientemente Li et al. [17] (2020) presentan una revisión enfocada en la aplicación de diversas aproximaciones numéricas para simular las fases presentes en una olla de aceración, discutiendo los pros y contras de cada aproximación empleada, y analizando en que situaciones es preferible emplear

una aproximación u otra para predecir correctamente la fluidodinámica del sistema y las fases presentes en el mismo, además de analizar brevemente la incorporación de modelos para simular la transferencia de especies químicas entre fases, la simulación de inclusiones y modelos que consideran simultáneamente termodinámica y dinámica de fluidos.

Adicionalmente, se puede mencionar la revisión de Yadigaroglu et al. [18] publicada en el año 2008, que si bien no se trata de una revisión específicamente del LF, se trata de una revisión de los avances en los modelos CFD y las técnicas experimentales empleadas para estudiar plumas de gas y jets, lo cual es de nuestro interés considerando que la olla de aceración es agitada mediante el primer mecanismo. No solo presenta varios avances en los modelos matemáticos de sistemas gas/liquido, sino que también menciona varias técnicas experimentales empleadas para su estudio, haciendo particular énfasis en los trabajos que emplean velocimetría de imágenes de partículas (PIV).

Los trabajos mencionados [10-18] si bien son menos extensos que las revisiones mencionadas inicialmente [6-9], representan un excelente punto de partida si se desea realizar un estudio que involucre los tópicos presentados en cada una de las revisiones antes mencionadas.

1.2.2 Fluidodinámica del proceso

Los trabajos enfocados en la fluidodinámica del horno olla, se centran en comprender la interacción entre las fuerzas presentes en el reactor y el movimiento de los fluidos dentro del mismo, especialmente analizando la estructura de la pluma de gas, los patrones de flujo que se presentan en la fase líquida principal y la turbulencia del sistema, lo cual se ha estudiado tanto en trabajos de modelado físico como en trabajos de modelado matemático, algunos de los cuales se discutirán brevemente a continuación.

Un buen punto de partida es el artículo de 1985 de Mazumdar y Guthrie [19], en este artículo se presenta un modelo matemático cuasi-monofásico, que es una de las primeras aproximaciones para describir la inyección de gas dentro de una olla de aceración. El modelo cuasi-monofásico resuelve la ecuación de continuidad, la ecuación de movimiento y el modelo de turbulencia $k - \epsilon$ para una sola fase, empleando modelos macroscópicos para describir la pluma tanto en geometría, fracción de gas y densidad de la misma, simulando con esto el movimiento debido a la inyección de gas, pero no siendo verdaderamente un modelo bifásico. En este trabajo se simula una inyección de gas

axisimétrica mediante una lanza inmersa en el baño, evaluando el efecto de la profundidad de la misma sobre la fluidodinámica del sistema. El modelo es validado comparando los datos simulados con mediciones de fluidodinámica en un modelo físico, las cuales se realizaron midiendo el movimiento de tarjetas perforadas, además de ver las líneas de corriente mediante la fotografía de hilos de seda inmersos en el modelo. El resultado principal obtenido es que a mayor profundidad de inmersión tenga la lanza mayor será la velocidad en el sistema, debido al incremento de las fuerzas boyantes dentro del mismo. En este mismo artículo se presenta una modificación a la olla que permite mejorar la adición de elementos aleantes, el sistema CAS (sistema controlado de adición de aleantes), el cual consiste en agregar un cilindro refractario que rodea el ojo de escoria, en donde se añaden los elementos de aleación para mejorar la eficiencia de incorporación de los mismos.

Un año después (1986) nuevamente Mazumdar y Guthrie [20] presentan un artículo con el modelo cuasi-monofásico, esta vez totalmente enfocado al proceso CAS nuevamente con una inyección de gas axisimétrica con una lanza inmersa. Esta vez evalúan dos modelos de turbulencia; el modelo $k - \varepsilon$ y un modelo algebraico. Los resultados obtenidos indican que el modelo $k - \varepsilon$ estándar, es decir, con los valores de constantes propuestos por Launder y Spalding [21], no logra simular correctamente la turbulencia dentro del sistema, por lo que proponen una modificación a dichas constantes. En esta ocasión además de medir la fluidodinámica del sistema, miden tiempos de mezclado tanto en la simulación como experimentalmente mediante la técnica de conductimetría, encontrando que el modelo $k - \varepsilon$ con las constantes modificadas predice mejor la fluidodinámica y los tiempos de mezclado que el modelo estándar. Sin embargo, dos años después (1988) Schwaz y Turner [22] exploran nuevamente el sistema descrito por Mazumdar y Guthrie [19, 20], pero esta vez con un modelo bifásico, es decir, resolviendo las ecuaciones de continuidad y de movimiento para la fase líquida y la fase gaseosa. El modelo emplea una aproximación euleriana, es decir, simula la inyección de gas como una región sin seguir el movimiento individual de las burbujas. Al emplear el modelo bifásico los autores encuentran que el modelo $k - \varepsilon$ estándar predice mejor la dinámica de fluidos del sistema, comparado con el modelo cuasi-monofásico con las constantes del modelo $k - \varepsilon$ modificadas.

Durante los siguientes años a la publicación de los trabajos de Mazumdar y Guthrie [19, 20] y de Schwaz y Turner [22] los estudios que analizan la inyección de gas con lanza prácticamente desaparecen, estudiándose casi exclusivamente la inyección de gas por el fondo de la olla, salvo por muy contadas excepciones como en los trabajos de Piptyuk et al. [23] (2009) y Tripathi et al. [24] (2017) donde se especifica que la inyección de gas se realiza mediante una lanza inmersa en la olla.

En 1996, Jonsson y Jönsson [25] desarrollan un modelo multifásico euleriano, en este caso, no solo agregan una tercera fase que simula la escoria que flota sobre el acero fundido, sino que además añaden transporte de energía térmica al mismo. El modelo considera una inyección de gas axisimétrica desde el fondo del reactor y se valida con mediciones experimentales de la velocidad superficial del acero fundido. La incorporación de la fase correspondiente a la escoria, además del transporte de energía, añaden la posibilidad de realizar estudios mucho más complejos del horno olla, como son los intercambios de especies químicas en la interfase metal/escoria, el atrapamiento de escoria en el metal fundido, la remoción de inclusiones, entre muchas otras posibilidades. Los autores señalan la importancia de añadir la tercera fase (escoria) al modelado del horno olla, para la correcta predicción de la fluidodinámica del reactor.

Goldschmit y Owen [26] (2001) nuevamente presentan un modelo matemático cuasi-monofásico, pero en un sistema tridimensional, empleándolo para obtener la dinámica de fluidos de dos LF con inyección dual, es decir, con dos tapones en el fondo, una con los tapones ubicados a $0.6 r/R$ con un ángulo de separación de 120° , mientras que la otra presenta los tapones ubicados a $0.49 r/R$ con un ángulo de separación de 150° . Los autores además de considerar la posición de inyección de gas, estudian el efecto del flujo de gas, usando dos flujos bastante extremos, 50 L/min y 1000 L/min. El modelo es usado para medir la fracción volumen de la olla que se mueve a una velocidad menor que una velocidad límite, es decir, estudian la presencia de zonas muertas dentro de la misma. En este caso nuevamente usan una modificación del modelo de turbulencia $k - \varepsilon$ para que el modelo prediga correctamente la fluidodinámica del sistema, el modelo $k - L$ predictor/corrector de ε , reiterando la necesidad de modificar el modelo de turbulencia al emplear una aproximación cuasi-monofásica.

Alexiadis et al. [27] en el año 2004 estudian una olla de aceración con inyección axisimétrica mediante un modelo matemático bifásico, pero en este caso la aproximación que emplean es lagrangiana, es decir, siguen individualmente la trayectoria de cada burbuja dentro del sistema, con lo que además de simular la interacción entre la inyección de gas y la fase líquida principal, pueden agregar la interacción que existe entre las burbujas individuales, es decir, los fenómenos de coalescencia y rompimiento de las mismas, fenómenos muy importantes para simular adecuadamente la distribución de tamaños de burbuja. El modelo matemático se valida comparando la distribución de tamaño de burbuja predicha por el modelo matemático con resultados experimentales. Los autores señalan la necesidad de considerar los efectos de coalescencia y rompimiento en las burbujas sobre todo cuando se simulan flujos altos de gas, ya que a flujos bajos el tamaño de burbuja es relativamente

constante (ver Figura 1.7). Si bien con anterioridad ya existían estudios que buscaban describir la estructura de la pluma [6, 7] todos ellos se habían realizado mediante modelado físico, obteniendo la estructura de la pluma y la distribución de tamaño de burbuja mediante análisis de fotografías, por lo que el empleo de un modelo lagrangiano abre la posibilidad de realizar el estudio mediante modelos CFD.

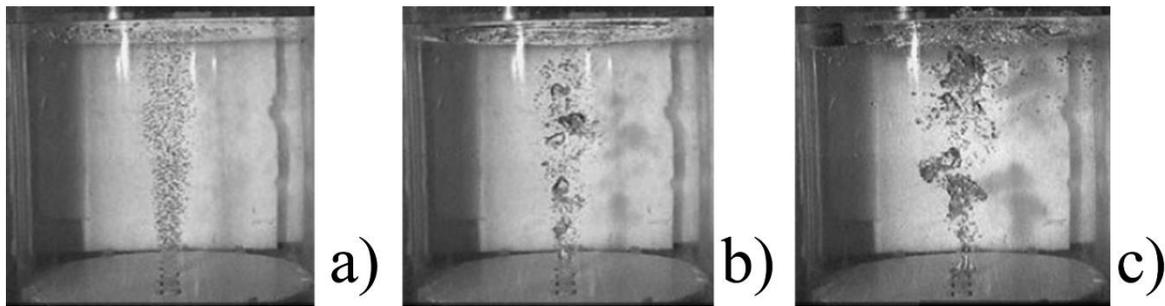


Figura 1.7.- Estructura de la pluma y distribución de tamaño de burbuja capturada en un modelo físico para flujos: a) bajos, b) medios y c) altos. Adaptada de [27].

Dado el creciente desarrollo en el modelado matemático del proceso de refinación secundaria del acero, tanto por el fácil acceso a cada vez más potentes ordenadores como al creciente desarrollo de software CFD, se abrió la posibilidad de investigar con mayor profundidad las distintas fuerzas causadas por la interacción entre las burbujas y las fases líquidas presentes en el LF mediante modelos que las consideren. En este aspecto, Méndez et al. [28] en el año 2005 presentan un trabajo que estudia el efecto de considerar distintas fuerzas causadas por la presencia de la fase dispersa (burbuja) en un modelado matemático. La Figura 1.8 presenta las fuerzas consideradas en dicho estudio. Es importante señalar que la razón por la que la inyección de gas en el fondo de la olla causa agitación en el sistema es debido a que la burbuja presenta una menor densidad que el líquido que la rodea, causando con esto un movimiento ascendente de la misma debido a la fuerza boyante. Dado que la burbuja presenta movimiento, el líquido que la rodea también se mueve, este movimiento se debe a la fuerza de arrastre (ver Figura 1.8 a)) que se presenta en la interfase de ambos fluidos debido a la presión y la fricción que se da en dicha interfase, la burbuja arrastra al líquido que la rodea imbuyéndole de momentum, al mismo tiempo que se ve arrastrada en el sentido opuesto a sus ascenso debido al arrastre del líquido que la rodea. A pesar de que la fuerza de arrastre es la interacción principal entre las fases gaseosa y líquida, ya que es la causante de la agitación del acero líquido en el horno olla, no es la única fuerza que provoca la interacción burbuja/acero. La masa virtual (ver Figura 1.8 b)) representa la fuerza de inercia que resiente la burbuja al verse acelerado su movimiento

dentro del fluido, ya que al arrastrar parte del fluido que la rodea, se puede considerar que su masa se ve incrementada modificando así la fuerza debida a su movimiento. La sustentación o “lift” (ver Figura 1.8 c)) se presenta cuando existe una distribución de presión no uniforme en la frontera externa de un elemento inmerso en un fluido, en este caso cuando la presión en la superficie de la burbuja por parte del fluido es no uniforme, la presión es menor en la región donde la velocidad relativa es mayor, causando con esto un movimiento de la burbuja perpendicular a su movimiento ascendente en dirección de esta región de baja presión, dada la naturaleza turbulenta del movimiento dentro del horno olla, la sustentación no presenta necesariamente una dirección contante. Finalmente se debe mencionar que debido a que el flujo del líquido debido a la inyección de gas es turbulento, las fluctuaciones que presenta la fase continua (líquido) son proporcionales al tamaño de la fase discreta y por ende, el movimiento del fluido debido a la difusión turbulenta es considerable, causando, además de un buen mezclado en el sistema, que las burbujas presenten un movimiento lateral a medida que ascienden, generando la forma típica de la pluma, que es un cono angosto en el punto de inyección y que presenta una distribución gaussiana de tamaños de burbuja a medida que estas ascienden hacia la superficie del LF, este efecto se puede considerar de muchas formas, una de las cuales es la fuerza de dispersión turbulenta (ver Figura 1.8 d)).

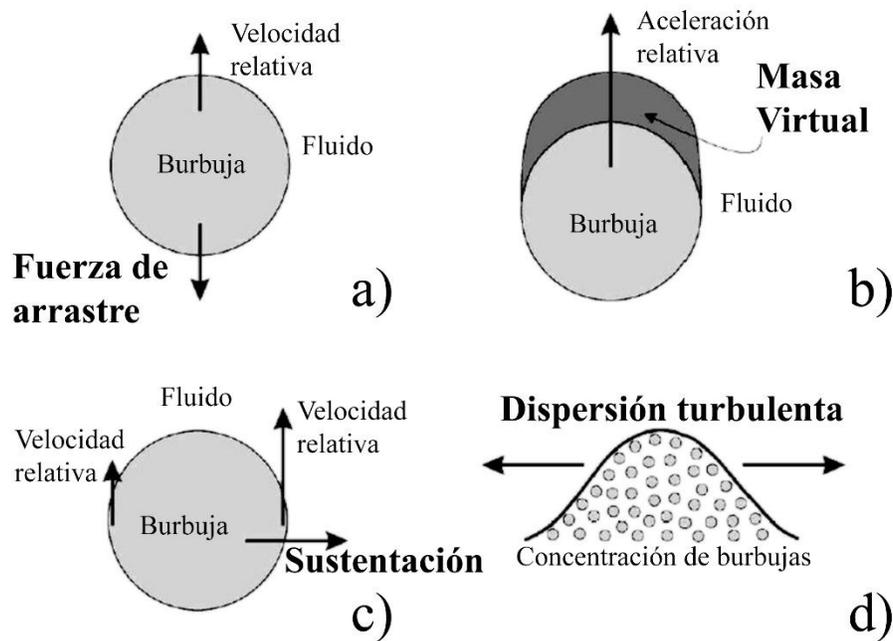


Figura 1.8.- Esquema de varias fuerzas que se presentan durante la interacción de las burbujas y el fluido en una pluma: a) fuerza de arrastre, b) masa virtual, c) sustentación y d) dispersión turbulenta. Adaptado de [28].

En su trabajo, Méndez et al. [28] estudian el efecto de la fuerza de arrastre, la masa virtual, la sustentación y la dispersión turbulenta sobre la fracción de gas que predice un modelo matemático, es decir, su efecto sobre la estructura de la pluma. El modelo matemático simula un modelo físico bifásico aire/agua con inyección de gas céntrica y considerando una superficie deformable, esto con el fin de validar sus resultados con mediciones experimentales. El modelo considera una aproximación euleriana con el modelo de turbulencia $k - \varepsilon$. Dentro de su trabajo varían los coeficientes de los modelos empleados para simular cada una de las fuerzas consideradas, además de analizar el efecto del tamaño de burbuja y de la presencia de una capa de queroseno para simular la escoria sobre la fracción de gas y distribución de la pluma, llegando a la conclusión de que es necesario considerar no solo la fuerza de arrastre, sino la masa virtual, la sustentación y la dispersión turbulenta para simular correctamente la distribución de gas dentro del sistema.

Olsen y Cloete [29] en 2009 presentan un modelo con un enfoque lagrangiano para simular la inyección de gas (discrete phase model, DPM), pero que tiene un modelo euleriano para simular la superficie libre deformable (volumen of fluid, VOF). El modelo simula un sistema bifásico con inyección axisimétrica, aunque la geometría empleada es tridimensional. Estudian el efecto de considerar una superficie libre deformable o plana, una geometría cilíndrica o rectangular de la olla, el flujo de gas y finalmente explorando el efecto de considerar o no considerar la sustentación en el modelo. Los autores concluyen que si se desea solo obtener el patrón de flujo de la olla se puede suponer una superficie plana, pero si se desea calcular el tiempo de mezclado es necesario considerar una superficie deformable. Además, encuentran que el patrón de flujo (velocidades) no se ve afectado por la presencia o ausencia de un término que cuantifique la sustentación, a pesar de que Méndez et al. [28] si encuentran una diferencia en la fracción de gas predicha.

Luo y Zhu [30] (2013) nuevamente exploran el efecto de distintas fuerzas interfaciales (gas-liquido) sobre la capacidad de un modelo matemático para predecir correctamente la fluidodinámica de un horno olla. El modelo empleado usa una aproximación euleriana, simulando un sistema bifásico aire/agua con inyección axisimétrica y una superficie libre plana, considerando un dominio computacional tridimensional. En el trabajo exploran el efecto de considerar en el modelo la dispersión turbulenta, la turbulencia inducida por el movimiento de las burbujas, emplear distintos modelos para el coeficiente de arrastre, el efecto del coeficiente de sustentación y el tamaño de burbuja. Reportando que considerar dichas fuerzas interfaciales en el modelo matemático modifican la estructura de la pluma, el patrón de flujo y la turbulencia predichas por la simulación numérica.

Más recientemente, en el año 2018, Duan et al. [31] nuevamente utilizan un modelo bifásico con superficie libre plana e inyección céntrica para estudiar el efecto de distintas fuerzas interfaciales sobre la fluidodinámica del LF, en un dominio computacional tridimensional, pero en este caso con una aproximación lagrangiana. Reportan el efecto del coeficiente de arrastre, la sustentación, la masa virtual, la fuerza debida al gradiente de presión en la superficie de las burbujas así como la turbulencia debida a la presencia de las mismas. Miden el efecto de estas fuerzas sobre el patrón de flujo, la distribución de tamaño de burbujas y la estructura de la pluma, reportando que si bien la pluma cambia significativamente si se consideran las fuerzas interfaciales, la velocidad del sistema predicha se ve afectada en mucha menor medida, pudiendo emplear un modelo mucho más sencillo si el objetivo es exclusivamente la obtención de los patrones de flujo.

Recientemente, se han reportado diversos modelos matemáticos que buscan describir la física del LF mediante diversas aproximaciones, buscando obtener la mejor predicción de la fluidodinámica y distribución de las fases presente en el sistema. Li et al. [32] en el año 2015 emplean un modelo DPM para simular la inyección de gas, considerando además los efectos de coalescencia y rompimiento de las burbujas mediante un modelo de balance poblacional (population balance model, PBM), mostrando la necesidad de simular dichos fenómenos para calcular correctamente la distribución de tamaño de burbuja. En el año 2019, Ramírez-Argáez et al. [33] usan un modelo euleriano que acopla el modelo VOF y el algoritmo de deslizamiento interpenetrado para varios fluidos (interpenetrated slip algorithm, IPSA) con el fin de simular un sistema trifásico, validando dicho modelo con resultados experimentales y concluyendo que es adecuado para predecir no solo la distribución de las fases, sino también la fluidodinámica del sistema incluyendo no solo una buena predicción de la velocidad sino también de la energía cinética turbulenta. También en el año 2019, Alia et al. [34] presentan, después de varios años en desuso, un modelo cuasi-monofásico pero con algunas modificaciones en la forma de calcular la fracción de gas en la región de la pluma, llegando a la conclusión de que es una aproximación adecuada aun con las fuertes suposiciones que tiene el mismo. En el trabajo de Morales et al. [35] del año 2020, los autores presentan un modelo mixto en el que se usa una aproximación lagrangiana acoplada con PBM para simular la inyección de gas, mientras que se usa un modelo euleriano para simular las fases correspondientes al acero, la escoria y la atmósfera gaseosa, reportando que simula adecuadamente la distribución de las fases y la velocidad del sistema, aunque la validación del mismo no es muy rigurosa. El sistema modelado presenta un solo punto de inyección ($R/2$) con flujo de gas y el espesor de la capa que simula la escoria variables, centrando su análisis principalmente en la interfase metal/escoria señalando la importancia de simular la misma correctamente. Finalmente, cabe destacar que recientemente (2019) Liu et al. [36] comparan

directamente un modelo Euler-Euler y un modelo Euler-Lagrange, ambos con un modelo de balance poblacional para considerar una distribución del tamaño de burbuja, y si bien la aproximación E-E no es inadecuada, la aproximación E-L (VOF-DPM) es más precisa para predecir el patrón de flujo y la inyección de gas, sobre todo al ser más certera en calcular el tamaño de burbuja.

Con respecto al modelado físico uno de los principales problemas es el escalamiento del sistema, siendo los principales criterios empleados para asegurar que los resultados experimentales representen correctamente el sistema industrial: la similitud geométrica, la similitud cinemática y la similitud dinámica. Los modelos físicos se escalan a partir de las dimensiones de un reactor industrial, alcanzando con esto una similitud geométrica. Así mismo cambian los materiales empleados durante los experimentos, debido a la dificultad de trabajar con acero fundido y a la necesidad de realizar mediciones seguras en los mismos, los materiales que sustituyen los usados en el proceso industrial deben presentar propiedades o relaciones de propiedades similares a las fases presentes en el horno de refinación secundaria, llegando a una similitud cinemática, la cual se cumple casi perfectamente entre el acero y el agua, pero presenta ciertas deficiencias para considerar totalmente similares la escoria y los aceites usados para simularla. Finalmente, al ser la fuente de momentum del sistema la inyección de gas desde el fondo, es necesario escalar el flujo de gas de manera adecuada para que las fuerzas que se presentan en el modelo sean representativas del sistema industrial, alcanzando también una similitud dinámica entre ambos. Es este último criterio de similitud el que más se ha discutido y criticado, principalmente porque tanto la escala como los materiales empleados están relativamente bien definidos, y la parte más crucial es que la inyección de gas del modelo físico represente adecuadamente la que se tiene en el sistema de escala completa.

En este aspecto Mazumdar et al. [37] en el año 2000 proponen un cambio al criterio de similitud que se usaba tradicionalmente hasta ese momento, el cual era:

Ecuación 1.1

$$Q_m = \lambda^{1.5} Q_{fs}$$

Dónde, Q es el flujo de gas inyectado, los subíndices m y fs se refieren al modelo y el reactor industrial respectivamente, y finalmente λ es el factor de escala del modelo que se define como:

Ecuación 1.2

$$\lambda = \frac{L_m}{L_{fs}}$$

Dónde, L es la longitud característica del sistema, siendo la longitud usada típicamente en las ollas de aceración el diámetro de las mismas (D).

Para realizar el escalamiento dinámico se parte normalmente de igualar números adimensionales que representen las fuerzas dentro del sistema, para el caso de la olla, estos pueden ser el número de Reynolds o el número de Froude modificado, definiéndose este último como:

Ecuación 1.3

$$Fr_{mod} = \frac{\rho_g}{\rho_l} \frac{Q^2}{g D_{iny}^5}$$

Dónde, Fr_{mod} es el número de Froude modificado, ρ es la densidad, g es la aceleración de la gravedad y D_{iny} es el diámetro del inyector o tobera del fondo, indicando los subíndices g y l la fase gaseosa y líquida respectivamente.

Mientras que el número de Reynolds se define como:

Ecuación 1.4

$$Re = \frac{\rho \bar{u} L}{\mu}$$

Dónde, Re es el número de Reynolds, \bar{u} es la velocidad media del sistema y μ es la viscosidad dinámica.

Los autores [37] proponen que el escalamiento sea basado completamente en términos del Fr_{mod} en vez del Re , debido a que la principal fuerza que transfiere momentum al horno olla es la fuerza boyante de las burbujas que se producen debido a la inyección de gas en el fondo, además de que el sistema prácticamente siempre opera en condiciones de flujo turbulento, por lo que buscando igualar el número de Froude modificado del modelo y del reactor industrial llegan a la siguiente expresión:

Ecuación 1.5

$$Q_m = \lambda^{2.5} Q_{fs}$$

Dicha expresión es validada por los autores [37] con modelos físicos de varias escalas con inyección axisimétrica de gas, y si bien existen ciertas diferencias en la precisión de la validación para las diferentes escalas, las cuales atribuyen a la diferencia del número de Reynolds de dichos modelos, no son diferencias significativas, logrando con ello una validación satisfactoria y estableciendo el criterio presentado en la Ecuación 1.5 como el más empleado hasta la fecha para establecer la similitud dinámica de los modelos físicos de ollas de aceración. Es importante señalar que también se establece una relación entre el tiempo de mezclado del modelo físico y del reactor industrial, proveniente de igualar el número de Froude modificado en ambos sistemas, la cual es:

Ecuación 1.6

$$\tau_{m,m} = \lambda^{0.5} \tau_{m,fs}$$

En el año 2013 Krishnapisharody y Irons [12] presentan una revisión en donde critican fuertemente el escalamiento basado en el número de Froude modificado, señalando como sus principales deficiencias de su uso el hecho de que la inyección de gas prácticamente solo aporta energía por la fuerza boyante de las burbujas, al perderse prácticamente todo el momentum cuando las mismas interactúan con la presión del fluido en el fondo del reactor, y que no es adecuado su empleo en el caso de emplear tapones porosos. Debido a esto, en la revisión concluyen que el escalamiento debe hacerse igualando características de la pluma de gas que se obtienen a partir del número de Froude de pluma, el cual se basa en la fuerza boyante del gas inyectado y se define como:

Ecuación 1.7

$$Fr_p = \frac{\bar{u}_l^2}{\bar{\alpha} g H}$$

Dónde, Fr_p es el número de Froude de la pluma y $\bar{\alpha}$ es la fracción de gas promedio sobre el área transversal de la pluma.

El número de Froude de pluma se puede establecer en términos del flujo de gas adimensional, Q^* , y la altura axial adimensional, h^* , que se definen respectivamente como:

Ecuación 1.8

$$Q^* = \frac{Q}{g^{0.5}H^{2.5}}$$

Ecuación 1.9

$$h^* = \frac{h}{H}$$

Usando como características para el escalamiento la fracción de gas promedio, $\bar{\alpha}$, el radio de la pluma, R_p^* , la velocidad del líquido, \bar{u}_l^* , y la velocidad del gas, \bar{u}_g^* , definidas respectivamente como:

Ecuación 1.10

$$\bar{\alpha} = 1.13Q^{*0.63}h^{*-1.57}$$

Ecuación 1.11

$$R_p^* = 0.65Q^{*0.2}h^{*0.5}$$

Ecuación 1.12

$$\bar{u}_l^* = 1.16Q^{*0.32}h^{*-0.28}$$

Ecuación 1.13

$$\bar{u}_g^* = 3.52Q^{*0.37}h^{*-0.43}$$

Dónde el asterisco superior (*) indica que son cantidades adimensionales.

El principal problema de emplear el escalamiento propuesto por Krishnapisharody y Irons [12], y el motivo por el cual el de Mazumdar et al. [37] sigue siendo empleado aun con las deficiencias que presenta, es que el igualar las características de la pluma implica una gran cantidad de mediciones experimentales, que son difíciles de realizar en un reactor metalúrgico, además de que únicamente se basan en experimentos con inyección en el centro geométrico de la base del modelo.

Más recientemente, en el año 2017, Yu et al. [38] proponen una nueva ecuación de escalamiento que se basa totalmente en un desarrollo teórico de las características físicas de una pluma causada por inyección de gas en el fondo. El desarrollo considera una inyección axisimétrica en un sistema isotérmico en estado estacionario. El criterio de escalamiento teórico propuesto por los autores es:

Ecuación 1.14

$$Q_m = \left(\frac{\lambda_\sigma}{\lambda_\rho} \right)^{0.25} \lambda^2 Q_{fs}$$

Dónde, λ_σ y λ_ρ son respectivamente las relaciones de tensión superficial (σ) y densidad (ρ) del modelo y el reactor industrial, definidas como:

Ecuación 1.15

$$\lambda_\sigma = \frac{\sigma_m}{\sigma_{fs}}$$

Ecuación 1.16

$$\lambda_\rho = \frac{\rho_m}{\rho_{fs}}$$

La principal deficiencia de la ecuación desarrollada por Yu et al. [38] es que no se ha validado experimentalmente más allá de compararla con algunos resultados previamente reportados en la literatura, sin embargo, los autores mencionan que es un trabajo que ya se encuentra en proceso al momento de publicación del presente trabajo.

Para finalizar la revisión de los trabajos enfocados en la fluidodinámica del sistema, es pertinente mencionar dos trabajos que se enfocan principalmente en entender la física de las burbujas generadas por la inyección de gas. El primero, publicado en el año 2018, es el estudio de Owusu et al. [39] en el cual se estudia el efecto del diseño del inyector sobre la distribución de tamaño de burbuja, el patrón de flujo obtenido y la energía cinética turbulenta del sistema mediante un modelo físico cuya inyección de gas se realiza mediante un solo inyector con diseño variable ubicado en $0.33 r/R$. El estudio se realiza usando análisis de imágenes y mediciones PIV para obtener la distribución de tamaño de burbujas y la fluidodinámica del proceso respectivamente, concluyendo que el diseño de inyector influye en el tamaño de la burbuja y que esto ocasiona variaciones en la fluidodinámica del

sistema. El segundo estudio fue publicado un año después (2019) por Zhu et al. [40], en el que los autores buscan comprender las interacciones microscópicas que puedan llevarse a cabo entre la pluma, el baño de metal y la capa de escoria, para lo cual emplean un modelo matemático y un modelo físico que solo considera una única burbuja dentro del baño, buscando visualizar su interacción con las otras dos fases presentes. La conclusión principal de dicho estudio es que existe un tamaño crítico por debajo del cual la burbuja no es capaz de atravesar la capa de fluido superficial.

1.2.3 Mezclado del sistema

En esta sección se discutirán brevemente los trabajos centrados en evaluar la eficiencia del mezclado en el horno olla. Típicamente en este sistema, al ser un proceso por lotes, también denominado de tipo batch, el tiempo de mezclado (τ_m) es un parámetro que se ha empleado con regularidad para evaluar la eficiencia del mezclado en el mismo y consecuentemente definir el grado de agitación prevalenciente en la olla. Este es definido como el tiempo que tarda el sistema en alcanzar un determinado grado de homogeneidad en concentración química, tras la inyección de un paquete de fluido trazador cuya concentración pueda ser monitoreada, siendo el criterio más utilizado el del 95 % de homogeneidad. Dado que un buen mezclado en el horno olla implica acelerar los fenómenos de transporte dentro del mismo, y con ello que el procesamiento del metal líquido sea más eficiente, hay un gran interés en encontrar las condiciones en las cuales su tiempo de mezclado sea bajo, ya sea midiéndolo experimentalmente o calculándolo mediante modelos matemáticos.

Un buen punto de partida para estudiar el tiempo de mezclado en el LF, es el artículo de Krishna Murthy y Elliott [41] de 1992, en donde se resumen y analizan varios trabajos enfocados en la medición del tiempo de mezclado. Como parte del trabajo se presenta una definición más formal del tiempo de mezclado, para la cual se emplea el concepto de grado de mezclado (Y), presentando éste un valor de cero cuando existe algún punto del baño donde exista una segregación absoluta del trazador y un valor de uno cuando la concentración del trazador es homogénea en cualquier punto del baño. El grado de mezclado se calcula de la siguiente forma:

Ecuación 1.17

$$Y = 1 - I_s$$

Donde I_s es la intensidad de segregación, que también puede denominarse como concentración adimensional (C^*), y que se calcula como:

Ecuación 1.18

$$I_s = C^* = \left| \frac{C_\infty - C(t)}{C_\infty - C_0} \right|$$

Donde C_∞ y C_0 son respectivamente la concentración promedio final e inicial del baño completamente mezclado, es decir, con el baño totalmente uniforme, y $C(t)$ es la concentración instantánea del trazador medida en algún punto del sistema.

Dicho esto, el tiempo de mezclado se define como el tiempo requerido para que el baño alcance un determinado grado de mezclado, siendo el criterio más empleado un valor de Y de 0.95, es decir una intensidad de segregación de 0.05. Es importante mencionar que dado el balance de materia del trazador en el sistema, si en algún punto el sistema presenta una $C(t)$ menor a C_∞ en algún otro punto del sistema este presentara un valor de $C(t)$ mayor que C_∞ , por lo cual se establecen límites superiores e inferiores para el grado de mezclado, que para una intensidad de segregación de 0.05 toman valores de 1.05 y 0.95 para el límite superior e inferior respectivamente. Considerando esto, el tiempo de mezclado queda definido como el tiempo necesario para que el grado de mezclado del sistema quede contenido dentro de los límites establecidos sin que vuelva a salir de los mismos en un tiempo futuro.

Sin embargo, esta definición presenta un problema, y es que el valor de $C(t)$ es local, por lo que el tiempo de mezclado calculado no necesariamente es representativo del sistema estudiado, por lo que se establece un tiempo de mezclado local y un tiempo de mezclado global, siendo el tiempo de mezclado local el que se obtiene monitoreando el valor de $C(t)$ en algún punto del sistema y el tiempo de mezclado global el que se alcanza cuando la totalidad del baño presenta el grado de segregación deseado. Esto ya se había establecido en artículos previos al de Krishna Murthy y Elliott [41] donde el tiempo de mezclado se medía localmente en varias posiciones dentro del modelo físico encontrando que varía con la posición monitoreada. Por ejemplo, los trabajos de Asai et al. [42] y de Mazumdar y Guthrie [43], monitoreando en ambos casos la evolución de la concentración del trazador mediante conductimetría en modelos físicos bifásicos aire-agua, ubicando sensores en varios puntos dentro de la fase líquida del modelo físico y encontrando que las curvas de concentración adimensional contra tiempo varían en comportamiento dependiendo del punto monitoreado (ver Figura 1.9), por lo que el valor local de tiempo de mezclado cambia. Debido a esto se llega a la convención de que el mayor

tiempo de mezclado local es similar al tiempo de mezclado global del sistema, valor que se alcanza monitoreando la concentración en zonas con baja velocidad y turbulencia dentro del modelo, las cuales se denominan zonas muertas. Esto es debido a que tanto la convección como la difusión turbulenta son importantes para el transporte del trazador dentro de los modelos de ollas de aceración [43], por lo que el punto del sistema donde se elimina más lentamente la segregación es en las zonas muertas del mismo.

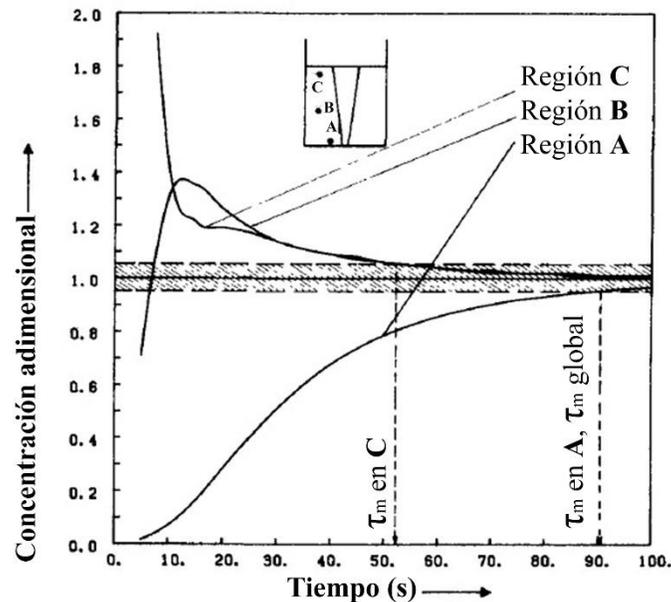


Figura 1.9.- Curvas de concentración adimensional contra tiempo, empleadas para obtener el tiempo de mezclado local medido con conductimetría en distintas regiones de un modelo físico bifásico de horno olla. Adaptado de [43].

El tiempo de mezclado, al ser un parámetro que evalúa la eficiencia del mezclado en la olla, se ha empleado tradicionalmente para medir el efecto de diversos parámetros de operación y diseño sobre el desempeño de la misma, ya que un buen mezclado garantiza que los fenómenos de transporte se vean promovidos en el sistema, por lo que la olla será más eficiente en los procesos de desulfuración, ajuste de composición química, así como en mantener el baño homogéneo en composición química y temperatura, por lo que muchos trabajos de mezclado se enfocan en esta temática, la Tabla 1.2 presenta de manera resumida algunos de ellos.

Tabla 1.2.- Trabajos que estudian el efecto de diversas variables de operación/diseño sobre el tiempo de mezclado en el horno olla.

Autor / Año / Referencia	Variables estudiadas	Metodología empleada
Joo y Guthrie / 1992 / [44]	Flujo de gas Posiciones de inyección Posición radial de inyectores	Modelo físico bifásico (conductimetría) Modelo matemático bifásico (cuasi-monofásico)
Zhu et al. / 1995, 1996 / [45, 46]	Flujo de gas Posiciones de inyección Posición de adición del trazador Inclinación de las paredes de la olla	Modelo físico bifásico (conductimetría) Modelo matemático bifásico (cuasi-monofásico)
Yamashita et al. / 2003 / [47]	Flujo de gas Espesor de la capa líquida superior Propiedades de la capa líquida superior	Modelo físico trifásico (conductimetría, aceite de silicón y N-pentano para simular escoria)
Madan et al. / 2005 / [48]	Flujo de gas	Modelo físico bifásico (conductimetría y LDV) Modelo matemático bifásico (cuasi-monofásico, lagrangiano DPM)
Mandal et al. / 2005 / [49]	Flujo de gas Escala del modelo	Modelo físico bifásico (conductimetría)
Mazumdar et al. / 2005 / [50]	Diseño de la olla Posiciones de inyección	Modelo físico bifásico (conductimetría)
Ramírez-Argáez / 2007 / [51]	Posición radial Numero de tapones Flujo de gas Relación de aspecto Masa de líquido procesada	Modelo matemático bifásico (euleriano)
Warzecha et al. / 2008 / [52]	Posición de inyección	Modelo matemático bifásico (cuasi-monofásico)

		Pruebas industriales (monitoreo de Cu)
Cloete et al. / 2009 / [53]	Flujo de gas Temperatura del líquido Altura del líquido Presión superficial	Modelo matemático bifásico (lagrangiano-euleriano DPM-VOF)
Patil et al. / 2010 / [54]	Flujo de gas Altura de la fase líquida Espesor de la capa líquida superior Propiedades de la capa líquida superior	Modelo físico trifásico (conductimetría)
Amaro-Villeda et al. / 2014 / [55]	Posición radial de inyectores Número de tapones Flujo de gas Espesor de la capa líquida superior Propiedades de la capa líquida superior	Modelo físico trifásico (pH-metría)
Conejo et al. / 2013 / [56]	Posición radial de inyectores Número de tapones Flujo de gas Espesor de la capa líquida superior	Modelo físico trifásico (conductimetría)
Terrazas y Conejo / 2015 / [57]	Posición radial del inyector Diámetro del inyector Flujo de gas Espesor de la capa líquida superior	Modelo físico trifásico (conductimetría)
Gómez et al. / 2018 / [58]	Posición radial de inyectores Posición angular de inyectores Flujo de gas Espesor de la capa líquida superior	Modelo físico trifásico (conductimetría)

Liu et al. / 2011 / [59]	Posición de inyección Proporción de flujos	Modelo matemático trifásico (lagrangiano-euleriano DPM-VOF)
Haiyan et al. / 2016, 2019 / [60, 61]	Posición radial de inyectores Posición angular de inyectores Flujo de gas Proporción de flujos	Modelo físico trifásico (conductimetría) Modelo matemático trifásico (euleriano VOF)
González-Bernal et al. / 2018 / [62]	Posiciones de inyección Flujo de gas	Modelo físico bifásico (conductimetría, colorimetría y PIV)
Liu et al. / 2019 / [36, 63]	Posición radial de inyectores Posición angular de inyectores Número de tapones Flujo de gas	Modelo físico bifásico (conductimetría, colorimetría y análisis de imágenes de burbujas) Modelo matemático bifásico (lagrangiano-euleriano DPM- VOF)
Gajjar et al. / 2019 / [64]	Diseño del inyector	Modelo físico bifásico (fotometría y PIV)
Thaker et al. / 2020 / [65]	Posiciones de inyección Inyección en la superficie	Modelo físico bifásico (PLIF y PIV)
Jardón-Pérez et al. / 2019, 2020 / [66, 67]	Posición de inyección Flujo de gas Espesor de la capa líquida superior Proporción de flujos	Modelo físico bifásico y trifásico (PLIF y PIV) Modelo matemático trifásico (euleriano)

Los trabajos de Joo y Guthrie (1992) [44] y de Zhu et al. (1995) [45] utilizan mediciones locales de conductividad eléctrica para medir tiempos de mezclado en modelos físicos bifásicos, así como un modelo matemático cuasi-monofásico con transporte de especies acoplado para calcular tiempos de mezclado y la fluidodinámica del sistema, usando ambos con la finalidad de evaluar el efecto de distintas variables de operación sobre el mezclado del sistema. En el caso de Joo y Guthrie [44] evalúan varias posiciones de inyección de gas, así como el efecto de la posición radial de los inyectores y el flujo de gas inyectado, el uso del modelo matemático permite analizar con profundidad

el efecto de las variables estudiadas sobre la fluidodinámica del sistema, efecto que se ve cuantificado mediante el tiempo de mezclado. Obtienen que un incremento en el flujo de gas reduce el tiempo de mezclado al incrementar la velocidad del fluido, mientras que un incremento en la posición radial de los inyectores también decrece el mismo al reducir las zonas muertas dentro del sistema. Obteniendo que emplear un solo tapón en $0.5 R$ es la condición de inyección con la mejor agitación del sistema, ya que reduce las zonas muertas y la pluma no ve reducida su velocidad al interactuar poco con las paredes del horno. Por otra parte Zhu et al. [45] estudian el efecto de la posición de inyección, el flujo de gas y la posición de adición del trazador, corroborando que un incremento en el flujo de gas reduce el tiempo de mezclado, nuevamente encontrando que la posición de inyección con menor τ_m es un solo tapón en $0.5 R$, pero recomiendan emplear dos tapones opuestos (180°) en $0.5 R$, ya que esta posición permite una buena agitación del baño pero es menos agresiva al distribuir el flujo en dos plumas, reduciendo algunos problemas de operación como salpicaduras y exposición del metal a la atmósfera. Respecto a la posición de adición del trazador reportan que la misma afecta el tiempo de mezclado, siendo el principal motivo de esto la distribución radial del mismo tras la inyección, pudiendo esta distribución ser beneficiada o perjudicada por la posición de los inyección de gas y el número de inyectores. Un año después Zhu et al. [46], nuevamente empleando el modelo matemático propuesto, analizan el efecto de la posición de adición del trazador, el ángulo de inclinación de las paredes del sistema, el flujo de gas y la posición de inyección. Encuentran que el menor tiempo de mezclado se alcanza cuando el trazador se añade directamente sobre las plumas de gas, corroboran el decremento del tiempo de mezclado con un incremento en el flujo de gas y encuentran que con paredes inclinadas el tiempo de mezclado se reduce si los inyectores se ubican entre $0.0 R$ y $0.5 R$, corroborando la importancia de la interacción de la pluma con las paredes del sistema.

La observación de que el menor tiempo de mezclado se alcanza con un solo tapón ubicado en $0.5 R$, se confirma en los trabajos de Ganguly y Chakraborty (2008) [68] y de Michalek et al. (2009) [69], empleando el primer trabajo un modelo cuasi-monofásico modificado para realizar su estudio, mientras que el segundo emplea un modelo físico con varias técnicas experimentales incluyendo; conductimetría, medición de temperatura con termopares, colorimetría y fotografías de alta exposición con un trazador fluorescente. Mientras que en el trabajo de Wang et al. [70] del año 2017, en el que emplean mediciones de conductividad eléctrica en un modelo físico para medir el tiempo de mezclado, se recomienda la inyección con dos tapones opuestos ubicados en $0.5 R$.

Uno de los resultados más comunes que se pueden obtener en los estudios de τ_m , es un modelo macroscópico que prediga el valor del mismo en función de las variables de operación y/o diseño del

sistema, algunos de los cuales se presentan en la Tabla 1.3, en este aspecto, uno de los primeros trabajos en hacerlo es el de Mazumdar y Guthrie [43], obteniendo un modelo que se vuelve a validar en 1997 por Mazumdar et al. [71], y que depende del flujo de gas (Q), el radio de la olla (R) y la altura de líquido en la misma (H_b). También se ha mencionado previamente el trabajo de Zhu et al. [45], cuyo modelo depende del número de inyectores (N) y la energía de agitación (ε), la cual contempla la energía boyante (ε_b) y la energía cinética de la inyección de gas (ε_k).

Tabla 1.3.- Modelos macroscópicos para estimar el tiempo de mezclado.

Autor / Año / Referencia	Modelo macroscópico del tiempo de mezclado	Posición de inyección y fases
Mazumdar y Guthrie / 1986, 1997 / [43, 71]	$\tau_m = 25.4 Q^{-0.33} H_b^{-1} R^{2.33}$	Un tapón, 0.0 R Bifásico
Zhu et al. / 1995 / [45]	$\tau_m = 8.52 \varepsilon^{-0.33} N^{0.33}$	Varias posiciones de inyección Bifásico
Yamashita et al. / 2003 / [47]	$\tau_m = 1910 Q^{-0.217} D^{1.49} v_l^{0.37} (H_b)^{-1} \left(\frac{\rho_l - \rho_s}{\rho_l}\right)^{-0.243}$	Un tapón, 0.0 R Bifásico
Mandal et al. / 2005 / [49]	$\tau_m = 15 Q^{-0.38} H_b^{-0.5} R^{2.0}$	Dos tapones, 0.5 R y 180° Bifásico
Ramírez-Argáez / 2007 / [51]	$\tau_m = 3.14 m^{0.3} N^{0.4} Q^{-0.25} \left(\frac{r}{R}\right)^{-0.12} \left(\frac{H_b}{D}\right)^{-0.44}$	Varias posiciones de inyección Bifásico
Patil et al. / 2010 / [54]	$\tau_m = 90 Q^{-0.33} H_b^{-0.7} R^{2.0} \left(\frac{h_s}{H_b}\right)^{0.3} v_s^{0.033} \left(\frac{\rho_l - \rho_s}{\rho_l}\right)^{-0.044}$	Dos tapones, 0.5 R y 180° Trifásico
Amaro-Villeda et al. / 2014 / [55]	$\tau_m = 9.83 N^{0.1025} \varepsilon^{-0.364} \left(\frac{r}{R}\right)^{-0.0051} \left(\frac{h_s}{H_b}\right)^{0.004}$ $\varepsilon = 6.18 Q T \ln \left(1 + \frac{\rho_l g H_b}{P}\right)$	Varias posiciones de inyección Trifásico
Terrazas y Conejo / 2015 / [57]	$\tau_m = 54.26 \varepsilon^{-0.327} D_{iny}^{-0.131}$	Varias posiciones de inyección

	$\left(\frac{r}{R}\right)^{-0.0027} h_s^{0.004}$ $\varepsilon = 6.18 Q T \ln\left(1 + \frac{\rho_l g H_b}{P}\right)$	Trifásico
Haiyan et al. / 2016 / [60]	$\tau_m = 9.83 \theta^{0.01258} Q^{-0.25866}$ $\left(\frac{r}{R}\right)^{0.01525} \left(\frac{Q_{Bajo}}{Q}\right)^{0.21432} \left(\frac{Q_{Alto}}{Q}\right)^{-0.47298}$	Varias posiciones de inyección Trifásico

En 2005, el grupo de investigación encabezado por Dipak Mazumdar publica tres artículos enfocados en el estudio del tiempo de mezclado, todos ellos sin considerar la tercera fase correspondiente a la escoria. El primero, de Madan et al. [48], considera una olla con dos tapones opuestos ubicados en $R/3$, para ello usan un modelo físico en donde miden tiempos de mezclado con conductimetría, además de obtener perfiles de velocidad con velocimetría láser Doppler (LDV), estos resultados se usan para validar y comparar dos modelos matemáticos; uno empleando la aproximación cuasi-monofásica y el segundo con una aproximación lagrangiana (DPM). Llegan a la conclusión de que a pesar de ser más preciso el modelo DPM, el modelo cuasi-monofásico es una buena opción tanto para simular la fluidodinámica como para calcular tiempos de mezclado. También encuentran que existe un flujo crítico, por sobre el cual cambia el régimen de mezclado de la olla, siendo controlado no por convección y difusión turbulenta, sino por las fuerzas inerciales y gravitacionales del sistema. El segundo, de Mandal et al. [49], emplea tres modelos físicos con dos tapones opuestos, esto con el fin de explorar el efecto de las dimensiones del modelo sobre el tiempo de mezclado, además de explorar nuevamente el efecto del flujo de gas. Para ello utilizan mediciones de conductividad eléctrica en tres posiciones dentro de cada modelo físico, llegando a la conclusión de que el tiempo de mezclado varía con la dimensión de la olla, además de corroborar la existencia de un flujo crítico por sobre el cual cambia el régimen de mezclado del LF. Obtienen además un modelo macroscópico para predecir el tiempo de mezclado (ver Tabla 1.3). Finalmente, en el artículo de Mazumdar et al. [50], comparan tres posiciones de inyección y cuatro diseños de olla variando principalmente en la geometría del fondo de la misma, los autores obtiene el tiempo de mezclado mediante conductimetría, concluyendo que un fondo de la olla con una geometría diferente a la plana reduce la eficacia de mezclado, aunque dicho efecto depende también de la posición de inyección empleada. Cabe señalar que un problema que tienen los artículos donde solo se mide el tiempo de mezclado en un modelo físico mediante una técnica de sensor inmerso, es que el análisis carece de una comprensión profunda del efecto de las variables estudiadas sobre la fluidodinámica del proceso, como es el caso de los artículos de Mandal et al. [49] y de Mazumdar et al. [50].

En el año 2007, Ramírez-Argáez [51] estudia el efecto de varias variables sobre el tiempo de mezclado usando un modelo matemático con aproximación euleriana, el cual es validado con mediciones experimentales. Encuentra que; el flujo de gas incrementa la energía de mezclado reduciendo con ello el tiempo de mezclado; el número de tapones incrementa el tiempo de mezclado al existir más recirculaciones dentro del sistema que interactúan entre sí, perdiéndose energía de agitación; la posición radial de los tapones es importante, ya que cercanos al centro existen zonas muertas amplias, mientras que en los laterales se pierde energía de agitación por la interacción con las paredes; entre mayor sea la relación de aspecto (H_b/D) menor será el tiempo de mezclado al incrementarse la energía boyante dentro del sistema; y finalmente, que entre mayor sea la masa del líquido procesado (m) el tiempo de mezclado se incrementará al requerirse mayor energía de agitación para que el mezclado se efectúe. El autor obtiene una correlación para el tiempo de mezclado que se presenta en la Tabla 1.3.

En 2008, Warzecha et al. [52] emplean un modelo cuasi-monofásico para explorar el efecto del punto de inyección de gas sobre el tiempo de mezclado, considerando varias posiciones de monitoreo y dos criterios de homogenización, 95 % y 99.5 %, siendo de particular interés que el modelo es de un reactor industrial, en donde se adicionó cobre monitoreando la concentración del mismo a lo largo del tiempo, por lo que el modelo se validó con este experimento en planta. Los autores encuentran una gran diferencia en el tiempo de mezclado dependiendo del criterio de homogeneidad considerado, siendo más del doble en el caso de usar 99.5 % comparado con el uso de 95%, además de variaciones dependiendo del punto de monitoreo considerado. Encuentran que el menor tiempo de mezclado se obtiene con una inyección de gas céntrica, aunque consideran que más pruebas industriales deben hacerse para corroborar esta afirmación, ya que debe considerarse la fusión del Cu añadido de manera sólida en el reactor industrial.

Cloete et al. [53] en el año 2009 emplean un modelo matemático de un reactor industrial con una aproximación lagrangiana-euleriana, es decir, emplean una aproximación lagrangiana (DPM) para describir la inyección de gas, mientras que emplean una aproximación euleriana (VOF) para simular la superficie libre. Los autores plantean un diseño de experimentos fraccionado 2^{4-1} para explorar el efecto del flujo de gas (Q), la profundidad del baño (H_b), la temperatura del metal fundido (T) y la presión superficial (P_0) sobre el tiempo de mezclado. Encontrando que si bien las variables Q , T y P_0 incrementan la energía de agitación, y por ende la energía cinética del sistema, reduciendo el tiempo

de mezclado, la variable H_b modifica totalmente el patrón de flujo, presentando un efecto mucho más significativo, reduciéndolo conforme se incrementa la misma.

Una de las principales carencias de los estudios (enfocados en τ_m) previamente mencionados, es la ausencia de una fase que represente la capa de escoria del sistema, siendo especialmente complicado el considerarla en modelos físicos. No obstante, en el año 2002 Méndez et al. [72] presenta un trabajo en el que obtiene tiempos de mezclado mediante conductimetría usando queroseno para simular la capa de escoria del horno olla industrial, siendo uno de los primeros trabajos en considerar la fase líquida secundaria y corroborando que la medición de τ_m depende tanto de la posición de adición del trazador como de la posición monitoreada dentro del modelo. Un año después (2003), Yamashita et al. [47] emplean aceite de silicón grado 2, 5 y 10, así como N-pentano para simular la mencionada capa de escoria, reportando que existe un atrapamiento de escoria dentro del sistema que depende principalmente de las propiedades física de la sustancia empleada para simularla, además de que la presencia de la misma aumenta significativamente el tiempo de mezclado del sistema en comparación de experimentos que no lo consideren. Obtienen un modelo macroscópico del tiempo de mezclado que depende del flujo de gas (Q), el diámetro de la olla (D), la altura del baño (H_b), la viscosidad cinemática del agua (ν_l), la densidad del agua (ρ_l) y la densidad del aceite (ρ_s) para espesores de la capa que simula la escoria (h_s) entre 1.34 % y 50 % de la altura total del líquido (ver Tabla 1.3).

Patil et al. [54] en el año 2010 realizan un análisis de proceso en un modelo físico trifásico estudiando el efecto del flujo de gas, la altura del baño, el espesor de la fase correspondiente a la escoria y las propiedades físicas de la sustancia que la simula sobre el tiempo de mezclado, calculándolo mediante el monitoreo de cambios en la conductividad eléctrica, desarrollando una ecuación de regresión no lineal que se presenta en la Tabla 1.3. Los autores evalúan varias sustancias para simular la escoria del sistema industrial; éter de petróleo, benceno, aceite de mostaza y aceite de silicón, encontrando que las propiedades físicas de dicha sustancia tienen un efecto muy pequeño sobre el tiempo de mezclado, sin embargo, el tiempo de mezclado está muy influenciado por el espesor de dicha fase, siendo inversamente proporcional la relación entre ambas variables. En el año 2014, Amaro-Villeda et al. [55] realizan un nuevo análisis de proceso en un modelo físico trifásico, en este caso evaluando el efecto del número de tapones, la posición radial de los mismos, el flujo de gas, además del espesor y las propiedades físicas de la fase que simula la escoria sobre el tiempo de mezclado, el cual miden con pH-metría, además de calcular el consumo de energía de agitación debido a la presencia de dicha fase. En este caso emplean dos variedades de aceites de motor y aceite de soya para simular la escoria. Los autores reafirman que a medida que el espesor de escoria se incrementa el tiempo de mezclado

aumenta, además de reportar que la misma disipa entre 4 % y 12 % de la energía de agitación proporcionada por la inyección de gas. Cabe señalar que los autores reportan mediciones de área de ojo expuesta encontrando que es directamente proporcional al flujo de gas inyectado, y obtienen un modelo no lineal para la estimación del tiempo de mezclado el cual se presenta en la Tabla 1.3.

Conejo et al. [56] en el año 2013 emplean un modelo físico trifásico, usando hexano para simular la escoria, para evaluar el efecto del espesor de la capa de escoria, el flujo de gas, el número de tapones, la posición radial y el ángulo de separación entre los mismos sobre el tiempo de mezclado, el cual miden con conductimetría. Encontrando que, en general, incrementar el espesor de escoria, disminuir el flujo de gas o disminuir la posición radial de los inyectores aumentan τ_m . Reportan que la mejor posición de inyección es con un solo tapón ubicado a $0.67 R$, y en caso de emplear dos tapones lo mejor es ubicarlos a 180° en $0.5 R$ aunque el tiempo de mezclado es mayor al que se alcanza con un solo tapón. En el año 2015, Terrazas y Conejo [57] presentan un trabajo complementario del anterior [56] en el que evalúan el efecto del diámetro de la tobera, la posición radial y el flujo de gas sobre el tiempo de mezclado, para ello emplean un modelo físico trifásico con un solo inyector y miden cambios de conductividad para obtener τ_m , esta vez empleando aceite de motor para simular la fase correspondiente a la escoria. En términos generales, concluyen que un incremento en el diámetro de la tobera disminuye el tiempo de mezclado, pero es un efecto poco significativo, mientras que un incremento en la posición radial hasta $0.5 R$ disminuye el tiempo de mezclado, conservándose prácticamente constante pasando dicho punto. Los autores reportan un modelo macroscópico para estimar el tiempo de mezclado el cual se reporta en la Tabla 1.3. Más recientemente (2018) Gómez et al. [58] complementan ambos trabajos previos [56, 57] esta vez enfocándose principalmente en el efecto del ángulo entre tapones y la posición radial de los mismos sobre el tiempo de mezclado, considerando un modelo físico con inyección dual. Nuevamente emplean aceite de motor para simular la escoria y miden el tiempo de mezclado con conductividad. En este estudio recomiendan colocar los dos tapones en $0.67 R$ con un ángulo de separación entre los mismos de 60° , lo que ayuda a que ambas plumas generen una recirculación combinada, alcanzando tiempos de mezclado similares a los que se tienen con una sola posición de inyección.

En el año 2011 Liu et al. [59] desarrollan un modelo matemático mixto usando una aproximación euleriana para simular las fases del sistema y una aproximación lagrangiana para simular la inyección de gas. Los autores emplean el modelo matemático para evaluar el efecto de tres posiciones de inyección y el flujo de gas sobre el tiempo de mezclado, la fluidodinámica del sistema y el área de ojo, aunque no realizan mediciones cuantitativas de esta última, siendo lo más relevante del mismo

que los autores reportan un caso con inyección diferenciada, encontrando que la misma disminuye el tiempo de mezclado comparando esta con una inyección con flujos iguales. Esto es importante porque tradicionalmente cuando una olla opera con un número de tapones mayor a uno, emplea una inyección con flujos iguales, es decir, el flujo se divide equitativamente entre todos los tapones empleados, en el caso de dos tapones esto sería una proporción 50 %:50 %, por otra parte una inyección diferenciada implica que los flujos no se dividan de manera equitativa, es decir, habrá un flujo de gas alto y un flujo de gas bajo, en el caso de que se consideren dos posiciones de inyección, obteniéndose una proporción de flujos diferente a 50 %:50 %. En este aspecto un trabajo más completo es el que presentan Haiyan et al. [60] en 2016, evaluando no solo el efecto de la modalidad de inyección (igualada o diferenciada) sino también la posición radial de los tapones, el ángulo de separación de los mismos y el flujo de gas sobre el tiempo de mezclado. Con este objetivo emplean un modelo físico y un modelo matemático, ambos trifásicos. El modelo matemático emplea un algoritmo VOF para simular las fases y la inyección de gas, mientras que el modelo físico emplea un aceite de origen vegetal para simular la fase correspondiente a la escoria, y conductimetría para medir el tiempo de mezclado. Reportando que el empleo de inyección diferenciada implica una reducción de entre 35 % y 42 % del valor de τ_m con respecto a una misma posición de los inyectores pero con inyección de gas igualada. También obtienen un modelo macroscópico para predecir el tiempo de mezclado que se presenta en la Tabla 1.3. El efecto de flujo diferenciado es corroborado tres años después, ya que en 2019 Haiyan et al. [61] publican un trabajo que explora principalmente el efecto del flujo diferenciado sobre el tiempo de mezclado, esta vez empleando solo modelado físico con condiciones experimentales similares a las usadas en su trabajo anterior, llegando a conclusiones similares.

Uno de los principales problemas de varios trabajos de modelado físico que evalúan el tiempo de mezclado [54-58], es que el uso de sensores para medir cambios de conductividad eléctrica o pH, da poca información acerca de la fluidodinámica del sistema, por lo que recientemente existen trabajos que buscan incorporar nuevas técnicas experimentales a la medición del mismo. González-Bernal et al. (2018) [62] emplean un modelo físico bifásico para evaluar el efecto de tres posiciones de inyección y dos flujos de gas empleando conductimetría para medir tiempos de mezclado, colorimetría para observar la dispersión del trazador y velocimetría de imágenes de partículas para obtener la fluidodinámica del sistema. Esta última técnica experimental, si bien no es la primera vez que se emplea en modelos físicos de ollas de aceración, es una opción viable para observar y analizar la fluidinámica en modelos físicos del LF sin desarrollar un modelo matemático. Y aunque la colorimetría es limitada en cuanto a cuantificar la dispersión del trazador, es una opción para observarla y analizarla cualitativamente. Hay que destacar que la conductimetría, a pesar de ser la

técnica más empleada tradicionalmente para cuantificar los cambios en concentración del trazador, implica la inmersión de un sensor en el modelo, modificando así la fluidodinámica del mismo, además de solo realizar mediciones puntuales. Los autores encuentran el menor tiempo de mezclado con un tapón ubicado en $0.75 R$, dentro de las posiciones exploradas en su trabajo. Liu et al. 2019 [63] nuevamente emplean colorimetría para observar la dispersión del trazador y conductimetría para obtener el tiempo de mezclado, además de cuantificar el tamaño de burbuja mediante análisis de imágenes en un modelo físico. Adicionalmente, emplean un modelo matemático previamente publicado [36] para medir los mecanismos de mezclado del sistema. Al conocer las limitaciones de la conductimetría, en este trabajo el tiempo de mezclado se mide en varias posiciones, además de calcularlo con el modelo matemático monitoreando varios puntos dentro del dominio simulado. Los autores concluyen que las mejores condiciones de agitación se logran con el empleo de dos tapones con un ángulo entre los mismos que puede variar de 135° a 180° . Gajjar et al. (2019) [64] exploran el efecto del diseño del inyector sobre el tiempo de mezclado y la fluidodinámica del horno olla usando un modelo físico bifásico, para ello emplean la técnica PIV para obtener la fluidodinámica y fotometría para medir el tiempo de mezclado, si bien la segunda técnica es novedosa, aún debe insertarse un sensor dentro del modelo físico, por lo que conserva el carácter puntual de las técnicas tradicionalmente empleadas para medir tiempo de mezclado, además, requiere de un algoritmo especial para medir el tiempo de mezclado. Los autores concluyen que el diseño del inyector no presenta un efecto significativo en el tiempo de mezclado. Thaker et al. (2020) [65] estudian el efecto sobre la superficie libre de la configuración de los inyectores, pero realizando una inyección de gas adicional sobre la superficie libre, para ello emplean PIV para obtener la fluidodinámica y fluorescencia planar inducida por láser (PLIF) para medir la dispersión del trazador dentro del modelo físico y el tiempo de mezclado. La técnica PLIF permite medir cambios de concentración sobre un plano completo del sistema de manera no intrusiva, con lo cual, no solo se puede observar la dispersión del trazador dentro del plano de medición, sino también obtener información cuantitativa de la dispersión del mismo, a diferencia de la colorimetría que no permite esto último con precisión. Los autores reportan un incremento en turbulencia superficial del sistema al considerar la inyección de gas sobre la superficie, concluyendo que esto ocasiona una reducción significativa en el tiempo de mezclado.

Respecto al empleo de la técnica PLIF para medir tiempos de mezclado, un año antes (2019) del artículo de Thaker et al. [65], como un producto del presente trabajo se implementó el uso de la técnica para medir tiempos de mezclado en ollas agitadas con gas [66], además de que se publicó una memoria de congreso producto de esa implementación [73], y se utilizó la técnica para evaluar el

tiempo de mezclado en un artículo de optimización del LF [74], estos trabajos productos de la presente investigación se detallarán más adelante. Otro producto de la presente investigación se publicó en el año 2020 [67], en el cual se emplea un modelo matemático euleriano para evaluar el efecto del flujo de gas, el espesor de la capa líquida superficial y la proporción de flujos sobre el tiempo de mezclado y el área de ojo expuesta, este trabajo también se presentará detalladamente más adelante.

1.2.4 Área de ojo expuesta

El área de ojo (A_{eye}) o área de metal expuesto, es una abertura que se da en la fase líquida secundaria (la escoria o aquella que simula la escoria) debido al desplazamiento de la misma por la inyección de gas en el fondo de la olla, es decir, al escapar el gas por la superficie desplaza esta fase líquida superior dejando parte de la fase líquida principal expuesta a la atmósfera. Es de interés debido a que es un punto donde el metal puede reoxidarse al tener contacto con el oxígeno de la atmósfera. Además, el rompimiento de esta capa superficial de líquido puede acarrear otros problemas, como por ejemplo el arrastre de gotas de ésta fase hacia el interior de la fase líquida inferior, si la agitación es muy intensa, problemática comúnmente denominada atrapamiento de escoria. También este ojo incrementa las pérdidas de energía por radiación, ya que la escoria cubre al acero y evita que las pérdidas de energía sean cuantiosas. Sin embargo, es importante mencionar que una interacción que llegue a generar gotas de la fase correspondiente a la escoria no es siempre negativa, ya que puede llegar a incrementar la cinética de los intercambios metal/escoria. Es por ello que la formación del área de ojo, y demás interacciones entre las fases metal/escoria, es una temática de gran interés en la investigación del horno olla, algunos de los estudios enfocados en este fenómeno se presentan a continuación.

Hay que mencionar, que existen varios trabajos en los que parte de sus resultados incluyen la medición del área de ojo expuesta sin ser el objetivo principal de los mismos [55, 59-61], sin embargo, en esta sección se presentarán aquellos trabajos que se centran principalmente en estudiar este fenómeno. Este es un tema que se comenzó a estudiar de manera relativamente reciente, principalmente por la dificultad de trabajar con un sistema trifásico en donde se considere el acero fundido, la inyección de gas y la capa de escoria, tanto de manera experimental como de forma numérica. La Tabla 1.4 presenta de manera resumida varios trabajos cuyo enfoque se encuentra en la formación del área de ojo, así como encontrar las variables de operación que la afectan.

Tabla 1.4.- Trabajos que estudian el efecto de diversas variables de operación/diseño sobre el área de ojo expuesta en el horno olla.

Autor / Año / Referencia	Variables estudiadas	Metodología empleada
Han et al. / 2001 / [75]	Flujo de gas Espesor de la capa líquida superior	Modelo físico (aceite de silicón) Modelo matemático (VOF)
Subagyo et al. / 2003 / [76]	Flujo de gas Espesor de la capa líquida superior	Modelo físico (aceite de silicón)
Mazumdar y Evans / 2004 / [77]	Propiedades de la capa líquida superior Flujo de gas Espesor de la capa líquida superior Altura del baño	Modelo físico (varias sustancias) Mediciones industriales
Iguchi et al. / 2004 / [78]	Propiedades de la capa líquida superior Flujo de gas Espesor de la capa líquida superior	Modelo físico (varias sustancias) Mediciones industriales
Krishnapisharody e Irons / 2006, 2008, 2015 / [79-81]	Propiedades de la capa líquida superior Flujo de gas Espesor de la capa líquida superior Altura del baño	Modelo físico (varias sustancias) Mediciones industriales
Peranandhanthan y Mazumdar / 2010 / [82]	Propiedades de la capa líquida superior Flujo de gas Espesor de la capa líquida superior Altura del baño Escala del modelo	Modelo físico (varias sustancias) Mediciones industriales

Lv et al. / 2017 / [83]	Flujo de gas Espesor de la capa líquida superior Escala del modelo	Modelo físico (aceite de silicón)
Li et al. / 2008 / [84]	Número de tapones Flujo de gas Espesor de la capa líquida superior	Modelo matemático (VOF)
De Sa et al. / 2015 / [85]	Propiedades de la capa líquida superior Flujo de gas Número de tapones Espesor de la capa líquida superior	Modelo físico (aceite de silicón) Modelo matemático (VOF)
Lee y Yi / 2015 / [86]	Flujo de gas	Modelo físico (aceite de parafina) Modelo matemático (Modelos macroscópicos)
Mazumdar y Guthrie / 2010 / [87]	Espesor de la capa líquida superior Propiedades de la capa líquida superior	Modelo físico (varias sustancias)
Huang et al. / 2015 / [88]	Flujo de gas	Modelo físico (aceite-agua-esferas de alúmina huecas) Modelo matemático (VOF-LES)
Liu et al. / 2018 / [89]	Flujo de gas	Modelo físico (aceite) Modelo matemático (VOF-DPM-LES)
Ramasetti et al. / 2018, 2019 / [90-93]	Flujo de gas Espesor de la capa líquida superior Número de tapones Propiedades de la capa líquida superior	Modelo físico (varias sustancias) Modelo matemático (VOF)

Mantripragada y Sarkar / 2020 / [94]	Flujo de gas Posición radial de los tapones Inyección no simétrica	Modelo matemático (CLSVOF)
---	--	----------------------------

Uno de los primeros trabajos relacionado con este tema de investigación es el de Han et al. [75] del año 2001, en el que se estudia el fenómeno mediante modelado matemático y físico. El modelo físico usa aceite de silicón para simular la fase correspondiente a la escoria, empleándolo para medir el área de ojo mediante fotografías, además de medir el tiempo de mezclado mediante conductimetría. Por otra parte, el modelo matemático emplea una aproximación VOF para simular las fases presentes en el sistema, usándolo principalmente para visualizar la fluidodinámica del sistema, aunque también se calcula el área de ojo expuesta. Los autores emplean inyección de gas axisimétrica, variando el flujo de gas y el espesor de la capa que simula la escoria, encontrando que la presencia de la misma tiene un efecto bastante grande en la fluidodinámica de la olla. Concluyendo que a mayor espesor de la fase líquida superior mayor tiempo de mezclado y menor área de ojo expuesta presenta el sistema. Esto es porque un mayor espesor de escoria implica que una mayor cantidad de energía de agitación será disipada por su presencia, ya que el gas que asciende debe desplazar una mayor masa de esta fase para escapar del sistema, además de que en la interfase líquido-líquido existen pérdidas de energía por su interacción, interfase cuya área es mayor entre menor sea el área de ojo. Por otra parte encuentran que un incremento en el flujo de gas, si bien provoca un decremento en el tiempo de mezclado, al incrementar la agitación del sistema, también desplaza una mayor cantidad de la fase superficial, incrementando de esta manera el área de ojo y exponiendo una mayor cantidad de líquido a la atmósfera. El modelo VOF mostró ser adecuado para simular la distribución de las fases dentro del sistema, ya que las áreas de ojo calculadas son concordantes con las medidas experimentalmente.

Muchos de los trabajos relacionados al área de ojo se enfocan en encontrar ecuaciones que ayuden a predecir el valor de la misma con base en distintas variables de operación, la Tabla 1.5 presenta varios de estos modelos macroscópicos, los cuales se pueden obtener mediante varias metodologías. Subagyo et al. [76] en el año 2003 presentan un trabajo en el que obtienen una correlación empírica (ver Tabla 1.5) que ayuda a predecir el área de ojo expuesta, basándose en mediciones experimentales previamente realizadas, los autores establecen su correlación en términos del área de ojo adimensional y el número de Froude, lo cual se ve replicado en varios trabajos posteriores. Un año después Mazumdar y Evans [77] emplean un análisis matemático de la geometría de la pluma y la física de la formación del área de ojo para obtener una correlación que permite estimar el área de ojo expuesta en una olla con inyección axisimétrica (ver Tabla 1.5). Esta correlación considera la geometría de la

pluma y estima la forma del área de ojo basándose en dicha geometría (ver Figura 1.10), la cual validan comparando la predicción con mediciones en modelos físicos y sistemas industriales, dejándola en términos de dos constantes que dependen de las propiedades del sistema bajo estudio, es decir, de las sustancias empleadas para simular las fases presentes en el horno olla o directamente de las propiedades de la aleación. Ese mismo año Iguchi et al. [78] desarrollan un modelo macroscópico de pluma, pero en esta ocasión empleando mediciones experimentales en un modelo físico, donde evalúan no solo el efecto del espesor de la capa de escoria sino además las propiedades que presenta la sustancia empleada para simular la capa líquida que simula la escoria. La correlación obtenida (ver Tabla 1.5) no solo queda en términos del número de Froude y el área de ojo adimensional, sino que también considera la diferencia de densidades adimensional entre las fases que simulan el acero y la escoria.

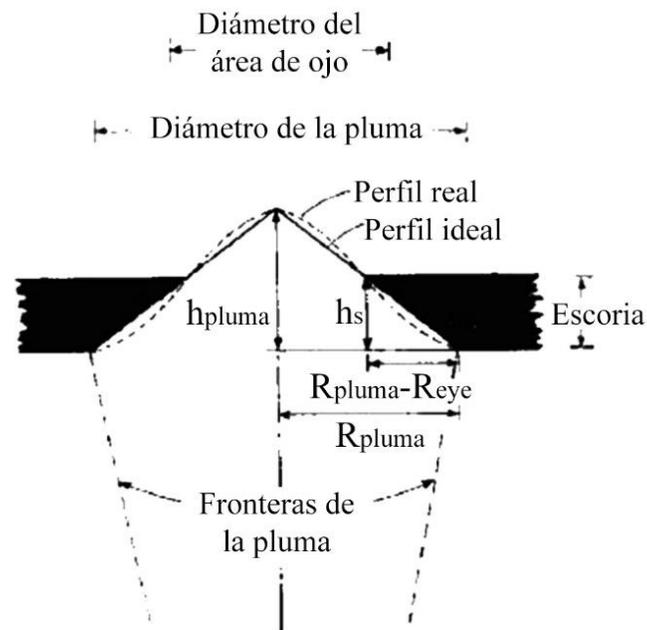


Figura 1.10.- Esquema de las dimensiones del área de ojo expuesta a la atmósfera debido a la inyección de gas, basado en la geometría de la pluma de gas. Adaptado de [77].

Tabla 1.5.- Modelos macroscópicos para estimar el área de ojo expuesta.

Autor / Año / Referencia	Modelo macroscópico de área de ojo	Posición de inyección y fase líquida superior
Subagyo et al. / 2003 / [76]	$\frac{A_{eye}}{(H_b + h_s)^2} = 0.02 \left(\frac{Q^2}{gh_s^5} \right)^{0.375}$	Inyección axisimétrica Aceite de silicón
Mazumdar y Evans* / 2004 / [77]	$\frac{A_{eye}}{H_b^2} = C_1 + C_2 \left(\frac{h_s}{Q^{2/3}} \right)$	Inyección axisimétrica Aceite de silicón Escoria (acero)
Iguchi et al. / 2004 / [78]	$\log \left(\frac{A_{eye}}{H_b^2} \right) = -0.222 - 0.741 \left[\frac{2g(\rho_l - \rho_s)h_s}{\rho_l u_{cl,l}^2} \right]$	Inyección axisimétrica Aceite de silicón N-pentano
Krishnapisharody e Irons / 2006, 2008, 2015 / [79-81]	$\frac{A_{eye}}{A_p} = 0.91 - 0.12 \left(\frac{\rho_l - \rho_s}{\rho_l} \right) \left(\frac{Q}{g^{0.5} H_b^{2.5}} \right)^{-0.64} \left(\frac{h_s}{H_b} \right) \text{ para } \frac{A_{eye}}{A_p} < 0.7$ $\frac{A_{eye}}{A_p} = -0.54 + 5.07 \left(\frac{\rho_l - \rho_s}{\rho_l} \right)^{-0.5} \left(\frac{Q}{g^{0.5} H_b^{2.5}} \right)^{0.32} \left(\frac{h_s}{H_b} \right)^{-0.5} \text{ para } \frac{A_{eye}}{A_p} > 2.0$	Inyección axisimétrica Glicerol Aceite de silicón Aceite de parafina Escoria (acero)
Peranandhanthan y Mazumdar / 2010 / [82]	$\frac{A_{eye}}{h_s H_b} = 3.25 \left(\frac{u_{cl,l}^2}{gh_s} \right)^{1.28} \left(\frac{\rho_l}{\rho_l - \rho_s} \right)^{0.55} \left(\frac{v_s}{h_s u_{cl,l}} \right)^{-0.05}$	Inyección axisimétrica Éter de petróleo Aceite de mostaza Aceite de soya Aceite de silicón Aceite de coco Tetracloroetileno Escoria (acero)

<p>Lv et al. / 2017 / [83]</p>	$A_{eye} = A_p - 0.5A_p^2(1 - \bar{\alpha}) \left(\frac{\rho_l u_{cl,l}^2}{(\rho_l - \rho_s)gh_s} \right) +$ $A_p \sqrt{0.25A_p^2(1 - \bar{\alpha})^2 \left(\frac{\rho_l u_{cl,l}^2}{(\rho_l - \rho_s)gh_s} \right)^2 + \left(\frac{\rho_l u_{cl,l}^2}{(\rho_l - \rho_s)gh_s} \right)}$	<p>Inyección axisimétrica Aceite de silicón</p>
<p>De Sa et al. / 2015 / [85]</p>	$A_{eye} = 187 - 0.0039\mu_s - 0.281h_s$ $+ 0.281H_b + 2.239Q - 5.52N - 143.73\rho_l$	<p>Varias posiciones de inyección Aceite de silicón</p>
<p>Mantripragada y Sarkar / 2020 / [94]</p>	$\frac{A_{eye}}{H_b^2} = 2.991 \left(\frac{Q^2}{gH_b^5} \right)^{0.745} \left(\frac{h_s}{H_b} \right)^{-0.882} \left(\frac{r}{H_b} \right)^{0.036}$ $\frac{A_{eye}}{H_b^2} = 0.566 \left(\frac{Q^2}{gH_b^5} \right)^{0.685} \left(\frac{h_s}{H_b} \right)^{-1.061} \left(\frac{r_1}{H_b} \right)^{0.079}$ $\left(\frac{r_2}{H_b} \right)^{0.057} \left(\frac{ r }{H_b} \right)^{-0.207}$ $ r = \sqrt{r_1^2 + r_2^2 + 2r_1r_2 \cos \theta}$	<p>Varias posiciones de inyección Escoria (acero)</p>

*C₁ y C₂ son contantes que dependen de las propiedades del sistema estudiado.

Siguiendo una metodología similar a la empleada por Mazumdar y Evans [77], Krishnapisharody e Irons [79] (2006) usan una serie de suposiciones geométricas para desarrollar un modelo macroscópico que cuantifica el área de ojo expuesta en un LF con inyección axisimétrica. Este modelo es validado comparando el área predicha con diversas mediciones en modelos físicos y reactores industriales. Los autores reportan que el área de ojo se hace mayor con el incremento del flujo de gas, el decremento del espesor de la fase líquida superior, el aumento en la altura del baño, o un incremento en la densidad de la fase correspondiente a la escoria. Dos años después, los autores [80] realizan una modificación del modelo previamente publicado; esta nueva versión del modelo es validado nuevamente con una gran cantidad de mediciones experimentales y mediciones realizadas directamente en reactores industriales, siendo un modelo mucho más robusto. El trabajo es retomado en el año 2015, donde los autores [81] presentan un modelo que no solo considera espesores de escoria bajos, sino además es aplicable con espesores de escoria gruesos (ver Figura 1.11). Este nuevo modelo, que se divide en dos regímenes dependiendo de la relación entre el área de ojo y el área de la pluma, se presenta en la Tabla 1.5, el cual es validado nuevamente con mucha rigurosidad mostrando su aplicabilidad para una gran variedad de condiciones experimentales e industriales. Un dato importante es que los autores reportan un flujo crítico (Q_c), por debajo del cual no se formara un ojo en la escoria, el cual se estima con en la Ecuación 1.19:

Ecuación 1.19

$$Q_c = 0.135 \left[\left(\frac{\rho_l - \rho_s}{\rho_l} \right) h_s \right]^{1.57} H_b^{0.91}$$

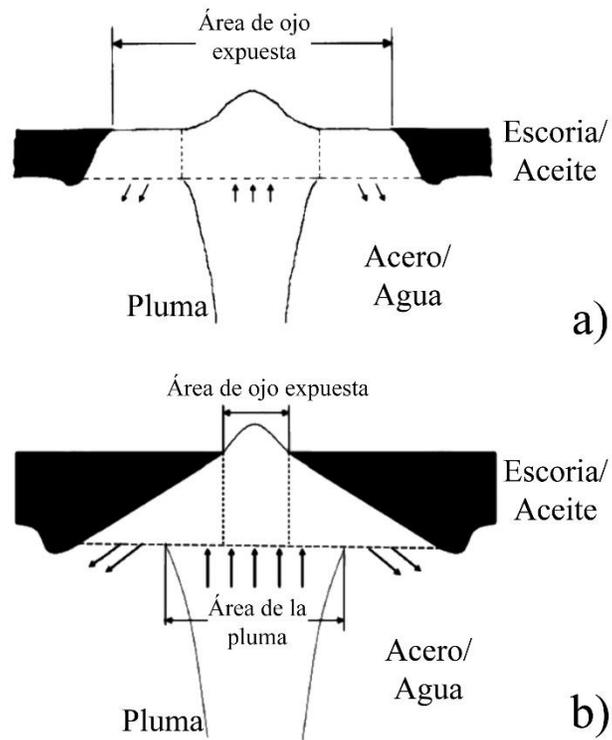


Figura 1.11.- Esquema del área de ojo expuesta debido a la inyección de gas inerte para: a) capas de escoria delgadas y b) capas de escoria gruesas. Adaptado de [81].

Dos de los trabajos experimentales más completos relacionados con el área de ojo son el de Peranandhanthan y Mazumdar [82] (2010) y el de Lv et al. [83] (2017), ambos culminando en obtener modelos macroscópicos para predecir el área de ojo en un sistema con inyección axisimétrica (ver Tabla 1.5). Peranandhanthan y Mazumdar [82] emplean una gran cantidad de sustancias para simular la escoria en un modelo físico acuoso con inyección axisimétrica, además de variar el flujo de gas y el espesor de la fase que simula la escoria, llegando a la conclusión de que si bien la tensión interfacial no influye el área de ojo expuesta, la viscosidad y la densidad de la fase superior tienen una influencia considerable. Por otra parte Lv et al. [83] exploran el efecto no solo del flujo de gas inyectado y el espesor de la fase líquida superior, sino que consideran modelos con dos escalas distintas y dos sistemas para simular las fases acero-escoria, siendo uno de ellos agua-aceite de silicón y el otro una

solución de tungstato de sodio-aceite de silicón, reportando que el área transversal de la olla tiene un efecto fuerte sobre el área de ojo expuesta.

Respecto a los estudios que emplean modelado matemático, ya se ha mencionado que Han et al. [75] establecieron que el uso del modelo VOF es adecuado para predecir la distribución de las fases presentes en una olla. Este mismo modelo es empleado por Li et al. [84] (2008) y De Sa et al. [85] (2015) para realizar un análisis de proceso sobre el área de ojo expuesta en la olla. Li et al. [84] simulan un LF industrial (acero-escoria) con uno o dos tapones ubicados en $0.2 R$, colocándose opuestos en el caso de ser dos, variando el flujo de gas y el espesor de escoria, encontrando que al usar dos tapones el área de ojo expuesta se incrementa comparada con el uso de un solo tapón. En el trabajo de De Sa et al. [85] se explora el efecto del flujo de gas, el espesor de escoria, el número de tapones y las propiedades de la fase que simula la escoria en una olla con dos tapones ubicados en $0.67 R$, llegando a obtener una correlación lineal entre las variables estudiadas y el área de ojo expuesta (ver Tabla 1.5) a partir de mediciones experimentales y usando el modelo matemático para visualizar la interacción entre fases. En el año 2015, Lee y Yi [86] reportan un modelo matemático en el que usan otra aproximación para simular las fases; en este caso empleando modelos macroscópicos para la geometría de la pluma y la escoria, en un sistema con inyección axisimétrica, resolviendo la fluidodinámica y las fases presentes mediante un esquema de volumen finito. El modelo es validado con mediciones experimentales propias y de otros autores, encontrando que el área de ojo es proporcional a la raíz cuadrada del flujo de gas inyectado. Cabe señalar que tanto De Sa et al. [85] como Lee y Yi [86] validan sus modelos matemáticos con mediciones experimentales de área de ojo, pero además validan la fluidodinámica con mediciones PIV en sus respectivos modelos físicos.

Dentro de los estudios de área de ojo, hay que hacer énfasis en aquellos que se enfocan en estudiar las interacciones de la fase correspondiente a la escoria con el resto de las fases presentes en el horno olla. En el trabajo de Mazumdar y Guthrie [87] del año 2010, los autores emplean un modelo físico y un análisis teórico para calcular la disipación de energía debido a la presencia de distintas sustancias que simulan la escoria en un modelo con inyección axisimétrica. Concluyen que si bien la presencia de escoria disipa una cierta cantidad de energía, esta solo es significativa con espesores suficientemente grandes como para modificar sustancialmente la fluidodinámica del sistema, incrementando su efecto con el espesor de la misma. Por otra parte, el deslizamiento de las burbujas y la fricción con las paredes disipan una gran cantidad de la energía de agitación del sistema independientemente del espesor de la capa líquida superior. Huang et al. [88] (2015) emplean un

modelo físico y un modelo matemático para estudiar tanto el área de ojo expuesta como el atrapamiento de escoria en un sistema agua-aceite con un solo tapón ubicado en $0.4 R$. Esto es un reto sobre todo desde el punto de vista del modelo matemático y los autores proponen el uso del modelo VOF para simular las fases presente en el sistema y una simulación de eddys grandes (Large Eddy Simulation, LES) para calcular la turbulencia en la olla. Esta aproximación permite simular con bastante certeza el atrapamiento de escoria, reportando los autores que el tamaño de las gotas de escoria que se arrastran hacia la fase líquida principal, debido a la interacción entre las fases del sistema, se ve incrementado conforme el flujo de gas es aumentado. Recientemente, Liu et al. [89] (2018) estudian la generación del área de ojo y el atrapamiento de escoria mediante modelado físico y matemático para un sistema con un solo punto de inyección de gas ubicado en $0.67 R$. Para la simulación numérica los autores emplean un modelo VOF-DPM-LES para simular las fases del sistema, la inyección de gas y la turbulencia del sistema respectivamente. El estudio revela que inyectando flujos de gas pequeños el ojo de escoria se abre y cierra cíclicamente, mientras que en flujos más elevados el ojo toma una forma circular constante que pasa a ser un ovalo conforme se incrementa el mismo. Además, concluyen que el movimiento recirculatorio de la fase líquida principal genera la dispersión y coalescencia de gotas de escoria en las regiones cercanas a las paredes, las cuales pueden ser atrapadas por el movimiento del líquido o reincorporarse a la escoria, este fenómeno es intermitente, posiblemente debido a la frecuencia de formación de las burbujas en la tobera.

En los estudios recientes (2018 - 2019) realizados por Ramasetti et al. [90-93], donde estudian el área de ojo mediante modelado físico y matemático, los autores han empleado un modelo físico con aceite de colza para simular la fase superior y un modelo matemático con aproximación VOF para simular las fases del sistema, en ambos casos, considerando un solo punto de inyección ubicado en $0.54 R$. En su primer trabajo [90] exploran el efecto del espesor de la capa de escoria, reafirmando que el incremento del mismo reduce el área de ojo expuesta. En el segundo estudio [91] exploran el efecto del flujo de gas, reafirmando el hecho de que el área de ojo expuesta es proporcional al flujo de gas inyectado. Durante su siguiente trabajo [92] los autores comparan dos posiciones de inyección, un solo tapón ubicado en $0.54 R$ y dos tapones separados 45° ubicados en $0.54 R$, encontrando que emplear dos tapones incrementa el área de ojo expuesta, pero recomiendan su empleo debido a la agitación más controlada dentro del sistema. Su trabajo más recientemente publicado [93] adiciona a los estudios previos el efecto de las propiedades de la fase superior comparando tres sustancias; aceite de colza, aceite de parafina y aceite de ricino, reafirmando que emplear una fase líquida superior más

densa incrementa el área de ojo expuesta, sin embargo, señalan que la viscosidad dinámica de dicha fase no presenta un efecto significativo sobre el área de ojo.

Finalmente, se puede mencionar el trabajo de Mantripragada y Sarkar [94] publicado en el año 2020, los autores emplean un modelo matemático para explorar el efecto del flujo de gas, el espesor de escoria y la posición de los tapones para una o dos posiciones de inyección de gas, siendo particularmente interesante que los autores exploran el uso de posiciones de inyección no simétricas en sistemas con inyección dual, es decir, geoméricamente diferenciados en su ubicación radial. Para ello emplean un modelo matemático con un acoplamiento volumen de fluido-nivel establecido (coupled level set volume of fluid, CLSVOF) para calcular las fases presentes en el sistema, validando el mismo con resultados experimentales de diversos autores. Reportan un incremento en el área de ojo expuesta cuando los tapones son ubicados más cerca de la pared del sistema, además de que en el caso de usar inyección dual el área de ojo se incrementa con la cercanía de los dos tapones. Finalmente reportan dos modelos macroscópicos para estimar el área de ojo expuesta, los cuales se presentan en la Tabla 1.5, siendo el primero efectivo para estimar el área de ojo con una sola posición de inyección y el segundo con inyección dual.

1.2.5 Transporte de especies químicas

Uno de los principales temas de interés en la investigación del horno olla es el intercambio de especies químicas que puede llevarse a cabo entre fases al interior del reactor, tanto desde el punto de vista termodinámico como cinético. Siendo el principal objetivo de estudio el proceso de desulfuración, al haber un intercambio de azufre entre el metal líquido y la escoria, aunque también es de interés el estudio de intercambios entre la fase líquida principal y las especies gaseosas, ya sea el gas inerte inyectado o la atmósfera que rodea el proceso.

Uno de los primeros trabajos publicados, además de ser uno de los más completos, es el de Kim y Fruehan de 1987, en el cual emplean modelado físico para estudiar los intercambios de especies químicas y cuyos resultados se dividen en dos partes; la primera enfocada en los intercambios gas/líquido [95] y la segunda en los intercambios líquido/líquido [96], siendo en ambos casos, el resultado principal para evaluar el intercambio de especies el producto del coeficiente de transporte de masa (k_m) por el área interfacial (A_{int}). En la primera parte [95] los autores estudian el intercambio gas/líquido mediante cambios en el pH del modelo físico, para ello emplean una solución de NaOH

como la fase correspondiente al acero y exponen la misma a una atmósfera de CO_2 , o bien inyectan dicho gas al modelo mediante las toberas. Es importante señalar que en este trabajo se realizan experimentos tanto en un modelo bifásico como en un modelo trifásico con aceite de parafina para simular la escoria. Los autores encuentran que incrementar el flujo de gas acelera el intercambio gas/líquido, además de que demuestran que el inyectar un gas inerte no es suficiente para proteger el baño del intercambio de especies con la atmósfera, mientras que la presencia de una capa líquida superior si reduce considerablemente el mismo, ya que sirve como una barrera para evitar el contacto entre las fases, demostrando la efectividad de la escoria para reducir la reoxidación del metal. En la segunda parte [96], los autores exploran los intercambios líquido/líquido, para lo cual emplean una solución acuosa de timol, especie que se intercambia con una fase superior oleosa compuesta por aceite de parafina o mezclas del mismo con aceite de algodón, además de medir el tiempo de mezclado dentro del modelo con experimentos de conductimetría. Evaluando el efecto del flujo de gas, la posición de inyección del mismo, el diámetro de la tobera y las propiedades de la fase oleosa. Las conclusiones principales del trabajo incluyen la existencia de un flujo crítico, por sobre el cual el intercambio líquido/líquido se ve incrementado debido a que se comienzan a formar gotas de la fase líquida superior incrementando de esta manera el área interfacial, además de introducir el concepto de escoria activa o estancada, siendo la primera escoria sometida a alta agitación mientras que la segunda presenta un movimiento bajo, lo cual explica por qué en determinadas condiciones de operación el τ_m es bajo mientras que el $k_m A_{int}$ es elevado (ver Figura 1.12), por lo cual, a pesar de que el tiempo de mezclado es menor en una posición excéntrica, es preferible una inyección céntrica para promover los intercambio metal/escoria, a pesar de que el menor tiempo de mezclado se alcanza con la inyección de gas mediante un solo tapón ubicado a mitad del radio.

Uno de los trabajos pioneros en estudiar el intercambio metal/escoria mediante modelado matemático es el de Jonsson et al. [97] de 1998. El modelo presentado, parte de uno previamente publicado por los autores [25], en el que ya se incorporaba una fase correspondiente a la escoria, mientras que en este modelo no solo se acopla el intercambio de especies químicas, sino que además se le añade un modelo termodinámico para simular las reacciones químicas y los intercambios que se llevan a cabo dentro del sistema para las especies Al, O y S. El modelo logra predecir adecuadamente la cinética de desulfuración y la evolución de las especies dentro del sistema al ser validado contra resultados industriales, mostrando como disminuye la cantidad de S y Al en el baño, mientras que la cantidad de O en el mismo y de S en la escoria se ven incrementadas durante la operación. El modelo propuesto por los autores nuevamente es mejorado en el trabajo de 2002 de Andersson et al. [98], ya que incorporan un modelo para calcular la distribución de azufre durante el proceso de desulfuración,

de materia y energía con la finalidad de predecir el transporte de especies químicas dentro del proceso de refinación secundaria del acero. En el trabajo de Chen et al. [101] (2014) se desarrolla un modelo cinético para calcular el contenido de azufre en el horno olla durante el proceso de desulfuración, considerando dentro del mismo la basicidad de la escoria, la masa de escoria y el contenido inicial de azufre en el acero líquido, llegando a la conclusión de que se debe controlar, en la medida de lo posible, la basicidad y la masa de escoria agregada, además de que el contenido de azufre inicial tiene una gran influencia en la cinética del proceso, este modelo fue validado con mediciones en planta de la composición química de la escoria y el baño. Lv et al. [102] (2014) emplean un modelo híbrido que combina un modelo mecanístico macroscópico y el procesamiento estadístico de datos, enfocando su trabajo principalmente a la predicción continua del contenido de azufre del acero líquido, validando con mediciones en planta de la composición de la aleación y presentando el beneficio de emplearlo para el control de proceso, sobre todo en la reducción del consumo de insumos y energía. Jia et al. [103] (2017) presentan un modelo cinético para el transporte de Mg entre la escoria, el acero líquido y las inclusiones no metálicas durante el tratamiento de metal líquido dentro de la olla. El modelo se basa en la teoría de doble capa y encuentran que el contenido de Mg en el acero y las inclusiones se ve incrementado aun cuando no se añade el mismo como ferroaleante, debido principalmente al desgaste del refractario. Van Ende y Jung [104] (2017) presentan un modelo que considera la disolución de aleaciones en el baño, la disolución de elementos que conforman la escoria en la misma y la influencia del aluminio en la desoxidación dentro de las zonas de reacción al equilibrio efectivas (EEZR), prediciendo de manera adecuada la composición química y temperatura de la escoria, el metal fundido y las inclusiones durante el proceso de refinación secundaria del acero, ya que es validado comparando las predicciones del modelo con mediciones industriales bajo distintas condiciones de operación. Zhu et al. 2018 [105] en su trabajo hacen énfasis en considerar la actividad del oxígeno en su modelo cinético, encontrando que dada la alta actividad del oxígeno en la interfase metal/escoria, este se transporta de la escoria al metal líquido aun con bajas cantidades (menos de 1 %) de FeO en la misma, proponiendo controlar dicha actividad con el control de Si dentro del baño, además de controlar la basicidad, la masa y la concentración de FeO en la escoria. La principal ventaja de realizar un modelo matemático cinético es su relativamente fácil implementación en planta y la facilidad que aportan para controlar la operación del horno olla de manera continua.

A pesar de las ventajas que dan los modelos cinéticos, su principal desventaja es que esta aproximación impide conocer de manera precisa la fenomenología del transporte de especies químicas durante la refinación secundaria, es por ello que también han existido importantes avances

dentro de su estudio usando modelado CFD. Singh et al. [106] (2016) usan en su modelo matemático una aproximación euleriana (VOF) para calcular las fases del sistema, además de considerar el transporte de las especies CaO, O, S y CaS, acoplando al software CFD ANSYS Fluent y el software Thermo-Calc para calcular la cinética y termodinámica de las reacciones involucradas durante la desulfuración, encontrando que tanto el área de ojo como la cinética de desulfuración incrementan con el flujo de gas, debido no solo al incremento en la velocidad de agitación, sino también a la formación de gotas de escoria. Huang et al. [107] (2018) simulan el transporte de especies entre un alambre sólido de calcio y el baño metálico, es decir, la disolución del mismo. Para ello usan nuevamente el modelo VOF para simular las fases del sistema sin considerar la presencia de escoria. Los autores exploran el efecto de la posición, diámetro y velocidad de alimentación del alambre, además del flujo de gas, encontrando que a una velocidad de alimentación alta, se debe emplear también un diámetro grueso de alambre para que la adición sea más eficiente.

Recientemente dos grupos de investigación se han enfocado bastante en el estudio del proceso de desulfuración dentro de la olla de aceración mediante modelado CFD, el grupo liderado por Wentao Lou y Miaoyong Zhu [108-112] y el grupo de trabajo de Qing Cao y Laurentiu Nastac [113-117].

En cuanto al grupo de trabajo de Lou y Zhu, sus primeros trabajos enfocados en estudiar el transporte de especies dentro del horno de olla los publican en el año 2014 [108, 109], en donde emplean un modelo CFD acoplado con un modelo de reacciones simultáneas (simultaneous reaction model, SRM). Para las fases usan una aproximación euleriana, y el modelo SRM permite no solo considerar el transporte de S entre el metal y la escoria, sino que además calcula el transporte de oxígeno y las reacciones que puedan darse en la interfase metal/escoria para las especies CaO, Al₂O₃, SiO₂, MnO, FeO y MgO. El modelo propuesto simula la fluidodinámica y el transporte de especies en una olla con inyección dual, aunque no consideran la reoxidación debido a la exposición del metal en la atmósfera por la formación del área de ojo, los autores concluyen que la desulfuración se ve acelerada con el incremento del flujo de gas inyectado y el incremento en la basicidad de la escoria. En su siguiente trabajo [110] (2015) los autores incorporan el transporte de las especies Al, Si y Mn así como las reacciones entre sus óxidos, además de explorar tres posiciones de inyección de gas: céntrica, excéntrica e inyección dual. Los autores no solo exploran la relación entre la cinética de las reacciones químicas con la composición del metal líquido y la escoria, sino que además encuentran que la inyección dual presenta una cinética de desulfuración mayor en comparación con la inyección céntrica o excéntrica, además de que un incremento en el espesor de escoria es deseable para acelerar dicho proceso. En un trabajo posterior [111] (2017) simulan el proceso de desulfuración mediante

inyección de polvo en el fondo del reactor, para una olla de 2,000 kg con inyección axisimétrica, acoplado al modelo CFD-SRM un modelo de balance poblacional (PBM) para simular la inyección de partículas desde la tobera, las cuales se adhieren a las burbujas de gas inerte y reacciona con el azufre disuelto en el baño (ver Figura 1.13), acelerando la desulfuración del mismo y esas partículas están compuestas de CaO , Al_2O_3 y SiO_2 . El modelo propuesto por los autores predice adecuadamente la cinética de desulfuración mediante este proceso, ya que es validado exitosamente con mediciones experimentales, pudiendo ser de utilidad para comprender profundamente los fenómenos asociados a dicho proceso. Un año después (2018) [112] emplean nuevamente su modelo CFD-PBM-SRM pero en este caso para una olla de 80,000 kg con inyección dual, encontrando que un incremento en el flujo de gas reduce la eficiencia de desulfuración, mientras que un incremento en el flujo de polvo inyectado la incrementa.

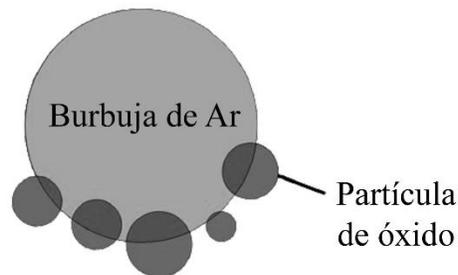


Figura 1.13.-Esquema del proceso de colisión y adhesión entre la partícula de óxido-burbuja de Ar. Adaptado de [111].

En el caso del grupo liderado por Cao y Nastac, su trabajo se centra en estudiar la desulfuración en una olla con inyección dual, cuyos tapones están ubicados en $0.5 R$ con un ángulo entre los mismos de 45° . En su primer trabajo [113] (2016) los autores emplean un modelo CFD que usa una aproximación VOF para simular las fases del reactor, usando el modelo de transporte de especies para las especies Ca, Al, O y S, considerando las reacciones de oxidación del Al y el transporte de S del acero a la escoria. Si bien, en este primer trabajo [113] exploran la fluidodinámica del sistema y el efecto del flujo de gas inyectado en la misma, es hasta un trabajo posterior [114] en donde validan el modelo de transporte de especies. Para ello comparan el contenido de azufre en el acero a lo largo del tiempo calculado con el medido experimentalmente en planta, mostrando que el modelo propuesto es adecuado para simular el proceso de desulfuración. En su tercer trabajo [115] (2018) comparan el desempeño del modelo propuesto resolviendo simultáneamente la fluidodinámica y la desulfuración contra el uso del modelo de desulfuración usando la fluidodinámica estática, la cual fue previamente

calculada, reportando que el tiempo de computo cuando se emplean ambos modelos desacoplados se ve reducido significativamente con una predicción de la cinética de desulfuración suficientemente buena. Este modelo desacoplado es usado nuevamente en su siguiente trabajo [116] (2018) esta vez para explorar más profundamente el comportamiento de las especies estudiadas durante el proceso de desulfuración, variando la composición inicial del acero y la escoria, concluyendo que la eficiencia de desulfuración se puede mejorar incrementando el contenido de Al en el acero y el de CaO en la escoria. En su más reciente trabajo [117] (2018) emplean su modelo acoplado para explorar el efecto del flujo de gas, el contenido inicial de azufre y el espesor de la capa de escoria sobre la eficiencia de desulfuración, encontrando que la eficiencia de desulfuración incrementa cuando el flujo de gas, el contenido inicial de azufre y el espesor de la capa líquida son incrementados.

Adicionalmente a los aportes realizados por Lou y Zhu [108-112], así como los de Cao y Nastac [113-117] en el estudio del transporte de especies en las ollas de aceración, recientemente existen trabajos de otros autores que aportan información relevante de la misma temática. En el año 2018 Hoang et al. [118] presentan un modelo matemático en donde las fases del sistema se calculan con un modelo euleriano y el transporte de especies mediante un modelo de transporte interfacial, el cual es validado con mediciones experimentales en un modelo físico [119], concluyendo en su estudio que la desulfuración está controlada por el transporte de masa, el cual se promueve incrementando el espesor de escoria y el flujo de gas, mientras que un cambio en la viscosidad de la fase líquida superior no muestra una influencia significativa sobre el mismo. Ese mismo año, Duan et al. [120] presentan un modelo matemático con una aproximación E-L para calcular la fluidodinámica del sistema, y una vez calculada la misma, emplean un modelo de transporte de especies acoplado con transporte de energía para simular la disolución de ferroaleaciones con el fin de ajustar la composición química del baño en el horno. Dicho proceso comienza con la solidificación de una coraza metálica de acero alrededor de la partícula “fría”, al mismo tiempo que la ferroaleación se funde debido a su bajo punto de fusión, y al refundirse la coraza de acero, la ferroaleación líquida es liberada incorporándose al baño fundido (ver Figura 1.14). Los resultados del modelo muestran que el cambio en concentración debido a la adición de las partículas sólidas sigue la trayectoria de las recirculaciones formadas por la inyección de gas, además de que el proceso de disolución es dependiente del punto de adición de la ferroaleación, especialmente en el caso de usar una inyección de gas axisimétrica. Un año después Duan et al. [121] emplean su modelo matemático previo [120] para estudiar el efecto del tamaño de la adición sólida y el sobrecalentamiento del baño sobre el proceso de disolución de la ferroaleación, encontrando que entre mayor sea el sobrecalentamiento del baño y menor el tamaño de la adición más rápidamente se incorpora ese elemento al baño metálico. Este tipo de proceso ya se había intentado

estudiar experimentalmente en 1992 por Torii y Yang [122], usando un modelo físico acuoso sin fase líquida superior para estudiar la fusión de adiciones sólidas, para ello, los autores consideran distintas posiciones de inyección de gas inferior y lateral, en donde se añade una mezcla de gas y partículas de polipropileno, las cuales simulan dichas adiciones. Si bien las partículas no se llegan a disolver o fundir dentro del baño, el estudio permitió observar la distribución de las adiciones dentro del mismo, y mediante análisis de imágenes, los autores concluyen que lo mejor es adicionar la mezcla gas/adiciones en una posición cercana a la esquina inferior del modelo.

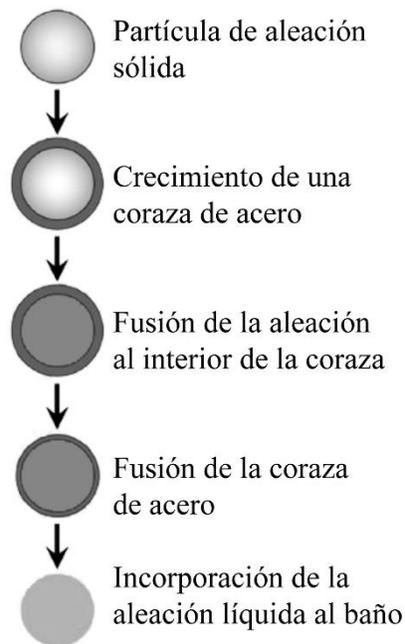


Figura 1.14.- Esquema del proceso de disolución de una partícula de ferroaleación al baño de acero. Adaptado de [121].

1.2.6 Transporte de calor

El control de temperatura dentro de la olla de aceración es muy importante sobre todo en el procesamiento subsecuente a la misma, es decir, en el proceso de colada continua, en donde una diferencia de unos cuantos grados centígrados puede llevar a una falla catastrófica en el mismo. Debido a esto, el transporte de energía dentro de la olla es un tema de mucho interés en la investigación a nivel académico e industrial, y el cual se refleja principalmente en una estratificación térmica dentro del sistema durante los periodos de sostenimiento (sin agitación), la cual se desea

reducir dentro de lo posible para evitar los antes mencionados problemas. La gran mayoría de los trabajos enfocados en estudiar el transporte de energía en la olla de refinación secundaria emplean modelos matemáticos ya sea con una aproximación CFD o bien mediante modelos predictivos macroscópicos, siendo relativamente pocos aquellos que emplean modelos físicos o mediciones experimentales para el estudio, debido a la dificultad intrínseca en trabajar con temperaturas elevadas. Algunos artículos relacionados con el transporte de energía térmica en la olla se discuten a continuación.

En cuanto a trabajos que emplean el modelado CFD para estudiar el transporte de calor dentro de la olla ya se han mencionado los trabajos de Jonsson y Jönsson [25] (1996) y de Duan et al. [120, 121] (2018, 2019), siendo el principal aporte del primer trabajo la incorporación de una fase líquida superior y el transporte de energía a un modelo de horno olla, mientras que los trabajos del segundo grupo de investigación simulan el transporte de especies debido a la disolución de partículas de ferroalantes a la olla, proceso que tiene una relación muy estrecha con el transporte de calor al considerar el proceso de fusión de las adiciones. Además, recientemente Duan et al. [123] también han estudiado la estratificación térmica y la transferencia de calor en una olla sin agitación de gas, considerando la presencia de inclusiones no metálicas en la misma. Plantean dos condiciones iniciales, un caso partiendo del reposo y un caso donde se detiene la agitación de la olla, que se llevaba a cabo mediante un solo tapón ubicado en $0.67 R$. Encontrando que partiendo del reposo la olla presenta una estratificación térmica vertical axisimétrica, lo cual produce un movimiento convectivo natural en el reactor que arrastra las inclusiones hacia la superficie por el centro del reactor y luego provoca un movimiento descendente de las mismas hacia el fondo del reactor en las cercanías de las paredes. En cambio, si se parte de un reactor agitado las inclusiones siguen el movimiento residual del acero hasta que el mismo se detiene, y la estratificación térmica aparece gradualmente conforme la agitación del reactor disminuye.

Una de las primera aproximaciones del estudio de transporte de calor con modelado CFD, es el trabajo de 1985 de Salcudean et al. [124] en donde se usa un modelo cuasi-monofásico con inyección axisimétrica, en el que la turbulencia es calculada mediante uno de dos posibles modelos de orden cero propuestos, o bien por el modelo $k - \varepsilon$, comparando la velocidad, el tiempo de mezclado calculado y la temperatura predichas por el modelo, con mediciones experimentales previas realizadas por Oeters et al. [125], encontrando que los modelos de orden cero predicen mejor el comportamiento del sistema y mostrando que el modelo $k - \varepsilon$ estándar no predice adecuadamente la turbulencia en un modelo cuasi-monofásico. Neifer et al. [126] en 1993 emplean un modelo matemático bifásico con

una aproximación lagrangiana para simular la inyección de gas, nuevamente considerando una olla con inyección axisimétrica e incorporando la transferencia de calor en el modelo. Los autores validan las mediciones con una termografía de un horno industrial, y encuentran que el baño es prácticamente homogéneo cuando se encuentra en operación, presentando una rapidez de enfriamiento de 0.62 °C/min cuando se agita el mismo mediante inyección de gas en el fondo, pero que se ve reducida a 0.20 °C/min bajo condiciones de no agitación y con una cubierta colocada en el horno. En 2001 Xia y Ahokainen [127] estudian las pérdidas de calor y la estratificación térmica de una olla bajo condición de mantenimiento (sin agitación) y agitación mediante inyección de gas axisimétrica. Para ello emplean un modelo CFD bifásico, el cual validan con mediciones de temperatura en dos puntos de un reactor industrial, uno cercano a la superficie y uno cercano al fondo del reactor. Los resultados muestran que la estratificación térmica de la olla se ve incrementada muy pronunciadamente en los periodos de mantenimiento, mientras que las caídas de temperatura también son sustanciales, sobre todo en el fondo del reactor. Por otra parte, en condiciones de agitación, las pérdidas de temperatura son comparables a las del fondo de la olla bajo condiciones de no agitación, pero la estratificación térmica prácticamente desaparece, observación que se corrobora en su trabajo del año 2003 [128], en donde concluyen que la estratificación durante la agitación ronda entre 2 y 3 °C, sin llegar nunca a ser una homogenización completa, es decir, siempre hay una ligera diferencia de temperatura entre la superficie y el fondo del reactor. Observaciones similares sobre la estratificación térmica de la olla son alcanzadas en el año 2007 para condiciones de agitación por Salcudean et al. [129] y condiciones de mantenimiento por Warzecha et al. [130].

Varios trabajos de modelación matemática, han usado una aproximación bifásica para estudiar el transporte de energía recientemente. En 2011, Maldonado-Parra et al. [131] reportan el efecto del número de tapones, la posición radial y el flujo de gas sobre el mezclado químico y térmico de una olla agitada con gas. El estudio es realizado mediante un modelo euleriano para simular la inyección de gas. Concluyen que la mejor condición de agitación para el mezclado térmico es la inyección de gas mediante un solo tapón en el centro de la olla, mientras que el mezclado químico se ve favorecido por dos tapones ubicados en $0.67 R$ separados 180° . Dos años después (2013), Mohammadi et al. [132] simulan el proceso de estratificación y desestratificación térmica de la olla mediante un modelo matemático que emplea una aproximación lagrangiana para la inyección de gas, la cual se realiza mediante un solo tapón ubicado en el centro geométrico del fondo de la olla. Los autores reportan que la estratificación térmica que sufre la olla durante los periodos de contención se debe principalmente a la convección natural y las pérdidas de calor en la superficie de la misma, mientras que durante el procesamiento de metal, la agitación del mismo permite alcanzar una homogenización

térmica rápidamente, existiendo un flujo mínimo para alcanzar dicho estado homogéneo e incrementando la rapidez de desestratificación con el aumento del flujo de gas inyectado. Li et al. [133] (2018) emplean un modelo matemático para simular un proceso con agitación mixta, considerando un solo punto de inyección de gas en $0.5 R$ y agitación electromagnética mediante un inductor ubicado en el centro geométrico del fondo del reactor, evaluando el efecto de este tipo de agitación sobre la fluidodinámica, el tiempo de mezclado y la estratificación térmica del reactor. Para ello emplean una aproximación lagrangiana para la inyección de gas y un modelo electromagnético para este método de agitación, acoplando al modelo de transporte de energía el término fuente debido al efecto Joule. Encontrando que mediante la agitación mixta la estratificación térmica prácticamente desaparece debido al término fuente de calor y la mejor agitación del fluido, ya que se agrega un componente rotacional por la fuerza electromagnética, lo cual adicionalmente produce una reducción en el tiempo de mezclado.

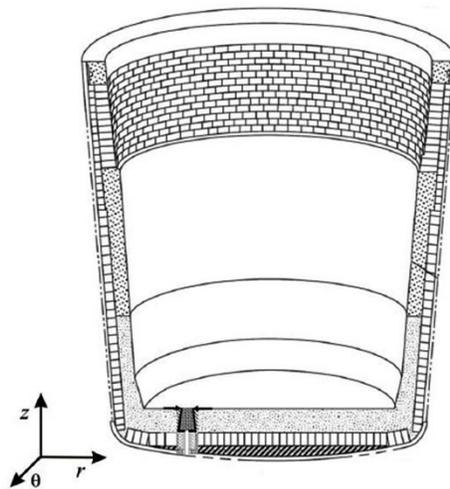


Figura 1.15.- Esquema del cuerpo refractario de una olla de aceración. Adaptado de [134].

Recientemente, Ferrera-Buenrostro et al. [134] (2019) usan un modelo trifásico VOF para estudiar las pérdidas de calor en una olla de aceración con un solo tapón ubicado en $0.67 R$, evaluando el efecto del material empleado para el refractario de trabajo (ver Figura 1.15), además de la viscosidad y el espesor de la capa de escoria. Los autores concluyen que el espesor de escoria es la variable que más afecta las pérdidas de calor en el sistema, seguido de la viscosidad de la misma y finalmente el material empleado para el refractario de trabajo, recomendando un espesor y viscosidad de escoria elevados al reducir el área de ojo expuesta y con ello la transferencia de calor del metal con los alrededores por radiación, además del uso de Al_2O_3 (comparado con $MgO-C$) como refractario de

trabajo para disminuir las pérdidas de calor en la olla. Un aporte adicional de su trabajo es la evaluación de varios modelos para simular la radiación en el sistema, encontrando que el modelo de Rosseland es el mejor para estimar este mecanismo de transporte de calor en el sistema, dados los datos obtenidos al validar su modelo con mediciones experimentales.

Dada la baja estratificación térmica que presenta la olla durante su operación, y el actual desarrollo en el aprendizaje automático (machine learning), muchos autores han optado por estimar la temperatura del baño de metal líquido mediante modelos predictivos, los cuales se alimentan de las condiciones de operación para dar un resultado estimado de temperatura del metal líquido, el cual se valida y retroalimenta mediante una gran cantidad de mediciones experimentales. Estos modelos tienen la ventaja de ser fáciles de aplicar para el control de proceso, al igual que los modelos cinéticos para el transporte de especies, aunque con ellos no se obtiene información fenomenológica del sistema. Nath et al. [135] (2006) desarrollaron un sistema de control en línea para el horno olla (ladle furnace on-line reckorner, LFOR), con el cual facilitan el control de temperatura y composición química de la olla, basando el modelo en cálculos termodinámicos, balances de materia y energía, además de datos obtenidos directamente de la planta donde se desarrolló el sistema, logrando su implementación exitosa y remarcando los beneficios de su uso para el control de proceso. Lü et al. [136] (2012) emplean un modelo híbrido, basado en algoritmos combinados clasificadores y aprendizaje automático para predecir la temperatura de la olla durante su operación, presentando una mejoría en la predicción en comparación con otros modelos similares, al comparar las predicciones realizadas con mediciones en planta. Dos años después, un modelo similar es empleado por Lv et al. [137] para predecir la temperatura de la olla durante el inicio del calentamiento, el procesamiento y el vaciado de la misma, logrando nuevamente predecir con bastante certeza la temperatura del metal en estas etapas del procesamiento. En 2018, Wang et al. [138] proponen la estimación de la temperatura del baño en la olla mediante un modelo basado en la descripción de datos por vectores soporte (support vector data description, SVDD), el cual modifican obteniendo resultados más satisfactorios que el modelo sin modificaciones. Finalmente, se pueden mencionar los trabajos encabezados por Xiao-Jun Wang [139-142] (2016-2018) en los que se prueban varios algoritmos para la predicción de la temperatura del baño de metal líquido, llegando finalmente a que un modelo basado en un algoritmo modificado de podado basado en la máxima entropía acoplado con un subconjunto de funciones auto-constructivas (modified maximum entropy based pruned bootstrap feature subsets ensemble, MMEP-BFSE) estima con mucha precisión la temperatura del baño, llegando a predecir la temperatura con un error máximo de 1.5 °C con un tiempo de procesamiento de muestras muy inferior al que presentan otros modelos similares.

Respecto al modelado físico, existe una gran complicación en la implementación de un modelo no isotérmico de la olla, por lo que existen muy pocos estudios que lo empleen para estudiar la transferencia de calor en dicho sistema. En 2002, Pan y Björkman [143] realizan un análisis basado en el número de Froude para establecer un criterio de similitud térmico entre un modelo físico y un reactor industrial, el cual se presenta en la Ecuación 1.20:

Ecuación 1.20

$$\beta_m \Delta T_m = \beta_{fs} \Delta T_{fs}$$

Donde β es el coeficiente de expansión térmica, ΔT es la estratificación térmica de la olla, es decir, la máxima diferencia de temperatura dentro del sistema, y los subíndices m y fs corresponden al modelo físico y al reactor industrial respectivamente.

Cabe señalar que el criterio establecido por Pan y Björkman [143] solo es válido para condiciones de mantenimiento, es decir, ollas sin inyección de gas en donde el movimiento del fluido este gobernado por convección natural, al validar los resultados de su modelo físico con mediciones en planta, encuentran que el criterio de similitud es válido para las condiciones estudiadas por los autores.

En el año 2012, Liviu et al. [144] nuevamente analizan el criterio de similitud térmica para una olla bajo condiciones de convección natural, llegando a la misma expresión reportada por Pan y Björkman [143] (Ecuación 1.20), pero establecen que para un modelo físico con factor de escala similar a la unidad y en donde el aporte turbulento sea mucho mayor que el laminar, se puede llegar a una similitud en los números de Froude modificado (Ecuación 1.3), Reynolds (Ecuación 1.4) y Peclet (Ecuación 1.21), cumpliendo con la Ecuación 1.22 y la Ecuación 1.23.

Ecuación 1.21

$$Pe = \frac{u\rho C_p L}{k}$$

Ecuación 1.22

$$\lambda = \left(\frac{v_{turb,m} \rho_{fs}}{v_{turb,fs} \rho_m} \right)^{\frac{2}{3}}$$

Ecuación 1.23

$$\lambda = \left(\frac{k_{turb,m} \rho_{fs} C_{p_{fs}}}{k_{turb,fs} \rho_m C_{p_m}} \right)^{\frac{2}{3}}$$

En donde λ es el factor de escala, ν_{turb} es la viscosidad cinemática turbulenta, ρ es la densidad, k_{turb} la conductividad térmica turbulenta y C_p es la capacidad calorífica.

Putan et al. [145] (2017) estudian la estratificación térmica de la olla sin inyección de gas mediante un modelo físico y un modelo matemático, para ello emplean la Ecuación 1.20 como criterio de similitud e instrumentan su modelo físico con termopares tipo K, esto con el fin de validar su modelo matemático mediante mediciones experimentales. Los autores corroboran que el desarrollo de la estratificación térmica en la olla bajo convección natural es directamente proporcional a la rapidez de enfriamiento de la masa de líquido contenida.

Una de la principales carencias de los estudios de transporte de calor en la olla es la dificultad de obtener medidas de temperatura industriales, además de que el empleo de modelado físico en sistemas no isotérmicos es muy limitado, es por ello que durante el desarrollo del presente trabajo se implementó el uso de la técnica PLIF para obtener contornos de temperatura instantáneos en un modelo físico acuoso sin la necesidad de sensores inmersos, trabajo publicado en el año 2020 [146] y que se detallará más adelante, además de usarse dicha técnica para realizar un análisis de proceso en el mezclado térmico de la olla. Adicionalmente se desarrolló un modelo matemático para estudiar la transferencia de calor en dicho sistema, cuya metodología y resultados se detallaran en la sección correspondiente.

1.2.7 Remoción y modificación de inclusiones no metálicas

Las inclusiones no metálicas son partículas, principalmente de óxidos, que se encuentran dentro del acero fundido. Estas inclusiones típicamente se forman en etapas de procesamiento anteriores a la olla de aceración, aunque también se pueden formar dentro de este mismo sistema. Deben removerse o modificarse previo a la colada del acero, ya que la presencia de las mismas degrada las propiedades mecánicas del metal solidificado, al ser sitios en donde las propiedades son heterogéneas y fuentes de concentración de esfuerzos dentro del material. Debido a esto, las condiciones de agitación dentro

del LF deben ser las adecuadas para que las inclusiones sean arrastradas hacia la escoria, siendo atrapadas por la misma, o bien se deben agregar elementos de aleación que modifiquen la morfología de las mismas para reducir su efecto sobre las propiedades del metal solidificado. Dada su importancia, se discutirán brevemente algunos artículos enfocados en la remoción o modificación de inclusiones.

En 2002, Zhang et al. [147] realizan un estudio de la rapidez de remoción de inclusiones en un reactor con agitación mediante inyección de gas en el fondo con agitación mecánica simultánea mediante un rotor-inyector, para lo que emplean un modelo físico acuoso sin fase líquida superior. Los autores emplean una solución de NaCl con partículas de polimetilmetacrilato, las cuales se someten a la agitación combinada y son removidas una vez que llegan a la superficie, a lo largo del experimento se toman muestras del líquido a diferentes tiempos para medir la concentración de partículas en el modelo, encontrando que un alto flujo de gas, un tamaño de burbuja pequeño, un tamaño de partícula grande y buenas condiciones de agitación aceleran la cinética de remoción de partículas.

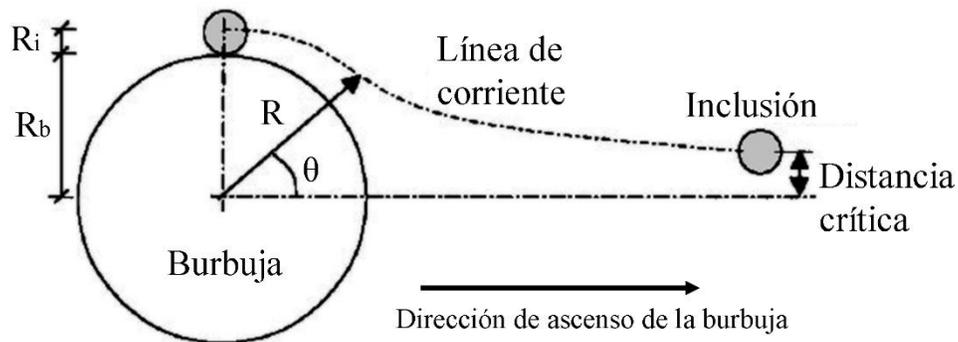


Figura 1.16.- Esquema del mecanismo de remoción de inclusiones, mostrando la distancia crítica para que la burbuja las atrape y arrastre a la superficie. Adaptado de [148].

Söder et al. [148] (2004) presentan un modelo mecanístico para el crecimiento y la remoción de inclusiones, el cual considera el crecimiento de inclusiones debido a las colisiones entre las mismas, la remoción de las mismas al contacto con la escoria/refractario y la remoción debido al arrastre de las mismas por las burbujas inyectadas al modelo. Para este último factor, los autores definen una distancia crítica entre el centro de la inclusión y la burbuja durante su ascenso, por debajo del cual las líneas de corriente del movimiento de la burbuja permiten que la misma atrape a la inclusión y sea arrastrada por esta manera a la superficie del baño (ver Figura 1.16). A pesar de ser un modelo limitado, y el cual los autores recomiendan mejorar, encuentran que el crecimiento de las inclusiones

se debe principalmente a la colisión turbulenta, además de que inclusiones por encima de 25 μm de diámetro son removidas al ser atrapadas por la escoria debido a su movimiento boyante, mientras que inclusiones de menor diámetro son removidas al ser arrastradas por las burbujas hacia la superficie.

Un año después (2005) Wang et al. [149], estudian la remoción de inclusiones mediante un modelo matemático bifásico, al cual incorporan un modelo mecanístico para calcular el crecimiento y remoción de inclusiones similar al presentado por Söder et al. [148]. Si bien en el modelo no se considera la fase correspondiente a la escoria, si se considera que las inclusiones se remueven al alcanzar la superficie de la olla de aceración. Los autores confirman que el crecimiento de las inclusiones se debe a las colisiones turbulentas, mientras que la remoción de inclusiones grandes es debido a su movimiento boyante y las inclusiones pequeñas se remueven por su adhesión a las burbujas. Además, los autores reportan que la eficiencia de la remoción debido a la adhesión de las inclusiones a las burbujas es inversamente proporcional al tamaño de las burbujas, recomendando el uso de sistemas de inyección de gas que generen burbujas de diámetros pequeños para mejorar la cinética de remoción de inclusiones.

En el año 2008 Kwon et al. [150] nuevamente usan un modelo CFD acoplado con un modelo mecanístico para estudiar el crecimiento y remoción de inclusiones, sin embargo, en esta ocasión acoplan al modelo cinético la nucleación de inclusiones. El modelo es bifásico, considerando la remoción de inclusiones al alcanzar éstas la superficie de la fase líquida. Los autores se enfocan en estudiar el proceso de desoxidación mediante la adición de aluminio, en el cual Al es adicionado a la olla para reaccionar con el oxígeno disuelto en el baño de acero para formar Al_2O_3 . El modelo propuesto por los autores muestra buena concordancia entre la distribución de tamaño de inclusiones de Al_2O_3 predichas con respecto a las obtenidas en el proceso industrial.

Harada et al. [151] (2014) estudian la formación y modificación de inclusiones durante el proceso de desoxidación con la adición de Al, esta vez de manera experimental mediante un horno de inducción nivel laboratorio, al cual se le inyecta Ar en el fondo y se le adiciona Al para simular el proceso de desoxidación, además de emplear adicionalmente un modelo cinético, con la finalidad de estudiar la formación, crecimiento y cambio en la composición química de las inclusiones, y los cambios en la composición química de la escoria y el metal fundido. Siendo de particular interés en su estudio la interacción entre las especies CaO y MgO, presentes en la escoria y el material refractario, con la especie formada Al_2O_3 , encontrando que gradualmente esta última pasa a presentarse como $\text{MgO}\cdot\text{Al}_2\text{O}_3$ tras la adición del aluminio al sistema, y observando que la rapidez de los cambios en

composición química es directamente proporcional al flujo de Ar inyectado, mostrando concordancia con las predicciones del modelo cinético. Además, encuentran que la mayor interacción entre los óxidos presentes en el sistema se da en la interfase metal/escoria, mientras que en la interfase metal/refractario la cinética de reacción es despreciable. Dos años después (2016), Piva et al. [152] presentan un trabajo similar al de Harada et al. [151], nuevamente usando un horno de inducción y un modelo cinético para estudiar los cambios en composición química de las inclusiones generadas en el proceso de desoxidación, desarrollando el modelo cinético con FactSage, esta vez concentrándose en la interacción entre las especies MnO, SiO₂ y Al₂O₃, y de sus respectivos elementos metálicos presentes en el baño de metal fundido. Los autores encuentran que silicatos de manganeso líquidos pasan a formar inclusiones sólidas con contenidos apreciables de Al₂O₃, MnO y SiO₂ debido a la cinética de reacción entre el acero y la escoria, pero además por la interacción de las inclusiones con el baño.

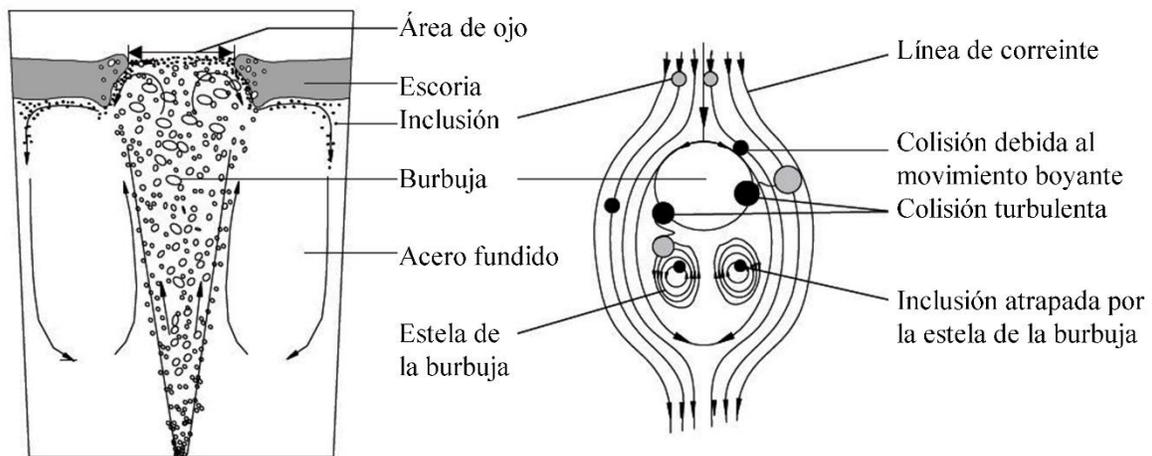


Figura 1.17.- Esquema de la remoción de inclusiones no metálicas en una olla agitada con gas. Adaptado de [153].

En el año 2014, Lou y Zhu [153] retoman el estudio de la cinética de remoción de inclusiones mediante el uso de software CFD, esta vez acoplado un modelo de balance poblacional (PBM) a un modelo lagrangiano bifásico para calcular el crecimiento y remoción de inclusiones. Para la remoción, los autores no solo consideran la colisión de las inclusiones con la burbuja y aquellas inclusiones que se remueven por su movimiento boyante, sino además consideran aquellas que son atrapadas por la estela que las burbujas forman durante su ascenso, y removidas debido a ello (ver Figura 1.17). En el texto se presenta el efecto de la posición de inyección y el flujo de gas, considerando inyección mediante un solo tapón de manera céntrica y excéntrica ($0.5 R$), además de inyección dual, variando

en este último caso el ángulo entre tapones y la posición radial de los mismos. Concluyendo que la rapidez de remoción de inclusiones se debe principalmente a las colisiones turbulentas entre las inclusiones y las burbujas de gas, además de recomendar el uso de inyección dual de gas, con un ángulo entre tapones de 135° y una posición radial de $0.6 R$ para acelerar la cinética de remoción de inclusiones. Por otra parte, encuentran que la cinética de remoción se incrementa cuando se incrementa el flujo de gas, pero existe un flujo crítico por sobre el cual ya no se ve afectada de manera significativa esta cinética.

Cao y Nastac [154, 155] (2018) también estudian la cinética de remoción de inclusiones mediante un modelo CFD, esta vez empleando un modelo VOF para simular las fases, considerando la presencia de la fase líquida superior, y un modelo DPM para simular la inyección de gas y las inclusiones no metálicas. En su trabajo comparan la inyección con uno o dos tapones ubicados en $0.5 R$ y con un ángulo entre tapones de 45° en el caso de emplear inyección dual, sin embargo, no reportan una diferencia significativa entre ambas posiciones de inyección. Por otra parte exploran el efecto del flujo de gas y el diámetro de burbuja en la cinética de remoción, corroborando que mayores flujos y menor tamaño de burbuja son benéficos para la misma. Lo más importante del trabajo es la incorporación de la fase correspondiente a la escoria en el modelo matemático, encontrando, en contraposición con trabajos anteriores [153], que la mayor parte de las inclusiones son removidas al quedar atrapadas por la escoria por su movimiento boyante hacia la misma, removiéndose una menor cantidad por la colisión con las burbujas, pero manteniendo la observación de que muy pocas son atrapadas en la interfase metal/refractario.

Recientemente, varios trabajos se han enfocado en estudiar la formación de inclusiones durante el tratamiento con calcio en la olla de aceración [156-159]. El tratamiento obedece a la necesidad de modificar las inclusiones no metálicas formadas durante la desoxidación del metal fundido. Ya que el Al, que es el desoxidante más popular actualmente, forma Al_2O_3 , el cual a su vez reacciona con el MnO presente en la escoria y el material refractario formando $MgO \cdot Al_2O_3$, siendo ambas inclusiones perjudiciales para las propiedades mecánicas del acero. Es por ello que la adición de Ca para modificar las mismas se ha popularizado recientemente, al formar aluminatos de calcio que son líquidos a la temperatura de aceración. Sin embargo, la modificación debe estar controlada para que estos aluminatos de calcio no se reoxiden formando nuevamente Al_2O_3 , y controlando la reacción del calcio con el azufre para evitar la formación de CaS. Li et al. [156] (2018) estudian este fenómeno analizando muestras metálicas con microscopía electrónica de barrido (Scanning Electron Microscope, SEM) estudiando el efecto del contenido de calcio sobre la modificación de las

inclusiones, encontrando que añadirlo como parte de una aleación liga de ferrosilicio modifica las inclusiones exitosamente. Wang et al. [157] (2018) estudian el fenómeno mediante un modelo CFD bifásico acoplado a un modelo termodinámico, analizando la distribución del Ca dentro del horno olla después de la adición del mismo, prediciendo que gran parte del Ca adicionado se pierde mediante la vaporización del mismo, y encontrando una gran variedad de aluminatos de calcio complejos se forma dependiendo de la concentración de calcio y la distribución del mismo dentro del sistema. Finalmente, Tabatabaei et al. [158, 159] (2018) desarrollaron un modelo cinético para el estudio del tratamiento con calcio en la olla, el cual presentan en dos trabajos, el primero [158] enfocándose en la modificación de la especie Al_2O_3 , encontrando que la modificación de la misma es un proceso controlado por el transporte del Ca en el seno del fluido, mientras que el segundo trabajo [159] se enfoca en la modificación de la especie $MgO \cdot Al_2O_3$, encontrando que la cinética de la modificación está controlada por el transporte de masa mixto del Mg y el Ca en la interfase de la inclusión.

Finalmente cabe mencionar los trabajos de Kang et al. [160] y de Duan et al. [123], ambos del año 2019, presentando el primero el uso de la microscopia confocal de barrido láser (Laser Scanning Confocal Microscope, LSCM) para estudiar la formación de inclusiones bajo diferentes condiciones atmosféricas, mientras que el segundo, ya discutido con anterioridad, presenta la estratificación térmica y la transferencia de calor en una olla sin agitación de gas con inclusiones no metálicas presentes en el baño. Por otra parte, Chi et al. [161] (2018) y Kumar et al. [162] (2018) estudian la presencia de inclusiones debido al desgaste del refractario de la olla, centrándose el primer trabajo en el desgaste de refractario durante la operación del LF y el segundo trabajo en el desgaste de la boquilla durante el vaciado del LF, en ambos casos midiendo el número de inclusiones presentes en el acero debido a estos procesos y analizando la composición química de las mismas.

1.2.8 Optimización del proceso

La olla de aceración es un reactor sumamente complejo, con un gran número de variables de diseño y operación, además de múltiples funciones de respuesta, como el tiempo de mezclado, el área de ojo, la estratificación térmica, la cinética de remoción de inclusiones, el esfuerzo cortante en las paredes refractarias, entre muchas otras. Debido a esto, ha existido un gran interés en encontrar las condiciones óptimas de operación y diseño que permitan obtener el mejor desempeño del sistema, ya sea enfocándose en una variable respuesta en particular o en un grupo de las mismas. A continuación se discutirán algunos artículos en donde se optimiza el desempeño de la olla.

A pesar de que nuestro principal interés se centra en aquellas investigaciones que buscan la optimización de las condiciones de operación de la olla, es decir, que realizan un análisis de proceso sobre el sistema para optimizar su funcionamiento en uno o varios de los objetivos del reactor metalúrgico, existen diversos trabajos que se centran en optimizar otros aspectos del proceso que también es conveniente mencionar. En 2015, Garces et al. [163], presentan la optimización del precalentamiento de la olla de aceración mediante el análisis de la llama de los quemadores empleados durante este procedimiento, buscando alcanzar la mayor temperatura posible del refractario al final del mismo. Tian et al. [164] (2017) usan mediciones de temperatura durante la operación de la olla, que acoplados con algoritmos de aprendizaje automático, logrando de esta manera optimizar las condiciones de operación para el control de temperatura durante la refinación secundaria del acero. Un año después (2018), Mocci et al. [165] optimizan el consumo energético del proceso de refinación secundaria del acero y del horno de arco eléctrico, mediante el análisis de los consumos energéticos de cada etapa asociada a ambos procesos, alcanzando un menor consumo eléctrico al aplicar un algoritmo de optimización en ambos sistemas. Los trabajos de Picon et al. [166] (2017) y de Sheshukov et al. [167] (2018) se basan en el análisis de la composición química de la escoria para mejorar la eficiencia del proceso de refinación secundaria del acero, siendo el objetivo del primer trabajo [166] desarrollar un sistema de análisis óptico, que de manera prácticamente instantánea obtiene la composición química de la escoria, permitiendo optimizar el ajuste de la composición química del acero, mientras que el segundo trabajo [167] busca optimizar la composición química de la escoria para alargar la vida útil del refractario de trabajo del horno olla. Liu et al. [168] (2018) y Mittal et al. [169] (2019) optimizan el tiempo de operación y el control de insumos mediante algoritmos formales para los procesos de descarburización y desulfuración respectivamente, siendo el primero un proceso opcional, pero el segundo un proceso mucho más común en la olla de aceración. Finalmente, se puede mencionar el trabajo del año 2019 de Kothari et al. [170], en el que los autores generan un algoritmo para obtener la manera óptima de ajustar la composición química del metal fundido mediante la adición de ferroaleaciones y otras materias primas empleadas con dicho propósito, optimizando tanto la masa añadida de materias primas como la mejor combinación de las mismas para realizar el ajuste de carga.

Una vez mencionados los trabajos anteriores, podemos centrar nuestro interés en aquellos trabajos que buscan optimizar el desempeño del horno olla analizando las variables de operación que intervienen en el mismo. La Tabla 1.6 presenta los trabajos enfocados en la optimización mediante análisis de proceso en la olla de aceración, los cuales se discutirán detalladamente a continuación.

Tabla 1.6.- Trabajos enfocados en optimizar el desempeño del horno olla.

Autor / Año / Referencia	VARIABLES ESTUDIADAS Y VARIABLES RESPUESTA	METODOLOGÍA EMPLEADA Y ÓPTIMO RECOMENDADO
Chen et al. / 2007 / [171]	Variables estudiadas: Posición angular Posición radial Simetría en la posición radial de los tapones Flujo de gas Variables respuesta: Tiempo de mezclado	Modelo físico trifásico (conductimetría) Dos tapones, ubicados en $0.5 R$, separados 45°
Chattopadhyay et al. / 2009 / [172]	Variables estudiadas: Posición angular Posición radial Simetría en la posición radial de los tapones Flujo de gas Flujo diferenciado Variables respuesta: Tiempo de mezclado	Modelo físico bifásico (conductimetría) Dos tapones, uno en $R/4$ y otro en $3R/4$, separados 135°
Tang et al. / 2009 / [173]	Variables estudiadas: Diámetro del tapón poroso Número de tapones Posición angular Posición radial Simetría en la posición radial de los tapones Flujo de gas Variables respuesta: Tiempo de mezclado	Modelo físico bifásico (conductimetría) Dos tapones, ubicados en $0.33 R$, separados 135°
Geng et al. / 2010 / [174]	Variables estudiadas: Posición radial Ángulo de separación Flujo de gas Variables respuesta:	Modelo matemático bifásico (euleriano) Dos tapones, ubicados en $0.75 R$, separados 180°

	<p>Tiempo de mezclado</p>	<p>Dos tapones, ubicados en $0.5 R$, separados 150°</p>
<p>Llanos et al. / 2010 / [175]</p>	<p>VARIABLES ESTUDIADAS:</p> <p>Número de tapones</p> <p>Posición radial</p> <p>Simetría en la posición radial de los tapones</p> <p>Ángulo de inclinación de un tapón</p> <p>VARIABLES RESPUESTA:</p> <p>Tiempo de mezclado</p> <p>Coefficiente de fricción en las paredes</p> <p>Área de ojo expuesta</p>	<p>Modelo físico trifásico (conductimetría)</p> <p>Modelo matemático trifásico (VOF)</p> <p>Dos tapones, uno en $3R/4$ inclinado 5° hacia el centro y otro en $2R/3$, separados 60°</p>
<p>Singh et al. / 2010 / [176]</p>	<p>VARIABLES ESTUDIADAS:</p> <p>Ángulo de separación</p> <p>Flujo de gas</p> <p>VARIABLES RESPUESTA:</p> <p>Tiempo de mezclado</p> <p>Coefficiente de fricción en las paredes</p> <p>Área de ojo expuesta</p> <p>Energía cinética turbulenta</p>	<p>Modelo físico trifásico (conductimetría)</p> <p>Modelo matemático bifásico (DPM)</p> <p>Dos tapones, ubicados en $0.67 R$, separados 180°</p>
<p>Li et al. / 2015 / [32]</p>	<p>VARIABLES ESTUDIADAS:</p> <p>Posición radial</p> <p>Flujo de gas</p> <p>VARIABLES RESPUESTA:</p> <p>Tiempo de mezclado</p> <p>Esfuerzo cortante en las paredes</p> <p>Área de ojo expuesta</p>	<p>Modelo matemático trifásico (euleriano-PBM)</p> <p>Un solo tapón ubicado en $0.6 R$</p>
<p>Cloete et al. / 2013 / [177]</p>	<p>VARIABLES ESTUDIADAS:</p> <p>Capacidad de la olla</p> <p>Relación de aspecto</p> <p>Ángulo de las paredes</p> <p>Ángulo de separación</p> <p>VARIABLES RESPUESTA:</p> <p>Energía cinética</p> <p>Tiempo de mezclado</p>	<p>Modelo matemático trifásico (DPM-VOF)</p> <p>Dos tapones, ubicados en $0.6 R$, separados 180°</p> <p>Tres tapones, ubicados en $0.6 R$, separados 120°</p>

<p>Conejo et al. / 2019 / [178]</p>	<p>VARIABLES ESTUDIADAS:</p> <p>Espesor de aceite Posición angular Posición radial Simetría en la posición radial de los tapones Flujo de gas Flujo diferenciado</p> <p>VARIABLES RESPUESTA:</p> <p>Tiempo de mezclado Área de ojo expuesta Esfuerzo mecánico en las paredes</p>	<p>Modelo físico trifásico (conductimetría) Modelo matemático trifásico (DPM-VOF) Dos tapones, ubicados en $0.7 R$, separados 45° Dos tapones, uno en $0.5 R$ y otro en $0.7 R$, separados 90°, con una proporción de flujos 1:3</p>
<p>Villela-Aguilar et al. / 2020 / [179]</p>	<p>VARIABLES ESTUDIADAS:</p> <p>Posición angular Posición radial Simetría en la posición radial de los tapones Flujo diferenciado</p> <p>VARIABLES RESPUESTA:</p> <p>Tiempo de mezclado</p>	<p>Modelado físico trifásico (conductimetría, colorimetría) Modelo matemático trifásico (VOF) Dos tapones, uno en $0.67 R$ y otro en $0.75 R$, separados 90°</p>
<p>Mazumdar et al. / 2017 / [180]</p>	<p>VARIABLES ESTUDIADAS:</p> <p>Altura del baño Espesor de aceite Propiedades de la fase líquida superior Flujo de gas Posición radial Escala del modelo</p> <p>VARIABLES RESPUESTA:</p> <p>Tiempo de mezclado Área de ojo expuesta</p>	<p>Modelo físico trifásico (conductimetría) Un variedad de condiciones de operación representadas mediante un frente de Pareto, para casos con un solo tapón ubicado en $0.0 R$ o $0.5 R$</p>
<p>Jardón-Pérez et al. / 2018 / [181]</p>	<p>VARIABLES ESTUDIADAS:</p> <p>Espesor de aceite Número de tapones Posición radial Flujo de gas</p>	<p>Modelo físico trifásico (PIV) Un variedad de condiciones de operación representadas mediante</p>

	Variables respuesta: Energía cinética turbulenta media Velocidad media Área de ojo expuesta	un frente de Pareto, para casos dos tapones, ubicados en $0.8 R$, separados 180°
Jardón-Pérez et al. / 2019 / [74]	Variables estudiadas: Espesor de aceite Flujo de gas Flujo diferenciado Variables respuesta: Tiempo de mezclado Área de ojo expuesta	Modelo físico trifásico (PIV, PLIF) Un variedad de condiciones de operación representadas mediante un frente de Pareto, para casos dos tapones, ubicados en $0.8 R$, separados 180° , con flujo diferenciado

Los primeros trabajos que buscaban optimizar el desempeño de las ollas agitadas por inyección de gas en el fondo se centraban principalmente en minimizar el tiempo de mezclado. Dentro de estos trabajos se encuentra el de Chen et al. [171] publicado en el año 2007, donde los autores exploran el efecto de la posición radial y el ángulo de separación sobre el tiempo de mezclado en una olla con inyección dual, para lo cual emplean un modelo físico trifásico en el que usan una mezcla de aceites para simular la escoria. El tiempo de mezclado lo miden con la técnica de conductimetría, evaluando dos posiciones de inyección del trazador. Durante la experimentación, además de la posición radial y el ángulo de separación entre tapones, se evalúa el efecto del flujo de gas y del uso de inyección asimétrica, es decir, cuando ambos tapones poseen una posición radial diferente. Reportan que el tiempo de mezclado mínimo se obtiene con ambos tapones ubicados en $0.5 R$ y un ángulo de separación de 45° , resultado que confirman con un experimento en planta midiendo la rapidez de desulfuración, comparando la posición de inyección antes mencionada con la empleada tradicionalmente en la olla industrial, confirmando la mejora en las condiciones de operación tras el análisis de proceso. Adicionalmente presentan una ecuación para la predicción del tiempo de mezclado, que se presenta en la Tabla 1.7.

Dos años después (2009), Chattopadhyay et al. [172] exploran nuevamente el efecto del flujo de gas, posición radial, ángulo de separación y simetría en la posición de inyección sobre el tiempo de mezclado para una olla con dos tapones, pero en esta ocasión exploran adicionalmente el efecto del

flujo diferenciado. El experimento se lleva a cabo en un modelo físico bifásico en el que se usa la técnica de conductimetría para medir el tiempo de mezclado, midiendo el mismo en varios puntos dentro del modelo. Es importante señalar que con fines comparativos reportan también los resultados de usar un solo tapón ubicado en $0.5 R$, que es la posición tradicionalmente recomendada para obtener el menor tiempo de mezclado. Sus resultados muestran que la ubicación óptima de los tapones en una olla con inyección dual, es ubicar un tapón en $R/4$ y otro en $3R/4$ con un ángulo de separación de 135° . Respecto al uso del flujo diferenciado, los resultados obtenidos no son concluyentes. Es importante señalar que los autores recomiendan el uso de inyección dual, ya que el tiempo de mezclado se reduce significativamente en comparación con el uso de un solo tapón, además de ser más consistente, ya que la medición del mismo con un solo tapón es altamente susceptible a variar con la posición del sensor de conductimetría.

Ese mismo año (2009) Tang et al. [173] nuevamente buscan optimizar el tiempo de mezclado mediante el uso de un modelo físico bifásico con la técnica de conductimetría. En este caso consideran el diámetro del tapón poroso, el número de inyectores, el flujo de gas, la posición radial, el ángulo de separación y la simetría en la posición de inyección. Durante el análisis de resultados para encontrar el óptimo, consideran el desgaste de las paredes de la olla debido a la inyección de gas y la cinética de remoción de inclusiones, pero sin llegar a medir ninguno de los dos factores. La posición de inyección de gas óptima para minimizar el tiempo de mezclado que los autores recomiendan son dos tapones ubicados ambos en $R/3$ con un ángulo de separación de 135° .

Dentro de los trabajos que buscan minimizar el tiempo de mezclado, se puede mencionar también el de Geng et al. [174] (2010) en el que los autores estudian el efecto de la posición radial, el ángulo de separación y el flujo de gas para una olla con inyección dual. En este caso el trabajo se realiza utilizando un modelo matemático euleriano bifásico, el cual es validado con datos previamente publicados. Si bien, los autores mencionan la complicación de encontrar un solo punto óptimo, el tiempo de mezclado mínimo se alcanza con los tapones ubicados en $3R/4$ separados 180° , aunque ubicar ambos tapones en $R/2$ separados 150° muestra un buen desempeño también. La Tabla 1.7 presenta una ecuación para estimar el tiempo de mezclado producto del trabajo mencionado.

Un poco más recientemente, los trabajos de optimización del desempeño de la olla dejan de enfocarse únicamente en minimizar el tiempo de mezclado, para considerar algunas variables respuestas adicionales, las cuales enriquecen el análisis del desempeño de un sistema tan complejo. En el año 2010 Llanos et al. [175] presentan un trabajo de optimización en donde usan modelado físico y

matemático de un sistema trifásico, buscando en este caso realizar una optimización multiobjetivo, ya que no solo tratan de minimizar el tiempo de mezclado, sino que también buscan reducir el área de ojo expuesta y el coeficiente de fricción en las paredes de la olla. En el trabajo comparan cuatro casos variando el número de tapones, la posición radial, la simetría radial y el ángulo de inclinación de uno de los tapones, encontrando que el caso con mejor desempeño es en el que se usan dos tapones, ubicando uno en $3R/4$ inclinado 5° hacia el centro del modelo mientras que el otro se ubica en $2R/3$ sin ángulo de inclinación, y tendiendo un ángulo de separación de 60° entre ambos tapones, ya que a pesar de que el tiempo de mezclado se ve incrementado ligeramente, tanto el área de ojo expuesta como el coeficiente de fricción de las paredes se reducen drásticamente.

Ese mismo año (2010) Singh et al. [176] nuevamente realizan una optimización multiobjetivo, esta vez minimizando nuevamente tiempo de mezclado, área de ojo expuesta y coeficiente de fricción en las paredes, pero adicionalmente buscando maximizar la energía cinética turbulenta dentro de la fase líquida principal. El trabajo se realiza empleando un modelo físico trifásico y un modelo matemático lagrangiano bifásico, ambos de una olla con dos tapones ubicados en $2R/3$, evaluando dos ángulos de separación (90° y 180°) y el flujo de gas inyectado. Los resultados arrojan que la olla con los tapones separados 180° opera de una manera más eficiente, resultado que los autores corroboran con mediciones en planta.

Li et al. [32] (2015) emplean un modelo matemático trifásico, validado con resultados experimentales, para estudiar el efecto de la posición radial y el flujo de gas inyectado sobre el tiempo de mezclado, el área de ojo expuesta y el esfuerzo cortante en las paredes del sistema para una olla con un solo punto de inyección. Si bien el principal aporte del trabajo es la inclusión de un modelo de balance poblacional (PBM) para estimar la distribución de tamaño de burbuja, también se busca encontrar las condiciones en que el desempeño sea óptimo, recomendando para sistemas con un solo tapón, ubicar el mismo en $0.6 R$.

Es de remarcar el trabajo de Cloete et al. [177] del año 2013, en el que se evalúa el efecto de variables de diseño de la olla de aceración como son; la capacidad de la misma (m), la relación de aspecto (H_b/D) y el ángulo de las paredes del sistema (θ_w), sobre el tiempo de mezclado y la energía cinética total presente en la olla, mediante un modelo matemático trifásico (DPM-VOF) de una olla con dos tapones ubicados en $0.6 R$ con una separación de 180° . En el trabajo también exploran el efecto del ángulo entre tapones y la relación de aspecto para un caso con tres puntos de inyección de gas ubicados en $0.6 R$. Los autores realizan un extenso análisis estadístico para cuantificar el efecto de

las variables estudiadas sobre la cantidad de mezclado (energía cinética total) y la calidad del mezclado (tiempo de mezclado) en la olla, la cual se ve reflejada en la obtención de superficies respuesta como la mostrada en la Figura 1.18, en donde se aprecia claramente las condiciones que promueven un menor tiempo de mezclado considerando la relación de aspecto y la capacidad de la olla. Dicho análisis estadístico se combina con un análisis profundo de la fenomenología del sistema con la finalidad de encontrar las mejores condiciones de operación, que si bien no se ve reflejado concluyentemente como condiciones óptimas, si arroja luz sobre el efecto del diseño de la olla sobre el mezclado de la misma. Los autores concluyen que una relación de aspecto mayor y una mayor capacidad de la olla promueven un mejor mezclado al incrementar la energía cinética dentro del sistema, ya que mayor altura implica mayor fuerza boyante por parte del gas inyectado, sin embargo, ollas con diámetros muy pequeños ocasionan que las plumas interfieran entre sí reduciendo la eficiencia del mezclado. También encuentran importante la posición angular para el caso con tres tapones, ya que al reducir el ángulo entre los mismos la interferencia entre las plumas se ve reducida, incrementando la eficiencia del mezclado.

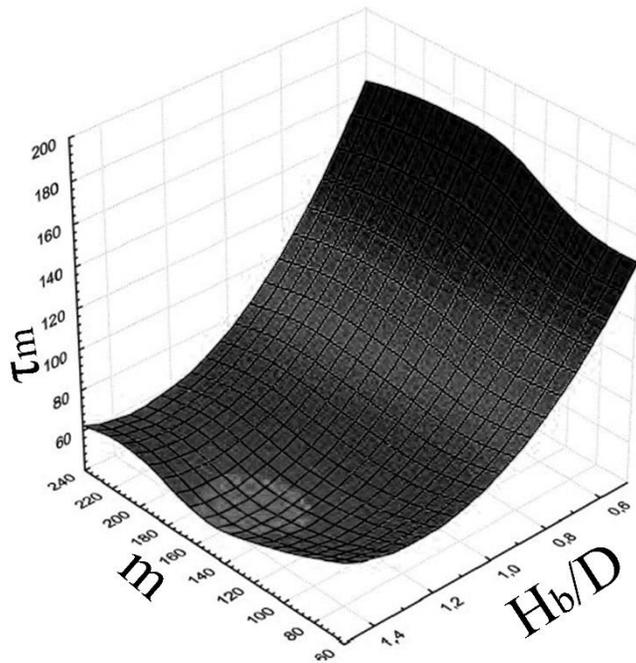


Figura 1.18.- Superficie respuesta del tiempo de mezclado (τ_m) mostrando el efecto de la capacidad de la olla (m) y la relación de aspecto (H_b/D). Adaptado de [177].

Recientemente, Conejo et al. [178] (2019) presentan un trabajo que busca optimizar el tiempo de mezclado, el área de ojo expuesta y el esfuerzo sobre las paredes del sistema, usando tanto un modelo

físico como un modelo matemático trifásicos de una olla con dos tapones. Los autores exploran el efecto de una gran cantidad de variables, incluyendo; el espesor de aceite que simula la escoria, la posición radial y angular de los tapones, la simetría en la posición radial de los mismos, además del flujo de gas inyectado y la proporción de flujo inyectada en cada tapón. Si bien el análisis del efecto de cada variable sobre las variables respuesta seleccionadas es profundo, pudiéndose visualizar el efecto de cada una de manera individual muy claramente, los autores no logran encontrar un punto óptimo de manera tajante, obteniendo el mínimo tiempo de mezclado cuando se emplean dos tapones ubicados en $0.7 R$ con un ángulo de separación de 45° usando flujos iguales en cada tapón, pero recomendando el uso de un tapón ubicado en $0.5 R$ y otro en $0.7 R$ con un ángulo de separación de 90° y una proporción de flujos de 1:3 debido a que se obtienen áreas de ojos menores y un bajo esfuerzo en la paredes sin comprometer excesivamente el tiempo de mezclado del sistema. El año siguiente (2020), Villela-Aguilar et al. [179] presentan un nuevo trabajo que se enfoca en encontrar las mejores condiciones para minimizar exclusivamente el tiempo de mezclado, nuevamente usando un modelo físico y un modelo matemático trifásicos. Los autores consideran el efecto de la posición angular, la posición radial y la simetría en la posición radial de los tapones, además de explorar el efecto del uso de distintas proporciones de flujo diferenciado en el proceso de agitación de una olla con inyección dual. La optimización del tiempo de mezclado la realizan mediante el análisis de superficies respuesta, el cual apoyan mediante el estudio de la fluidodinámica predicha por el modelo matemático, encontrando que para cualquier proporción de flujo diferenciado considerada en el estudio, el menor tiempo de mezclado se alcanza con un tapón ubicado en $0.67 R$ y el otro ubicado en $0.75 R$ separado 90° del primero.

Es importante señalar que en los trabajos anteriormente mencionados en esta sección, a pesar de plantearse una optimización del desempeño de la olla de aceración, no se emplea un algoritmo formal para alcanzar dicho objetivo, no es hasta el año 2017 en que Mazumdar et al. [180] plantean por primera vez el uso de este tipo de algoritmos para encontrar las condiciones óptimas de operación de la olla. La Tabla 1.7 presenta, de manera resumida, los modelos macroscópicos desarrollados durante los estudios de optimización del LF, siendo de especial interés aquellas empleadas en los trabajos de optimización formal del horno olla, mostrando no solo las ecuaciones, sino los límites de las variables bajo los que se consideran válidas.

Tabla 1.7.- Ecuaciones obtenidas en trabajos enfocados en la optimización del desempeño en operación del horno olla.

Autor / Año / Referencia	Ecuaciones empleadas en la optimización	Algoritmo de optimización y límites en las variables
Chen et al. / 2007 / [171]	Tiempo de mezclado: $\tau_m = 5.56 + 41.2e^{-0.25\varepsilon}$	No formal $0.5 \leq \frac{r}{R} \leq 0.75$ $90^\circ \leq \theta \leq 135^\circ$ $3 \leq Q \leq 14$
Geng et al. / 2010 / [174]	Tiempo de mezclado: $\tau_m = 0.000095 \left(\frac{r}{R}\right)^{-2.1315} \theta^{-8.15}$ $\left(\frac{r}{R} + 2.617\theta\right)^{10.195} Q^{-0.2676}$	No formal $0.25 \leq \frac{r}{R} \leq 0.75$ $90^\circ \leq \theta \leq 180^\circ$ $200 \leq Q \leq 500$
Mazumdar et al. / 2017 / [180]	Inyección axisimétrica (0 R) Tiempo de mezclado: $\tau_m = 152 Q^{-0.33} H_b^{-1.0} R^{2.0}$ $\left(\frac{h_s}{H_b}\right)^{0.3} v_s^{0.033} \left(\frac{\rho_l - \rho_s}{\rho_l}\right)^{-0.044}$ Área de ojo expuesta: $\frac{A_{eye}}{h_s H_b} = 3.25 \left(\frac{u_{cl,l}^2}{gh_s}\right)^{1.28}$ $\left(\frac{\rho_l}{\rho_l - \rho_s}\right)^{0.55} \left(\frac{v_s}{h_s u_{cl,l}}\right)^{-0.05}$ Inyección excéntrica (0.5 R) Tiempo de mezclado: $\tau_m = 112 Q^{-0.33} H_b^{-1.0} R^{2.0}$ $\left(\frac{h_s}{H_b}\right)^{0.3} v_s^{0.033} \left(\frac{\rho_l - \rho_s}{\rho_l}\right)^{-0.044}$ Área de ojo expuesta: $\frac{A_{eye}}{h_s H_b} = 2.67 \left(\frac{u_{cl,l}^2}{gh_s}\right)^{1.28}$	NSGA-II $0.001 \leq \frac{gQ}{\pi R^2} \leq 0.03$ $0.75 \leq \frac{H_b}{D} \leq 1.35$ $2.27 \leq R^2 H_b \leq 22.73$ $0.01 \leq \frac{h_s}{H_b} \leq 0.10$

	$\left(\frac{\rho_l}{\rho_l - \rho_s}\right)^{0.55} \left(\frac{v_s}{h_s u_{cl,l}}\right)^{-0.05}$	
Jardón-Pérez et al. / 2018 / [181]	<p>Energía cinética turbulenta:</p> $\bar{k} (x10^3) = - 4.60 + 0.20 Q + 4.70 N + 10.20 \left(\frac{r}{R}\right) + 1.90 h_s - 0.02 QN - 0.30 Q \left(\frac{r}{R}\right) - 0.06 Qh_s - 7.80 N \left(\frac{r}{R}\right) - 2.76 Nh_s - 1.00 \left(\frac{r}{R}\right) h_s + 0.27 QN \left(\frac{r}{R}\right) + 0.08 QNh_s + 0.09 Q \left(\frac{r}{R}\right) h_s + 2.70 N \left(\frac{r}{R}\right) h_s - 0.11 QN \left(\frac{r}{R}\right) h_s$ <p>Velocidad promedio:</p> $\bar{u} (x10^2) = 1.90 + 0.20 Q + 0.80 N + 5.40 \left(\frac{r}{R}\right) + 1.00 h_s - 0.05 QN - 0.13 Q \left(\frac{r}{R}\right) - 0.10 Qh_s - 3.60 N \left(\frac{r}{R}\right) - 0.51 Nh_s - 0.50 \left(\frac{r}{R}\right) h_s + 0.13 QN \left(\frac{r}{R}\right) + 0.05 QNh_s + 0.08 Q \left(\frac{r}{R}\right) h_s + 0.40 N \left(\frac{r}{R}\right) h_s - 0.06 QN \left(\frac{r}{R}\right) h_s$ <p>Área de ojo expuesta:</p> $A_{eye} = 17.62 + 0.81 Q + 6.51 N + 20.10 \left(\frac{r}{R}\right) - 0.06 QN + 0.23 Q \left(\frac{r}{R}\right) - 17.46 N \left(\frac{r}{R}\right) + 0.17 QN \left(\frac{r}{R}\right)$	<p>NSGA-II</p> $7 \leq Q \leq 37$ $1 \leq N \leq 2$ $0.3333 \leq \frac{r}{R} \leq 0.80$ $0 \leq \frac{h_s}{H_b} \leq 0.0195$
Jardón-Pérez et al. / 2019 / [74]	<p>Tiempo de mezclado:</p> $\tau_m = 20.31 - 5.20 Q - 24.6 Ra - 0.34 h_s + 6.72 QRa - 0.104 Qh_s + 1.67 Rah_s - 0.20 QRah_s$ <p>Área de ojo expuesta:</p> $A_{eye} = -47.0 + 41.9 Q + 118.8 Ra + 17.0 h_s - 38.5 QRa - 8.90 Qh_s - 34.3 Rah_s + 14.5 QRah_s$	<p>NSGA-II</p> $1.54 \leq Q \leq 2.22$ $50/50 \leq Ra \leq 75/25$ $0.03 \leq \frac{h_s}{H_b} \leq 0.05$

El trabajo de Mazumdar et al. [180] (2017) es la primera aproximación a la optimización mediante un algoritmo formal de las condiciones de operación de una olla de aceración. Para ello consideran

el efecto de la altura del baño, el espesor y las propiedades de la capa líquida superior y el flujo de gas, para ollas con un solo punto de inyección de gas, ubicado de manera axisimétrica o bien excéntrica a la mitad del radio de la olla, usando modelos físicos con varios valores del factor de escala geométrico. Los autores establecen los límites comunes usados de manera industrial de cada una de las variables estudiadas y lo usan durante el proceso de optimización, para lo cual emplean una gran cantidad de datos experimentales y desarrollan modelos macroscópicos para estimar el área de ojo expuesta y el tiempo de mezclado dentro de dichos límites, tanto para un sistema con inyección axisimétrica como para uno con inyección excéntrica (ver Tabla 1.7). Dichas ecuaciones son empleadas para realizar una optimización multi-variable multi-objetivo, usando el algoritmo genético NSGA-II, encontrando de esta manera una gran cantidad de condiciones óptimas de operación representados con frentes de Pareto, tal como el que se presenta en la Figura 1.19. Dicho frente de Pareto representa un gran número de puntos óptimos, ya que al buscar minimizar simultáneamente el área de ojo expuesta y el tiempo de mezclado, y al no presentarse un punto que minimice simultáneamente ambos, se establecen puntos óptimos para satisfacer la minimización de ambas variables respuesta entre dichos puntos mínimos individuales, observándose que se pueden elegir condiciones donde el tiempo de mezclado sea bajo a costa de un área de ojo expuesta mayor, o bien minimizar el área de ojo expuesta a costa de incrementar el tiempo de mezclado. A pesar de la rigurosidad del proceso de optimización empleado por los autores, no se presenta un análisis profundo del efecto de las variables bajo estudio sobre la fluidodinámica del sistema, pudiendo ser información valiosa para seleccionar las condiciones de operación en planta.

Cabe señalar que durante el desarrollo del presente trabajo, se publicaron dos artículos enfocados en la optimización de las condiciones de operación en las ollas agitadas por gas, ambos empleando modelado físico y un algoritmo formal para la optimización. El primero [181] explora el efecto del espesor de aceite, el número de tapones, la posición radial de los mismos y el flujo de gas, sobre el área de ojo expuesta, la velocidad promedio y la energía cinética turbulenta promedio de la fase acuosa, buscando minimizar la primera variable respuesta mientras que las otras dos son maximizadas de manera simultánea. El segundo [74] busca minimizar simultáneamente el tiempo de mezclado y el área de ojo expuesta, considerando la variación en el espesor de la capa de aceite, el flujo de gas y el uso de flujo diferenciado. Ambos trabajos se presentarán detalladamente más adelante.

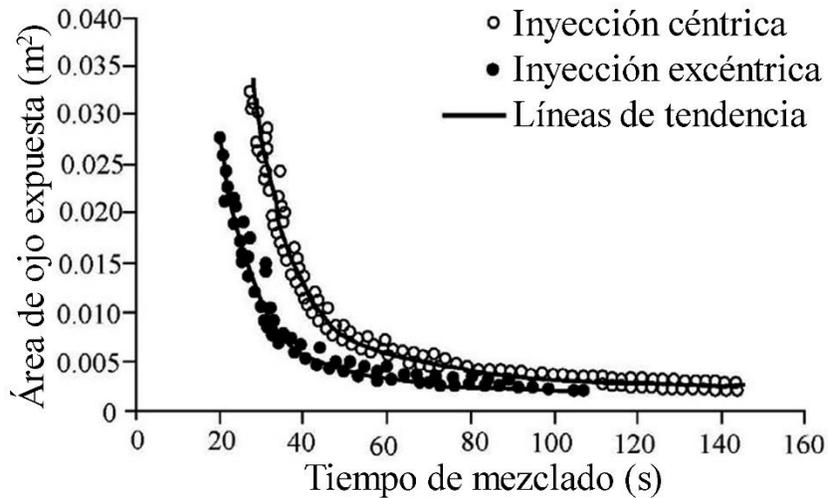


Figura 1.19.- Frente de Pareto mostrando las soluciones óptimas para dos posiciones de inyección para una olla con un solo tapón. Adaptado de [180].

1.2.9 Otros objetivos de estudio relacionados con la refinación secundaria del acero

Finalmente, en esta sección se discutirán todos aquellos artículos cuyos objetivos, si bien están relacionados con el horno olla, no se tratan de temas que sean objeto de investigación recurrente, lo cual no implica que sean menos importantes, pero su agrupación en alguna de las otras categorías no sería adecuada, por lo que se consideró pertinente separarlos en una categoría adicional.

Primeramente, se pueden mencionar aquellos artículos en donde el LF no es el principal protagonista de la investigación, y a pesar de que la olla es parte del estudio que tratan los autores se encuentra en conjunto con uno o varios reactores siderúrgicos adicionales. En esta categoría cabe el trabajo de Guo et al. [182] (2002) cuyo objetivo es estudiar el proceso de espumación de la escoria tanto en el horno olla como en el horno de arco eléctrico. Tanto Zhang y Thomas [183] (2005) como Harloff et al. [184] (2005) estudian el conjunto LF – distribuidor de colada – molde, presentando los primeros autores las bondades de la aplicación de software CFD en el estudio de reactores siderúrgicos, sobre todo al poder estudiarse la fluidodinámica de sistemas multifásicos, mientras que los segundos autores presentan un estudio del mezclado y sanidad del metal también aplicando simulaciones CFD. En el año 2018, Dumitru et al. [185] nuevamente presentan la posibilidad de emplear software CFD para simular varias etapas del proceso de aceración, desde el vaciado del EAF, hasta el vaciado de la olla en el distribuidor de colada continua. Ese mismo año (2018), Gonzalez Hernandez et al. [186] realizan

un estudio de transferencia de calor en el sistema BOF – LF, enfocándose sobre todo en el control de proceso mediante diagramas de Sankey, mientras que Wei et al. [187] proponen el uso de inyección de CO₂, tanto en el LF como en el EAF, como método de agitación, acelerando el procesamiento de metal líquido a la par que se reduce significativamente el impacto ambiental de ambos procesos, esto al recuperar el CO₂ de procesos siderúrgicos que lo liberan en grandes cantidades y siendo una opción viable a la inyección de gases inertes tradicionalmente empleada. Uno de los principales problemas de los artículos en donde se presentan múltiples sistemas es que en la mayoría de los casos los estudios son superficiales para cada reactor, pero resulta un buen enfoque si se desean acoplar varios sistemas para realizar análisis de proceso en una planta siderúrgica completa.

Algunos autores han implementado esfuerzos en el estudio del LF no durante la operación del mismo, sino durante el llenado o vaciado del sistema, siendo mucho más recurrente el enfoque en esta última etapa. En el caso de estudios enfocados en el llenado del LF, se cuenta con los trabajos de; Berg et al. [188] (1999), donde se estudia el patrón de flujo y disolución de aleantes adicionados durante el llenado del LF; Nájera-Bastida et al. [189] (2020), que emplean una simulación CFD con técnicas más recientes para obtener los patrones de flujo durante el llenado de la olla; y Chattopadhyay et al. [190] (2020), donde nuevamente usan técnicas recientes de simulación CFD para estudiar la cinética de disolución de aleantes adicionados en el proceso de llenado. Por otra parte dentro de los trabajos enfocados en el vaciado del LF, se pueden mencionar los trabajos de; Davila et al. [191] (2006) y Kuwana et al. [192] (2008) ambos estudiando la fluidodinámica vaciado, los primeros con un modelo matemático y los segundos mediante un modelo físico; Lee et al. [193] (2016) y Kamaraj et al. [194] (2017) enfocados ambos en la reducción de la reoxidación del metal durante el vaciado del LF, los primeros proponiendo la supresión del vórtice que se produce durante el vaciado mediante el uso de dos tapones para vaciar el metal y con ello reducir la reoxidación, mientras que los segundos realizan un estudio cinético del proceso de reoxidación del metal proponiendo parámetros de control para dicho proceso; finalmente, Singh y Mazumdar en dos artículos recientes estudian a profundidad el mezclado gas/líquido durante el vaciado del LF, empleando modelado físico [195] (2018) y modelado matemático [196] (2019). Dentro de estos trabajos se pudo llegar a considerar el publicado por Mazumdar et al. durante el año 2003 [197], que no se enfoca directamente en el llenado o vaciado de la olla, pero si en obtener la velocidad del baño al iniciar y finalizar la inyección de gas inerte.

Hay varios trabajos publicados cuyo interés se enfoca en el material refractario que constituye el LF, centrándose principalmente, pero no de manera exclusiva, en la transferencia de calor a través de las paredes de dicho material. En 2008, Zimmer et al. [198] publican un trabajo enfocado en el control

de pérdidas de calor en el refractario durante el vaciado mediante datos medidos en una planta siderúrgica, mientras que Volkova et al. [199] estudian las pérdidas de calor y desgaste del material refractario durante el proceso de precalentamiento del mismo empleando mediciones en planta y simulación CFD. Tripathi et al. [200] (2012) desarrollan un modelo matemático CFD para predecir el transporte de calor en el material refractario durante el vaciado y precalentado de la olla. En el año 2016, Krasnyanskii y Kats [201] emplean mediciones en planta para desarrollar y validar un modelo predictivo para la temperatura del refractario durante el vaciado del LF. Dos años después (2018), Hou et al. [202] realizan un proceso de optimización de las capas de recubrimiento de la olla incluido el material refractario para aislarlo térmicamente e incrementar su resistencia al desgaste, Yuan et al. [203] desarrollan un modelo CFD para estudiar el proceso de precalentamiento del refractario con quemadores, Santos et al. [204] también mediante simulación CFD analizan el transporte de calor en el material refractario del LF durante los ciclos operativos de la misma, mientras que Mantripragada y Sarkar [205] desarrollan un modelo CFD para predecir los esfuerzos en las paredes refractarias de la olla durante la operación de la misma. Finalmente, se pueden mencionar los trabajos de Boenzi et al. [206] y Nag et al. [207], ambos publicados en 2019, siendo el objetivo de estudio del primero la comparación del desempeño de dos tipos de ladrillo refractario con un enfoque principalmente ambiental, mientras que el segundo no estudia precisamente el material refractario del horno, pero analiza el desgaste del tapón poroso y el efecto de dicho desgaste en la sanidad del acero.

Varios investigadores han centrado su atención en la escoria que se genera durante el proceso de refinación secundaria del acero, muchas veces estudiando la composición química de la misma como es el caso de los trabajos de; Zhang et al. [208] (2014) en donde analizan la composición química de muchas muestras de escoria y desarrollan un modelo para predecir la viscosidad de la misma, el cual es validado con mediciones en planta; Babenko et al. [209] (2018) donde analizan la composición química de la escoria y su efecto sobre las propiedades del metal, al considerar los equilibrios termodinámicos relacionados con la misma; y los trabajos de Kushnerev et al. [210] (2018) y Koslov et al. [211] (2019) los cuales buscan predecir la composición de la escoria mediante modelos termodinámicos, además de establecer su efecto en el desgaste del refractario. También existen trabajos enfocados en estudiar el fenómeno de atrapamiento de escoria, como los publicados por Zhang et al. [212] (2015) y Yang et al. [213] (2019), usando el primero un modelo matemático para tratar de estimar dicho fenómeno, y el segundo usando un modelo físico para cuantificar dicho fenómeno mediante análisis de imágenes. Otros trabajos relacionados con la escoria presente en el LF, son los publicados en 2001 por Ng y Harris [214] y en 2015 por Zatsepin y Galkin [215], proponiendo los primeros autores una metodología para eliminar la escoria tras el procesamiento del

acero fundido, esto mediante un sistema que impacta un jet gaseoso sobre la superficie del baño y arrastra la escoria fuera de la olla, mientras que el segundo trabajo analiza el campo electromagnético que generan los arcos en la escoria, mediante un modelo matemático CFD.

Para finalizar esta sección, recientemente se han implementado técnicas experimentales novedosas que se usan para medir parámetros poco estudiados hasta el momento en el horno olla, y los cuales generalmente se calculaban de manera indirecta, estos son la energía de agitación y el espesor de las fases líquidas presentes en el sistema. Primeramente, en el año 2018 Yenus et al. [216] realizan un análisis de las señales de sonido provenientes de un modelo físico acuoso de un LF, logrando obtener la energía de agitación mediante la frecuencia del sonido y el espesor de las fases líquidas mediante un análisis de la intensidad del mismo, señalando el deseo de establecer la técnica en un reactor industrial, pero señalando las dificultades inherentes a esto debido principalmente al ruido que se presenta en un panta siderúrgica. Ese mismo año (2018) Yenus et al. [217] realizan un análisis de las vibraciones que se presentan en las paredes debido a la agitación de la olla, tanto en un modelo físico acuoso como en un reactor industrial, obteniendo el espesor de las fases líquidas y la energía de agitación del sistema, misma técnica es empleada un año después (2019) por Alia et al. [218] para realizar un análisis similar.

1.2.10 Observaciones finales del estado del arte en ollas de aceración

En la revisión presentada anteriormente, se optó por clasificar los trabajos relacionados con el horno olla por medio del objetivo de procesamiento en que se enfocaban los autores. Si bien la clasificación no es del todo perfecta al no considerar dentro de la misma la metodología empleada para cada estudio, lo que se ha usado en repetidas ocasiones para clasificar dichos trabajos, además, de que actualmente existen trabajos que podría caber en más de una categoría al entrelazar diversos objetivos del procesamiento de metal dentro del horno olla. Entonces, no es una clasificación ortodoxa pero es una clasificación que facilita la observación de los principales avances en cada categoría, con lo que es mucho más sencillo determinar los puntos de oportunidad que se presentan para aportar conocimiento significativo mediante investigaciones novedosas en cada temática, ya sea mediante la implementación de técnicas experimentales o de simulación nuevas, enfoques distintos para abordar la problemática o bien subsanando carencias que se han observado en los trabajos previamente realizados.

Basándonos en la revisión efectuada, se pueden realizar las siguientes observaciones:

- La complejidad del LF hace imposible abordar cada uno de los objetivos de procesamiento con una sola metodología de investigación, es necesario realizar mediciones experimentales y simulaciones numéricas, pero además apoyar las mismas mediante mediciones en planta para poder corroborar que el estudio desarrollado tenga validez en el mismo. Siendo además, muy complicado analizar cada uno de los objetivos de dicho reactor por separado, ya que el correcto desempeño del mismo depende de que tenga un buen desempeño en varios de ellos simultáneamente, por lo que es necesario que en medida de lo posible se considere esto en futuros trabajos.
- A pesar de los grandes avances en el modelado matemático del horno olla, no se ha llegado a un consenso del mejor modelo para predecir adecuadamente la totalidad de los fenómenos presentes en el sistema, aunque, recientemente se ha usado con resultados satisfactorios una aproximación E – L (DPM) para simular la inyección de gas y una aproximación E – E (VOF) para simular las fases del sistema, aunque no ha desplazado por completo otras aproximaciones que aún son empleadas por muchos autores. Pudiendo acoplarse a éste distintos modelos de turbulencia, transporte de especies y de energía, además de modelos PBM y SRM para simular la distribución de tamaños de burbuja y las reacciones químicas que se presentan en el sistema, aunque falta mucho trabajo en el desarrollo de modelos que incorporen simultáneamente varios de los mencionados modelos. Sin embargo, cabe señalar que una parte muy importante y que se ha dejado un poco de lado es la validación de dichos modelos matemáticos, ya que normalmente se emplean con dicha finalidad sistemas muy estudiados pero actualmente algo limitados como inyección céntrica o excéntrica a mitad del radio de la olla, pudiendo ser mucho más rigurosa en trabajos futuros, para lo cual es necesario mayor trabajo experimental cuyos resultados puedan ser empleados con esta finalidad.
- Respecto al modelado físico, tradicionalmente se han empleado técnicas experimentales que dan información valiosa del sistema pero que es limitada debido a que se basan en sensores inmersos dentro del mismo. Además existen aún muchas complicaciones para lograr una similitud rigurosa entre los modelos físicos y los sistemas industriales, siendo aún objeto de mucha discusión los criterios de similitud empleados hasta el momento. En particular falta desarrollar un criterio universalmente aprobado para la similitud térmica que permita evaluar la transferencia de calor en la olla mediante modelado físico. Por otra parte, es importante señalar que recientemente se han hecho esfuerzos importantes en el uso de nuevas técnicas experimentales, o bien se han adaptado técnicas comunes en otros sistemas para aplicarlas en

el estudio del LF, por ejemplo: colorimetría, fotografías de alta exposición, velocimetría de imágenes de partículas, fluorescencia planar inducida por láser, análisis de ondas sonoras y mediciones de vibraciones en las paredes del sistema, todas ellas permitiendo la obtención de información valiosa que ayuda a analizar con mayor profundidad los fenómenos que ocurren al interior del LF, aunque aún existe mucho trabajo que se puede desarrollar con dichas técnicas y otras que aún no se han adaptado a nuestro sistema de interés.

- Por último, hay que hacer mención de los trabajos de optimización enfocados en el LF, ya que al ser un sistema con tantas variables de operación y diseño, además de una gran cantidad de objetivos a perseguir durante el procesamiento del metal fundido, es un proceso sumamente complicado optimizar adecuadamente el sistema. Aun así, recientemente se han hecho esfuerzos importantes en emplear algoritmos formales para conocer las condiciones óptimas de operación del LF. Sin embargo, debido a la complejidad del sistema, los esfuerzos por optimizarlo se han visto limitados, abriendo la posibilidad de que en futuros trabajos se incrementé el número de objetivos a considerar y de esta manera obtener puntos óptimos más específicos del proceso. Lo cual a su vez está ligado con los avances en el modelado físico y matemático del sistema, ya que sus resultados son necesarios para optimizar el mismo.

1.3 Técnicas experimentales usadas en el estudio de modelados físicos de ollas de aceración

Dado que el enfoque de la investigación realizada en este escrito es principalmente experimental, y que uno de los principales objetivos de la misma es la implementación de la técnica de fluorescencia planar inducida por láser (PLIF) para la medición de mezclado químico y térmico en modelos físicos de ollas agitadas con gas, que como ya quedó demostrado en la revisión de la literatura representa una gran oportunidad de mejora en el estudio de mezclado, es conveniente presentar una breve descripción de las técnicas experimentales comúnmente usadas en los modelos físicos del sistema antes mencionado. Para ello, nos enfocaremos principalmente en las técnicas tradicionalmente empleadas para medir mezclado químico, es decir, conductimetría, pH-metría y en menor medida colorimetría, ya que la experimentación en modelos no isotérmicos es muy escasa, por lo que no existe mucha información experimental del mezclado térmico del LF. Posteriormente se detallará el principio de operación de la técnica PLIF para medir concentración y temperatura, describiendo muy brevemente el uso que se le ha dado en sistemas diferentes al LF, ya que solo recientemente se ha comenzado a utilizar en éste último. Teniendo en mente que el objetivo principal es la medición del

tiempo de mezclado, definido como el tiempo que tarda en alcanzar un determinado grado de homogeneidad en concentración química la solución acuosa dentro del modelo físico, tras la inyección de un paquete de fluido trazador cuya concentración puede ser monitoreada. La revisión de técnicas experimentales para la medición de tiempos de mezclado en ollas agitadas mecánicamente de Ascanio [219] (2015), aun tratándose de reactores diferentes a los que nos interesan en el presente trabajo, detalla el uso de las técnicas previamente mencionadas, señalando las ventajas y desventajas de cada una de ellas, siendo un buen punto de partida para su estudio.

Adicionalmente, se detallará el principio de medición de velocidad en fluidos mediante la técnica de velocimetría de imágenes de partículas (PIV). Aunque PIV no es una técnica que permita medir cambios en concentración o temperatura dentro de un modelo físico, su uso permite analizar y comprender a profundidad los mecanismos convectivos y de difusión turbulenta que gobiernan el mezclado que se presenta en los modelos físicos de LF. Hay que añadir, que la técnica PIV no es demasiado reciente, y se ha usado extensamente en modelos físicos de numerosos sistemas, sin embargo, su uso en modelos del LF ha sido relativamente limitado, por lo que su empleo en el presente trabajo representa un avance en la obtención de información experimental de dicho reactor.

1.3.1 Conductimetría, pH-metría y colorimetría

Se ha referido reiteradamente en la sección 1.2.3 del presente escrito, que durante muchos años se ha realizado la medición de tiempos de mezclado en ollas de aceración mediante las técnicas experimentales de pH-metría y conductimetría, siendo usada en contadas ocasiones la colorimetría para visualizar el mezclado del trazador.

Las técnicas de conductimetría y pH-metría, se basan en la colocación de sensores dentro del modelo físico que miden conductividad eléctrica o pH respectivamente, por lo cual se debe emplear un trazador cuya concentración esté relacionada con dichas propiedades, el cual es añadido al modelo como un pulso con una cantidad y concentración conocida. La Figura 1.20 presenta un esquema donde se puede observar un arreglo experimental típico, para realizar mediciones de conductividad eléctrica en una olla agitada con gas. El sistema consiste en un sensor de conductividad, que se coloca inmerso dentro de la fase acuosa del modelo físico, este sensor se conecta a un conductímetro que registrará de manera continua los cambios de conductividad (concentración del electrolito) en el punto donde

está ubicado el sensor. Los datos obtenidos se pueden usar para calcular el tiempo de mezclado local del sistema.

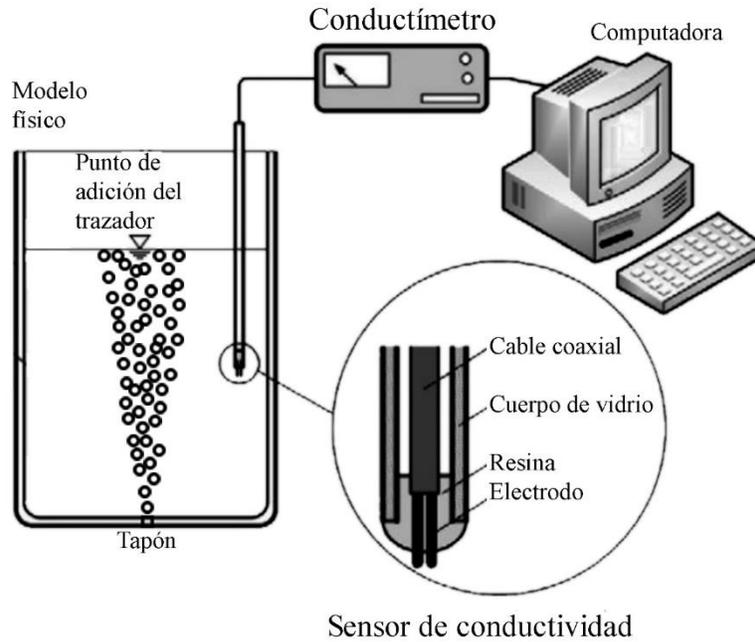


Figura 1.20.- Esquema de un arreglo experimental típico para realizar mediciones de concentración mediante conductimetría en modelos físicos de ollas agitadas con gas. Adaptado de [219].

Dentro de las principales ventajas que tiene el uso de ésta técnica [219] están; su costo accesible, su fácil implementación, además de que puede usarse en fluidos opacos y que presenten una alta fracción de gas. Por otra parte, como desventajas, la medición efectuada es local, siendo altamente susceptible a la posición que presenta el sensor dentro del modelo, siendo necesario posicionarlo en una zona muerta para que el tiempo de mezclado pueda ser considerado global. Además, hay que considerar también, que independientemente del tamaño del sensor inmerso, al ser un elemento sólido dentro del fluido, modifica el patrón de flujo que presenta el sistema en mayor o menor medida dependiendo del tamaño relativo del sensor con respecto al modelo. Todas estas ventajas y desventajas se pueden aplicar a las mediciones de temperatura mediante termopares en modelos físicos no isotérmicos, al ser mediciones que también se basan en un sensor inmerso.

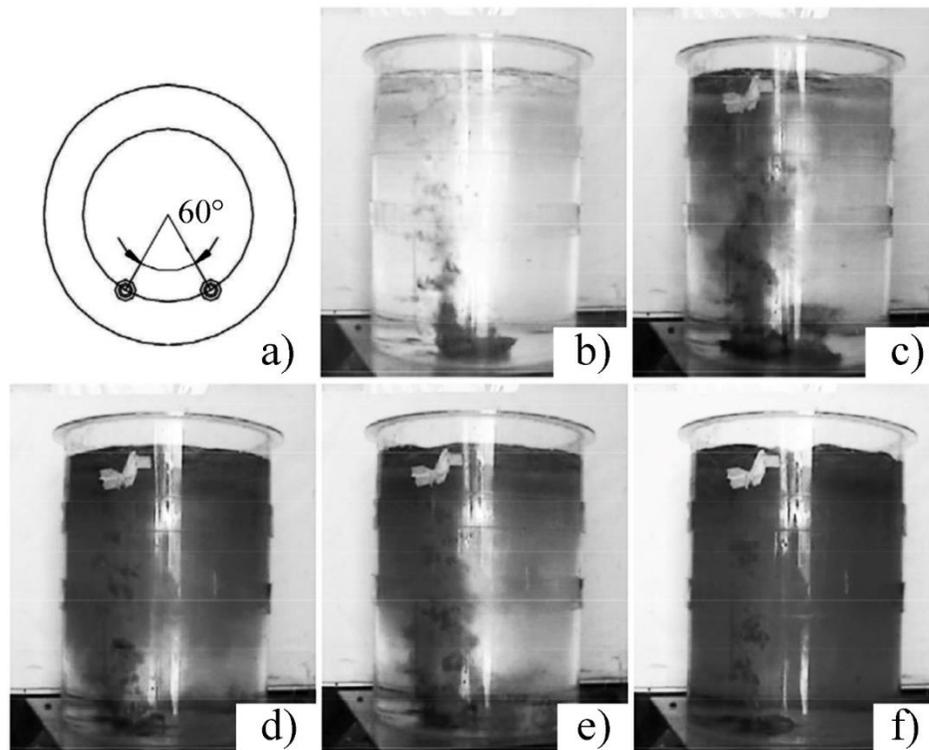


Figura 1.21.- a) Posición de inyección de gas, y fotografías de la dispersión del colorante durante un experimento de colorimetría en un modelo físico de horno olla, tomadas a diferentes tiempos tras la inyección del trazador: b) 4 s, c) 6 s, d) 8 s, e) 10 s y f) 16 s. Adaptado de [62].

La colorimetría consiste en añadir un trazador con una tonalidad diferente a la de la fase en la que se desea observar el mezclado, también puede usarse un trazador reactivo que cambie de color con el pH que presenta el sistema en cuyo caso se añade un pulso de un ácido o una base. Además de poder visualizarse cualitativamente el mezclado dentro del sistema si el modelo es transparente y permite ver la dispersión del trazador, se puede cuantificar el tiempo de mezclado si se emplea análisis de imágenes para obtener de manera precisa los cambios de coloración que se presentan a medida que evoluciona el mezclado del trazador. En el caso de ollas de aceración se ha empleado para visualizar cualitativamente la dispersión de trazador en el modelo, como se ejemplifica en la Figura 1.21, pero no ha llegado a emplearse para cuantificar el tiempo de mezclado, a diferencia de otros sistemas donde su uso se ha extendido satisfactoriamente [219].

La colorimetría también presenta varias ventajas [219] ya que es fácil de implementar, con un costo bajo, permitiendo observar el mezclado del sistema directamente, además de ser no intrusiva ya que no requiere introducir ningún elemento sólido al modelo físico. Sin embargo, tiene desventajas

grandes ya que la cuantificación del tiempo de mezclado requiere utilizar análisis de imágenes para procesar las fotografías que puedan obtenerse de los experimentos, además de que tiene un componente subjetivo, al no ser posible conocer a ciencia cierta el movimiento del trazador, debido a que el colorante tapa las regiones más alejadas a la cámara con la que se capturan las imágenes, no siendo posible conocer el movimiento preciso del trazador.

1.3.2 Fluorescencia planar inducida por láser (PLIF)

La técnica PLIF permite la obtención de mapas de concentración o temperatura instantáneos en líquidos de manera no intrusiva [220]. Para su empleo se necesitan cuatro elementos en el arreglo experimental; una fuente de luz láser con una óptica que permita la emisión de un plano de luz; un modelo físico o reactor transparente que tenga una chaqueta rectangular en caso de presentar curvatura para evitar aberraciones ópticas, y el cual es atravesado por el plano de luz láser en una región que se denominará plano de medición, y es donde se medirá la temperatura o concentración del sistema; un trazador cuya emisividad pueda ser excitada mediante la longitud de onda del láser, fenómeno denominado fluorescencia; y una cámara con un filtro para capturar exclusivamente la longitud de onda que emite el trazador fluorescente, posicionada de manera perpendicular al plano de medición, de manera que se puedan capturar fotografías del mismo. Un ejemplo del arreglo experimental para mediciones PLIF se presenta en la Figura 1.22.

La fluorescencia del trazador es dependiente de varias variables: concentración del trazador, intensidad del láser, la absorbancia del haz y otros factores ópticos (iluminación del lugar donde se lleva a cabo el experimento, distancia del plano medido a la cámara, etc.). Debido a esto es necesario realizar una calibración previa a la medición con la técnica PLIF [219]. La calibración que se efectúa típicamente consiste en medir la saturación del color (luz emanada por el trazador) en las fotografías obtenidas del plano de medición a diferentes concentraciones o temperaturas del trazador, siendo el trazador más empleado para mediciones de concentración Rodamina 6G y para mediciones de temperatura Rodamina B. A bajas concentraciones la absorbancia de la solución acuosa es despreciable, por lo que el cambio de saturación es directamente proporcional con la concentración, comportamiento que no se mantiene a concentraciones más elevadas [219, 221, 222], pero que de igual manera es ascendente. También se ha encontrado que dada la naturaleza de la óptica empleada para generar el plano de luz láser, así como la posible presencia de reflejos y sombras, en diferentes puntos del modelo físico la iluminación en éste cambia, por lo cual es necesario realizar una

calibración in situ en diferentes puntos del sistema [223, 224] mejorando de esta manera la precisión de los datos obtenidos. En el caso de mediciones de temperatura, la calibración consiste en medir la saturación de color a diferentes temperaturas usando una solución del trazador fluorescente con una concentración homogénea y constante, siendo en este caso la relación entre temperatura y saturación inversamente proporcional. Hay que mencionar que en mediciones de temperatura donde se emplee Rodamina B como trazador, hay que considerar que la misma pierde cierta fluorescencia con cada ciclo de calentamiento-enfriamiento que sufra la solución, hasta que se estabiliza tras determinado número de ciclos, por lo que hay que mantener la solución fresca para evitar dicho problema [225].

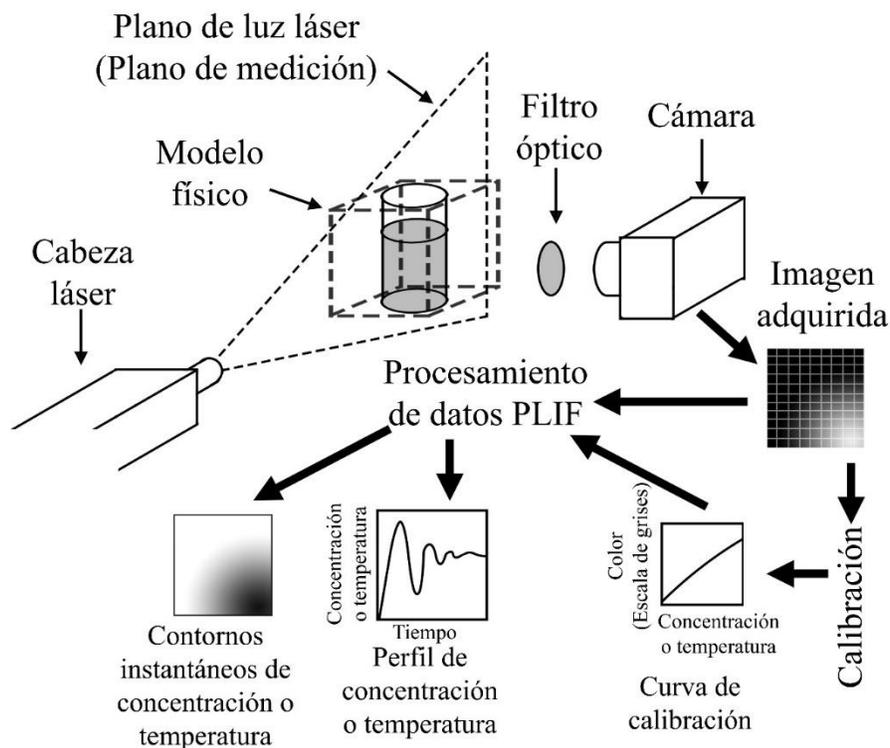


Figura 1.22.- Esquema de un arreglo experimental típico para realizar mediciones de temperatura o concentración mediante fluorescencia planar inducida por láser (PLIF). Adaptado de [66].

Una vez realizada la calibración, se puede proceder con las mediciones de temperatura o concentración, para lo cual se toman una serie de fotografías del sistema tras la adición de un pulso del trazador o sometiendo el mismo a un calentamiento o enfriamiento, dependiendo del objetivo del experimento. Las fotografías obtenidas se procesan con ayuda de la calibración previamente realizada, convirtiendo la saturación de color en la imagen, que es proporcional a la emisividad que presenta el trazador, en contornos de temperatura o concentración, a partir de los cuales se puede

calcular el mezclado químico o térmico del sistema (ver Figura 1.22). Una práctica frecuente es convertir las imágenes capturadas a escala de grises, de manera que el color que presenten en esta escala lineal sea utilizado para realizar la medición, esto es posible debido al uso de filtros que solo permiten la captura de una longitud de onda determinada.

Mientras que en el caso del horno de olla, no se ha reportado el uso de la técnica PLIF para medir tiempo de mezclado hasta fechas muy recientes [65, 66, 73, 74], en muchos modelos físicos de otros sistemas si se implementó de manera exitosa con anterioridad, por ejemplo; en tubos mezcladores [226, 227], mezclado de jets [221, 224] y de una manera mucho más frecuente se ha utilizado en tanques agitados mecánicamente con rotores [219, 222, 223, 228-232]. En el caso específico de reactores agitados mecánicamente, se han reportado algunos problemas asociados a la naturaleza óptica de la técnica; Simmons et al. [229] realizan las mediciones en zonas del modelo alejadas de la superficie del mismo, para evitar el efecto de los reflejos debido al movimiento de la superficie libre, los cuales causan error en las mediciones; mientras que Busciglio et al. [232] limitan la medición a zonas del modelo completamente iluminadas, enmascarando las regiones que presentan una variación grande en la iluminación dentro del modelo físico.

El uso de la técnica PLIF para medir mezclado térmico, nuevamente se ha logrado implementar exitosamente en modelos de ollas agitadas con gas [146] solo muy recientemente, aunque se ha utilizado para analizar otros sistemas como jets [233-237], intercambio de calor entre líquidos y superficies sólidas [238, 239] o intercambiadores de calor [240], siendo su uso mucho menos frecuente que para medir cambios de concentración.

Centrándonos en modelos físicos de procesos siderúrgicos, el único caso en el que se había reportado el uso de PLIF hasta fechas recientes, era el trabajo del año 2007 de Koitzsch et al. [241, 242], obteniendo curvas de tiempo de residencia (residence time distribution, RTD) en un modelo físico de un distribuidor de colada continua, ya que debido a la naturaleza continua del proceso no es posible medir tiempo de mezclado. La concentración de Rodamina 6G utilizada en la experimentación es muy baja, con el fin de permanecer en la zona de respuesta lineal entre concentración e intensidad luminosa captada por la cámara, evitando de esta manera el efecto de factores ópticos externos, de tal manera que la calibración es lineal para el plano de medición, aun así en los contornos de concentración presentados por los autores, se observa claramente ruido debido principalmente a reflejos, sobre todo por problemas asociados a la calibración y procesamiento de imágenes

efectuados, ya que se consideró el plano completo del sistema tanto en la calibración como en las mediciones.

Debido a la naturaleza óptica de la técnica PLIF, emplearla en modelos físicos de LF tiene algunas complicaciones, principalmente la presencia de burbujas dentro del sistema y el movimiento de la superficie libre, lo que genera sombras y reflejos de luz láser que se ven reflejadas como errores en la medición. Debido a esto, en el trabajo de Thaker et al. [65] y en uno de los productos de la investigación realizada [74], en los cuales se usó la técnica para medir tiempo de mezclado, el criterio de homogenización empleado fue del 90 %. Esto se logró corregir en trabajos posteriores [66, 73] productos también de la presente investigación, logrando medir el tiempo de mezclado con un criterio de homogeneidad del 95 %. Finalmente, también se tuvo éxito en implementar la técnica para medir mezclado térmico [146] en modelos físicos de ollas agitadas con gas. Trabajos que se detallarán más adelante.

Dentro de las ventajas que ofrece la técnica PLIF [219] está el hecho de poder obtener mediciones no intrusivas en un plano completo y específico del modelo físico, con lo que no solo se puede cuantificar el mezclado químico o térmico, sino que también permite obtener contornos de temperatura o concentración instantáneos cuantitativos, a diferencia de la limitación que presenta la colorimetría en este aspecto. Por otra parte, también es posible utilizar trazadores cuya fluorescencia sea activada mediante una reacción química habilitando con ello la posibilidad de estudiar sistemas que pudiesen involucrarlos. Por otra parte, presenta la principal desventaja de tener un alto costo, además de la complejidad y relativa lentitud en el procesamiento de los datos obtenidos al involucrar análisis de imágenes, además de solo poder utilizarse en sistemas transparentes y no ser recomendada en modelos que contengan una alta aireación debido a los reflejos que esto pudiese ocasionar.

1.3.3 Velocimetría de imágenes de partículas (PIV)

La velocimetría de imágenes de partículas (PIV) es una técnica de medición óptica, que permite capturar la velocidad de planos completos de un fluido en cuestión de segundos [243-245], dándonos información de las estructuras de flujo, la velocidad promediada y la velocidad fluctuante que presenta el mismo en la región de interés. A pesar que su uso se ha extendido en una gran variedad de sistemas, por lo que solo se hará una breve mención de la misma, en modelos físicos del horno olla es relativamente poco el uso que se le ha dado [39, 64, 66, 74, 84, 85, 146, 181].

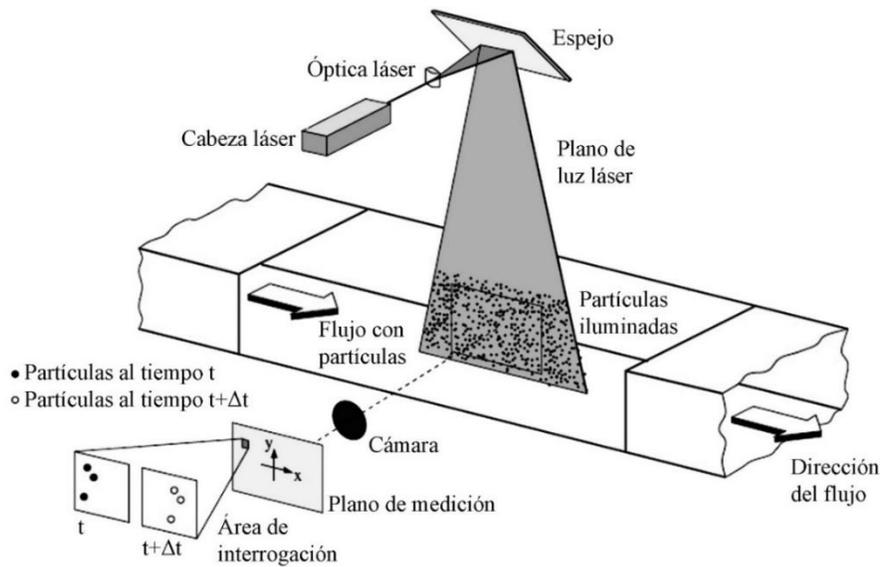


Figura 1.23.- Esquema de un arreglo experimental típico para realizar mediciones de velocidad mediante velocimetría de imágenes de partículas (PIV). Adaptado de [243].

La Figura 1.23 presenta un esquema de un arreglo experimental típico para realizar mediciones de velocidad con la técnica PIV. Para realizar las mediciones se requiere al igual que en el caso del PLIF, un modelo físico transparente (enchaquetado de ser necesario) y una fuente láser con una óptica que el permita generar un plano de iluminación en el modelo (el cual puede ser reposicionado con espejos), generando lo que se denomina como plano de medición. Para poder realizar las mediciones se requiere que el fluido de interés (también transparente) sea sembrado con partículas trazadoras, las cuales deben presentar una densidad similar a la de dicho fluido para que sean arrastradas siguiendo el patrón de flujo del mismo, con un efecto despreciable de las fuerzas boyantes que las partículas pudiesen llegar a presentar. Las partículas serán iluminadas por la luz láser, reflejándola, de manera que se genere un contraste alto entre dichas partículas y el resto del fluido que permite el paso de la luz. De manera perpendicular al plano de medición se coloca una cámara de alta velocidad, de manera que se puedan capturar imágenes del movimiento de las partículas en el plano de medición.

Una vez el fluido es sembrado de manera homogénea con las partículas y puesta en marcha la fluidodinámica de interés del modelo físico, se procede a tomar fotografías del plano de medición, sincronizando la toma de las mismas con los pulsos de luz láser que produce la fuente, esto se realiza con una frecuencia conocida y controlada, de manera que sea posible visualizar el movimiento de las partículas trazadoras en intervalos de tiempo conocidos. Una vez tomadas las fotografías, se procede

a procesar las mismas discretizando el dominio de medición en pequeñas áreas, denominadas áreas de interrogación, de tal manera que visualizando el movimiento de las partículas dentro de las áreas de interrogación de dos fotografías tomadas con un intervalo de tiempo conocido, a través de correlacionar su desplazamiento en ambas tomas, con lo que se puede calcular la velocidad instantánea de las mismas.

Con el fin de obtener un resultado representativo de la velocidad del fluido en el plano de medición de un sistema estacionario o cuasi-estacionario, se toman suficientes pares de fotografías para obtener la velocidad media (\bar{u}) del mismo, así como la velocidad fluctuante (u'), pudiendo además calcular la energía cinética turbulenta (k) del sistema, que para plano bidimensional con turbulencia isotrópica se puede estimar mediante la siguiente expresión [246]:

Ecuación 1.24

$$k = \frac{3}{4} \sum u'^2$$

Más detalles sobre los fundamentos de la técnica y las distintas aplicaciones de la misma se pueden consultar en las referencias [243-245].

1.4 Hipótesis

Las hipótesis del presente trabajo son:

- La eficiencia del mezclado químico y térmico de la olla de aceración es modificada por las condiciones de operación empleadas en el proceso, debido al efecto de las mismas sobre la fluidodinámica del sistema, la cual es afectada por variables como: el número de tapones usados en la inyección de gas, la posición radial y angular de los mismos, el espesor de la capa líquida superior, el flujo de gas inyectado y la proporción de flujo usada cuando se emplean varios puntos de inyección de gas.
- El uso de técnicas experimentales de carácter óptico, como la velocimetría de imágenes de partículas (PIV), la fluorescencia planar inducida por láser (PLIF) y el análisis de imágenes del área de ojo expuesta en modelos físicos de ollas de aceración, permitirá obtener una mayor comprensión de los fenómenos de mezclado que se llevan a cabo dentro del sistema, con la ventaja de no interferir en las estructuras de flujo del sistema, además de aportar información

valiosa para realizar validaciones rigurosas de los modelos matemáticos desarrollados para dicho sistema.

- Para realizar una optimización de un sistema tan complejo como la olla de aceración, es necesario considerar simultáneamente varios criterios del desempeño de la misma que son afectados por diversas variables, además de utilizar un algoritmo formal para realizarla, de tal manera que se efectuó una optimización multi-variable multi-objetivo para obtener las condiciones óptimas de operación. Lo cual, en conjunto con un análisis estadístico del efecto de las variables consideradas y la medición de la fluidodinámica del sistema, pueden ser usados para tener una comprensión profunda del desempeño de la olla.

1.5 Objetivos

Los objetivos perseguidos durante el desarrollo de la presente investigación son:

- Implementar la técnica de fluorescencia planar inducida por láser (PLIF) para medir los contornos instantáneos de concentración y temperatura en modelos físicos de ollas de aceración, los cuales serán empleados para evaluar el desempeño del reactor para mezclar la fase líquida principal de manera química y térmica.
- Mediante la obtención experimental de contornos de temperatura y concentración con la técnica PLIF, patrones de flujo y contornos de energía cinética turbulenta con la técnica PIV, y áreas de ojo expuestas con análisis de imágenes; se evaluará el efecto del espesor de la fase líquida correspondiente a la escoria, el flujo de gas inyectado, la posición radial y ángulos así como el número de tapones para la inyección de gas, además del uso de inyección igualada o diferenciada; sobre el mezclado químico, el mezclado térmico y el aislamiento de la fase líquida principal, además de su efecto sobre la fluidodinámica del sistema. Todo con la finalidad de evaluar y analizar a profundidad el efecto de dichas variables sobre el desempeño de la olla de aceración.
- Realizar una optimización multi-objetivo, multi-variable, con los resultados del análisis estadístico de los experimentos, con la finalidad de obtener las condiciones óptimas de operación de un horno olla, dentro de los límites de operación estudiados.
- Desarrollar un modelo matemático, que permita predecir adecuadamente la fluidodinámica, el transporte de energía y el transporte de especies químicas en una olla de aceración, el cual será validado rigurosamente con los resultados experimentales obtenidos.

Capítulo 2 Mezclado químico

*Para Cinthya,
Ricardo, y Daniel*

2.1 Implementación de la técnica PLIF para medir tiempo de mezclado en modelos físicos de ollas de aceración

La primera parte del presente trabajo se centró en la implementación de la técnica de fluorescencia planar inducida por láser (PLIF) para la medición de tiempo de mezclado en modelos físicos de ollas de aceración, ya que se ha establecido en la sección 1.2.3 que tradicionalmente el tiempo de mezclado en dicho sistema únicamente se ha medido registrando cambios de conductividad eléctrica o pH de manera local mediante un sensor inmerso en el modelo, lo cual modifica el patrón de flujo al introducirse un elemento sólido en el mismo, además de que la naturaleza local de la medición implica un cambio en el tiempo de mezclado dependiendo de la posición monitoreada. Debido a las ya mencionadas deficiencias en las mediciones con conductimetría o pH-metría, el uso de PLIF presenta una opción viable al ser no intrusiva y medir la evolución de concentración del trazador en un plano completo del sistema, aunque presenta la desventaja de ser más difícil de implementar, al demandar mayor cantidad de recursos económicos y un procesamiento de datos más complejo.

Con los resultados de la implementación de la técnica PLIF para medir tiempo de mezclado en modelos físicos de ollas de aceración se obtuvo un artículo publicado en la revista *Metallurgical and Materials Transactions B* [66] y una memoria de congreso [73], ambos presentados en el Anexo A.

2.1.1 Metodología experimental

Para la implementación de la técnica PLIF se usaron modelos físicos basados en una olla de aceración de 200 toneladas. Con el fin de satisfacer la similitud geométrica, las dimensiones de los modelos tienen factores de escala (Ecuación 1.2) de 1:6 y 1:17 con respecto a las dimensiones de la olla industrial, las dimensiones de ambos modelos se presentan en la Tabla 2.1. Ambos modelos físicos están contruidos de acrílico transparente y se les colocó una chaqueta de acrílico rectangular, la cual se llenó de agua por encima del nivel de la altura del baño, esto con el fin de evitar aberraciones

ópticas durante el empleo de las técnicas PIV y PLIF. Al tratarse de una implementación de la técnica, la mayoría de los experimentos se realizaron en el modelo 1:17, ya que es más sencilla la manipulación del mismo y el consumo de insumos es menor, por lo que en la sección 2.1.2, prácticamente solo se presentarán resultados con dicho modelo, pudiendo consultarse el efecto de la escala del mismo en la referencia [73].

Tabla 2.1.- Dimensiones del sistema industrial y los modelos físicos empleados.

Sistema/Dimensión	H [m]	H_b [m]	D [m]	λ
Olla de aceración	3.736	2.960	3.226	1.0000
Modelo físico 1:6	0.6034	0.4780	0.5200	0.1615
Modelo físico 1:17	0.2143	0.1698	0.1850	0.0537

Para la implementación de la técnica PLIF, se optó por utilizar un modelo bifásico, únicamente simulando el acero líquido y la inyección de gas inerte, utilizando agua y aire para simular la fase líquida y la fase gaseosa respectivamente. Esto debido a que la viscosidad cinemática del agua y el acero son similares, con lo que se satisface el criterio de similitud cinemática, tal como se puede observar en la Tabla 2.2.

Tabla 2.2.- Propiedades físicas del acero líquido y del agua líquida.

Material/Propiedad	ρ [kg m⁻³]	μ [kg m⁻¹ s⁻¹]	ν [m² s⁻¹]
Acero líquido (1600°C)	7014	6.4x10 ⁻³	0.91x10 ⁻⁶
Agua líquida (20°C)	1000	1.0x10 ⁻³	1.00x10 ⁻⁶

Con el fin de satisfacer el criterio de similitud dinámica, se empleó la ecuación desarrollada por Mazumdar et al. [37] (Ecuación 1.5) basada en el número de Froude modificado. El flujo de gas inyectado en el modelo con λ de 1/6 fue de 20.53 lpm y para el modelo con λ de 1/17 fue de 1.54 lpm, ambos simulando un flujo de 1810 lpm en el sistema industrial. En ambos casos el flujo se controló mediante un flujómetro Cole-Parmer JZ-03219-35. Para la implementación de la técnica PLIF se optó por considerar un solo punto de inyección de gas, siendo en el caso del modelo 1/6 inyección de gas axisimétrica, mientras que para el modelo 1/17 se consideró inyección axisimétrica e inyección excéntrica en mitad del radio, siendo puntos de inyección que han sido ampliamente estudiados y reportados en la literatura de ollas de aceración. La Figura 2.1 a) muestra la posición de los tapones tanto para inyección axisimétrica como inyección excéntrica.

Con el fin de poder validar el empleo de la técnica PLIF para obtener tiempos de mezclado en nuestro sistema de interés, se decidió comparar los resultados de dicha técnica (con inyección de gas axisimétrica) con resultados medidos con pH-metría, siendo esta última una técnica basada en un sensor inmerso que ha sido empleada con anterioridad para medir tiempo de mezclado en modelos físicos de ollas de aceración. Dado que las mediciones con sensor de pH son locales, se optó por considerar dos posiciones de monitoreo, colocando en ambos casos el sensor en mitad del radio de la olla (ver Figura 2.1 a)) colocando el sensor 5 cm inmerso en el modelo físico tanto en una posición superior (ver Figura 2.1 b)) como inferior del mismo (Figura 2.1 c)). Las determinaciones de tiempo de mezclado con pH-metría se realizaron añadiendo 3 mL del trazador (solución 1 M de NaOH) directamente sobre la superficie libre del modelo físico en la posición de inyección de gas (ver Figura 2.1). Para medir los cambios en pH locales, se usó un sensor modelo HI1131B conectado a un medidor de sobremesa HI2250. Las determinaciones de tiempo de mezclado se realizaron por triplicado en ambas posiciones monitoreadas. Es importante señalar que para las mediciones de tiempo de mezclado se empleó agua destilada, al verse afectadas por la composición química de la misma, tanto con pH-metría como con PLIF.

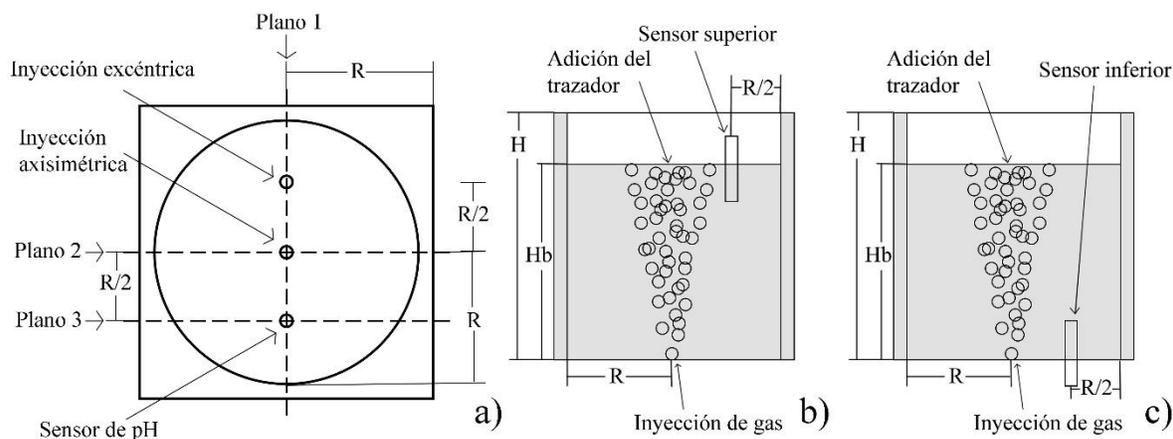


Figura 2.1.- a) Esquema de la vista superior del modelo físico mostrando las dos posiciones de inyección y los tres planos de medición, b) esquema de la vista lateral del modelo físico mostrando la posición del sensor superior y c) esquema de la vista lateral del modelo físico mostrando la posición del sensor inferior.

Para las mediciones de tiempo de mezclado mediante la técnica PLIF se usó una solución de Rodamina 6G con una concentración de 1 ppm como trazador, considerando dos planos de medición, el plano de medición 1 y el plano de medición 3 mostrados en la Figura 2.1 a), para obtener el tiempo

de mezclado en los mismos, además de contornos de concentración instantáneos, que es un resultado adicional que se puede obtener con esta técnica. Para iluminar los planos de medición se usó una cabeza láser Litron® LDY302 operado con 50 % de su potencia total, la cual cuenta con una óptica para emitir un plano de luz con longitud de onda de 527 nm. Por otra parte una cámara Canon EOS Rebel T5 equipada con un filtro óptico de 570 nm, se ubicó de manera perpendicular al plano de medición, para capturar imágenes tanto de los experimentos como de la calibración requerida por la técnica PLIF. La calibración previa a los experimentos se realizó in situ, para lo cual se tomaron imágenes con una concentración homogénea de Rodamina 6G (al menos 100 fotografías), desde 0.0 ppb hasta 4.42 ppb, las cuales se dividieron en una matriz de 101 x 101, obteniéndose curvas de calibración locales, las cuales se usaron para relacionar el color en escala de grises con la concentración de Rodamina 6G. Las mediciones de tiempo de mezclado se realizaron midiendo el cambio de concentración en el modelo, tras la adición de 3 mL de trazador sobre la pluma de gas. En ambos casos, calibración y medición de tiempo de mezclado, se usaron los softwares XnConvert y Matlab®, para el pre-procesamiento de las imágenes y el procesamiento de las mismas respectivamente.

Adicionalmente a las mediciones de tiempo de mezclado con pH-metría y PLIF, se midió la fluidodinámica del sistema mediante la técnica PIV en los tres planos de medición mostrados en la Figura 2.1 a), siendo la finalidad no solo observar el patrón de flujo del modelo físico, sino además evaluar el efecto del sensor inmerso en la fluidodinámica que presenta el sistema. Para realizar las mediciones con la técnica PIV se usó la misma cabeza láser que para las mediciones de PLIF a un 45 % de su potencia, estando en este caso conectada a un sincronizador, al cual también se acopló una cámara de alta velocidad SpeedSense® M320 (colocada perpendicularmente al plano de medición). El sincronizador se conectó a una computadora con el software Dantec DynamicStudio 2015a para controlar la adquisición de las imágenes usadas en la técnica PIV, en las cuales se usaron partículas esféricas de poliamida de 5 μm como trazadores. El procesamiento se realizó considerando áreas de interrogación de 32 x 32 píxeles con una superposición del 25 % mediante el software Dantec DynamicStudio 2015a, mientras que el procesamiento posterior de los datos obtenidos se efectuó con el software Matlab®. En total se capturaron 1201 imágenes con una frecuencia de adquisición de 400 Hz, con lo que se aseguró obtener el patrón de flujo en estado estable del modelo físico.

Para mayores detalles de la metodología experimental asociada a la implementación de la técnica PLIF en modelos físicos de ollas agitadas con gas consulte la referencia [66] y la referencia [73].

2.1.2 Resultados y análisis de resultados

La primera dificultad que presenta el uso de la técnica PLIF para medir tiempos de mezclado, es que requiere de un proceso de calibración mucho más extenso que el pudiese requerirse en el empleo de una técnica de sensor inmerso. La calibración consiste en tomar fotografías al sistema con concentraciones homogéneas, de manera que se obtenga la relación entre la luz emitida por la fluorescencia del trazador y la concentración de Rodamina 6G presente en el modelo, procesándose dicha emisión como el color en escala de grises de la imagen capturada. Durante las primeras pruebas de calibración, se observaron diversos problemas presentes durante el procedimiento, los cuales se presentan en la Figura 2.2 a); debido a la naturaleza de la óptica empleada para generar el plano de luz láser, la iluminación en el plano de medición no es constante, por lo que se presentan zonas con mayor o menor brillo aunque la concentración del trazador sea homogénea; además, los defectos superficiales que pudiese presentar el acrílico del modelo, generan bandas oscuras que deben considerarse durante la medición; finalmente se pueden presentar brillos constantes en las imágenes capturadas, debido a la reflexión que pudiese generar el mencionado acrílico. Todos estos problemas conllevan a que las imágenes adquiridas para la calibración presenten un gradiente de color en escala de grises, como los que se observan en las isosuperficies presentadas en la Figura 2.2 b), correspondiendo cada superficie de color en escala de grises a una concentración de trazador homogénea. Esto implica que la curva de calibración generada al considerar el plano completo de medición presenta una gran desviación estándar (ver Figura 2.2 c)), y aunque es perceptible una tendencia al incrementarse el color en escala de grises conforme la concentración del trazador se ve incrementada, la alta variabilidad de esta calibración impide realizar una medición precisa de la concentración del trazador.

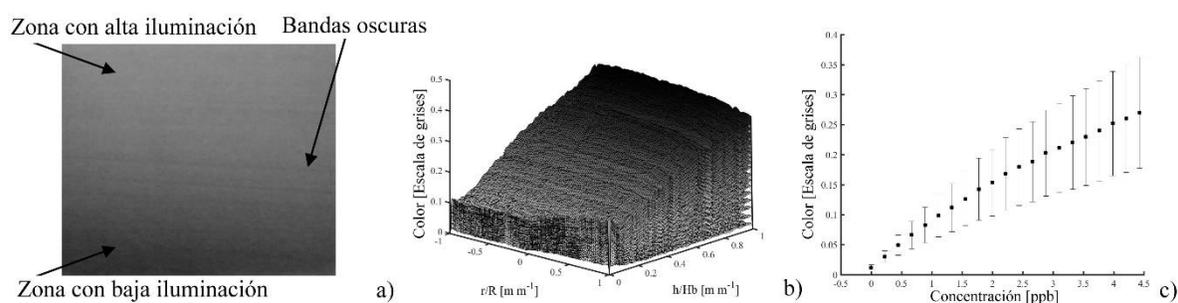


Figura 2.2.- Problemas asociados a la calibración de la técnica PLIF: a) fotografías con una concentración homogénea (4.42 ppb) mostrando una iluminación heterogénea, b) superficies de color en escala de grises asociadas a distintas isoconcentraciones, c) curva de calibración obtenida

al considerar el color (escala de grises) promedio del plano de medición completo mostrando la desviación estándar del mismo.

Para solventar esa alta variabilidad de color presente en el plano, se decidió realizar una calibración (y por tanto un procesamiento de los datos experimentales) in situ, para lo que se dividieron las imágenes adquiridas para la calibración en mallas de 101 x 101, generando 10,201 zonas dentro del plano de medición, obteniéndose una curva de calibración asociada a cada una de dichas zonas, con lo cual se obtuvieron curvas de calibración locales que presentan una desviación estándar de color mucho menor que la presente en el plano completo. La Figura 2.3 presenta un ejemplo de la malla generada para calibrar in situ el sistema, mostrando la curva de calibración obtenida para el punto $(h/H_b, r/R) = (0.5, 0.0)$, la cual presenta una tendencia similar a la curva de calibración considerando el plano completo (Figura 2.2 c)) pero con una baja desviación estándar que permite medir con mayor certeza la concentración de trazador que presente el modelo durante un experimento en la zona calibrada. Este proceso de calibración implica una mayor dificultad en el procesamiento, tanto de las imágenes usadas para la calibración como de las obtenidas para la medición del tiempo de mezclado, pero permite medir con precisión la concentración que presenta el modelo en todas las zonas del plano de medición.

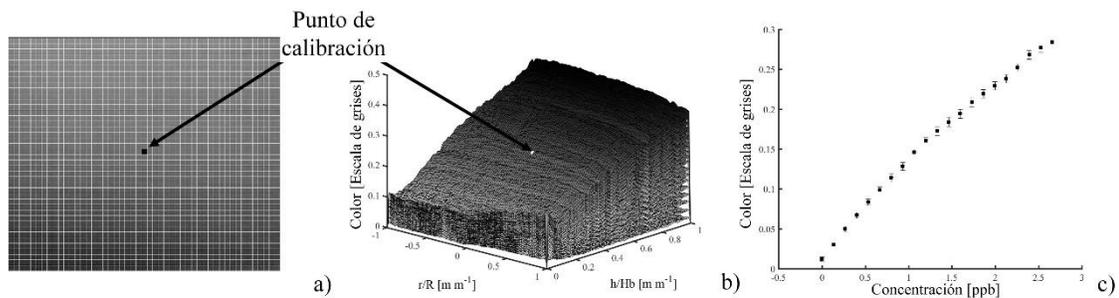


Figura 2.3.- Resolución a los problemas de calibración de la técnica PLIF: a) Discretización del plano de medición para realizar una calibración in situ, b) ubicación de un punto de calibración dentro de las superficies de color con isoconcentraciones, c) curva de calibración obtenida para el punto $(h/H_b, r/R) = (0.5, 0.0)$.

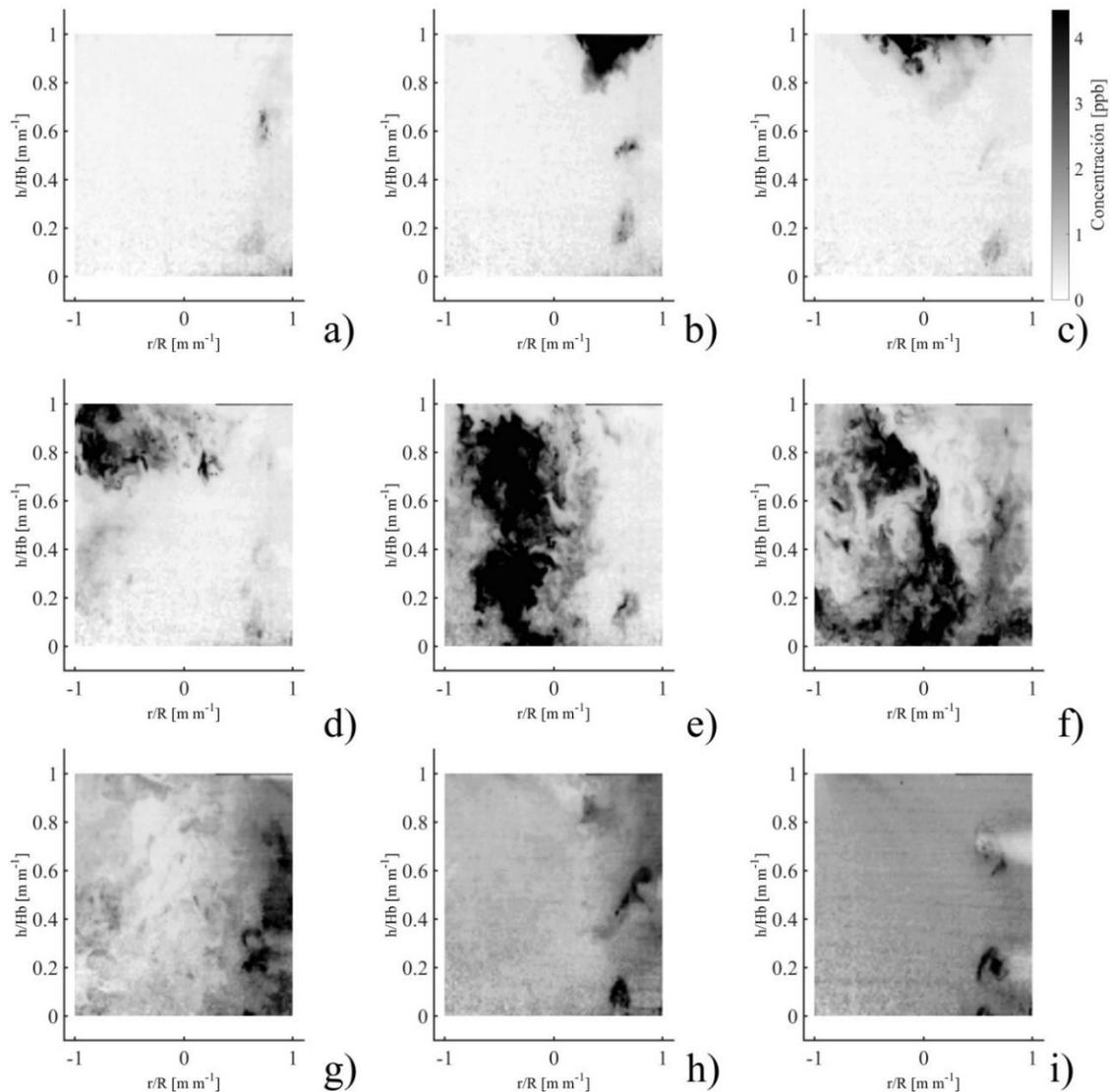


Figura 2.4.- Contornos de concentración instantáneos medidos con la técnica PLIF en el plano de medición 1 para el modelo físico con inyección excéntrica en $R/2$ con un flujo de 1.54 lpm, medidos al tiempo: a) 0.0 s, b) 0.5 s, c) 1.0 s, d) 1.5 s, e) 2.0 s, f) 3.0 s, g) 4.0 s, h) 6.0 s e i) 10.0 s.

Una vez solventados los problemas asociados a la calibración y procesamiento de las imágenes adquiridas en el uso de la técnica PLIF, se procedió a realizar las mediciones de tiempo de mezclado con la misma. Siendo necesario señalar, que una de las mayores virtudes de la técnica, es que permite observar la evolución del mezclado del trazador en el plano de medición, siendo éste un resultado que no se puede obtener con el uso de sensores inmersos. Un ejemplo de esto se presenta en la Figura 2.4, en la que se observan contornos de concentración instantáneos medidos en el plano de medición 1 (ver Figura 2.1) para un experimento con inyección de gas excéntrica ($R/2$), pudiendo observarse que

en los primeros instantes del mezclado el trazador éste se desplaza por la superficie del modelo en dirección contraria al punto de inyección de gas como un paquete de fluido con alta concentración de Rodamina 6G. Una vez alcanzada la pared del modelo (ver Figura 2.4 d)), comienza a desplazarse hacia las zonas inferiores del modelo presentando una mayor dispersión en el mismo, y viéndose arrastrado gran parte del paquete de fluido con alta concentración de Rodamina 6G nuevamente hacia la pluma de gas, para, una vez alcanzándola (Figura 2.4 f)), distribuirse con mucha mayor velocidad en el plano del modelo físico monitoreado hasta alcanzarse una concentración prácticamente homogénea de Rodamina 6G en toda la fase acuosa del modelo físico (Figura 2.4 h)). Este tipo de visualización (Figura 2.4) es imposible de obtener con las técnicas de sensor inmerso, arrojando mayor luz a los fenómenos de mezclado que se presentan en el sistema estudiado.

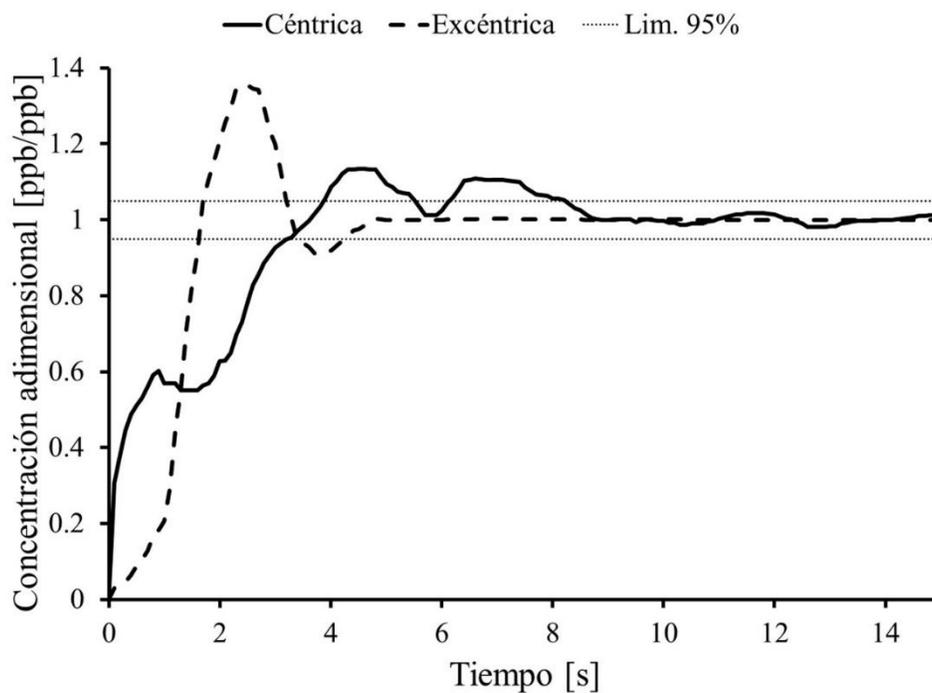


Figura 2.5.- Evolución de la concentración adimensional contra el tiempo medido con la técnica PLIF, para inyección de gas céntrica y excéntrica en R/2, obtenida en el plano de medición 1 enmascarado.

Uno de los mayores problemas asociados al uso de la técnica PLIF para medir tiempo de mezclado en modelos físicos de ollas agitadas con gas es la presencia de burbujas dentro del sistema, las cuales presentan brillos y sombras que se pueden confundir con cambios en la concentración del trazador, ya que generan cambios en la iluminación del plano y por ende en el color de las fotografías

adquiridas. Esto se observa claramente en la Figura 2.4 i), ya que en la región derecha del plano de medición se observan zonas de alta concentración (oscuras) y de baja concentración (claras) asociadas a brillos y sombras por la presencia de burbujas de aire en el sistema, pudiendo observarse que el resto del plano presenta una concentración prácticamente homogénea de Rodamina 6G, también es posible observar algunos destellos debido al movimiento de la superficie libre del modelo físico, que se observan como algunas líneas de alta concentración en la región superior del plano. Para solventar esto, se deben realizar las mediciones en un plano del modelo que no cruce ninguna tobera o bien enmascarar esta región para disminuir los errores de medición asociados a la presencia de la pluma de gas.

Tabla 2.3.- Comparación de los tiempos de mezclado medidos con la técnica PLIF y con pH-metría.

Ubicación del tapón	Técnica experimental	Plano de medición	τ_m [s]	Desv. Est. [s]	Desv. Est. [%]
0.0 R	pH-metría (sensor superior)	NA	6.38	0.56	8.72
0.0 R	pH-metría (sensor superior)	NA	9.00	0.88	9.73
0.0 R	PLIF	Plano 1	17.30	0.96	5.53
0.0 R	PLIF	Plano 1 (enmascarado)	9.87	0.36	3.64
0.0 R	PLIF	Plano 3	9.94	0.47	4.73
0.5 R	PLIF	Plano 1	4.61	0.43	9.33
0.5 R	PLIF	Plano 1 (enmascarado)	3.74	0.26	6.86
0.5 R	PLIF	Plano 3	3.73	0.13	3.42

Para medir el tiempo de mezclado con la técnica PLIF se consideró el cambio en la concentración promedio del plano de medición, obteniéndose curvas de concentración adimensional contra tiempo, similares a las obtenidas con las técnicas tradicionalmente empleadas con dicha finalidad, tal como las que se presentan a manera de ejemplo en la Figura 2.5. Los resultados cuantitativos de tiempo de mezclado se presentan en la Tabla 2.3, en el cual se reportan tanto los resultados medidos con pH-metría como con PLIF. Con la técnica de pH-metría se monitorearon dos posiciones dentro del modelo físico, mientras que con la técnica PLIF se midió el tiempo de mezclado en dos planos, uno

que cruza la pluma de gas (plano 1 en la Figura 2.1) y otro alejado de la misma (plano 3 en la Figura 2.1). Adicionalmente, en el caso del plano 1 se reporta la medición obtenida considerando el plano completo y una medición enmascarando la región de la pluma de gas, con el fin de eliminar los errores de medición relacionados a su presencia.

Se puede observar (Tabla 2.3) que el tiempo de mezclado medido con pH-metría varía mucho dependiendo de la posición monitoreada, presentando un valor de $6.38 \text{ s} \pm 0.56 \text{ s}$ en la posición superior y $9.00 \text{ s} \pm 0.88 \text{ s}$ en la posición inferior, reafirmando la necesidad de ser colocado en una zona de baja velocidad para tener una mejor representación del tiempo de mezclado global de la olla. En el caso de la técnica PLIF, las mediciones en el plano que presenta la pluma de gas, tienen valores más elevados que aquellas realizadas en un plano alejado de la misma, siendo de $17.30 \text{ s} \pm 0.96 \text{ s}$ y $9.94 \text{ s} \pm 0.47 \text{ s}$ para los planos 1 y 3 con inyección axisimétrica, y de $4.61 \text{ s} \pm 0.43 \text{ s}$ contra $3.73 \text{ s} \pm 0.13 \text{ s}$ para los mismos planos cuando se realiza la inyección de gas en posición excéntrica a mitad del radio. Sin embargo, al enmascarar la región de la pluma de gas, los tiempos de mezclado medidos con PLIF en el plano 1, se acercan mucho a los tiempos medidos en el plano alejado a la misma, reportándose $9.94 \text{ s} \pm 0.47 \text{ s}$ y $3.73 \text{ s} \pm 0.13 \text{ s}$ para la inyección céntrica y excéntrica respectivamente. Cabe señalar que la desviación estándar de la medición es elevada en los planos que presentan burbujas, disminuyendo cuando las mismas se ven enmascaradas, siendo también baja en planos alejados a la pluma de gas. Comparando las mediciones realizadas con PLIF y pH-metría, observamos que el tiempo mezclado medido con la primera ($9.94 \text{ s} \pm 0.47 \text{ s}$) es parecido al obtenido con pH-metría con el sensor en la posición inferior del modelo ($9.00 \text{ s} \pm 0.88 \text{ s}$), siendo la posición típicamente monitoreada al ser una zona con baja velocidad y por tanto con un tiempo de mezclado local similar al global.

Con base en las observaciones anteriores, se muestra que las mediciones de tiempo de mezclado obtenidas con la técnica PLIF, son menos susceptibles al plano de medición monitoreado que las mediciones con técnicas basadas en un sensor inmerso a la posición del mismo, siendo necesario, en medida de lo posible, realizar la medición en planos alejados a la inyección de gas, pero pudiendo enmascararse la pluma de gas en caso de no ser posible.

Adicionalmente, se midió con la técnica PIV la fluidodinámica en los planos de medición mostrados en la Figura 2.1, tanto para el caso con inyección céntrica como excéntrica, midiéndose además el efecto del sensor inmerso en el sistema con inyección axisimétrica. La Figura 2.6 muestra el patrón de flujo en el plano 1 para el modelo con inyección de gas céntrica y excéntrica. En la Figura 2.6 a)

se observa que el movimiento del agua comienza de forma ascendente en la posición de inyección de gas, acelerándose a medida que asciende y presentando una ligera expansión radial, al verse arrastrada por las burbujas que ascienden debido a la fuerza boyante y que tienen un ligero desplazamiento radial debido a la dispersión turbulenta. Una vez alcanzada la superficie, el líquido redirige su movimiento radialmente hacia las paredes del sistema, para una vez alcanzadas dichas paredes generar un movimiento recirculatorio, que se ve reflejado como dos toroides a los costados de la pluma de gas en la Figura 2.6 a), los cuales se reincorporan a la pluma aproximadamente a la mitad de la altura del modelo. Se puede observar que a los costados de la inyección de gas, en la región inferior del modelo, se generan zonas de baja velocidad donde el mezclado se ve mermado. Por otra parte, en la Figura 2.6 b) se observa que al desplazarse la inyección de gas hacia la posición de $R/2$, el sistema presenta una única recirculación, abarcando prácticamente la totalidad del plano, deformándose inclusive la pluma de gas debido al movimiento recirculatorio del fluido y la interacción de la misma con la pared del modelo. En este caso el modelo prácticamente no presenta zonas de baja velocidad, por lo que el mezclado no debe verse mermado por la presencia de las mismas.

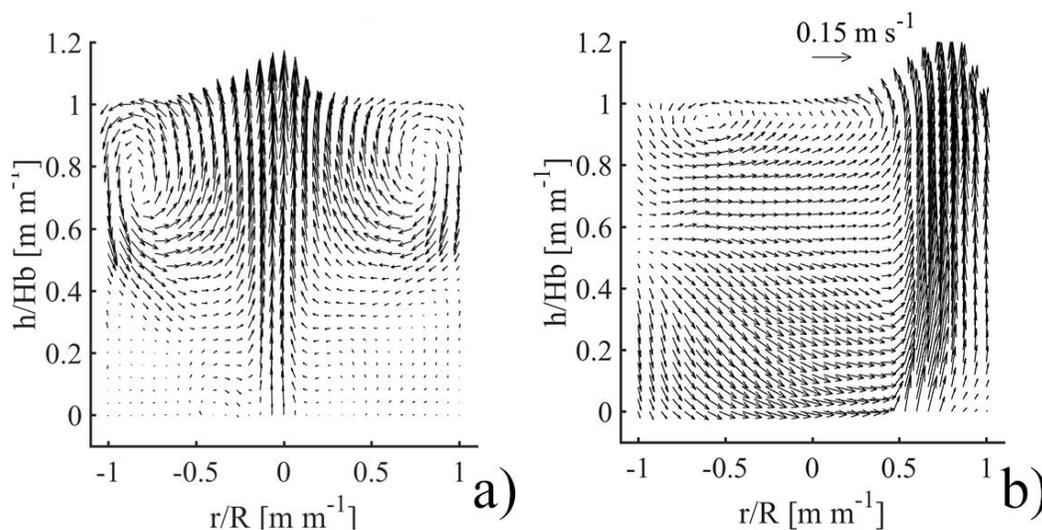


Figura 2.6.- Patrón de flujo medido en el plano 1 (ver Figura 2.1) mediante la técnica PIV para un solo tapón ubicado en: a) $0.0 R$ y b) $0.5 R$.

La diferencia en el tiempo de mezclado medido con inyección céntrica y excéntrica (ver Tabla 2.3) se puede explicar al observar los patrones de flujo mostrados en la Figura 2.6, ya que al no existir zonas muertas considerables en el caso de inyección excéntrica el tiempo de mezclado es menor comparado con el obtenido con inyección céntrica, teniendo un valor de $3.74 \text{ s} \pm 0.26 \text{ s}$ en el primer

caso mientras que en el segundo se obtiene un valor de $9.87 \text{ s} \pm 0.36 \text{ s}$ en el plano de medición 1 enmascarado.

Por otra parte, si observamos la Figura 2.4 y la comparamos con el patrón de flujo de la Figura 2.6 b), vemos que el mezclado de trazador sigue el patrón de flujo medido con la técnica PIV, pudiendo usarse ambas técnicas para profundizar el análisis del mezclado en modelos físicos de ollas agitadas con gas.

Tabla 2.4.- Efecto de la presencia y posición del sensor sobre la velocidad media y la energía cinética turbulenta media obtenidas con la técnica PIV en los planos de medición considerados (ver Figura 2.1) para el caso con inyección de gas axisimétrica.

Posición del sensor	Plano de medición	$\bar{u} \times 10^{-2}$ [m s⁻¹]	Diferencia [%]	$\bar{k} \times 10^{-3}$ [m² s⁻²]	Diferencia [%]
Sin sensor	Plano 1 y 2	4.75 ± 3.02	0.00	1.17 ± 0.69	0.00
Sin sensor	Plano 3	3.50 ± 2.13	0.00	0.39 ± 0.34	0.00
Superior	Plano 1	4.16 ± 2.38	12.47	0.77 ± 0.43	34.22
Superior	Plano 2	4.37 ± 2.68	8.02	0.84 ± 0.54	28.40
Superior	Plano 3	2.75 ± 1.68	21.61	0.26 ± 0.21	33.46
Inferior	Plano 1	5.24 ± 3.27	10.17	1.41 ± 0.80	20.97
Inferior	Plano 2	4.96 ± 3.28	4.36	1.31 ± 0.81	12.31
Inferior	Plano 3	2.37 ± 1.88	32.27	0.34 ± 0.27	13.08

Con la técnica PIV, se cuantifico el efecto de la presencia del sensor inmerso en el modelo físico, cuantificando la diferencia en velocidad promedio (\bar{u}) y energía cinética turbulenta promedio (\bar{k}) con respecto a la medición sin sensor, para ello se consideró el sistema con inyección de gas axisimétrica y ambas posiciones del sensor, cuantificando el valor de ambas variables en los planos de medición mostrados en la Figura 2.1, los resultados se presentan en la Tabla 2.4. Se observa en términos generales, que la presencia del sensor en la ubicación superior genera una mayor diferencia con respecto al valor de \bar{u} y \bar{k} medido sin ningún sensor, siendo el único caso en que el sensor inferior afecta en mayor medida, la velocidad promedio en el plano de medición 3. La Tabla 2.4 muestra que el sensor inmerso llega a generar una diferencia de hasta 32.27 % en la velocidad promedio y hasta 34.22 % en la energía cinética turbulenta promedio con respecto a las mediciones sin sensor en el mismo plano de medición, siendo un efecto que debe considerarse al medirse el tiempo de mezclado

con pH-metría o conductimetría, ya que al modificar el patrón de flujo se ve afectado el tiempo de mezclado medido. Es importante señalar que el efecto del sensor inmerso sobre la fluidodinámica del sistema depende de la ubicación del mismo y de la dimensión relativa que tiene con respecto al modelo, en este caso, al ser un modelo con escala 1/17 el sensor abarca un volumen considerable del modelo, pero en un modelo de mayor dimensión el efecto se vería disminuido.

Con los resultados obtenidos, se puede concluir que la técnica PLIF es adecuada para medir tiempos de mezclado en modelos físicos de ollas de aceración, teniendo la ventaja de ser no intrusiva y considerar un plano completo del sistema, sin embargo, tiene la desventaja de ser más costosa de implementar y de requerir mayor tiempo tanto para los experimentos como para el procesamiento de los datos obtenidos. No obstante, el hecho de poder visualizar y analizar el mezclado en un plano completo del sistema justifica su empleo en caso de ser una posibilidad.

2.1.3 Conclusiones

Se implementó de manera exitosa la técnica PLIF para medir tiempos de mezclado en modelos físicos de ollas de aceración, las conclusiones principales son las siguientes:

- Dada la naturaleza óptica del plano de luz láser, que genera una iluminación heterogénea en el modelo físico, aunado a otros factores de iluminación heterogénea constantes como luces y sombras producto de la superficie del modelo, hacen necesario que tanto la calibración como el procesamiento de los datos experimentales se realicen in situ, corrigiéndose de esta manera los problemas antes mencionados.
- Al ser un sistema con inyección de gas, es necesario que la medición se realice en un plano que no cruce las toberas o bien que la pluma de gas se enmascare, con la finalidad de eliminar los reflejos y sombras que producen las burbujas de gas en el modelo físico.
- Los tiempos de mezclado obtenidos con la técnica PLIF son similares a aquellos obtenidos con pH-metría si el sensor se posiciona en las zonas muertas del modelo, siendo además la medición con PLIF menos dependiente del plano de medición que las técnicas de sensor inmerso a la posición del mismo.
- Los sensores inmersos en el modelo físico modifican la fluidodinámica del sistema, por lo que el tiempo de mezclado se ve afectado por la presencia del mismo, es importante que la dimensión relativa del modelo con respecto al sensor sea la suficiente para minimizar dicha afectación.

- Los contornos de concentración instantáneos medidos con la técnica PLIF en conjunto con la fluidodinámica del proceso medida con la técnica PIV arrojan mucha información sobre los fenómenos de mezclado en el sistema, pudiendo usarse ambas técnicas para analizar a profundidad el mezclado químico en modelos físicos de olla de aceración.
- La inyección de gas excéntrica en mitad del radio mostró tener un mejor mezclado con respecto a la inyección axisimétrica, al tener tiempos de mezclado de $3.74 \text{ s} \pm 0.26 \text{ s}$ y $9.87 \text{ s} \pm 0.36 \text{ s}$ respectivamente, lo cual se explica con los patrones de flujo en ambos casos, presentando amplias zonas muertas la inyección céntrica mientras que la excéntrica no presenta prácticamente ninguna.

2.2 Análisis de los mecanismos de mezclado químico en modelos físicos de ollas agitadas por gas mediante el uso de las técnicas PIV/PLIF

Una vez implementada la técnica PLIF para medir mezclado químico en modelos físicos de ollas de aceración, se realizó un análisis más profundo de los mecanismos de mezclado asociados al sistema, esto al combinar las mediciones de concentración instantáneas que nos permite la técnica PLIF, con las mediciones de velocidad media y velocidad fluctuante obtenidas mediante la técnica experimental de velocimetría de imágenes de partículas (PIV), permitiendo cuantificar los fluxes convectivos y de difusión turbulenta al momento de mezclarse el trazador en el modelo físico, ayudando al entendimiento de la fenomenología del mezclado en ollas agitadas mediante inyección de gas por el fondo. Al momento de presentación de este escrito ya se ha elaborado un borrador para una posible publicación futura de los resultados obtenidos.

2.2.1 Metodología experimental

Para analizar los mecanismos de mezclado químico involucrados en el horno olla, se empleó un modelo físico bifásico con un factor de escala de 1/17 (ver Tabla 2.1) que satisface los criterios de similitud geométrica, cinemática y dinámica, tal como se describió en la sección 2.1. Para realizar el análisis de los mecanismos de mezclado se empleó la fluidodinámica del sistema obtenida con la técnica PIV, así como los contornos de concentración instantáneos obtenidos en el plano de medición

1 (ver Figura 2.1 a)) con la técnica PLIF, tanto para el caso con inyección céntrica, como el caso con inyección excéntrica previamente descritos, ambos con un flujo de gas de 1.54 lpm.

Los contornos de concentración instantáneos de Rodamina 6G se correlacionaron con los vectores de velocidad en estado estacionario medidos con la técnica PIV, pudiendo localizarse el cúmulo de trazador inyectado y siguiendo la trayectoria del mismo dentro del sistema, permitiendo el cálculo de los mecanismos de mezclado involucrados en la dispersión de Rodamina 6G en la fase acuosa. El seguimiento del cúmulo de trazador se vuelve complicado a medida que el mismo se dispersa, además de que el flujo tiene una naturaleza tridimensional y las mediciones se realizaron en un plano bidimensional, por lo cual solo se pudo seguir la trayectoria del mismo durante los primeros 3 o 4 segundos desde su adición en el caso del modelo con inyección céntrica, y alrededor de 3 segundos en el caso de la inyección excéntrica. A pesar de que este tiempo no es suficiente para que el sistema alcance un mezclado completo, es suficiente para analizar los mecanismos de mezclado del trazador en las inmediaciones a la región de alta concentración.

Para seguir el movimiento del paquete de fluido con alta concentración de Rodamina 6G, se utilizó la región con mayor concentración dentro del plano de medición y se obtuvo el centro geométrico de dicha región, obteniéndose de esta manera la posición del trazador dentro del plano de medición durante los primeros segundos tras su adición. Esto, junto con la fluidodinámica del proceso medida con la técnica PIV, permitió cuantificar el flux másico convectivo y de difusión turbulenta, pudiendo entender el aporte de cada uno de estos mecanismos en el mezclado.

Mediante la concentración instantánea de Rodamina 6G (C_{inst}), la magnitud promedio de la velocidad en el centroide del cúmulo de trazador (\bar{u}) y la densidad de la fase acuosa (ρ), que se puede considerar como la densidad del agua dada la baja concentración de Rodamina 6G con la que se trabaja (del orden de ppb), se puede calcular el flux másico convectivo instantáneo ($J_{conv,inst}$) con la Ecuación 2.1:

Ecuación 2.1

$$J_{conv,inst} = \rho \bar{u} C_{inst}$$

Mientras que al considerar la velocidad fluctuante (u'), se puede calcular el flux másico instantáneo debido a la difusión turbulenta ($J_{dif\ turb,inst}$) mediante la Ecuación 2.2:

Ecuación 2.2

$$J_{dif\ turb,inst} = \rho u' C_{inst}$$

Las unidades de $J_{conv,inst}$ y $J_{dif\ turb,inst}$ son $\text{kg}_{\text{Rodamina } 6\text{g}}/\text{m}^2/\text{s}$, ya que la velocidad promedio y la velocidad fluctuante están dadas en m/s, la densidad está dada en kg/m^3 y la concentración (fracción masa) está dada en $\text{kg}_{\text{Rodamina } 6\text{G}}/\text{kg}$.

Adicionalmente al cálculo de $J_{conv,inst}$ y $J_{dif\ turb,inst}$ en el cúmulo de trazador, se calcularon los mismos de forma local en la totalidad del plano de medición, para después promediarse y obtener el flux másico total medio mediante la Ecuación 2.3:

Ecuación 2.3

$$\bar{J}_{total,inst} = \bar{J}_{conv,inst} + \bar{J}_{dif\ turb,inst}$$

Donde; $\bar{J}_{conv,inst}$ y $\bar{J}_{dif\ turb,inst}$ son el flux convectivo instantáneo promedio y el flux difusivo turbulento instantáneo promedio respectivamente, mientras que $\bar{J}_{total,inst}$ es el flux total medio instantáneo en el plano de medición.

Adicionalmente se calculó la energía cinética turbulenta en el plano de medición mediante la Ecuación 1.24, lo cual permitió obtener contornos de la misma, que aunado a los vectores de velocidad obtenidos, permite observar cualitativamente los mecanismos de mezclado en el sistema y profundizar el análisis de los mismos.

2.2.2 Resultados y análisis de resultados

En la sección 2.1 se estableció que un modelo físico cuya inyección de gas se realice mediante un solo tapón en posición excéntrica ubicado en $R/2$, presenta un mejor mezclado que uno que emplee inyección en posición axisimétrica si se mantienen fijas las demás variables del sistema. Sin embargo, se puede realizar un análisis más profundo de dicho mezclado si se consideran simultáneamente la

fluidodinámica medida con la técnica PIV y los contornos de concentración instantáneos medidos con la técnica PLIF.

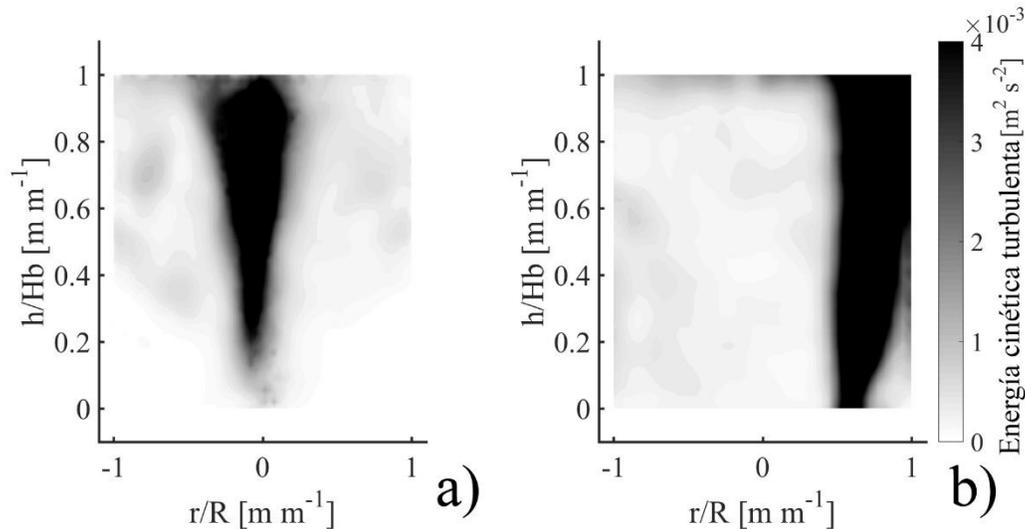


Figura 2.7.- Contorno de energía cinética turbulenta medido en el plano 1 (ver Figura 2.1) mediante la técnica PIV para un solo tapón ubicado en: a) 0.0 R y b) 0.5 R.

La Figura 2.7 presenta contornos de energía cinética turbulenta medidos con la técnica PIV en el plano de medición 1 (ver Figura 2.1 a)), tanto para el caso con inyección céntrica como excéntrica, los cuales complementan los patrones de flujo mostrados en la Figura 2.6. Se observa en ambos casos que la turbulencia del sistema se concentra principalmente en la región de la pluma, sin embargo, existe una diferencia considerable en la distribución de la turbulencia fuera de dicha zona. En el caso de la inyección axisimétrica (Figura 2.7 a)) la turbulencia se concentra en la región superior del modelo, principalmente en los ojos de las recirculaciones, mientras que en la zona inferior se observa una región que prácticamente carece de ella, y que concuerda con la región de baja velocidad observada en la Figura 2.6 a). Por otro lado en el caso de inyección excéntrica (Figura 2.7 b)) el plano presenta un valor de energía cinética turbulenta bastante constante fuera de la zona de la pluma.

Existen dos mecanismos que coexisten durante el mezclado químico del sistema tras la adición de un trazador al mismo, la convección del fluido y la difusión turbulenta del trazador, siendo el primero responsable del transporte del paquete de fluido que contiene el trazador siguiendo el patrón de flujo que presenta el sistema, mientras que el segundo involucra la dispersión del trazador a las inmediaciones de las regiones con alta concentración del mismo, es decir, la convección se encarga

de mover el trazador siguiendo el movimiento preferencial del fluido, mientras que la difusión turbulenta lo dispersa lateralmente con respecto a dicho movimiento preferencial.

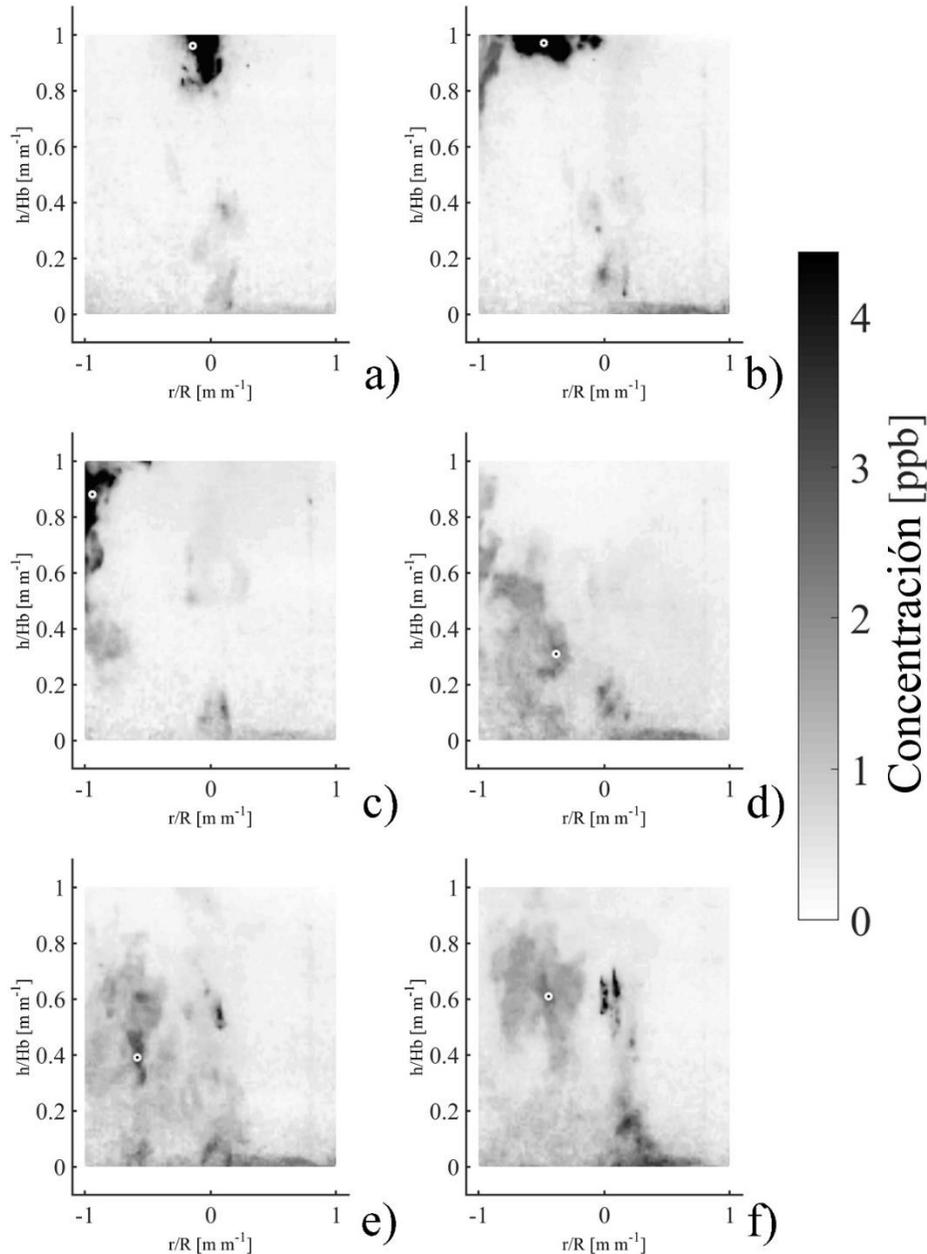


Figura 2.8.- Contornos de concentración instantáneos de Rodamina 6G en el plano de medición 1 (ver Figura 2.1) medidos con la técnica PLIF al tiempo: a) 0.1 s, b) 0.8 s, c) 1.4 s, d) 2.3 s, e) 2.8 s y f) 3.5 s. El punto blanco indica el centroide del cúmulo de concentración dentro del plano de medición.

La Figura 2.8 presenta contornos de concentración instantáneos obtenidos con la técnica PLIF para el caso con inyección de gas excéntrica, en dichos contornos se observa un punto blanco con centro negro, dicho punto corresponde al centro de la posición del trazador en el plano. En la Figura 2.8 a) correspondiente a 0.1 s tras la inyección, se observa que el trazador es un punto muy pequeño de alta concentración, el cual se desplaza hacia la izquierda del plano (ver Figura 2.8 b)), para posteriormente bajar una vez que se alcanzan las paredes del modelo (ver Figura 2.8 c)), todo esto siguiendo el patrón de flujo presentado en la Figura 2.6 b). Hasta este punto el trazador se mueve como un solo cumulo de alta concentración dispersándose muy ligeramente en las inmediaciones del mismo, sin embargo, una vez que se incorpora al movimiento recirculatorio (ver Figura 2.6 b)) del fluido, la dispersión del mismo hacia las inmediaciones se ve incrementada, siendo concordante dicha dispersión con el incremento en la energía cinética turbulenta que se observa en dicha región (zona inferior izquierda de la Figura 2.7 b)). En la Figura 2.8 el movimiento del trazador siguiendo el patrón de flujo se debe a la convección, mientras que la dispersión del mismo a las regiones con baja concentración se debe a la difusión turbulenta, siendo controlado el primer mecanismo de mezclado por la velocidad del fluido, mientras que el segundo es controlado por la turbulencia que presenta el mismo.

Cabe señalar que tras los primeros 3.5 s posteriores a la inyección del trazador (Figura 2.8 f)) la dispersión del mismo en el plano es demasiado elevada para poder seguir la trayectoria del mismo, es decir, ya no es posible calcular adecuadamente el centroide de la concentración de Rodamina 6G en el plano.

Para cuantificar el efecto de la convección y la difusión turbulenta se consideraron las mediciones de velocidad promedio y la velocidad fluctuante obtenidas con la técnica PIV, así como la concentración instantánea del trazador en el plano medida con la técnica PLIF, empleándose la Ecuación 2.1 para calcular el flux convectivo en las inmediaciones al centroide de concentración de Rodamina 6G, mientras que el flux debido a la difusión turbulenta se calculó con la Ecuación 2.2.

La Figura 2.9 presenta un ejemplo de la evolución del flux debido a cada uno de los mecanismos de mezclado, tanto para el modelo físico con inyección axisimétrica (Figura 2.9 a)), como para el modelo con inyección excéntrica a mitad del radio (Figura 2.9 b)). Vemos que en ambos casos el flux debido a la convección y el flux debido a la difusión turbulenta presentan prácticamente el mismo comportamiento, para ambos puntos de inyección de gas, con órdenes de magnitud similares. El hecho de que ambos mecanismos presenten un comportamiento similar se puede explicar al observar los patrones de flujo de la Figura 2.6 y los contornos de energía cinética turbulenta en la Figura 2.7,

ya que las velocidades máximas y la turbulencia comparten una distribución similar dentro del plano, por lo que los fluxes presentan el mismo comportamiento cualitativo. Además, el hecho de que ambos presenten valores cuantitativos similares muestra que el control del mezclado es mixto, siendo prácticamente de igual importancia que la convección arrastre el trazador dentro del sistema, como que la difusión turbulenta lo disperse en su paso a lo largo del mismo.

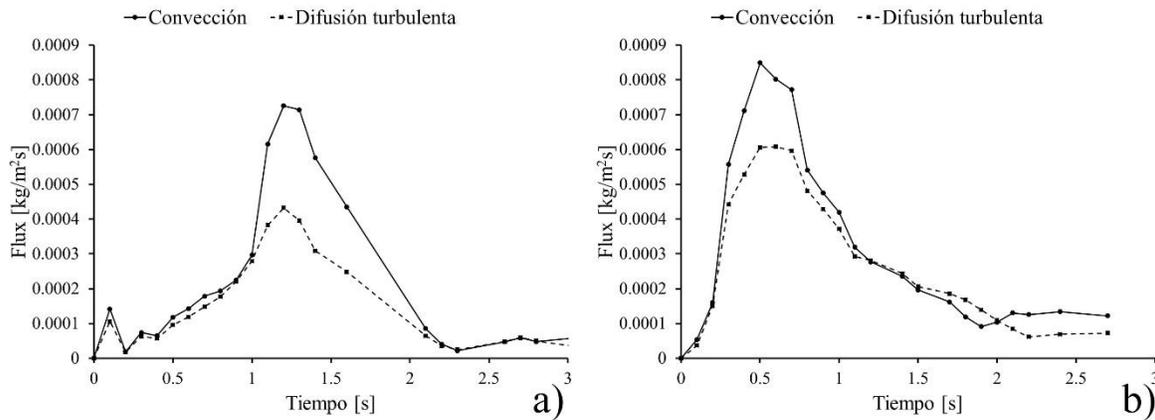


Figura 2.9.- Ejemplo de flux convectivo y de difusión turbulenta calculado para inyección: a) céntrica y b) excéntrica.

En ambos casos (Figura 2.9), el flux debido los dos mecanismos se ve incrementado hasta llegar a un máximo, para después disminuir conforme continua el mezclado del sistema, alcanzándose el punto máximo tras 0.7 s en el caso de inyección de gas excéntrica y 1.2 s en el caso de inyección céntrica, lo cual muestra que el mezclado con inyección excéntrica es más rápido en comparación con la inyección de gas céntrica. Sin embargo, dado que la magnitud del flux es del mismo orden, no es información suficiente para explicar la gran diferencia en los tiempos de mezclado medidos experimentalmente (ver Tabla 2.3), siendo en el caso de inyección axisimétrica $9.87 \text{ s} \pm 0.36 \text{ s}$ mientras que con inyección excéntrica es de $3.74 \text{ s} \pm 0.26 \text{ s}$.

Dada la imposibilidad para seguir la trayectoria del trazador tras los primeros segundos del mezclado, se decidió calcular el flux total promedio en el plano de medición con la Ecuación 2.3, esto con el fin de comparar mejor la inyección de gas céntrica y excéntrica. La Figura 2.10 muestra el flux total medio durante los primeros 10 segundos del experimento, tiempo suficiente para alcanzar el tiempo de mezclado en ambos puntos de inyección de gas. Se observa que en ambos casos el comportamiento es similar, presentándose una primera cresta en el flux másico de Rodamina 6G tras la inyección del

trazador al sistema, para posteriormente bajar e incrementarse nuevamente formando una segunda cresta que presenta el mayor valor máximo de flux, antes de bajar nuevamente la magnitud del mismo.

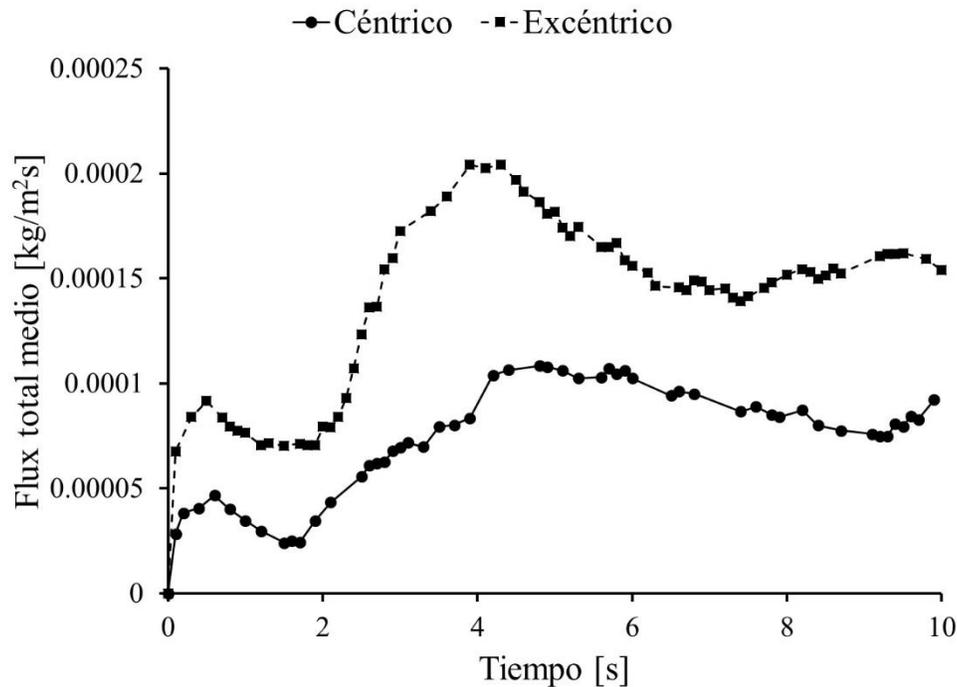


Figura 2.10.- Flux másico total medio para el plano de medición 1 (ver Figura 2.1) para inyección de gas en un solo tapón céntrico o excéntrico en mitad del radio, para realizar el cálculo se enmascaro la región de las burbujas.

La forma que presentan estas curvas de flux másico (Figura 2.10), son correspondientes a la evolución de la concentración del trazador en el plano de medición, pudiendo explicarse los altibajos con la naturaleza tridimensional del flujo en el sistema, ya que al únicamente observarse un plano del mismo, es posible que el trazador se mueva fuera del mismo para reincorporarse debido a las recirculaciones que presenta el fluido en su movimiento dentro del modelo físico.

Con la finalidad de comparar el flux en ambas posiciones de inyección, se integró el flux másico de los diez primeros segundos de mezclado, tanto de la convección como de la difusión turbulenta, así como el flux total, que es la suma de ambos mecanismos, los resultados se presentan en la Tabla 2.5. El flux total integrado con inyección en $R/2$ es 80 % mayor al que presenta la inyección axisimétrica, lo cual explica la diferencia en el tiempo de mezclado que presentan ambas posiciones de inyección. Por otra parte con la inyección en $0.0 R$ la convección representa un 60 % del flux másico total,

mientras que cuando se inyecta el gas en mitad del radio la convección representa 2/3 del flux total. Esta diferencia puede explicarse observando la presencia de zonas muertas al usar inyección céntrica (ver Figura 2.6), dificultando el transporte del trazador por convección en todo el volumen del sistema, con lo que la contribución de dicho mecanismo se ve disminuida y la importancia de la difusión turbulenta para alcanzar un mezclado completo se ve incrementada.

Tabla 2.5.- Flux másico integrado para el plano de medición 1 (ver Figura 2.1) enmascarado durante los primeros 10 segundos tras la adición del trazador.

Inyección	Convección [kg/m ²] x10 ⁻³	Difusión turbulenta [kg/m ²] x10 ⁻³	Total [kg/m ²] x10 ⁻³
Céntrica	0.47	0.32	0.79
Excéntrica	0.95	0.46	1.41

Los resultados obtenidos demuestran que ambos mecanismos de transporte de masa, la convección del fluido y la difusión turbulenta del trazador son necesarios para que el sistema tenga un buen mezclado químico, encargándose el primero de transportar el trazador dentro del modelo, mientras que el segundo lo distribuye hacia las zonas de baja concentración dentro del mismo. Esto abre nuevas posibilidades para analizar el mezclado químico en modelos físicos de ollas de aceración, ya que combinando la fluidodinámica medida con PIV y la evolución de la concentración obtenida con la técnica PLIF, se puede realizar un análisis profundo de la fenomenología del mezclado.

2.2.3 Conclusiones

Se calcularon los fluxes másicos debidos a la convección y a la difusión turbulenta en un modelo físico de olla de aceración bifásico, comparando inyección céntrica y excéntrica en mitad del radio, esto mediante la combinación de resultados de velocidad fluctuante y velocidad promedio medidas con la técnica PIV y la evolución de la concentración instantánea durante mediciones de mezclado químico con la técnica PLIF, las conclusiones principales son las siguientes:

- Ambos mecanismos de mezclado químico, la difusión turbulenta y la convección, tienen una gran importancia en el mezclado de las ollas agitadas con gas, siendo el segundo responsable de transportar el trazador dentro de la olla siguiendo el patrón de flujo del sistema, mientras

que el primero los distribuye lateralmente de regiones de alta concentración hacia regiones con baja concentración del mismo.

- Cuando la inyección de gas se realiza de manera excéntrica ($R/2$), el valor de flux másico integral total durante los 10 primeros segundos de mezclado es de $1.41 \times 10^{-3} \text{ kg/m}^2$, valor 80 % mayor que el obtenido con inyección de gas axisimétrica ($0.79 \times 10^{-3} \text{ kg/m}^2$), lo cual explica que el tiempo de mezclado en la primer posición de inyección sea menor que en la segunda, presentando valores de $3.74 \text{ s} \pm 0.26 \text{ s}$ y de $9.87 \text{ s} \pm 0.36 \text{ s}$ respectivamente.
- Cuantitativamente, el aporte de cada mecanismo sobre el flux integral total depende de la fluidodinámica del sistema, representando la convección un 67 % del flux másico cuando se inyecta el gas en $R/2$ y un 60 % cuando el gas se inyecta en el centro del modelo, principalmente por la presencia de zonas muertas en la inyección axisimétrica, donde el transporte convectivo se ve reducido, incrementando la importancia de la difusión turbulenta para alcanzar una concentración homogénea en el sistema.

2.3 Modelo matemático para predecir el tiempo de mezclado y el área de ojo expuesta en ollas agitadas por gas

Además del uso de modelado físico para estudiar los fenómenos de mezclado en la olla de aceración, se desarrolló un modelo matemático trifásico con aproximación Euleriana, con el objetivo de predecir el tiempo de mezclado y el área de ojo expuesta, además de permitir un análisis detallado de la fluidodinámica del mismo. Al tener numerosas mediciones experimentales, fue posible la validación extensa del modelo propuesto, el cual fue publicado en la revista Processes [67] y cuyos detalles pueden consultarse en el Anexo A.

2.3.1 Modelo matemático

Se desarrolló un modelo multifásico euleriano basado en un modelo físico con λ de 1/17 de una olla de aceración (ver Tabla 2.1), el cual tiene dos tapones ubicados en $4R/5$ separados 180° , esto con la finalidad de validarlo extensamente con mediciones experimentales previamente realizadas. El modelo desarrollado considera tres fases; agua como la fase que simula el acero a procesar; aire para simular la inyección de gas inerte; y aceite de motor para simular la capa de escoria que flota sobre

el acero. Las propiedades de los líquidos empleados en la simulación se presentan en la Tabla 2.6. Si bien, el aceite de motor no satisface completamente la similitud cinemática con la escoria (ver Tabla 2.6), ha demostrado ser una buena opción para simular el comportamiento de la misma al presentar una baja emulsificación y una relación de densidades adecuada [55].

Tabla 2.6.- Propiedades de los líquidos empleados en el sistema industrial y sus símiles en el modelo físico y matemático.

Material/Propiedad	ρ [kg m ⁻³]	μ [kg m ⁻¹ s ⁻¹]	ν [m ² s ⁻¹]
Acero líquido (1600°C)	7014	6.4x10 ⁻³	0.91x10 ⁻⁶
Agua líquida (20°C)	1000	1.0x10 ⁻³	1.00x10 ⁻⁶
Escoria (1600 °C)	3000	0.18 – 0.36	0.6 x10 ⁻⁴ – 1.2 x10 ⁻⁴
Aceite de motor (25°C)	890	0.19	2.15 x10 ⁻⁴

El modelo matemático propuesto tiene las siguientes suposiciones; i) estado estacionario; ii) las fases líquidas y gaseosa son fluidos incompresibles y newtonianos; iii) el sistema es isotérmico; iv) el diámetro de burbuja es contante con un valor de 0.01 m, sin considerar los efectos de coalescencia y desintegración de las mismas; v) y solo se considera el efecto de la turbulencia en la fase acuosa.

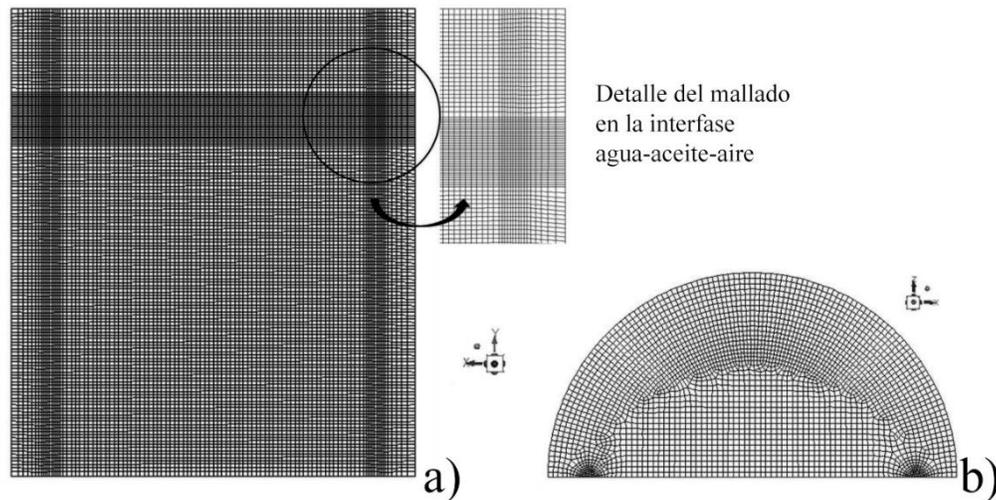


Figura 2.11.- Dominio computacional del modelo físico simulado: a) vista lateral y b) vista superior, la malla muestra zonas refinadas en las zonas de inyección de gas (plumas) y la interfase agua-aceite-aire.

La Figura 2.11 muestra el dominio computacional empleado para la resolución del modelo, el cual tiene aproximadamente 350,000 elementos con valores promedio de ortogonalidad, oblicuidad y relación de aspecto de 0.98, 0.1 y 1.99 respectivamente. El número de elementos de la malla proviene de un análisis de sensibilidad de la misma, en el que se consideraron entre 200,000 y 500,000 elementos. Cabe destacar que las regiones con mayor cantidad de elementos son donde se presentan las plumas de gas y la interfase agua – aceite – aire, debido a la presencia de flujos multifásicos en dichas regiones. Al presentar simetría el sistema, solo se requirió simular la mitad del modelo físico, reduciendo el número de elementos requeridos para realizar el cálculo.

Las ecuaciones gobernantes consideradas para el modelo matemático trifásico euleriano, incluyen la ecuación de continuidad, las ecuaciones de Navier-Stokes y el modelo de turbulencia $k - \varepsilon$ realizable para la fase acuosa, además de emplearse la ecuación de transporte de especies químicas para calcular el tiempo de mezclado numéricamente. En todos los casos se consideró un flujo tridimensional.

El volumen de la q-ésima fase, V_q , está dado por la integral de volumen (Ecuación 2.4):

Ecuación 2.4

$$V_q = \int_V \alpha_q dV$$

Dónde, α_q es la fracción volumen de la q-ésima fase, siendo la suma de la fracción volumen de todas las fases igual a la unidad, de acuerdo con la Ecuación 2.5 :

Ecuación 2.5

$$\sum_{q=1}^n \alpha_q = 1$$

La ecuación de continuidad para cada fase es (Ecuación 2.6):

Ecuación 2.6

$$\nabla \cdot (\alpha_q \rho_q \vec{u}_q) = 0$$

Donde, ρ_q y \vec{u}_q son respectivamente la densidad y el vector velocidad de la q-ésima fase.

La ecuación de conservación de momentum para la q-ésima fase es (Ecuación 2.7):

Ecuación 2.7

$$\nabla \cdot (\alpha_q \rho_q \vec{u}_q \vec{u}_q) = -\alpha_q \nabla P + \nabla \cdot \left(\alpha_q \mu_{ef,q} \left(\nabla \vec{u}_q + (\nabla \vec{u}_q)^T \right) \right) + \alpha_q \rho_q \vec{g} + \vec{F}_T$$

Siendo, P y \vec{g} la presión y la aceleración de la gravedad respectivamente, mientras que $\mu_{ef,q}$ es la viscosidad efectiva de la q-ésima fase, que para la fase acuosa considera el efecto de la turbulencia (Ecuación 2.8), mientras que la desprecia para la fase gaseosa y la fase oleosa (Ecuación 2.9), siendo $\mu_{lam,q}$ la viscosidad dinámica y $\mu_{t,q}$ la viscosidad turbulenta de la q-ésima fase.

Ecuación 2.8

$$\mu_{ef,q} = \mu_{lam,q} + \mu_{t,q}$$

Ecuación 2.9

$$\mu_{ef,q} = \mu_{lam,q}$$

El término \vec{F}_T es la suma de las contribuciones de todas las fuerzas interfaciales consideradas, que en este caso solo corresponde a la fuerza de arrastre (\vec{F}_A), despreciando la contribución de la masa virtual, la sustentación y la dispersión turbulenta, tal como se observa en la Ecuación 2.10 que corresponde al modelo simétrico de arrastre:

Ecuación 2.10

$$\vec{F}_T = \vec{F}_A = \frac{3\alpha_g \alpha_l \rho_l C_A}{4d_g} (\vec{u}_g - \vec{u}_l)$$

Dónde, los subíndices l y g señalan la fase líquida principal y la fase gaseosa respectivamente, mientras que d_g es el diámetro de la burbuja y C_A es el coeficiente de arrastre, el cual depende del Re (Ecuación 1.4), y que se calcula mediante la Ecuación 2.11 [247]:

Ecuación 2.11

$$C_A = \begin{cases} \frac{24(1 + 0.15Re^{0.687})}{Re} & Re \leq 1000 \\ 0.44 & Re > 1000 \end{cases}$$

El modelo de turbulencia $k - \varepsilon$ realizable [248] se empleó solo en la fase acuosa, resolviéndose una ecuación para la energía cinética turbulenta (Ecuación 2.12), k , y una ecuación para la disipación de la energía cinética turbulenta (Ecuación 2.13), ε :

Ecuación 2.12

$$\nabla \cdot (\alpha_l \rho_l k \vec{u}_l) = \nabla \cdot \left(\alpha_l \left(\mu_{lam,l} + \frac{\mu_{t,l}}{\sigma_k} \right) \nabla k \right) + \alpha_l G_{k,l} + \alpha_l G_b - \alpha_l \rho_l \varepsilon + \alpha_l \rho_l \pi_{k,l}$$

Ecuación 2.13

$$\nabla \cdot (\alpha_l \rho_l \varepsilon \vec{u}_l) = \nabla \cdot \left(\alpha_l \left(\mu_{lam,l} + \frac{\mu_{t,l}}{\sigma_\varepsilon} \right) \nabla \varepsilon \right) + \alpha_l C_1 \left(\frac{\varepsilon}{k} G_b C_3 \right) - \alpha_l \rho_l C_2 \frac{\varepsilon^2}{k + \sqrt{\frac{\varepsilon \mu_{lam,l}}{\rho_l}}} + \alpha_l \rho_l \pi_{\varepsilon,l}$$

Dónde, C_2 , C_3 , σ_ε y σ_k son constantes del modelo cuyos valores son 1.92, 1.3, 1.0 y 1.2 respectivamente. Por otra parte $G_{k,l}$ y G_b corresponden a términos fuente de energía cinética turbulenta debido a los gradientes de velocidad del agua y la fuerza boyante de las burbujas respectivamente. Mientras que la viscosidad turbulenta, $\mu_{t,l}$, se calcula mediante la Ecuación 2.14:

Ecuación 2.14

$$\mu_{t,l} = \rho_l C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon}$$

Siendo una de las características del modelo de turbulencia $k - \varepsilon$ realizable [248] que C_1 y C_μ no son constantes como el modelo $k - \varepsilon$ estándar [21], sino que son función de los esfuerzos principales, la velocidad angular y la turbulencia del sistema.

Por otra parte $\pi_{k,l}$ y $\pi_{\varepsilon,l}$ son los términos de interacción turbulenta del modelo Troshko – Hassan [249], que se calculan con la Ecuación 2.15 y la Ecuación 2.16 respectivamente.

Ecuación 2.15

$$\pi_{k,l} = C_{ke} \sum_{p=1}^m K_{gl} |\vec{v}_g - \vec{v}_l|^2$$

Ecuación 2.16

$$\pi_{\varepsilon,l} = C_{td} \frac{3C_A |\vec{v}_g - \vec{v}_l|}{2d_g} \pi_{k,l}$$

Dónde, C_{ke} y C_{td} son constantes del modelo con valor de 0.75 y 0.45 respectivamente, y K_{gl} es la covarianza entre las velocidades de la fase continua (agua) y la fase discreta (aire).

Con el modelo descrito previamente se puede predecir la fluidodinámica y la distribución de fases en el sistema. El sistema de ecuaciones se resolvió numéricamente mediante el software ANSYS Fluent 19 en un esquema pseudo-transitorio, convergiendo la solución con residuales con valores por debajo de 1×10^{-3} tras aproximadamente 1200 iteraciones. El tiempo de computo fue de aproximadamente 36 horas en una computadora con un procesador Intel Core® i7-3770 @ 3.4 GHz y 8 MB de memoria RAM.

Una vez resuelta la fluidodinámica y al distribución de fases en el sistema se realizaron simulaciones para el mezclado químico del sistema, considerando la ecuación de conservación para la fracción masa una especie química i contenida en la fase acuosa, $w_{i,l}$, mostrada en la Ecuación 2.17:

Ecuación 2.17

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho_l w_{i,l}) + \nabla \cdot (\rho_l \vec{u}_l w_{i,l}) = \nabla \cdot \left(\rho_l D_{i,l} + \frac{\mu_{t,l}}{Sc_t} \right) \nabla w_{i,l}$$

Dónde, $D_{i,l}$ es el coeficiente de difusión de la especie i en la fase acuosa, y Sc_t es el número de Schmit turbulento, que depende de la difusividad turbulenta ($D_{t,i,l}$), la viscosidad turbulenta ($\mu_{t,l}$) y la densidad (ρ_l), tal como se presenta en la siguiente ecuación (Ecuación 2.18):

Ecuación 2.18

$$Sc_t = \frac{\mu_{t,l}}{\rho_l D_{t,i,l}}$$

Para las simulaciones de mezclado químico, únicamente se resolvió la ecuación de conservación de especies químicas en estado transitorio, inicializando el cálculo con una región, con un volumen de 3 mL y concentración de trazador de 0.001 g/L, ubicada directamente en la región superior de una de las plumas de gas, para simular la inyección de trazador experimental. El computo de 30 segundos de mezclado tardó aproximadamente 20 minutos con estas condiciones, pudiendo obtenerse el tiempo de mezclado a partir del monitoreo de la concentración del trazador en el dominio computacional.

Las condiciones de frontera empleadas para el dominio computacional (ver Figura 2.11) se presentan en la Tabla 2.7, mostrando las condiciones para el transporte de masa, transporte de momentum y transporte de especies químicas, siendo necesarias estas últimas únicamente en caso de que se realizaran simulaciones de mezclado químico en el sistema.

Tabla 2.7.- Condiciones de frontera empleadas.

Frontera	Condición para transporte de masa	Condición para transporte de momentum	Condición para el transporte de especies
Entradas	Fracción de aire unitaria	Entrada con velocidad constante e intensidad turbulenta calculada	Sin entrada de trazador
Salida	Reflujo con fracción de aire unitaria	Salida con presión manométrica de cero con intensidad turbulenta calculada	Sin reflujo de trazador
Pared lateral e inferior	Impermeabilidad	No deslizamiento con funciones de pared estándar	Difusividad cero de la pared
Región de adición del trazador (interna)	Región interna	Región interna	Fracción de trazador unitaria inicial

El modelo se validó con resultados experimentales de fluidodinámica medida con la técnica PIV, área de ojo expuesta medida con análisis de imágenes y tiempo de mezclado medido con la técnica PLIF, cuya metodología de obtención, así como la presentación de los mismos se detallará en la sección 4.2. Las condiciones de flujo de gas, espesor de la capa de aceite y proporción de los flujos empleados en la simulación se presentan en la matriz de la Tabla 2.8, cuyos casos se emplearon para validar el desempeño del modelo matemático para predecir correctamente fluidodinámica, distribución de las fases y mezclado del sistema.

Para mayores detalles del modelo matemático se puede consultar la referencia [67], mientras que detalles de los resultados experimentales se pueden consultar en la referencia [74].

Tabla 2.8.- Diseño de experimentos considerado para la validación del modelo matemático propuesto.

Número de caso	Experimento	Espesor de aceite (h_s) [%]	Flujo de gas (Q) [L/min]	Proporción entre flujos (Ra) [%/%]
1	a	3	1.54	50/50
2	b	3	2.22	50/50
3	c	3	1.54	25/75
4	d	3	2.22	25/75
5	e	5	1.54	50/50
6	f	5	2.22	50/50
7	g	5	1.54	25/75
8	h	5	2.22	25/75

2.3.2 Resultados y análisis de resultados

El modelo matemático planteado se validó extensamente con resultados experimentales, evaluando la capacidad del mismo para predecir cualitativamente y cuantitativamente la fluidodinámica del proceso y la distribución de las fases presentes en el sistema, además de comparar el tiempo de mezclado experimental con el obtenido numéricamente.

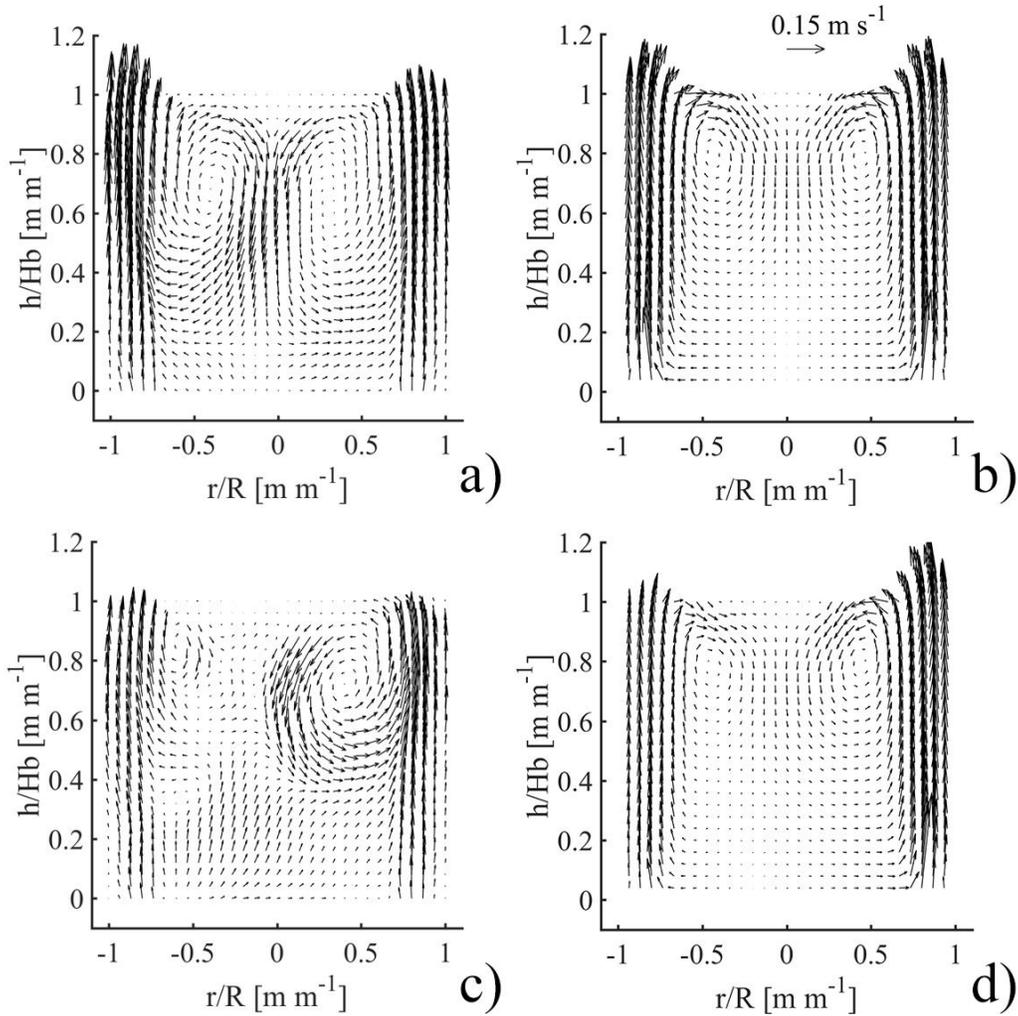


Figura 2.12.- Patrones de flujo del experimento b (ver Tabla 2.8) a) medidos y b) calculados, y del experimento g (ver Tabla 2.8) c) medidos y d) calculados.

La Figura 2.12 a) presenta el patrón de flujo, medido experimentalmente con la técnica PIV, en el plano análogo al plano de simetría del dominio computacional mostrado en la Figura 2.11, esto para el experimento b (ver Tabla 2.8), en el cual el espesor de aceite de motor corresponde al 3 % de la altura de las fases líquidas, mientras que la inyección de gas se realiza dividiendo equitativamente un flujo de aire de 2.22 lpm entre ambas posiciones de inyección, mientras que la Figura 2.12 b) presenta el patrón de flujo para las mismas condiciones calculado numéricamente. En el caso de la medición experimental (Figura 2.12 a)) se observa que ambas plumas de gas tienen una magnitud similar de velocidad, generándose dos recirculaciones en la zona central del modelo, cada una debido al movimiento individual de las plumas, esto genera un movimiento descendente justo en el centro del plano de medición antes de reincorporarse el fluido a la región de la pluma, sin embargo, el

movimiento del fluido no abarca todo el plano, presentando una región de baja velocidad justo por debajo de ambas recirculaciones. El patrón de flujo calculado con el modelo matemático (Figura 2.12 b)), presenta una estructura muy similar a la mostrada por las mediciones experimentales, sin embargo, la región que abarcan ambas recirculaciones es menor a la medida experimentalmente, presentando una región de baja velocidad mucho mayor.

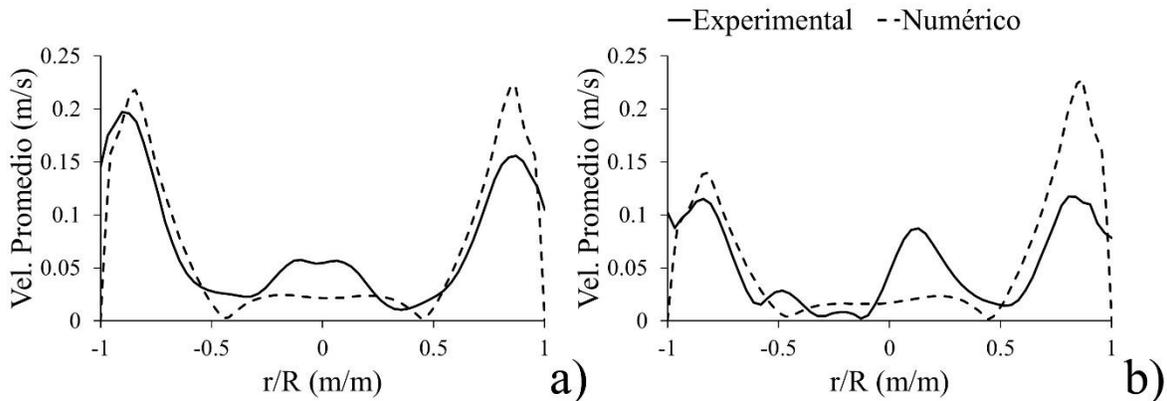


Figura 2.13.- Comparación entre el perfil radial de velocidades promedio experimentales y numéricas en $h/H_b = 0.80$, para los experimentos: a) b y b) g (ver Tabla 2.8).

La Figura 2.12 c) y la Figura 2.12 d) muestran respectivamente el patrón de flujo medido y calculado para el experimento g (ver Tabla 2.8), en el cual se usa un espesor de aceite del 5 % y un flujo de 1.54 lpm inyectándose el mismo de forma diferenciada, medidos en el plano correspondiente a la simetría del sistema (ver Figura 2.11). En el patrón de flujo experimental se ve una clara diferencia en la magnitud de velocidad que muestran ambas plumas de gas, siendo la derecha la que presenta 75 % del flujo total y la izquierda la que representa el 25 % restante. Esta diferencia la velocidad de ambas plumas se ve extendida hacia el tamaño de las recirculaciones, abarcando la derecha prácticamente un 25 % del área total del plano, mientras que la izquierda únicamente abarca una región pequeña al lado de la pluma, por otra parte, la diferencia en la magnitud de dichas recirculaciones provoca que la pluma izquierda se vea ligeramente atraída hacia la derecha, lo cual provoca que la zona de baja velocidad en el plano se concentre principalmente en la región inferior a la recirculación de mayor dimensión. El modelo matemático, a pesar de predecir una magnitud de la velocidad similar a la obtenida experimentalmente en ambas plumas, no logra describir adecuadamente el patrón de flujo producto de la interacción entre ambas plumas, ya que si bien, el tamaño de las recirculaciones si presenta una diferencia, ésta no es de la magnitud de la que se presenta experimentalmente, y tampoco

es capaz de predecir la deformación de la pluma izquierda debido a la diferenciación en el flujo inyectado.

La Figura 2.13 muestra el perfil de magnitud de velocidad de líquido radial evaluado a una altura en el plano h/H_b de 0.80 para los patrones de flujo presentados en la Figura 2.12. Puede verse que cuando la inyección de gas es simétrica (Figura 2.13 a)), como en el caso del experimento b (ver Tabla 2.8), el modelo matemático predice satisfactoriamente el perfil de velocidad que se presenta experimentalmente. Sin embargo, cuando la inyección de gas es diferenciada (Figura 2.13 b)), como en el experimento g (ver Tabla 2.8), la validación del modelo no es tan satisfactoria, principalmente en la región derecha del mismo, en donde se observa un incremento de la velocidad experimental en la región cercana a la posición $0.1 r/R$, debido a la presencia del flujo recirculatorio de alta intensidad que se presenta experimentalmente en dicha zona, y que el modelo matemático no es capaz de predecir. Aun así, la magnitud de la velocidad predicha en ambos casos es similar a la experimental.

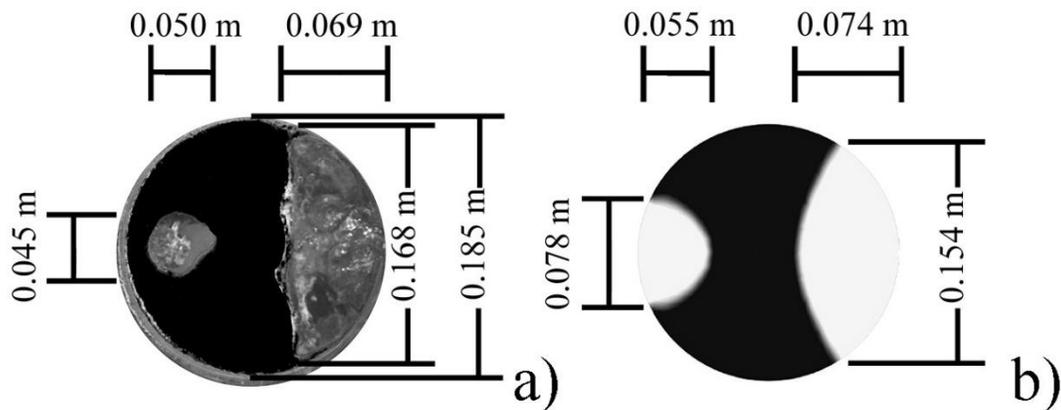


Figura 2.14.- Comparación entre las dimensiones del área de ojo expuesta a) experimental y b) numérica del experimento h (ver Tabla 2.8)

Con respecto a la predicción de las fases presentes en el sistema, se decidió centrar la atención en el área de ojo expuesta, al ser uno de los principales criterios empleados para evaluar el correcto desempeño del horno olla. La Figura 2.14 presenta el área de ojo expuesta experimentalmente (Figura 2.14 a)) y predicha numéricamente (Figura 2.14 b)) para el experimento h (ver Tabla 2.8), en el cual se consideró un flujo de gas de 2.22 lpm inyectado de forma diferenciada, siendo el espesor de la capa de aceite de 5 % de la altura total de las fases líquidas. A pesar de que en términos generales la predicción del modelo es satisfactoria cualitativamente, existen diferencias significativas con respecto a la medición experimental; el ojo izquierdo experimental se encuentra alejado de las paredes del

modelo, debido a la deformación de la pluma por su interacción con la pluma derecha que la arrastra en su propia dirección; mientras que el ojo derecho predicho es menor al experimental, principalmente por subestimar la magnitud de velocidad y tamaño de la recirculación generada por la pluma con alto flujo de gas.

Tabla 2.9.- Comparación entre las áreas de ojo predichas por el modelo matemático y las medidas experimentalmente con análisis de imágenes, para los experimentos mostrados en la Tabla 2.8.

Área de ojo expuesta [%]	Flujo de gas bajo (Q) [1.54 L/min]		Flujo de gas alto (Q) [2.22 L/min]	
	Proporción de flujos baja (Ra) [50% : 50%]	Proporción de flujos alta (Ra) [75% : 25%]	Proporción de flujos baja (Ra) [50% : 50%]	Proporción de flujos alta (Ra) [75% : 25%]
Bajo [3 %]				
Experimental	39.40 ± 2.27	45.40 ± 3.53	51.47 ± 1.49	58.35 ± 1.97
Numérico	45.35	49.75	49.84	55.21
Diferencia [%]	15.10	9.59	3.17	5.38
Alto [5 %]				
Experimental	34.13 ± 1.79	34.21 ± 2.96	43.99 ± 2.06	49.88 ± 3.03
Numérico	30.07	38.31	33.89	38.93
Diferencia [%]	11.90	11.99	22.95	21.94

La Tabla 2.9 muestra las mediciones de áreas de ojo numéricas y experimentales, así como la diferencia entre ambas para los experimentos presentados en la Tabla 2.8. En términos generales la predicción es adecuada para los experimentos con un espesor de aceite de 3 %, que salvo el caso con flujo de 1.54 lpm con inyección igualada, presentan una diferencia menor al 10 % entre valores numéricos y experimentales. Por otra parte, las predicciones para el espesor de aceite de 5 % presentan una mayor diferencia con respecto a las mediciones numéricas, sobre todo en los casos con alto flujo de gas (2.22 lpm), llegan a presentar una diferencia de hasta 22.95 % con respecto al valor medido. La diferencias cuantitativas entre los experimentos y las simulaciones, se deben principalmente a la incapacidad del modelo para predecir correctamente la interacción entre las plumas, lo cual implica una diferencia en la apertura de la fase oleosa debida a la inyección de gas, tal como se ejemplifica en la Figura 2.14, ya que aunque cualitativamente la predicción es adecuada, mostrando un ojo de mayor dimensión y otro con una dimensión menor, cuantitativamente existe una diferencia

considerable entre las dimensiones de los ojos numéricos y experimentales. La tendencia mostrada por los resultados experimentales y numéricos es similar, incrementándose el área de ojo expuesta al usar un flujo de gas alto e inyección diferenciada, y disminuyendo cuando el espesor de aceite disminuye, este análisis se profundizará en la sección 4.2.

Finalmente, se decidió validar la capacidad del modelo matemático para predecir el mezclado químico del sistema, la Tabla 2.10 presenta los resultados de tiempo de mezclado medidos experimentalmente con la técnica PLIF y los simulados numéricamente, así como la diferencia entre ambos valores. En términos generales, el modelo sobrestima el tiempo de mezclado con respecto a las mediciones con PLIF, llegando a presentar una diferencia de hasta 37.85 %. Sin embargo, se observa una tendencia similar en ambos casos, al disminuir el tiempo de mezclado cuando el flujo de gas es elevado y se usa inyección diferenciada, mientras que un incremento en el espesor de la fase que simula la escoria incrementa el valor del mismo (el análisis de estos efectos se profundizará en la sección 4.2). La gran diferencia cuantitativa que presentan los tiempos de mezclado se explica por el incremento en el volumen de las zonas muertas predichas numéricamente con respecto a las medidas con PIV, nuevamente por la incapacidad del modelo de predecir la interacción entre ambas plumas.

Tabla 2.10.- Comparación entre los tiempos de mezclado predichos por el modelo matemático y los medidos experimentalmente con la técnica PLIF, para los experimentos mostrados en la Tabla 2.8.

Tiempo de mezclado [s]	Flujo de gas bajo (Q) [1.54 L/min]		Flujo de gas alto (Q) [2.22 L/min]	
	Proporción de flujos baja (Ra) [50% : 50%]	Proporción de flujos alta (Ra) [75% : 25%]	Proporción de flujos baja (Ra) [50% : 50%]	Proporción de flujos alta (Ra) [75% : 25%]
Bajo [3 %]				
Experimental	8.04 ± 0.57	7.24 ± 0.80	6.84 ± 0.26	6.57 ± 0.40
Numérico	9.67	8.71	8.18	7.07
Diferencia [%]	20.28	20.31	19.56	7.67
Alto [5 %]				
Experimental	10.09 ± 1.04	9.35 ± 1.13	7.18 ± 0.62	5.92 ± 0.45
Numérico	12.53	9.49	8.82	8.16
Diferencia [%]	24.15	1.47	22.79	37.85

A pesar de que el modelo matemático propuesto muestra carencias en cuanto a la capacidad para predecir la fluidodinámica del sistema, con lo que las predicciones de las fases y el mezclado químico se ven afectadas, no es una mala aproximación, pudiendo modificarse para mejorar el desempeño del mismo, buscando sobre todo modelos de arrastre que permitan predecir mejor la interacción entre ambas plumas de gas, validando estas modificaciones con la gran cantidad de información experimental con la que se cuenta hasta alcanzar una predicción satisfactoria.

2.3.3 Conclusiones

Se desarrolló un modelo matemático trifásico con un enfoque euleriano para predecir la fluidodinámica y las fases presentes en un modelo físico de una olla agitada con gas, así como el mezclado químico de un trazador añadido al mismo. El modelo matemático se validó extensamente con mediciones experimentales de fluidodinámica medida con PIV, áreas de ojo expuestas medidas con análisis de imágenes y tiempos de mezclado medidos con PLIF. Las conclusiones de dicha validación son las siguientes:

- El modelo matemático predice adecuadamente la fluidodinámica del sistema, sin embargo, se requiere trabajo adicional para lograr predecir completamente la interacción entre ambas plumas de gas, sobre todo en los casos con inyección diferenciada.
- Debido a la diferencia entre la fluidodinámica experimental y la predicha por el modelo, la predicción de áreas de ojo expuestas y el tiempo de mezclado se ve afectada, presentando diferencias cualitativas y cuantitativas considerables entre las simulaciones y los experimentos.
- La simulación numérica predice adecuadamente el efecto de las variables estudiadas; un incremento en el espesor de aceite disminuye el área de ojo expuesta a costa de incrementar el tiempo de mezclado; usar un flujo de gas mayor incrementa la exposición de la fase líquida principal a la atmósfera mientras que acelera el mezclado del sistema; y el uso de flujo diferenciado incrementa ligeramente el área de ojo mientras que disminuye el tiempo de mezclado considerablemente.

Capítulo 3 Mezclado térmico

*Para Ana, César,
Marco, y Sesandary*

3.1 Implementación de la técnica PLIF para medir mezclado térmico en modelos físicos de ollas de aceración

Como se mencionó en la sección 1.2.6, una de las principales carencias en cuanto al estudio del horno olla, es la escasa cantidad de estudios experimentales relacionados al mezclado térmico del sistema, sobre todo aquellos en los que se estudia en condiciones de operación. Debido a esto, parte del presente trabajo se enfocó en la implementación de la técnica PLIF para medir campos de temperatura de manera instantánea en un plano completo de un modelo físico de horno olla, medidos en condiciones de agitación considerando dos posiciones de inyección de gas con un solo tapón, axisimétrica y excéntrica en mitad del radio. En este caso lo más complicado era simular las condiciones de transferencia de calor que se presentan en el proceso industrial, por lo que se decidió emplear un quemador cuya llama impactará directamente sobre la superficie de la fase acuosa, ubicado directamente sobre el centro geométrico de la base del modelo, para simular el calor generado por los arcos eléctricos empleados en el horno industrial. La implementación se validó con mediciones locales de temperatura utilizando termopares tipo K, mostrando que la técnica PLIF es adecuada para medir el mezclado térmico en modelos físicos de ollas agitadas con gas.

Los resultados de la implementación de la técnica PLIF para medir se publicaron en la revista *Metallurgical and Materials Transactions B* [146], detalles de la publicación mencionada se presentan en el Anexo A.

3.1.1 Metodología experimental

Se estudió el mezclado térmico en un modelo físico bifásico (agua – aire) de un horno olla de 200 toneladas con factor de escala 1/17 (ver Tabla 2.1), esto bajo condiciones de operación, es decir, con inyección de gas en el fondo y calentamiento superficial simultáneamente, ya que en el reactor

industrial la olla se somete a un calentamiento continuo mediante electrodos de grafito con el fin de mantener la temperatura de metal adecuada para su vaciado en el distribuidor de colada continua.

Las condiciones experimentales fueron muy similares a las descritas en la sección 2.1, es decir, se empleó un modelo físico bifásico con factor de escala 1/17 y un flujo de aire inyectado de 1.54 lpm, satisfaciendo los criterios de similitud geométrica, cinemática y dinámica. Nuevamente se consideraron para la implementación dos posiciones de inyección bien conocidas, inyección axisimétrica e inyección excéntrica en mitad del radio.

Para simular el flujo de calor provocado por los electrodos en el proceso industrial se colocó un quemador sobre la superficie del modelo justo en el centro geométrico de la misma, tal como se muestra en la Figura 3.1, simulando la llama que impacta sobre la superficie el calentamiento del proceso industrial. Se usó como combustible para el quemador gas LP de un cartucho comercial, generando una llama con una potencia de calentamiento de 670 W bajo condiciones adiabáticas. El criterio de similitud térmica para el horno olla bajo condiciones de operación no se ha establecido con rigurosidad hasta el momento del presente estudio, por lo que se empleó como criterio de similitud una rampa de calentamiento que contrarresta el enfriamiento típicamente observado en un horno industrial bajo condiciones de operación, es decir, una rapidez de calentamiento de $0.62\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{min}$ [126].

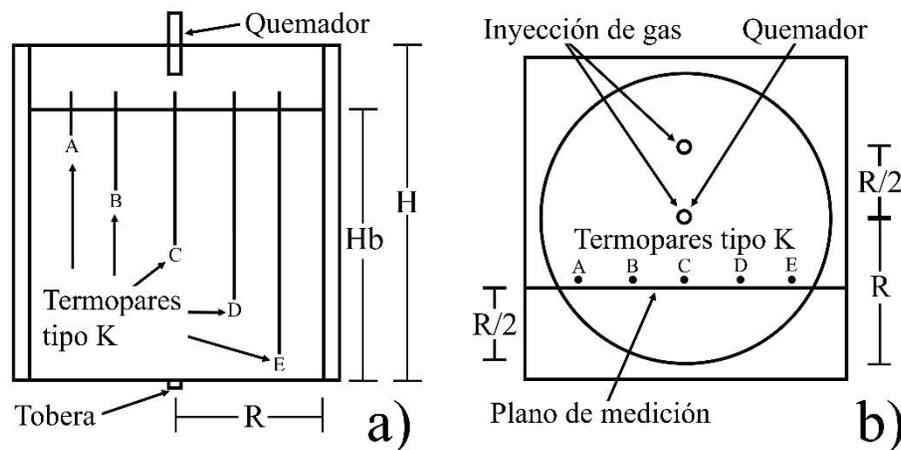


Figura 3.1.- Esquema del modelo físico instrumentado: a) vista frontal y b) vista superior.

Los experimentos consistieron en medir la temperatura del modelo durante 10 minutos de operación, es decir, con agitación de gas y el quemador encendido en la superficie del modelo. En cada

experimento se usó un cartucho nuevo de gas LP, del cual se consumía menos del 3% de su contenido durante la duración de los mismos, asegurándose la reproducibilidad de los datos obtenidos. Las mediciones de temperatura se realizaron con la técnica PLIF en el plano de medición mostrado en la Figura 3.1 b) y, simultáneamente, con cinco termopares tipo K (identificados con letras desde la A hasta la E) ubicados perpendicularmente 0.5 cm por detrás del plano de medición, en varias posiciones dentro de dicho plano, tal como se muestra en la Figura 3.1 y cuya ubicación en el plano se presenta en la Tabla 3.1. La instrumentación con termopares y la medición simultánea de temperatura con ambas técnicas, tiene como objetivo la validación de las mediciones realizada con la técnica PLIF.

Tabla 3.1.- Posición de los termopares dentro del plano de medición (ver Figura 3.1)

Termopar tipo K	Coordenada radial, r/R [m m⁻¹]	Coordenada axial, h/H_b [m m⁻¹]
A	- 4/5	9/10
B	- 2/5	7/10
C	0	1/2
D	2/5	3/10
E	4/5	1/10

Para la medición de temperatura con los termopares tipo K, éstos se conectaron a un sistema de adquisición Personal DAQ/56™, que a su vez se conectó a una computadora con el software DAQ View, permitiendo la adquisición de temperaturas locales en cada uno de las 5 posiciones instrumentada con una frecuencia de 10 Hz.

Para las mediciones con la técnica PLIF se empleó una cabeza láser de estado sólido (diode – pumped solid – state laser, DPSS) MEGALUZ® modelo LA014, que produce un haz de luz láser de 532 nm con una potencia de 20 W, a la cual se acopló una óptica gaussiana, para producir un plano de luz láser. La cabeza láser se conectó a una consola digital DMX de 192 canales para controlar la emisión del haz de luz. Una cámara con sensor de píxeles activos (complementary metal-oxide-semiconductor, CMOS) Canon EOS Rebel T5 se posiciono perpendicularmente al plano de luz láser, para capturar las imágenes necesarias para la aplicación de la técnica PLIF. A la cámara se le colocó un filtro de 550 nm con el fin de registrar exclusivamente los cambios de luminosidad (color en escala de grises) debidos a la fluorescencia del trazador.

El trazador empleado para las mediciones de PLIF fue Rodamina B. La fluorescencia del mismo depende de la temperatura de la solución del mencionado trazador, por lo que es posible determinar cambios de temperatura en el plano de medición completo. Para los experimentos se empleó una solución con una concentración homogénea de 0.2 mg/L, realizando una calibración in situ para determinar la relación entre el color en escala de grises registrado por la cámara y la temperatura del baño. Es importante que la solución empleada durante las mediciones de PLIF térmico se mantenga fresca, por lo que se renovó continuamente durante la calibración y los experimentos, ya que la fluorescencia de la misma es altamente dependiente de los ciclos térmicos a los que es sometida [225].

La calibración se realizó tomando 100 imágenes del baño isotérmico y obteniendo el color en escala de grises asociado a dicha temperatura, para ello se partió de temperatura ambiente y se realizaron mediciones cada 10 °C, hasta llegar a una temperatura de 60 °C. Para asegurar que el baño fuera isotérmico en cada una de las mediciones realizadas durante la calibración, se usó un calentador OMORC con un rango de operación de 25 °C – 99 °C y una desviación en la temperatura de ± 1 °C. Una vez realizada la calibración, se procedió a realizar la medición del mezclado térmico en condiciones de operación, para lo que se tomaron imágenes continuamente durante 10 minutos de calentamiento y agitación simultáneos, convirtiendo el color en escala de grises presentado por la imagen en temperatura de la solución mediante la calibración correspondiente.

Tanto para la calibración como para las mediciones experimentales, se empleó el software XnConvert para pre-procesar las imágenes adquiridas, recortando las regiones de no interés y enmascarando los termopares presentes dentro del modelo. Una vez preparadas, las imágenes se procesaron mediante el software Matlab®, realizando tanto la calibración como la medición de temperatura in situ, al ser dividida la imagen en una malla de 101 x 101 regiones con el fin de obtener una mejor medición del campo de temperaturas. Para la validación de la técnica PLIF, se comparó la temperatura promedio registrada en zonas de 3 x 3 regiones, ubicadas justo por debajo de la punta de cada uno de los termopares, con la temperatura correspondiente al termopar ubicado en dicha posición.

Al conocer el cambio de temperatura de la fase acuosa, se decidió calcular la entalpia absorbida por dicha fase y la eficiencia energética con respecto a la energía producida por la combustión del gas LP en condiciones adiabáticas. Para el cálculo de la entalpia absorbida se empleó la Ecuación 3.1:

Ecuación 3.1

$$Q_i = V * \rho(T) * Cp(T) * \Delta T$$

Donde, Q_i es la entalpía absorbida entre dos imágenes adquiridas, $\rho(T)$ es la densidad del agua en función de la temperatura, $Cp(T)$ es la capacidad calorífica también función de la temperatura y ΔT es el cambio en temperatura registrado entre las dos imágenes. El valor de $\rho(T)$ y $Cp(T)$ se obtuvo evaluando las expresiones en la temperatura anterior al incremento medido, calculándose en kg/m^3 y kJ/kg/K mediante la Ecuación 3.2 [250] y la Ecuación 3.3 [251] respectivamente.

Ecuación 3.2

$$\rho(T) = 0.3471 \left(0.2740^{-\left(1 - \frac{T}{647.13}\right)^{0.28571}} \right)$$

Ecuación 3.3

$$Cp(T) = 4.0249 + 0.5774 \times 10^{-3} T - 0.0831 \times 10^{-6} T^2$$

Para calcular el calor total absorbido, Q_T , se empleó una integración numérica representada por la Ecuación 3.4:

Ecuación 3.4

$$Q_T = \sum_{i=1}^n Q_i$$

Mayores detalles de la implementación de la técnica PLIF para la medición de temperatura en modelos físicos de ollas de aceros se pueden consultar en la referencia [146].

3.1.2 Resultados y análisis de resultados

A diferencia del uso de la técnica PLIF para medir mezclado químico (sección 2.1), que implica la inyección de cantidades muy pequeñas de trazador, la medición de temperatura con dicha técnica, requiere que se tenga un baño con una concentración considerable de Rodamina B, lo cual hace que cualquier fuente de variabilidad en la iluminación del modelo afecta de manera significativa la medición efectuada, al variar la fluorescencia de la Rodamina B debido a ello y no a cambios en la temperatura de la fase acuosa directamente.

La Figura 3.2 presenta algunos problemas experimentales asociados a las mediciones de temperatura con la técnica PLIF en ollas agitadas con gas, en ambas imágenes el baño es isotérmico con una concentración homogénea de Rodamina B, sin embargo, se observa una gran variabilidad en el color en escala de grises que presenta el plano, principalmente debido a; reflejos en la superficie libre que se encuentra en constante movimiento y causa brillos en el plano de medición; sombras debido a las imperfecciones de la superficie acrílica del modelo; brillos ocasionados por la reflexión del plano de luz láser en las paredes de acrílico; y, a pesar de ser un plano alejado de la inyección de gas, se observan zonas brillantes por la presencia de burbujas dentro del modelo. Estos defectos en la iluminación del plano de medición, son mucho más intensos al tener una alta concentración de Rodamina B en la solución, por lo que es necesario el corregir la mayor cantidad posible antes de poder proceder a la mediciones de temperatura.

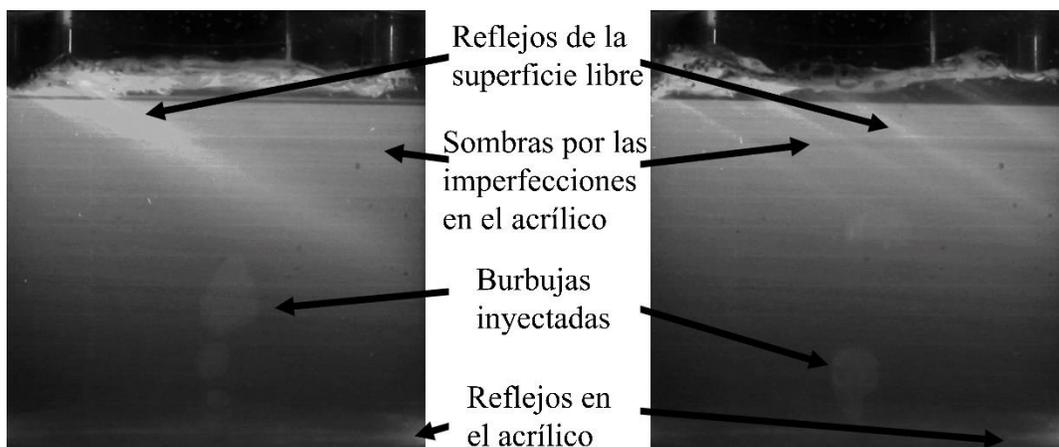


Figura 3.2.- Problemas experimentales asociados a la implementación del PLIF térmico.

Mientras que los brillos y sombras debido al acrílico son constantes y pueden corregirse durante el proceso de calibración, la presencia de burbujas y el movimiento de la superficie libre generan brillos que no son constantes, por lo que debe tratarse de disminuir su impacto en la medición. El efecto de las burbujas de gas se disminuye alejando el plano de medición lo más posible del punto o puntos de inyección de gas, y aunque no se elimina del todo su efecto, si se disminuye considerablemente, por lo que la fuente de variabilidad en la medición más grande son los reflejos causados por la superficie libre, los cuales se eliminaron enmascarando físicamente el modelo para que el plano de luz no impacte directamente con la misma, tal como se muestra en la Figura 3.3 a). Dada la naturaleza de la óptica empleada para generar el plano de luz a partir del haz láser, la región enmascarada tiene un

grado de inclinación con respecto a la horizontal, perdiéndose un poco de información del plano, pero asegurando que la medición de temperatura sea mucho más precisa.

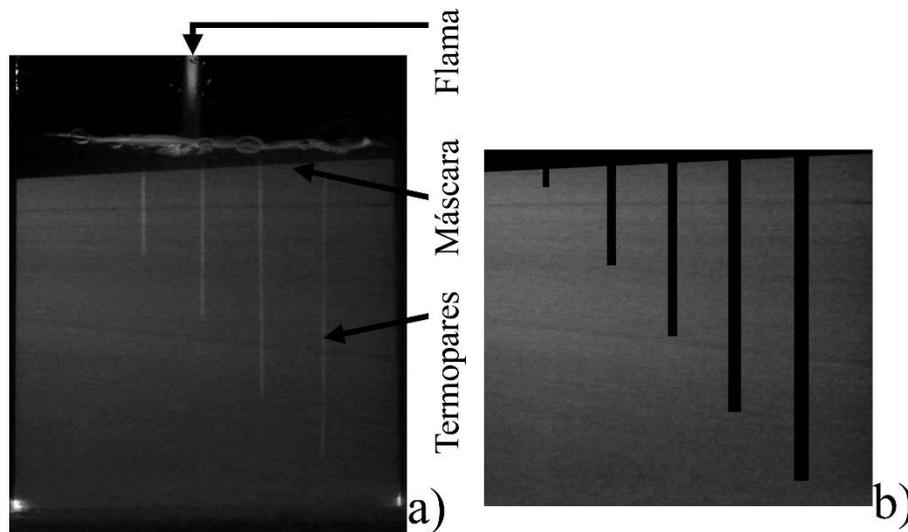


Figura 3.3.- Imagen adquirida del plano de medición: a) sin procesar y b) pre-procesada para realizar las mediciones de PLIF.

Con el fin de corregir el máximo de fuentes de variabilidad en la iluminación del modelo, la calibración se realizó con el quemador encendido impactando sobre la superficie del modelo, así como con los termopares tipo K, usados para la medición simultanea de temperatura con ambas técnicas, inmersos dentro del mismo, tal como se observa en la Figura 3.3 a). El tener la máscara física para eliminar los reflejos de la superficie libre y los termopares inmersos en el baño, se hizo necesario la implementación de una máscara para las imágenes adquiridas (ver Figura 3.3 b)), eliminando ambas regiones de la medición, nuevamente sacrificando información del mezclado térmico del sistema a cambio de tener un mejor control en la variabilidad de la medición realizada con la técnica PLIF.

Con todas las consideraciones descritas anteriormente, se realizó una calibración in situ para obtener la relación entre el color en escala de grises que presenta el plano de medición y la temperatura de la solución de Rodamina B. La Figura 3.4 a) presenta la variabilidad de color en escala de grises en el plano de medición mediante isosuperficies de temperatura, se pueden observar la falta de datos en aquellas regiones enmascaradas, es decir la superficie del plano de medición y las regiones donde se posicionaron los termopares. La Figura 3.4 b) muestra un ejemplo de las curvas de calibración obtenidas in situ, concretamente la asociada al punto $(h/H_b, r/R) = (0.5, 0.0)$, en la que se puede

observar que la fluorescencia, que es medida como color en escala de grises, que presenta la solución de Rodamina B es inversamente proporcional a la temperatura de la misma, presentando una variabilidad suficientemente baja en los puntos de calibración para asegurar la precisión de la medición de temperatura durante los experimentos.

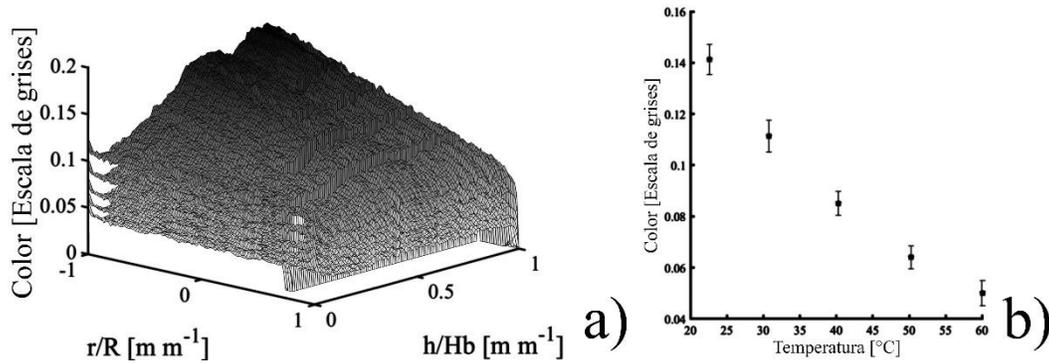


Figura 3.4.- Calibración empleada para realizar las mediciones de PLIF térmico: a) superficies de color en escala de grises asociadas a distintas temperaturas homogéneas y b) curva de calibración obtenida para el punto $(h/H_b, r/R) = (0.5, 0.0)$.

La Figura 3.5 presenta los resultados de la validación de la técnica PLIF para el modelo con inyección de gas axisimétrica, graficando la evolución de la temperatura del modelo durante la experimentación medida con los termopares tipo K (línea continua) y con la técnica PLIF (línea punteada) en una región cercana a la punta de los termopares en todas las posiciones monitoreadas (ver Tabla 3.1). Dado que ambas mediciones se realizaron de manera simultánea, la comparación entre las temperaturas registradas es directa. Se observa que la temperatura registrada con la técnica PLIF es similar a la obtenida con la medición directa de los termopares tipo K de forma local, presentando una variabilidad mayor la temperatura obtenida con PLIF, principalmente por la naturaleza óptica de la misma, ya que al existir brillos debido a las burbujas presentes en el sistema que no pueden eliminarse al ser intrínsecos del sistema estudiado, se generan ligeras variaciones en la temperatura registrada, no obstante, la medición con la técnica PLIF es muy similar a aquella registrada con los termopares.

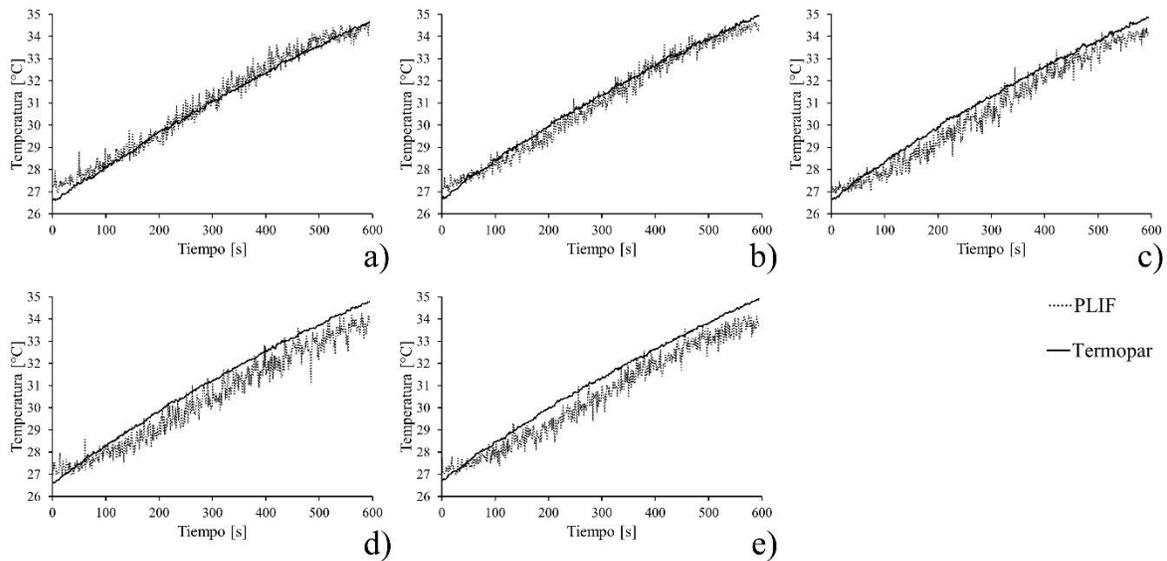


Figura 3.5.- Comparación entre las curvas de calentamiento obtenidas de forma local con los termopares y la técnica PLIF para el modelo con inyección axisimétrica, en las posiciones (ver Figura 3.1): a) A, b) B, c) C, d) D y e) E.

Tabla 3.2.- Resultados de la validación de la técnica PLIF para mediciones de temperatura.

Posición de inyección	Termopar tipo K	A	B	C	D	E
$r/R = 0.0$	Error máximo [°C]	1.4 ± 0.2	1.0 ± 0.2	1.8 ± 0.3	2.5 ± 0.4	1.7 ± 0.3
	Error promedio [°C]	0.3 ± 0.2	0.3 ± 0.2	0.5 ± 0.3	0.7 ± 0.4	0.7 ± 0.3
$r/R = 0.5$	Error máximo [°C]	1.0 ± 0.2	0.7 ± 0.1	0.9 ± 0.2	1.0 ± 0.2	1.3 ± 0.2
	Error promedio [°C]	0.3 ± 0.2	0.2 ± 0.1	0.2 ± 0.1	0.3 ± 0.2	0.4 ± 0.2

Con el fin de cuantificar la diferencia entre las temperaturas medidas con los termopares tipo K y la técnica PLIF, se calculó el error máximo y el error promedio de la técnica PLIF con respecto a la medición con los sensores inmersos durante los 1200 segundos que dura el experimento, los resultados de dicha comparación se presentan en la Tabla 3.2. Se observa que el comportamiento general es que tanto el error máximo como el error promedio en la medición se ven incrementados

conforme el punto monitoreado se aleja de la fuente láser (ver Tabla 3.1), que en este caso se ubicó a la izquierda del plano de medición, adjudicándose este fenómeno a la distribución gaussiana de luz que presenta el plano, debido a la óptica utilizada para generar el mismo. Por otra parte el error es mayor en las mediciones con inyección de gas axisimétrica con respecto al error que presentan las mediciones con inyección excéntrica a mitad del radio, esto se debe a que el plano de medición se encuentra más alejado en el segundo punto de inyección (ver Figura 3.1), reduciendo con esto el efecto de las burbujas de aire sobre la variabilidad de la misma. En términos generales, el error máximo no sobrepasa los $2.5\text{ }^{\circ}\text{C} \pm 0.4\text{ }^{\circ}\text{C}$, siendo un error que se presenta de manera puntual, muy posiblemente debido a un brillo o sombra que se presentó manera instantánea durante la medición, mientras que el error promedio difícilmente alcanza el valor de $1\text{ }^{\circ}\text{C}$, mostrando con esto la viabilidad del uso de la técnica PLIF para medir temperatura en modelos físicos de ollas de aceración.

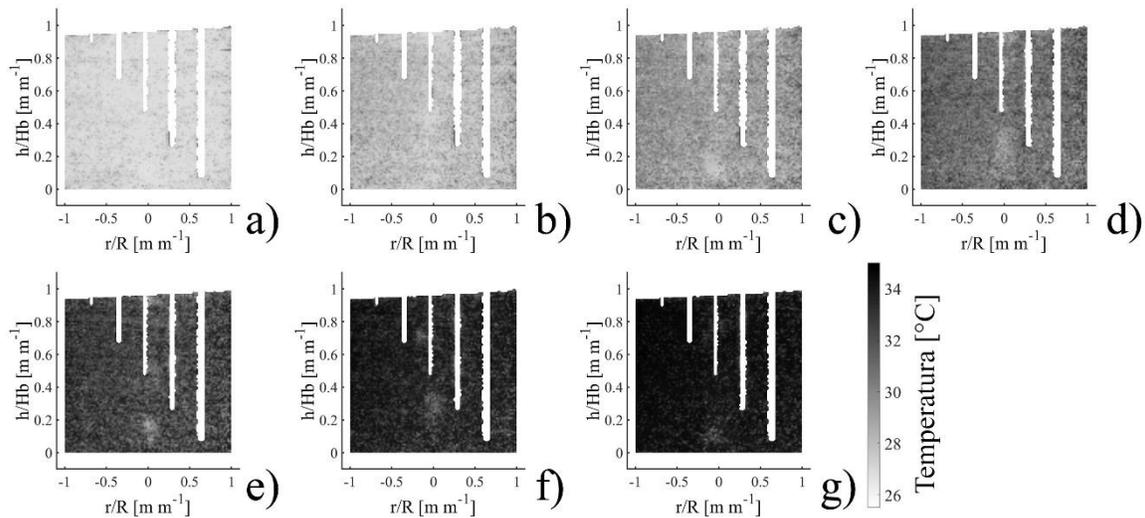


Figura 3.6.- Contornos de temperatura instantáneos obtenidos con la técnica PLIF para el modelo con inyección axisimétrica al tiempo: a) 0 s, b) 100 s, c) 200 s, d) 300 s, e) 400 s, f) 500 s y g) 600 s.

Además de ser no intrusiva, la mayor ventaja de la técnica PLIF es la posibilidad de observar los cambios de temperatura en un plano completo del modelo físico. La Figura 3.6 muestra contornos de temperatura instantáneos medidos con la técnica PLIF en el plano de medición para el experimento con inyección axisimétrica. Vemos que a pesar de existir un claro efecto en la medición debido a la pluma de gas, que se ve reflejado como zonas con una temperatura reducida en los alrededores de las burbujas de aire, en términos generales el plano es bastante homogéneo en cuanto a temperatura bajo las condiciones de agitación y transferencia de calor exploradas.

Con el fin de comparar el desempeño del mezclado térmico del sistema en ambas posiciones de inyección de gas ($0.0 R$ y $0.5 R$), se graficó la evolución de la temperatura promedio (ver Figura 3.7), con la desviación estándar asociada a dicha medición, obtenida con la técnica PLIF en el plano de medición completo. A diferencia del mezclado químico (sección 2.1), en donde la inyección de gas excéntrica promueve una mejor cinética de mezclado del trazador, en el experimento de mezclado térmico, la inyección de gas céntrica muestra tener un mejor desempeño en el incremento de temperatura del baño. En ambas curvas es posible visualizar tres regímenes de transferencia de calor del quemador hacia la fase acuosa; iniciando con una transferencia de calor limitada, debido a las pérdidas energéticas hacia los alrededores del modelo físico al calentarse el aire que lo rodea y el quemador mismo; seguida de una región donde el incremento de temperatura se acelera presentando un comportamiento prácticamente lineal, en donde se da el mayor incremento de temperatura del modelo; para finalizar con un nuevo decremento en la transferencia de calor, debido a que el sistema se acerca al equilibrio, igualándose el calor entrante a la fase acuosa con las pérdidas energéticas de la misma, la cual se da principalmente a través de la superficie libre del modelo que transfiere por convección calor al aire que lo rodea.

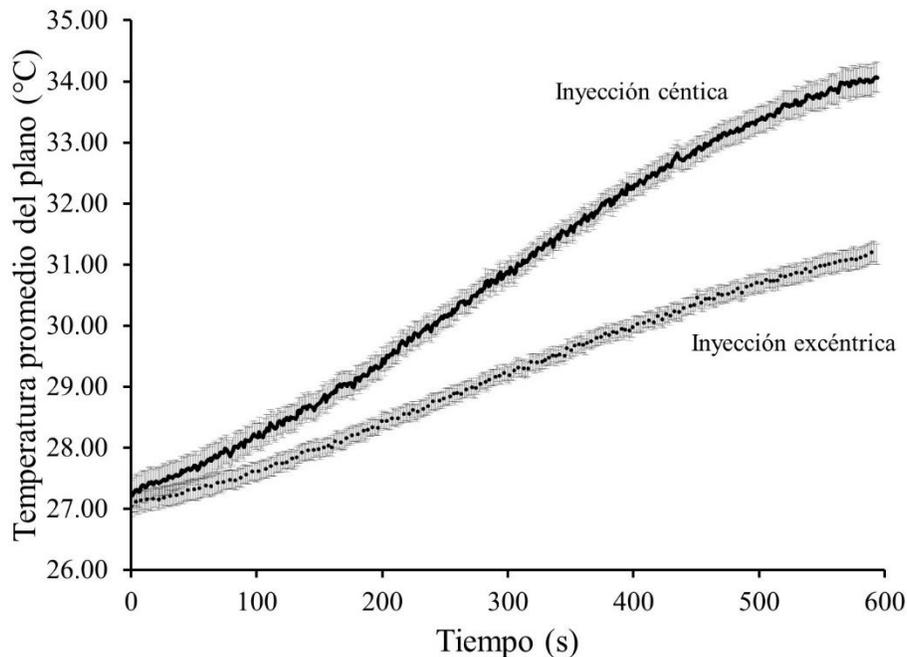


Figura 3.7.- Temperatura promedio del plano de medición contra el tiempo para la inyección de gas axisimétrica ($r/R = 0.0$) y excéntrica ($r/R = 0.5$).

Tabla 3.3.- Comparación del calentamiento del modelo con inyección de gas axisimétrica y excéntrica.

Posición de inyección de gas	Axisimétrico ($r/R = 0$)	Excéntrico ($r/R = 0.5$)
T inicial promedio [$^{\circ}\text{C}$]	27.2 ± 0.3	27.0 ± 0.2
T final promedio [$^{\circ}\text{C}$]	34.1 ± 0.3	31.2 ± 0.2
ΔT [$^{\circ}\text{C}$]	6.9 ± 0.5	4.2 ± 0.4
Desv. Est. Promedio [$^{\circ}\text{C}$]	0.20 ± 0.02	0.14 ± 0.01
Entalpía absorbida por el agua [kJ]	137.0 ± 10.4	83.1 ± 7.0
Eficiencia energética [%]	34.2 ± 2.6	20.8 ± 1.7

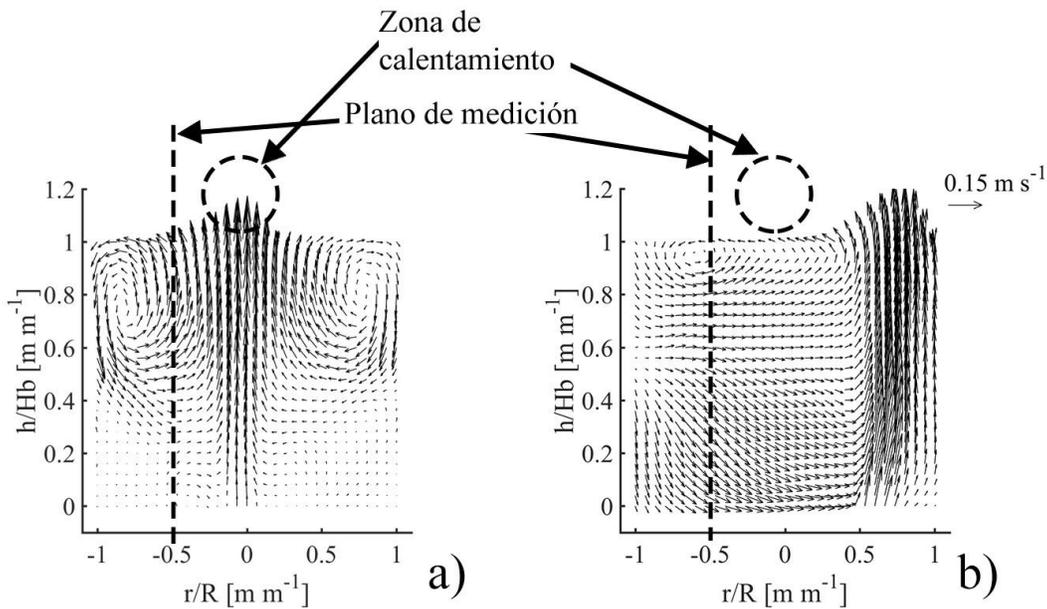


Figura 3.8.- Patrón de flujo en el plano $r/R = 0$ perpendicular al plano de medición (ver Figura 3.1) para inyección: a) axisimétrica ($r/R = 0.0$) y b) excéntrica ($r/R = 0.5$).

La Tabla 3.3 sintetiza los resultados de mezclado térmico para el modelo con inyección axisimétrica y excéntrica en mitad del radio. El incremento en temperatura promedio cuando el modelo opera con inyección céntrica es más de 60 % mayor que el alcanzado cuando la inyección de gas se realiza en $R/2$. Además, se calculó el total de calor absorbido por la fase acuosa y con ello se cuantificó la eficiencia energética de la transferencia de calor, con respecto a la combustión adiabática del gas consumido durante el experimento. La inyección céntrica presenta una eficiencia energética de $34.2 \% \pm 2.6 \%$, mientras que la inyección excéntrica solo tiene una eficiencia de $20.8 \% \pm 1.7 \%$, la

explicación a esta gran diferencia se encuentra en la fluidodinámica de la olla agitada con gas. La Figura 3.8 presenta los patrones de flujo medidos con la técnica PIV para ambas posiciones de inyección de gas, señalando el punto donde la flama choca con la superficie del modelo. Se observa que en la inyección axisimétrica la transferencia de calor entre la flama y el agua, se da directamente en la región de la pluma de gas, presentando esta región alta velocidad y una turbulencia muy elevada, lo que acelera la transferencia de calor, además de acelerarse la propia transferencia de calor en la fase acuosa, ya que el líquido que eleva su temperatura debido a la flama es transportado rápidamente por convección hacia las regiones inferiores del modelo, ayudado por el mezclado debido a la alta turbulencia de esa región. Mientras que cuando la inyección es excéntrica, la flama impacta en una región con una velocidad y turbulencia disminuidas con respecto a la región de la pluma, siendo necesario un tiempo mayor para que el líquido calentado alcance las demás regiones del modelo, por lo que la eficiencia energética termina siendo menor.

3.1.3 Conclusiones

Se implementó de manera exitosa la técnica PLIF para medir temperatura en modelos físicos de ollas de aceración, considerando dos posiciones de inyección de gas bien conocidas, inyección axisimétrica e inyección en $R/2$, las conclusiones principales producto de dicha implementación son:

- Las mediciones de temperatura con la técnica PLIF se validaron exitosamente con mediciones simultáneas de temperatura realizadas con termopares tipo K en diversas posiciones del modelo. El error medio obtenido con la técnica PLIF no supera 1 °C, con lo que se validó exitosamente el uso de la técnica para medir temperatura en modelos físicos de ollas agitadas con gas.
- La técnica PLIF permite la obtención de mayor información acerca del mezclado térmico del sistema que el uso de termopares con esta misma finalidad, esto, aunado a su naturaleza no intrusiva, justifica el uso de la misma para analizar transferencia de calor en modelos no isotérmicos de ollas de aceración, a pesar del mayor costo de implementación y mayor dificultad de procesamiento de datos adquiridos que implica el uso de la misma.
- Bajo las condiciones experimentales empleadas, la inyección de gas axisimétrica mostró ser mejor para el transporte de calor en comparación con la inyección de gas en una posición excéntrica a mitad del radio, teniendo una eficiencia energética 13 % mayor, debido principalmente a la zona de contacto entre la flama y la superficie del modelo, que acelera el mezclado térmico al presentar una alta velocidad y turbulencia.

3.2 Análisis del mezclado térmico en modelos físicos de ollas agitadas por gas mediante el uso de la técnica PLIF

Dada la exitosa implementación de la técnica PLIF para medir contornos de temperatura instantáneos en modelos físicos de ollas agitadas mediante inyección de gas en el fondo, se evaluó el efecto de distintas variables de operación sobre el mezclado térmico del sistema en condiciones de agitación, específicamente, del número de tapones, la posición radial de los mismos y el flujo de gas inyectado. Para ello se usó un modelo físico escala 1:6 con uno o dos inyectores, ubicándose los mismos a 180° en caso de utilizarse inyección dual. Para simular la transferencia de calor se usaron tres quemadores ubicados de manera similar a los electrodos usados en el sistema industrial. Dados los resultados producto del desarrollo de esta investigación, se planea escribir un artículo para la posible publicación de los mismos en un futuro cercano.

3.2.1 Metodología experimental

Una vez implementada la técnica PLIF para realizar mediciones de campos de temperatura, tal como se detalló en la sección 3.1, se procedió a utilizar la misma para realizar un análisis de proceso, con la finalidad de obtener el efecto del número de tapones su posición radial y el flujo de gas, sobre el mezclado térmico de la olla de aceración mediante modelado físico.

El estudio se realizó utilizando un modelo físico bifásico con un factor de escala de 1/6 (ver Tabla 2.1), midiendo los contornos de temperatura instantáneos con la técnica PLIF en el plano de medición mostrado en la Figura 3.9, el cual es paralelo a la posición de los inyectores. El modelo cumple con los criterios de similitud geométrica, cinemática y dinámica como ya se ha descrito en la sección 2.1. Para simular el calentamiento industrial, se colocaron tres quemadores en una posición radial con valor de $R/3$ separados entre sí 120° , cuya llama impacta en la superficie del modelo, en una distribución similar a la que presentan los electrodos en el proceso de refinación secundaria del acero (ver Figura 3.9), cumpliendo nuevamente con el criterio de similitud térmica propuesto, que es una rampa de calentamiento aproximada de $0.62\text{ }^\circ\text{C}/\text{min}$ [126].

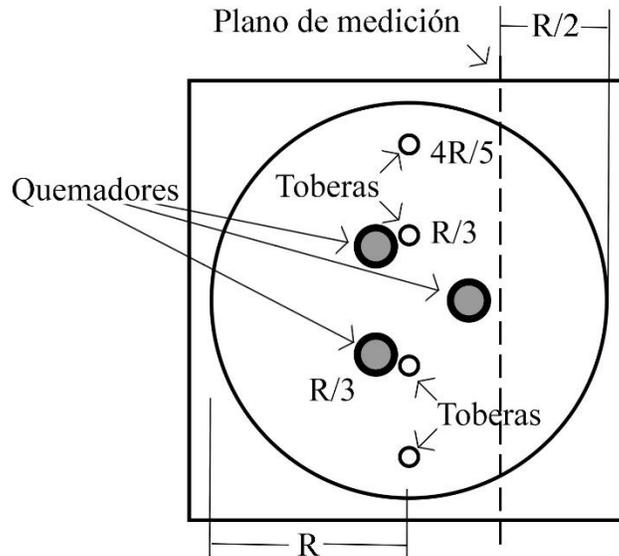


Figura 3.9.- Esquema de la vista superior del modelo físico mostrando las posiciones de inyección de gas y los tres quemadores, así como los planos de medición considerados.

Los experimentos consistieron en medir la evolución de la temperatura en el plano de medición a lo largo de 20 minutos de calentamiento en condiciones de operación, es decir, con inyección de gas en el fondo y los quemadores transfiriendo calor a la superficie mediante la combustión de gas LP. A lo largo del experimento el calor total suministrado por los tres quemadores fue de aproximadamente 11,000 kJ, con una desviación del 5% debido a la variación en el gasto de combustible de cada experimento. El trazador empleado fue Rodamina B, usándose una solución con concentración homogénea de 0.2 g/L durante las mediciones.

Para generar el plano de luz láser, se empleó una cabeza láser MEGALUZ® modelo LA014, con una óptica gaussiana para generar el plano, mientras que las imágenes se adquirieron con una cámara Canon EOS Rebel T5 posicionada de manera perpendicular a dicho plano, equipada con un filtro de 550 nm.

Para evaluar el efecto del flujo de gas, la posición radial y el número de tapones se utilizó un diseño de experimentos factorial completo a dos niveles, 2^3 , separándose 180° los inyectores cuando se empleó inyección dual. Las condiciones de operación empleadas en cada experimento se presentan en la Tabla 3.4. En todos los casos se realizaron dos réplicas de los experimentos para asegurar la reproducibilidad de los resultados obtenidos.

Tabla 3.4.- Diseño de experimentos para encontrar el efecto del flujo de gas (Q), la posición radial de la inyección de gas (r/R) y el número de inyectores (N) sobre el mezclado térmico.

Experimento	Flujo de gas (Q) [L/min]	Posición radial (r/R) [m/m]	Número de tapones (N)
a	1 (-)	1/3 (-)	1 (-)
b	9 (+)	1/3 (-)	1 (-)
c	1 (-)	4/5 (+)	1 (-)
d	9 (+)	4/5 (+)	1 (-)
e	1 (-)	1/3 (-)	2 (+)
f	9 (+)	1/3 (-)	2 (+)
g	1 (-)	4/5 (+)	2 (+)
H	9 (+)	4/5 (+)	2 (+)

Además de medir el cambio de temperatura en la fase acuosa, se calculó el calor integral y la eficiencia energética con respecto a la energía liberada producto de la combustión del gas LP, siguiendo un procedimiento similar al descrito en la sección 3.1 con dicha finalidad.

3.2.2 Resultados y análisis de resultados

Como se estableció en la sección 3.1 la principal ventaja del uso de la técnica PLIF es que se puede observar el mezclado térmico en un plano completo del sistema. La Figura 3.10 muestra contornos de temperatura instantáneos para el experimento b (ver Tabla 3.4), en el que se inyectan 9 lpm de aire a través de un solo tapón ubicado en $R/3$. Se observa que durante los primeros 200 segundos del experimento (Figura 3.10 a) a d)) el cambio en temperatura de la fase acuosa es muy bajo, siendo prácticamente imperceptible, observándose un baño prácticamente isotérmico a 24 °C. Una vez que pasan estos primeros 200 segundos, la transferencia de valor se ve acelerada, llegando a alcanzar una temperatura superior a los 30 °C tras los 20 minutos que dura el experimento. Se observa en los contornos de concentración un ligero bandeo horizontal, es decir, zonas de alta temperatura y de baja temperatura alternadas, cuya posición dentro del modelo no es uniforme, por lo que la calibración no puede corregir dicho fenómeno. Además, se puede observar una ligera disminución en la temperatura en valores de r/R mayores a 0.75. Estos problemas se pueden asociar a dos factores; el primero es la presencia de burbujas dentro del sistema, que pudiesen provocar esos cambios en la

distribución de la iluminación; y el segundo factor es la dimensión del modelo y la potencia de la cabeza láser, ya que al tratarse de un sistema de 26 cm de radio y 48 cm de altura, y el plano de luz generarse con una óptica gaussiana, se presenta un gradiente grande en la iluminación del plano de medición, que si bien se corrige con la calibración, aun causa una desviación en la medición conforme esta se realiza más alejada de la fuente de luz, tal como se comentó en la sección 3.1.

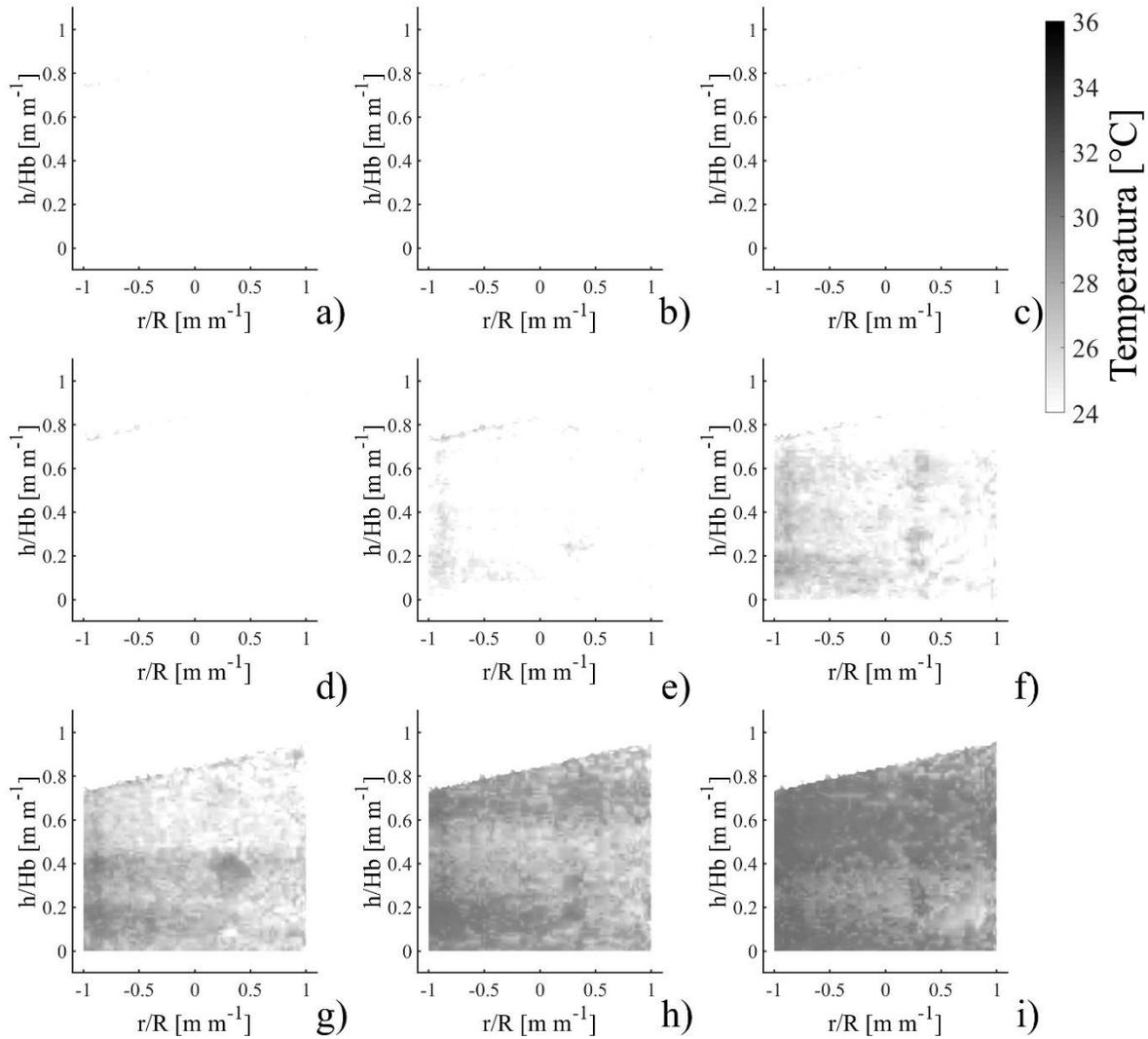


Figura 3.10.- Contornos de temperatura instantáneos medidos con la técnica PLIF en el plano de medición (ver Figura 3.9) para el experimento b (ver Tabla 3.4) al tiempo: a) 0 s, b) 50 s, c) 100 s, d) 200 s, e) 400 s, f) 600 s, g) 800 s, h) 1000 s e i) 1200 s.

Se graficó el cambio en temperatura dentro del plano de medición contra el tiempo de cada uno de los experimentos presentados en la Tabla 3.4. En la Figura 3.11 se presentan ambas réplicas del

experimento b (la réplica 1 con una línea continua y la réplica 2 con una línea punteada), mostrando en ambos casos la desviación estándar de la temperatura del plano en barras de error de color gris. Ambas réplicas del experimento presentan un comportamiento similar; iniciando el incremento de temperatura lentamente debido a las grandes pérdidas de calor al calentarse el entorno de los quemadores así como los quemadores mismos; seguida de una región donde el calentamiento es más rápido, debido a que se reducen las pérdidas de energía térmica con los alrededores del sistema, incrementándose la cantidad de entalpía absorbida por la fase acuosa; finalizando con un decremento en la rapidez de calentamiento, debido a que el sistema comienza a alcanzar un equilibrio en las entradas y salidas de calor, existiendo pérdidas principalmente por la superficie libre de la fase líquida del modelo. En ambos casos el incremento en temperatura es similar, alcanzando un valor promedio de $10.07\text{ }^{\circ}\text{C} \pm 0.25\text{ }^{\circ}\text{C}$. Por otra parte, la desviación estándar que presenta la medición de temperatura en el plano, es muy baja, no superando nunca el 2 % de la temperatura promedio, con lo que se puede asegurar el que baño se calienta de manera uniforme.

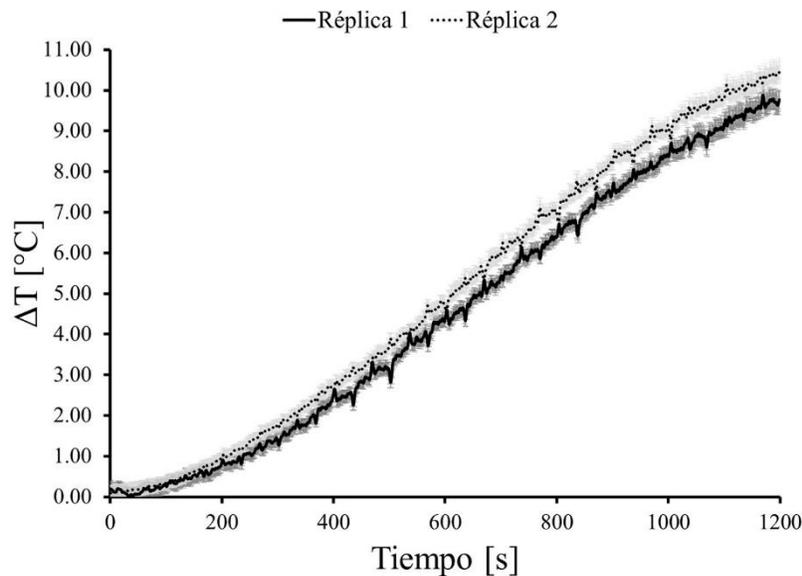


Figura 3.11.- Cambio en la temperatura promedio en el plano de medición 2 (ver Figura 3.9) a lo largo del tiempo para ambas réplicas del experimento b (ver Tabla 3.4), la desviación estándar se observa como barras de error en color gris claro.

Con la finalidad de analizar con mayor profundidad la transferencia de calor entre el líquido y las flamas de los quemadores se graficó el calor instantáneo absorbido por la fase acuosa contra el tiempo. La Figura 3.12 presenta dichas gráficas para ambas réplicas del experimento b (réplica 1 con línea

continua y réplica 2 con línea punteada). Se observa que ambas réplicas tienen un comportamiento muy similar, tanto cualitativamente, como cuantitativamente. Inicialmente la fase acuosa absorbe una cantidad de calor baja, la cual se incrementa gradualmente hasta llegar a un máximo, para posteriormente descender a lo largo del tiempo. Este comportamiento concuerda con las observaciones realizadas para la evolución de la temperatura con respecto al tiempo en ambas réplicas (ver Figura 3.11), y que se explica mediante el balance de calor en el sistema quemadores – modelo físico – alrededores, tal como se describió anteriormente.

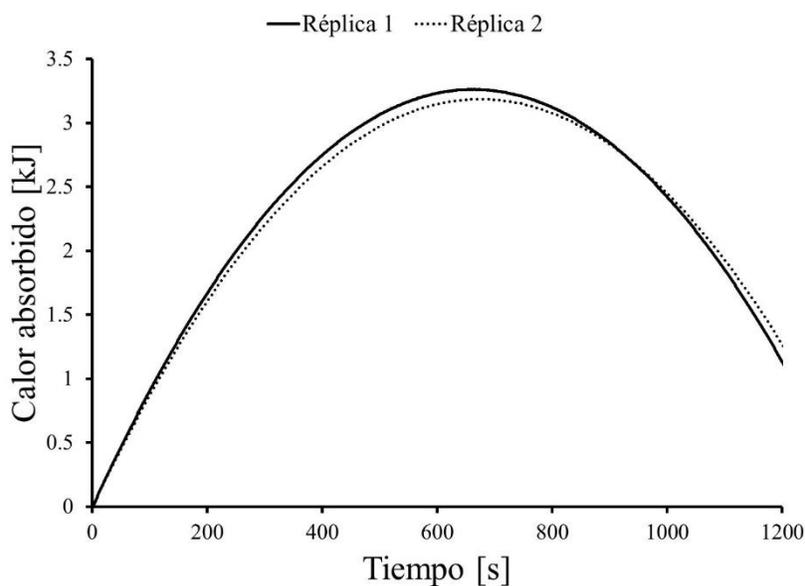


Figura 3.12.- Calor absorbido por la fase acuosa del modelo físico a lo largo del tiempo para ambas réplicas del experimento b (ver Tabla 3.4).

La Tabla 3.5 presenta los resultados del mezclado térmico para los 8 experimentos presentados en la Tabla 3.4, que incluyen el incremento en temperatura del modelo físico, la desviación estándar promedio en la temperatura del baño, el calor integral absorbido por la fase acuosa y la eficiencia energética con respecto al calor liberado por la reacción de combustión del gas LP. Se observa que incrementar el flujo de gas y usar una posición de inyección cercana a la posición de los quemadores ($R/3$) incrementa el valor de la temperatura final alcanzada por la fase acuosa, ya que el flujo de gas promueve el mezclado del sistema, mientras que posicionar los tapones más cerca de los quemadores hace que sea más eficiente la transferencia de calor flama – agua. Por otra parte el efecto del número de tapones usados para la inyección de gas no es tan claro, ya que en una posición radial de $R/3$ el uso de dos tapones incrementa la temperatura final alcanzada, mientras que en $4R/5$ reduce la misma,

en comparación al uso de un solo tapón. En todos los casos el calor integral, y por tanto la eficiencia energética, muestran ser proporcionales a la diferencia de temperatura que presenta el sistema, por lo que dicha diferencia en temperatura es un buen indicador de la eficiencia en el mezclado térmico que presenta el sistema bajo cada una de las condiciones de operación exploradas. Por otra parte, si observamos la desviación estándar promedio de la temperatura medida en el plano (ver Tabla 3.5), esta no supera 0.2 °C, por lo que el baño puede considerarse homogéneo en cuanto a la temperatura del mismo dentro de la duración de los experimentos.

Tabla 3.5.- Resultados del mezclado térmico de los experimentos considerados en la Tabla 3.4.

Experimento	ΔT [°C]	Desv. Est. [°C]	Calor integral [kJ]	Ef. Energética [%]
A	9.12 ± 0.01	0.1679 ± 0.0070	2960 ± 82	26.36 ± 1.80
B	10.07 ± 0.25	0.1620 ± 0.0107	3266 ± 202	28.37 ± 2.16
C	8.96 ± 0.03	0.1842 ± 0.0108	2988 ± 113	26.90 ± 0.92
D	9.41 ± 0.15	0.1289 ± 0.0093	3125 ± 127	27.54 ± 0.40
E	9.77 ± 0.06	0.1149 ± 0.0011	3121 ± 80	29.03 ± 0.56
F	10.34 ± 0.67	0.1485 ± 0.0060	3261 ± 121	29.65 ± 1.61
G	8.07 ± 0.30	0.1103 ± 0.0021	2571 ± 124	26.73 ± 1.29
H	9.63 ± 0.74	0.1435 ± 0.0085	3361 ± 344	29.10 ± 2.98

En la sección 4.1 se profundizará en el análisis del efecto de las distintas variables de operación sobre el incremento en la temperatura del baño, apoyando dicho análisis con mediciones de fluidodinámica realizadas con la técnica PIV.

3.2.3 Conclusiones

Se analizó el mezclado térmico en un modelo físico de olla de aceración bajo condiciones de agitación, simulándose el calentamiento con electrodos de la olla industrial mediante tres quemadores ubicados en una posición similar a la de los primeros. Se analizó el efecto del número de tapones, la posición radial de los mismos y el flujo de gas inyectado sobre el incremento en temperatura alcanzado en la fase acuosa del modelo, midiendo esta última con la técnica PLIF. Las conclusiones alcanzadas son las siguientes:

- Se encontró que un incremento en el flujo de gas inyectado incrementa la transferencia de calor entre los quemadores y el agua en el modelo físico, al incrementar el mezclado en el mismo. Por otra parte posicionar los inyectores en $R/3$, mostro ser benéfico para el calentamiento del modelo, al encontrarse cercanos a la ubicación de los quemadores, por lo que el mezclado del agua por el contacto con la flama se ve acelerado. El efecto del número de inyectores sobre el mezclado térmico no es concluyente, ya que el uso de dos tapones es benéfico para el mismo si se ubican en $R/3$, mientras que ubicados a $4R/5$ reducen el calentamiento del sistema con respecto al uso de un solo tapón.
- Bajo condiciones de agitación, la temperatura del baño mostró ser homogénea durante el calentamiento del mismo, ya que al desviación estándar promedio de la temperatura del plano medida con la técnica PLIF no supero nunca el valor de $0.2\text{ }^{\circ}\text{C}$, para ninguna de las condiciones de operación consideradas.

3.3 Modelo matemático para predecir el transporte de calor en ollas agitadas por gas

Dada la adecuada implementación del PLIF para medir el mezclado térmico en ollas agitadas por gas, y que el modelo presentado en la sección 2.3 tuvo una validación satisfactoria para predecir la fluidodinámica y la distribución de las fases en la olla, se decidió emplear dicho modelo para estudiar el mezclado térmico en ollas de aceración, para lo cual se validó la predicción de mezclado térmico del mismo con los resultados experimentales obtenidos del proceso de implementación de la técnica PLIF para medir campos de temperatura instantáneos (sección 3.1).

3.3.1 Modelo matemático

Se decidió utilizar el modelo matemático descrito en la sección 2.3, para simular la transferencia de calor en ollas agitadas por gas. Para ello, al modelo ya descrito se le adicionó la ecuación de conservación de energía (Ecuación 3.5) para un sistema multifásico, que se presenta a continuación:

Ecuación 3.5

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_q \rho_q h_q) + \nabla \cdot (\alpha_q \rho_q \vec{u}_q h_q) = \alpha_q \frac{\partial P_q}{\partial t} + \nabla \cdot \left(\alpha_q \mu_{ef,q} \left(\nabla \vec{u}_q + (\nabla \vec{u}_q)^T \right) \right) - \nabla \cdot \vec{q}_q + \sum_{p=1}^n Q_{pq}$$

Dónde: h_q es la entalpia de la q-ésima fase, \vec{q}_q es el flux de calor y Q_{pq} es el calor intercambiado entre las fases q y p .

El valor de h_q se calcula mediante la Ecuación 3.6, siendo función de la capacidad calorífica de la q-ésima fase (Cp_q) y del cambio en temperatura de la misma (T_q).

Ecuación 3.6

$$h_q = \int Cp_q dT_q$$

Por otra parte el valor de Q_{pq} se calcula con la Ecuación 3.7, siendo función de la diferencia de temperatura entre las fases p y q ($T_p - T_q$) y del coeficiente de transferencia de calor volumétrico (h_{pq}).

Ecuación 3.7

$$Q_{pq} = h_{pq}(T_p - T_q)$$

Calculándose el valor del coeficiente de transferencia de calor volumétrico mediante la siguiente expresión (Ecuación 3.8):

Ecuación 3.8

$$h_{pq} = \frac{6k_q \alpha_p \alpha_q Nu_p}{d_p^2}$$

Dónde, k_q es la conductividad térmica de la q-ésima fase y Nu_p es el número de Nusselt de la q-ésima fase, estimándose este último mediante la correlación de Ranz y Marshall [252, 253] (Ecuación 3.9):

Ecuación 3.9

$$Nu_p = 2.0 + 0.6Re_p^{1/2}Pr_p^{1/3}$$

Dónde, Re_p es el número de Reynolds de la fase p y Pr_q es el número Prandtl de la q -ésima fase, los cuales se calculan mediante la Ecuación 3.10 y la Ecuación 3.11 respectivamente.

Ecuación 3.10

$$Re_p = \frac{\rho_p |\vec{u}_p - \vec{u}_q| d_p}{\mu_p}$$

Ecuación 3.11

$$Pr_q = \frac{Cp_q \mu_q}{k_q}$$

Para la validación del modelo se emplearon los resultados experimentales obtenidos en la sección 3.1, considerando tanto el caso con inyección céntrica como el caso con inyección excéntrica con inyección a mitad del radio. A manera de ejemplo, el dominio computacional para el caso con inyección céntrica se presenta en la Figura 3.13, para ambas posiciones de inyección se consideró simétrico el dominio computacional para reducir el tiempo de cálculo. En ambos casos, la malla empleada constó de cerca de 80,000 elementos, con valores promedio de ortogonalidad, oblicuidad y relación de aspecto de tamaño de celda de 0.97, 0.14 y 2.54 respectivamente.

Para simular el flujo de calor debido a la presencia del quemador, se consideró una pared por encima del centro geométrico del modelo (ver Figura 3.1) con un radio de 0.007 m, la cual presenta un flux de calor de 4,333,584.48 W/m², correspondiente a la potencia de la llama que es 670 W. La lista completa de las condiciones de frontera empleadas para el transporte de masa, de momentum y de energía se presenta en la Tabla 3.6. Para la validación del modelo se colocaron 5 monitores de temperatura en las ubicaciones instrumentadas experimentalmente con los termopares tipo K (ver Figura 3.1), además de comparar los contornos de temperatura instantáneos obtenidos con la técnica PLIF y la simulación numérica.

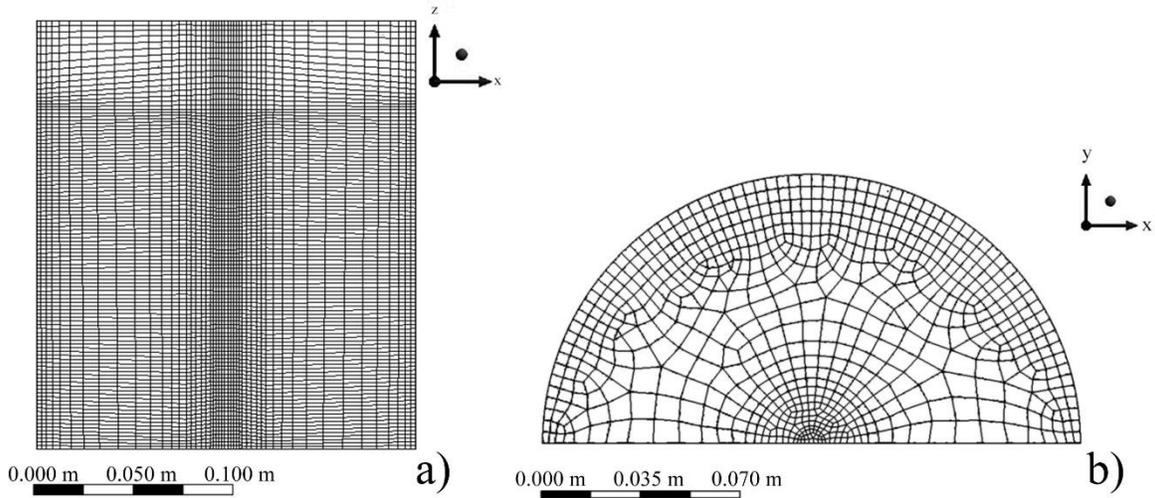


Figura 3.13.- Dominio computacional del modelo físico simulado para el sistema con inyección de gas axisimétrica: a) vista lateral y b) vista superior.

Tabla 3.6.- Condiciones de frontera empleadas.

Frontera	Condición para transporte de masa	Condición para transporte de momentum	Condición para el transporte de energía
Entradas	Fracción de aire unitaria	Entrada con velocidad constante e intensidad turbulenta calculada	Entrada a temperatura constante
Salida	Reflujo con fracción de aire unitaria	Salida con presión manométrica de cero con intensidad turbulenta calculada	Temperatura de reflujo contante
Pared lateral e inferior	Impermeabilidad	No deslizamiento con funciones de pared estándar	Pared adiabática
Región del quemador (Pared)	Impermeabilidad	No deslizamiento con funciones de pared estándar	Flux de calor constante

En la simulación, se resolvió primero en estado estacionario la fluidodinámica y las fases presentes en el sistema, para posteriormente simular la transferencia de calor en estado transitorio por 600 segundos, siendo necesarias 3 horas de cómputo en un equipo con un procesador Intel Core® i7-3770 @ 3.4 GHz y 8 MB de memoria RAM.

3.3.2 Resultados y análisis de resultados

Ya que el modelo matemático propuesto se validó en cuanto a su capacidad para predecir la fluidodinámica, la distribución de las fases y el mezclado químico en la sección 2.3, en este caso únicamente se validará el mismo para predecir la transferencia de calor en ollas agitadas con gas, para lo cual se usarán los resultados experimentales obtenidos durante la implementación de la técnica PLIF para medición de temperatura (sección 3.1).

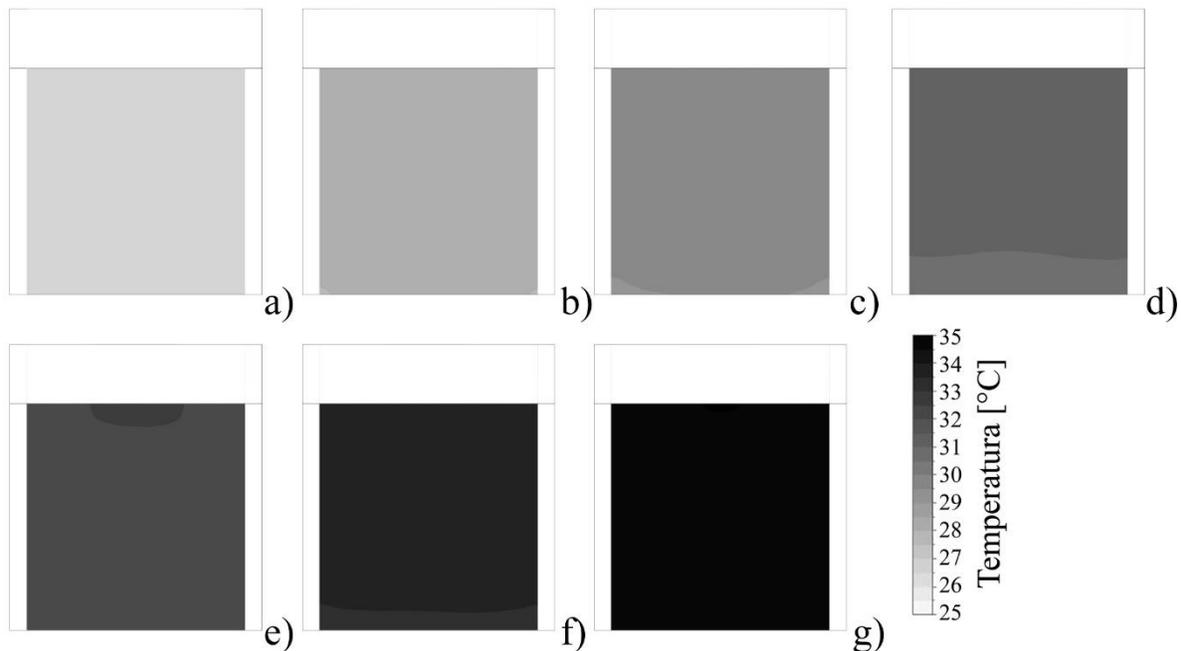


Figura 3.14.- Contornos de temperatura instantáneos obtenidos con modelado CFD para el modelo con inyección axisimétrica (1.54 lpm) en el plano de medición mostrado en la Figura 3.1 al tiempo: a) 0 s, b) 100 s, c) 200 s, d) 300 s, e) 400 s, f) 500 s y g) 600 s.

La Figura 3.14 muestra los contornos de temperatura calculados para el caso con inyección axisimétrica en un plano equivalente al utilizado para realizar las mediciones de temperatura con la

técnica PLIF (ver Figura 3.1). El modelo matemático predice una temperatura prácticamente isotérmica en la fase acuosa a cada uno de los tiempos considerados, mostrando una buena concordancia con las temperaturas observadas en los contornos instantáneos obtenidos experimentalmente con la técnica PLIF (ver Figura 3.6).

La temperatura registrada con los monitores ubicados en la misma posición que se colocaron los termopares tipo K (ver Tabla 3.1), muestra buena concordancia con las mediciones experimentales realizadas, tanto para el caso con inyección axisimétrica (ver Figura 3.15) como para el caso con inyección excéntrica (ver Figura 3.16), mostrando con esto la capacidad del modelo para predecir adecuadamente la transferencia de calor en el sistema.

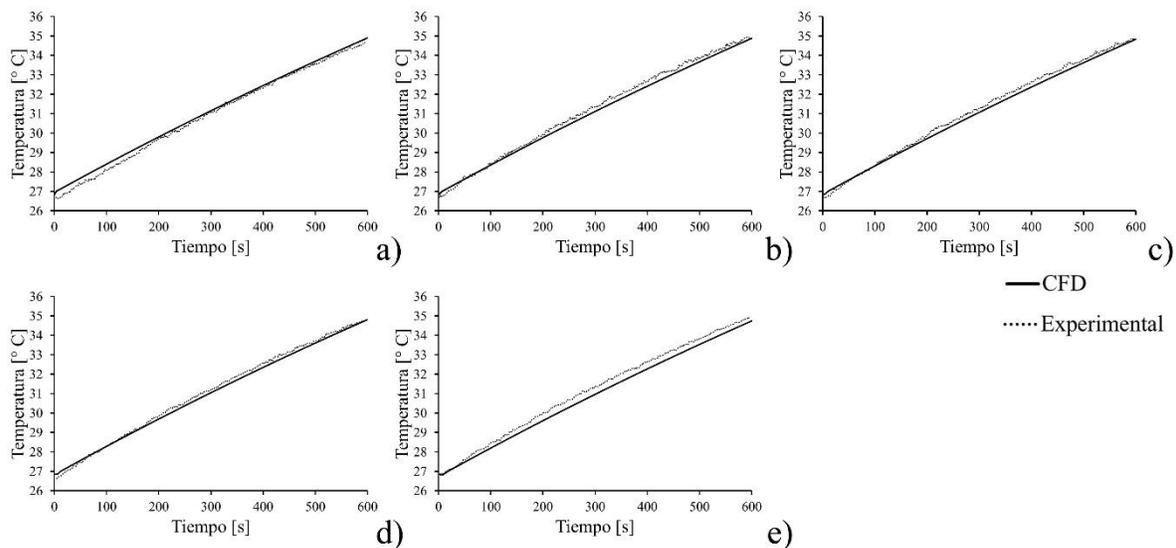


Figura 3.15.- Comparación entre las curvas de calentamiento obtenidas de forma local con los termopares y la simulación CFD para el modelo con inyección axisimétrica, en las posiciones (ver Figura 3.1): a) A, b) B, c) C, d) D y e) E.

Se debe señalar, que si bien el modelo matemático muestra ser adecuado para predecir con precisión la evolución de la temperatura del baño bajo condiciones de agitación, la validación se realizó con inyección mediante un único punto, ya sea inyección de gas céntrica o excéntrica en $R/2$, siendo una de las principales carencias del modelo la predicción de la interacción entre las plumas de gas cuando se realiza la inyección mediante dos tapones, tal como se discutió en la sección 2.3, por lo que validar el modelo con casos de inyección de gas dual sería deseable para aseverar la robustez de las predicciones realizadas con el mismo.

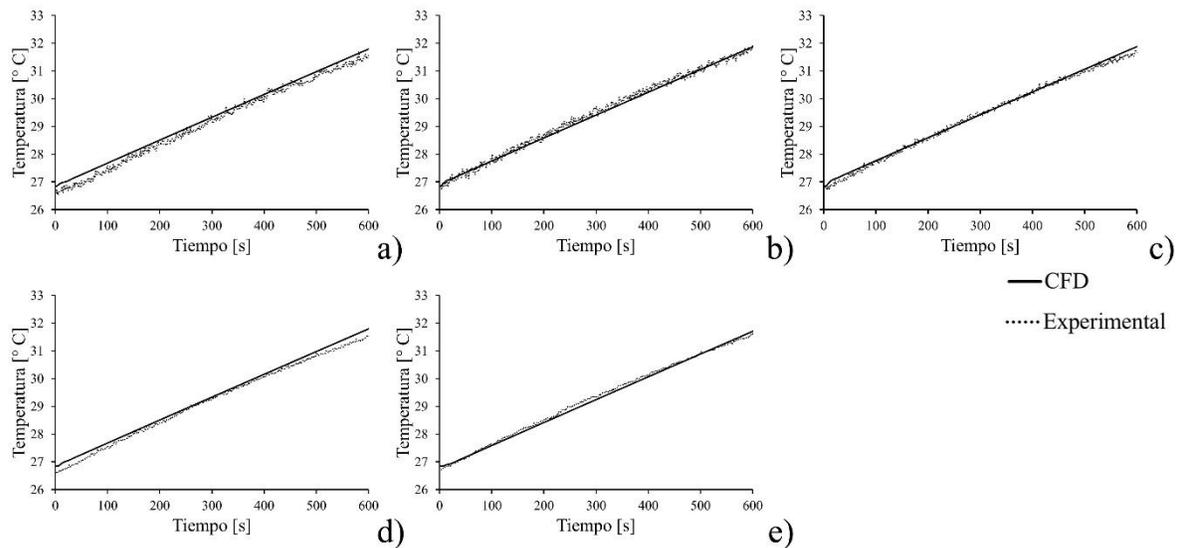


Figura 3.16.- Comparación entre las curvas de calentamiento obtenidas de forma local con los termopares y la técnica PLIF para el modelo con inyección excéntrica en mitad del radio, en las posiciones (ver Figura 3.1): a) A, b) B, c) C, d) D y e) E.

3.3.3 Conclusiones

Se desarrolló un modelo matemático bifásico con enfoque euleriano para predecir la transferencia de calor en ollas agitadas con gas, el cual se validó exitosamente con mediciones experimentales realizadas en un modelo físico con inyección de gas mediante un solo tapón en el fondo, ubicado en el centro o a la mitad del radio del fondo, con un quemador cuya flama impacta de manera vertical en el centro de la superficie libre del modelo, simulando el modelo esta transferencia de calor mediante una pared con un flux de calor constante. A pesar de que la validación del modelo fue exitosa para casos con un solo tapón, es deseable validar el mismo con casos de inyección de gas dual para asegurar la robustez del modelo planteado.

Capítulo 4 Optimización

*Para Manuel, Daniel,
Tamara, y Aline*

4.1 Optimización de una olla de aceración empleando mediciones experimentales de fluidodinámica, área de ojo expuesta y mezclado térmico

En cuanto a la investigación de ollas agitadas por gas, uno de los objetivos que recientemente ha tenido un incremento en interés es la optimización de la misma, tal como se menciona en la sección 1.2.8, debido a que el sistema tiene varios objetivos de procesamiento del metal líquido, por lo que debe operar eficientemente considerando diversas variables respuesta, sin embargo, son escasos los trabajos que buscan realizar una optimización formal del desempeño de la olla, es por ello que como parte de la presente investigación se decidió realizar una optimización multi-variable multi-objetivo, utilizando modelado físico y un algoritmo genético (NSGA-II) con esta finalidad. Las variables a explorar fueron el número de tapones, la posición radial de los mismos, el flujo de gas inyectado y la presencia o ausencia de una capa de aceite que simule la escoria en el modelo físico, para un sistema con un ángulo de separación entre tapones de 180° en caso de emplearse inyección dual. En esta primera aproximación se empleó un diseño factorial 2^4 para realizar un análisis estadístico del efecto de las variables y para obtener ecuaciones de regresión que consideren el efecto individual de las variables y las interacciones entre las mismas. Las variables respuesta fueron la velocidad promedio y energía cinética turbulenta promedio de un plano completo del sistema, las cuales se midieron mediante velocimetría de imágenes de partículas (PIV), el área de ojo expuesta en los casos que se consideró la presencia de una capa de aceite para simular la escoria, la cual se cuantificó mediante análisis de imágenes, y el incremento en temperatura cuya medición se detalla en la sección 3.2. En la optimización se buscó minimizar el área de ojo expuesta, mientras que simultáneamente se maximizó la velocidad promedio, la energía cinética turbulenta promedio y el incremento en temperatura de la fase acuosa, siendo la primera una medida de la protección del metal líquido, las dos siguientes variables están asociadas a la eficiencia del mezclado en el sistema y la última mide la eficiencia de transporte de calor en el mismo. La optimización dio lugar a un frente de Pareto, el cual contiene condiciones óptimas de operación que pueden seleccionarse dependiendo del objetivo de procesamiento de metal fundido.

Parte de los resultados de este proceso de investigación se publicaron en la revista *Materials and Manufacturing Processes* [181], en donde solo el mezclado (cuantificado mediante la dinámica de fluidos del sistema) y el ojo de escoria se analizaron en función del flujo de gas, posición y número de tapones así como el espesor de escoria, y cuyos detalles se presentan en el Anexo A. Sin embargo, la inclusión al estudio del incremento de temperatura como variable en la optimización, cuantificando el transporte de calor en la olla, arroja nueva información del desempeño de la misma, por lo que se planea publicar los resultados obtenidos tras la inclusión de la misma.

4.1.1 Metodología experimental

Se realizó una optimización formal multi-objetivo multi-variable para encontrar el efecto de la presencia o ausencia (espesor) de la tercera fase que simula la escoria, la posición radial y el número de tapones, además del flujo de gas, sobre; el área de ojo expuesta, medida con análisis de imágenes; la eficiencia del mezclado, analizando la velocidad promedio y la energía cinética turbulenta promedio medida con la técnica PIV; y el mezclado térmico, midiendo el incremento de temperatura promedio en condiciones de calentamiento con la técnica PLIF.

Para la experimentación se utilizó un modelo físico con factor de escala 1/6 (ver Tabla 2.1), ya sea bifásico considerando únicamente agua para simular el baño de acero fundido y aire para simular la inyección de argón, o bien trifásico adicionando una capa de aceite de motor para simular la presencia de escoria en el sistema (ver Figura 4.1 a)), con el fin de evaluar la presencia o ausencia de la misma sobre las respuestas estudiadas. Las propiedades de las fases líquidas se presentan en la Tabla 2.6. Si bien el modelo respeta la similitud geométrica y dinámica, la cual se alcanzó calculando el flujo de gas inyectado mediante la Ecuación 1.5 [37], la similitud cinemática no se alcanza completamente al diferir las viscosidades cinemáticas del aceite de motor y la escoria, sin embargo, el uso de este material ha comprobado ser adecuado para simular el sistema acero-escoria-gas [55].

Las mediciones de fluidinámica se realizaron con la técnica PIV en el plano de medición 1 mostrado en la Figura 4.1 b), con una metodología similar a la descrita en la sección 2.1. Mientras que las mediciones de incremento en temperatura mediante la técnica PLIF, se describen a profundidad en la sección 3.2, siendo realizadas en el plano de medición 2 (ver Figura 4.1 b)).

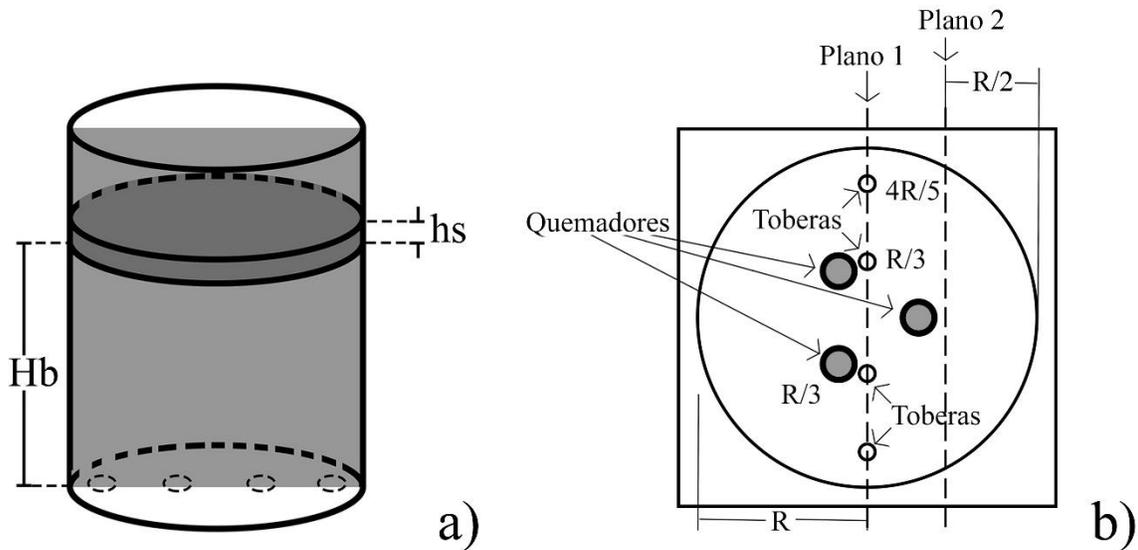


Figura 4.1.- Esquema del sistema experimental; a) modelo físico mostrando el plano de medición 1 y las fases líquidas presentes en los casos con presencia de aceite; b) vista superior del modelo físico mostrando los planos de medición, la posición de las toberas y la posición de los quemadores cuando se estudia el mezclado térmico.

Por otra parte, la medición de área de ojo expuesta se realizó mediante análisis de imágenes con el software Matlab®. Para lo cual se capturaron de 20 a 30 imágenes de la superficie durante la operación del modelo, es decir, con inyección de gas, exclusivamente en los experimentos que consideran la presencia de la capa de aceite de motor que simula la escoria. Las fotografías se tomaron con una cámara Canon EOS Rebel T5 posicionada de manera perpendicular a la superficie del modelo. Las imágenes tomadas durante la operación del modelo, fueron comparadas con imágenes de la capa de aceite sin inyección de gas, para calcular el porcentaje de área expuesta en cada una de las condiciones de operación evaluadas.

Se evaluó el efecto de la presencia o ausencia de la tercera fase en el sistema, la posición radial y el número de tapones empleados para la inyección de gas, considerándose uno o dos puntos de inyección, ubicándose con un ángulo de separación de 180° en caso de usarse inyección dual, además de evaluarse el efecto del flujo de gas inyectado. Para evaluar todas las variables y la interacción entre las mismas se usó un diseño factorial 2^4 , cuyos niveles se presentan en la Tabla 4.1.

Tabla 4.1.- Matriz experimental.

Experimento	h_s [%]	r/R [m/m]	N	Q [lpm]
a	0 (-)	1/3 (-)	1 (-)	1 (-)
b	0 (-)	1/3 (-)	1 (-)	9 (+)
c	0 (-)	1/3 (-)	2 (+)	1 (-)
d	0 (-)	1/3 (-)	2 (+)	9 (+)
e	0 (-)	4/5 (+)	1 (-)	1 (-)
f	0 (-)	4/5 (+)	1 (-)	9 (+)
g	0 (-)	4/5 (+)	2 (+)	1 (-)
h	0 (-)	4/5 (+)	2 (+)	9 (+)
i	1.95 (+)	1/3 (-)	1 (-)	1 (-)
j	1.95 (+)	1/3 (-)	1 (-)	9 (+)
k	1.95 (+)	1/3 (-)	2 (+)	1 (-)
l	1.95 (+)	1/3 (-)	2 (+)	9 (+)
m	1.95 (+)	4/5 (+)	1 (-)	1 (-)
n	1.95 (+)	4/5 (+)	1 (-)	9 (+)
o	1.95 (+)	4/5 (+)	2 (+)	1 (-)
p	1.95 (+)	4/5 (+)	2 (+)	9 (+)

Para la optimización, se realizó un análisis estadístico de la velocidad promedio y energía cinética turbulenta promedio medidas en el plano 1 (ver Figura 4.1 b)) con la técnica PIV, el área de ojo expuesta medida con análisis de imágenes, y la diferencia de temperatura alcanzada durante experimentos de calentamiento en el plano 2 (ver Figura 4.1 b)). Con dicho análisis estadístico se obtuvo el valor de los efectos principales y de las interacciones de cada una de las variables de operación evaluadas, además de una ecuación de regresión lineal para predecir el valor de las variables respuesta dentro de los límites de operación explorados (ver Tabla 4.1).

Las ecuaciones de regresión obtenidas, se sometieron a un proceso de optimización multi-variable multi-objetivo con el algoritmo genético NSGA-II, mediante el software Matlab®, considerando los límites de validez para dichas ecuaciones (ver Tabla 4.1). Se maximizaron simultáneamente la velocidad promedio, la energía cinética turbulenta promedio y el incremento en temperatura del modelo, al mismo tiempo que se minimizó el área de ojo expuesta, obteniéndose varias condiciones de operación óptimas representadas mediante un frente de Pareto.

4.1.2 Resultados y análisis de resultados

En la Figura 4.2 se concentran los patrones de flujo medidos en el plano de medición 1 (ver Figura 4.1 b)) con la técnica PIV para los 16 experimentos realizados, cuyas condiciones experimentales se presentan en la Tabla 4.1. En el patrón de flujo correspondiente al experimento a (Figura 4.2 a)), donde se inyecta 1 lpm de aire mediante un solo tapón ubicado en $R/3$ en ausencia de una capa de aceite que simula la escoria, se observa que a los costados de la pluma existen dos recirculaciones, siendo la del lado izquierdo mucho mayor en magnitud de velocidad y dimensión, abarcando prácticamente la mitad superior del modelo, mientras que la recirculación derecha solo ocupa una pequeña región cercana a la superficie del mismo, mostrando zonas muertas justo por debajo de las mismas, sobre todo a la derecha de la pluma. El experimento e (ver Tabla 4.1) comparte las mismas condiciones experimentales que el experimento a, salvo la ubicación radial del tapón que en este caso es $4R/5$, se observa (Figura 4.2 e)) que el plano de medición presenta una única recirculación a la izquierda de la pluma de gas, la cual abarca prácticamente la totalidad del plano, presentando una pequeña región de baja velocidad en la esquina inferior izquierda del modelo, existiendo mucha menor cantidad de zonas muertas en comparación con la inyección realizada en $R/3$. Este mismo comportamiento se observa en los casos con una capa de aceite que simula la escoria, la cual provoca que las recirculaciones se vean más definidas, al ayudar a la deflexión radial de la fase acuosa en la superficie, sin embargo, la velocidad que presentan las mismas se ve disminuida. Por otra parte, un incremento en el flujo de gas inyectado provoca que la velocidad del líquido sea mayor, observándose menor cantidad de zonas muertas en el plano de medición y definiéndose mejor las recirculaciones que presenta el mismo.

Por otra parte, cuando la inyección de gas es dual (ver Figura 4.2), las plumas de gas presentan interacciones diferentes dependiendo de la posición radial de las mismas, lo cual es más evidente al usar flujos de gas elevados, por ejemplo, en el experimento d) ambas plumas generan un movimiento recirculatorio hacia las paredes externas del modelo, el cual deforma las plumas de gas juntándolas, con lo que el patrón de flujo se vuelve similar al que se obtendría al realizar la inyección de gas mediante un solo punto en el centro del modelo, generando zonas muertas en la parte baja del modelo a ambos costados de los puntos de inyección de gas, tal como se observa en la Figura 4.2 d). Por otra parte, en el experimento h (Figura 4.2 h)), se observa que al generarse movimientos recirculatorios en dirección a la línea central (radial) del plano de medición, las plumas se deforman en dirección

opuesta a dicho movimiento, mostrando únicamente una zona muerta en la parte inferior del mismo justo en la región central del plano. A flujos bajos, la interacción entre las plumas se ve reducida, mostrando un ascenso prácticamente lineal con recirculaciones a ambos costados de las plumas. Mientras que el añadir la capa de aceite que simula la escoria, nuevamente ayuda a definir las recirculaciones del sistema, pero reduce la velocidad que presentan las mimas.

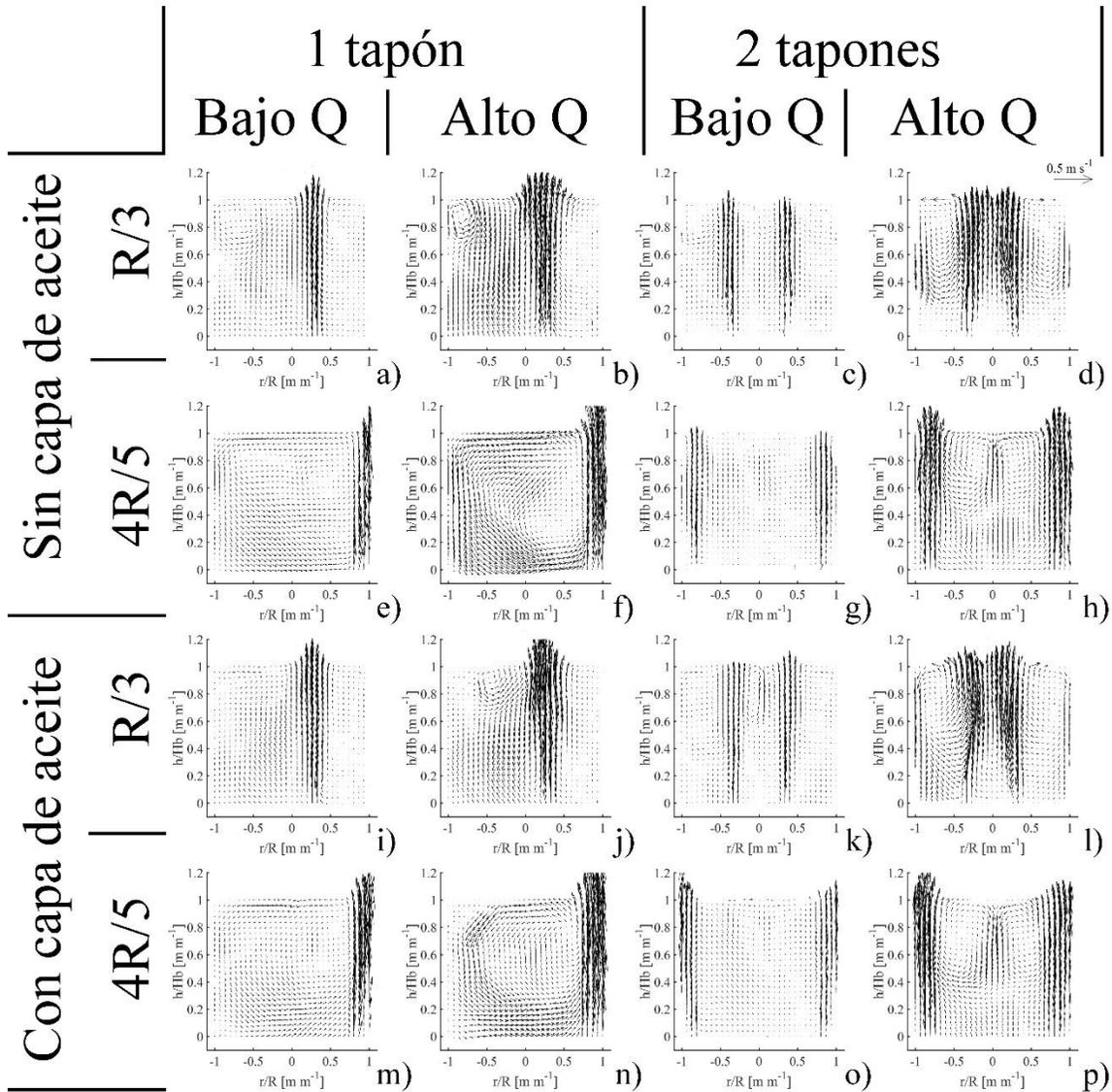


Figura 4.2.- Patrones de flujo medidos en el plano de medición 1 (ver Figura 4.1) para cada uno de los 16 experimentos presentados en la Tabla 4.1.

La Figura 4.3 presenta las áreas de ojo para los experimentos en los que se adiciono la capa de aceite para simular la escoria (ver Tabla 4.1). El efecto de incrementar el flujo de gas es que el área de ojo

se incrementa, al incrementarse la velocidad de las plumas y desplazar una mayor cantidad de la fase líquida superior hacia los costados de las mismas. También se observa que ubicar la inyección de gas en $R/3$ genera un ojo totalmente rodeado de aceite, mientras que en $4R/5$ la cercanía de las plumas con las paredes del modelo, hacen que el ojo expuesto abarque parte de la pared del modelo. Por otra parte el uso de dos tapones ubicados en $R/3$ genera un único ojo, aunque con el flujo de 1 lpm aún se distinguen los semicírculos correspondientes a cada pluma. Por otra parte, dos tapones ubicados en $4R/5$ generan dos ojos separados 180° entre sí.

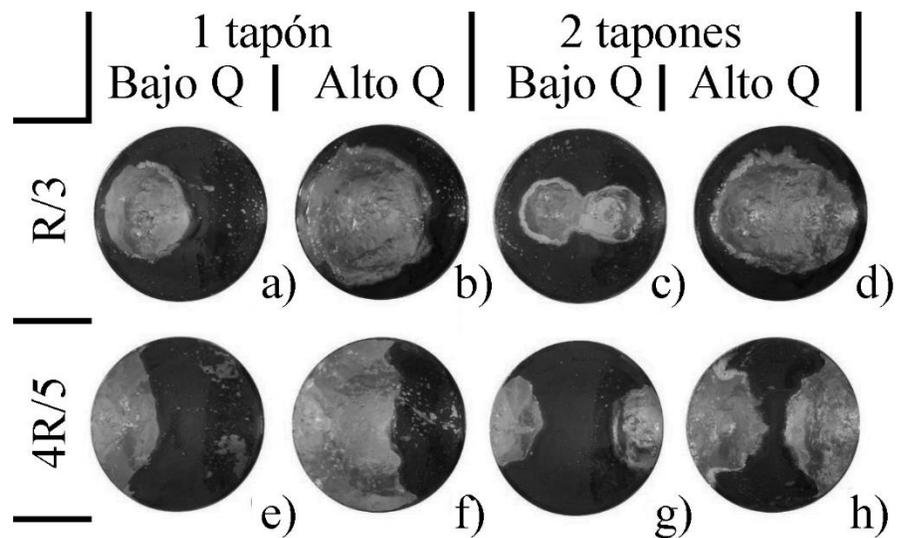


Figura 4.3.- Ejemplo de área de ojo expuesta para los experimentos (ver Tabla 4.1): a) i, b) j, c) k, d) l, e) m, f) n, g) o y h) p.

Se cuantifico la velocidad promedio y la energía cinética turbulenta promedio en el plano de medición 1, el área de ojo expuesta, además del incremento en temperatura calculado en la sección 3.2, los resultados se presentan en la Tabla 4.2. Se observa que la desviación estándar de la velocidad promedio y de la energía cinética turbulenta promedio es muy elevada, esto se debe principalmente a la gran diferencia que existe en los valores de las mismas en las plumas de gas y las zonas muertas que presenta el sistema, por lo que la variabilidad de los valores es alta, sin embargo, el valor promedio es un buen estimador del mezclado que presenta el sistema, ya que cuantifica indirectamente el transporte de masa por convección y debido a la difusión turbulenta.

Tabla 4.2.- Resultados numéricos de velocidad media, energía cinética turbulenta media, área de ojo expuesta y diferencia de temperatura para la matriz experimental de la Tabla 4.1.

Experimento	$\bar{u} \times 10^{-2}$ [m s ⁻¹]	$\bar{k} \times 10^{-3}$ [m ² s ⁻²]	A_{eye} [%]	ΔT [°C]
a	4.32 ± 3.56	2.19 ± 1.27	----	9.12 ± 0.01
b	8.77 ± 7.17	7.31 ± 5.15	----	10.07 ± 0.25
c	3.88 ± 5.87	4.86 ± 3.45	----	9.77 ± 0.06
d	8.17 ± 10.63	12.22 ± 11.29	----	10.34 ± 0.67
e	5.13 ± 3.50	3.24 ± 1.23	----	8.96 ± 0.03
f	9.62 ± 6.40	7.94 ± 4.10	----	9.41 ± 0.15
g	3.43 ± 4.40	3.16 ± 1.93	----	8.07 ± 0.30
h	9.56 ± 10.59	13.86 ± 11.21	----	9.63 ± 0.74
i	4.74 ± 3.28	1.93 ± 1.08	31.2 ± 0.7	----
j	7.23 ± 6.94	7.87 ± 4.81	57.5 ± 2.5	----
k	4.04 ± 3.34	1.58 ± 1.11	31.8 ± 0.8	----
l	8.32 ± 10.43	12.20 ± 10.87	58.0 ± 2.4	----
m	5.58 ± 3.99	4.49 ± 1.59	33.7 ± 2.0	----
n	8.66 ± 6.63	9.63 ± 4.39	65.7 ± 1.4	----
o	3.62 ± 4.01	3.20 ± 1.61	26.8 ± 3.9	----
p	8.58 ± 10.90	13.86 ± 11.88	61.1 ± 2.34	----

Dada la dificultad para analizar adecuadamente el efecto de las variables simplemente observando los valores numéricos reportados en la Tabla 4.2, se decidió realizar un análisis estadístico para encontrar el efecto del flujo de gas, el número de tapones, la posición radial de los mismos y el espesor de la capa de aceite que simula la escoria sobre; el mezclado del modelo físico, cuantificado mediante la velocidad promedio y la energía cinética turbulenta promedio; la exposición de la fase líquida principal a la atmosfera, cuantificada mediante el área de ojo expuesta; y la eficiencia del calentamiento del sistema cuando se le somete a transferencia de calor superficial, cuantificado como el incremento en temperatura. Los resultados de dicho análisis estadístico se representan mediante los efectos principales y los efectos de las interacciones sobre las variables elegidas como respuesta, los cuales se presentan en la Tabla 4.3, cabe señalar que no se presenta el efecto del espesor de escoria sobre la apertura del ojo y el calentamiento del modelo, ya que ambas mediciones se realizaron exclusivamente con presencia y ausencia de la capa de aceite que simula la escoria respectivamente.

Tabla 4.3.- Efectos de las variables principales y sus interacciones sobre la velocidad media, la energía cinética turbulenta media, el área de ojo expuesta y la diferencia de temperatura.

Fuente	$\bar{u} \times 10^{-2}$ [m s ⁻¹]	$\bar{k} \times 10^{-3}$ [m ² s ⁻²]	A_{eye} [%]	ΔT [°C]
Flujo de gas (Q)	4.27 ± 1.00	7.53 ± 0.90	29.70 ± 0.46	0.88 ± 0.08
Número de tapones (N)	-0.56 ± 1.00	2.54 ± 0.90	-2.60 ± 0.46	0.06 ± 0.08
Posición radial (r/R)	0.59 ± 1.00	1.15 ± 0.90	2.20 ± 0.46	-0.81 ± 0.08
Espesor de aceite (h_s)	-0.26 ± 1.00	-0.01 ± 0.90	----	----
$Q*N$	0.64 ± 1.00	2.31 ± 0.90	0.55 ± 0.46	0.18 ± 0.08
$Q*r/R$	0.39 ± 1.00	0.27 ± 0.90	3.45 ± 0.46	0.12 ± 0.08
$Q*h_s$	-0.57 ± 1.00	0.56 ± 0.90	----	----
$N*r/R$	-0.39 ± 1.00	-0.35 ± 0.90	-3.15 ± 0.46	-0.40 ± 0.08
$N*h_s$	0.14 ± 1.00	-0.81 ± 0.90	----	----
$r/R*h_s$	-0.06 ± 1.00	0.75 ± 0.90	----	----
$Q*N*r/R$	0.24 ± 1.00	0.58 ± 0.90	0.60 ± 0.46	0.37 ± 0.08
$Q*N*h_s$	0.27 ± 1.00	0.25 ± 0.90	----	----
$Q*r/R*h_s$	-0.08 ± 1.00	-0.46 ± 0.90	----	----
$N*r/R*h_s$	-0.21 ± 1.00	0.09 ± 0.90	----	----
$Q*N*r/R*h_s$	-0.21 ± 1.00	-0.37 ± 0.90	----	----

El análisis estadístico arrojo como único efecto significativo sobre la velocidad media el flujo de gas inyectado (ver Tabla 4.3), esto se debe a que la velocidad que alcanza el agua depende de la fuerza de arrastre que las burbujas ejercen sobre la misma durante su ascenso en el modelo debido a la fuerza boyante, por lo que un incremento en el flujo de gas es el mayor aporte de energía para la agitación del baño, y si bien la distribución de la velocidad si se ve afectada por las otras variables, cuantitativamente solo el flujo de gas ejerce un efecto significativo. Por otra parte, el flujo de gas, el número de tapones y la interacción entre ambas variables mostraron significancia estadística sobre la energía cinética turbulenta promedio, ambas variables afectan significativamente el patrón de flujo en el sistema, presentando diferencias significativas en la cantidad de zonas de baja velocidad que

presenta el mismo, y por ende en la distribución y magnitud de energía de cinética turbulenta que se presenta, siendo de particular interés el efecto de la interacción entre ambas variables, ya que como se describió al analizar la Figura 4.2, incrementar el flujo de gas y el número de tapones simultáneamente provoca fuertes cambios en la fluidodinámica del modelo físico, al generar interacciones muy fuertes entre ambas plumas que incluso deforman las mismas, incrementando con esto la turbulencia de la fase acuosa.

En cuanto al área de ojo expuesta, se observa una mayor cantidad de efectos principales e interacciones significativas (ver Tabla 4.3), mostrando un efecto positivo el flujo de gas al incrementar el área expuesta cuando el mismo se ve incrementado. El número de tapones tiene un efecto negativo, ya que al pasar de un solo punto de inyección a dos, el par de plumas generadas presenta una menor velocidad que la pluma única, desplazándose una menor cantidad de aceite a pesar de tener un flujo de gas similar. Por otra parte, tanto el efecto principal de la posición radial de los tapones, como la interacción de dicha variable con el flujo de gas y con el número de tapones muestran significancia estadística, presentándose dichos efectos debido a la interacción entre la o las plumas con las paredes del modelo que se incrementa cuando se ubican los tapones en $4R/5$ en comparación con la posición de $R/3$, lo cual modifica significativamente el área de ojo expuesta, además de que al incrementar el número de tapones se presenta interacción entre ambas plumas, la cual se potencia en este caso al ubicarlas en $R/3$, lo cual también modifica el área expuesta, siempre recordando que la interacción entre ambas plumas o bien la interacción de la o las mismas con las paredes se ve modificada dependiendo del flujo de gas que se inyecte.

Finalmente, en la Tabla 4.3 se observa significancia estadística del flujo de gas, la posición radial y la interacción de esta última con el número de tapones sobre el incremento de temperatura del modelo. El flujo de gas tiene un efecto positivo, ya que un incremento en él mismo mejora el mezclado del sistema, promoviendo de esta forma la transferencia de calor en la fase acuosa. Por otra parte, la posición radial tiene un efecto negativo, ya que alejar los tapones de la posición en que se encuentran ubicados los quemadores (ver Figura 4.1 b)) disminuye la transferencia de calor entre los quemadores y el agua, pero además disminuye el transporte debido a la convección y la difusión turbulenta del líquido calentado hacia el resto del modelo. La interacción entre el número de tapones con la posición radial es significativa principalmente por la interacción que pueden presentar ambas plumas entre sí, ya que el patrón de flujo en casos con inyección doble se ve totalmente modificado por la distancia entre ambas plumas, acelerando o reduciendo la transferencia de calor por dicha modificación.

A partir del análisis estadístico se obtuvieron ecuaciones de regresión para estimar la velocidad promedio (Ecuación 4.1), la energía cinética turbulenta promedio (Ecuación 4.2), el área de ojo expuesta (Ecuación 4.3) y el incremento en temperatura (Ecuación 4.4) dentro de los límites de las variables establecidos en la matriz experimental presentada en la Tabla 4.1. Dichas ecuaciones de regresión se sometieron a un proceso de optimización multi-variable multi-objetivo, dentro de los límites previamente mencionados para las variables de operación consideradas, para lo que se utilizó el algoritmo NSGA-II mediante el módulo de optimización del software Matlab®, buscando minimizar el área de ojo expuesta al mismo tiempo que se maximizaba la velocidad promedio, la energía cinética turbulenta promedio y el incremento en temperatura de la fase acuosa.

Ecuación 4.1

$$\begin{aligned} \bar{u} = & 2.50 + 0.73 Q + 0.60 N + 4.90 \left(\frac{r}{R}\right) + 0.70 h_s - 0.18 QN - 0.47 Q\left(\frac{r}{R}\right) - 0.35 Qh_s \\ & - 3.20 N\left(\frac{r}{R}\right) - 0.34 Nh_s - 0.30 \left(\frac{r}{R}\right)h_s + 0.48 QN\left(\frac{r}{R}\right) + 0.20 QNh_s \\ & + 0.31 Q\left(\frac{r}{R}\right)h_s + 0.20 N\left(\frac{r}{R}\right)h_s - 0.23 QN\left(\frac{r}{R}\right)h_s \end{aligned}$$

Ecuación 4.2

$$\begin{aligned} \bar{k} = & -3.90 + 0.73 Q + 4.70 N + 9.30 \left(\frac{r}{R}\right) + 1.70 h_s - 0.06 QN - 1.12 Q\left(\frac{r}{R}\right) \\ & - 0.22 Qh_s - 6.90 N\left(\frac{r}{R}\right) - 2.50 Nh_s - 0.70 \left(\frac{r}{R}\right)h_s + 1.01 QN\left(\frac{r}{R}\right) \\ & + 0.29 QNh_s + 0.35 Q\left(\frac{r}{R}\right)h_s + 2.40 N\left(\frac{r}{R}\right)h_s - 0.40 QN\left(\frac{r}{R}\right)h_s \end{aligned}$$

Ecuación 4.3

$$\begin{aligned} A_{eye} = & 20.45 + 3.01 Q + 6.18 N + 20.54 \left(\frac{r}{R}\right) - 0.23 QN + 0.88 Q\left(\frac{r}{R}\right) - 16.71 N\left(\frac{r}{R}\right) \\ & + 0.64 QN\left(\frac{r}{R}\right) \end{aligned}$$

Ecuación 4.4

$$\begin{aligned} \Delta T = & 7.14 + 0.34 Q + 1.93 N + 3.49 \left(\frac{r}{R}\right) - 0.18 QN - 0.53 Q\left(\frac{r}{R}\right) - 3.70 N\left(\frac{r}{R}\right) \\ & + 0.40 QN\left(\frac{r}{R}\right) \end{aligned}$$

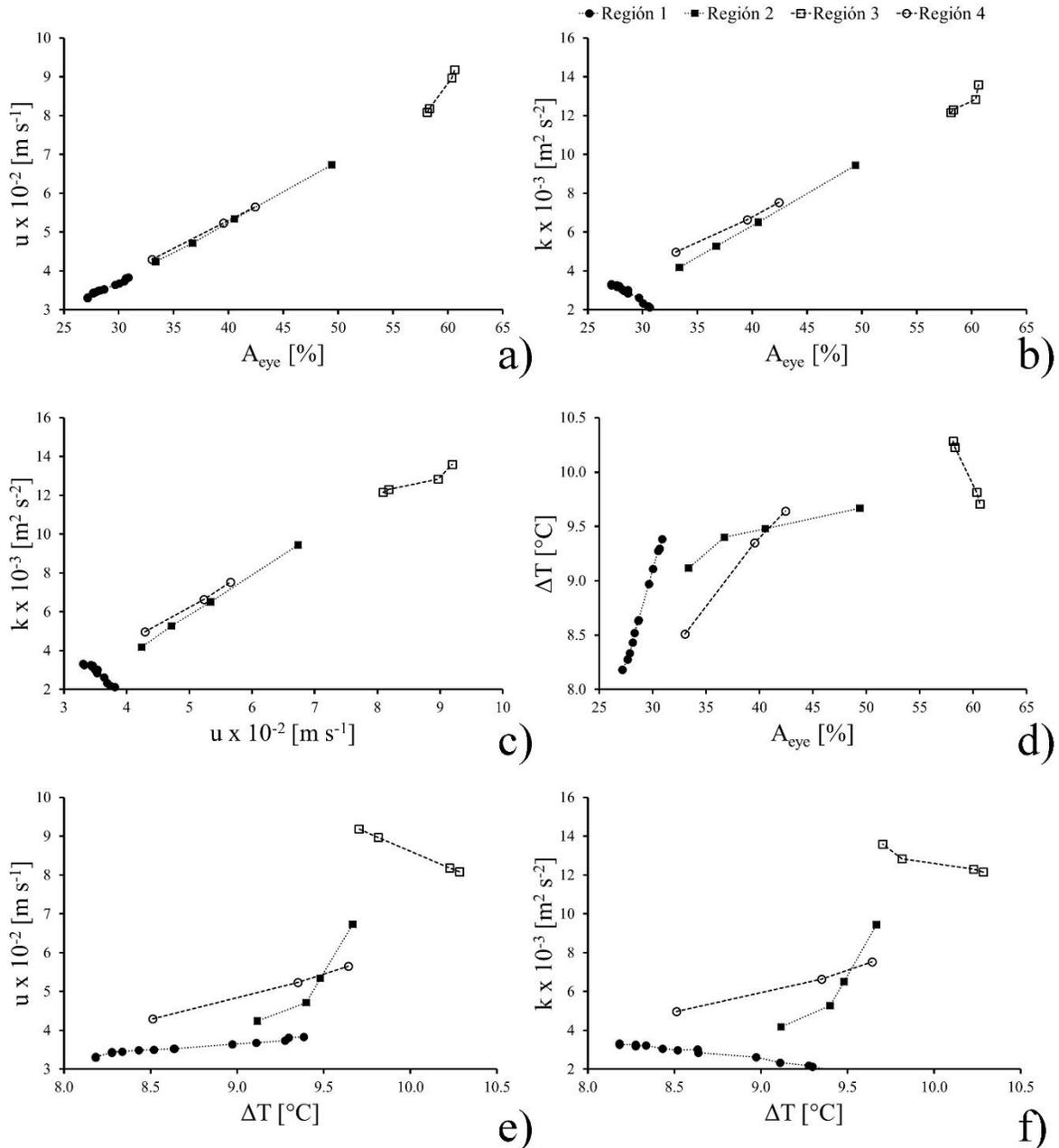


Figura 4.4.- Frentes de Pareto obtenidos de la optimización al maximizar la velocidad promedio (Ecuación 4.1), maximizar la energía cinética turbulenta promedio (Ecuación 4.2), minimizar el área de ojo expuesta (Ecuación 4.3) y maximizar el incremento en temperatura (Ecuación 4.4) simultáneamente.

La optimización dio como resultado un frente de Pareto con varias condiciones óptimas de operación, ya que debido a la complejidad del sistema y los múltiples objetivos que se persiguen al refinar el acero, no es posible establecer un único valor óptimo de las variables de operación. Dada la naturaleza

cuatridimensional del frente de Pareto, éste se representó mediante frentes de Pareto bidimensionales que relacionan pares de variables respuesta, dando como resultado los seis frentes de Pareto mostrados en la Figura 4.4. Mediante un análisis profundo de dichos frentes de Pareto, se lograron identificar cuatro regiones óptimas de operación, las cuales se señalan en la Figura 4.4, identificándose la primera región mediante puntos sólidos, la segunda con cuadrados sólidos, la tercera con cuadrados huecos y la cuarta mediante puntos huecos. Hay que considerar que, independientemente de la región óptima, en todas las condiciones de operación representadas en la Figura 4.4 se recomienda el uso de inyección dual.

Las condiciones de operación recomendadas en la región 1 son el uso de un flujo de gas de 1 lpm, variando la posición radial de los tapones entre 0.80 R y 0.33 R , mientras que el espesor de escoria recomendado incrementa conforme la posición de los tapones se acerca al centro del modelo, variando el valor del mismo entre 0 % y 1.95 %. Si observamos los frentes de Pareto de la Figura 4.4, podemos notar que en esta región el área de ojo expuesta es pequeña a costa de que el mezclado del sistema se vea reducido al presentar valores bajos de velocidad y energía cinética turbulenta, todo esto producto del uso de un flujo de gas bajo, por otra parte la transferencia de calor se ve incrementada conforme la posición radial se acerca a 0.33 R , a costa de incrementar ligeramente el área de ojo. Pudiendo recomendarse estas condiciones de operación, para los periodos de mantenimiento del metal, ya que se minimiza su exposición a la atmósfera, mientras que se puede mantener adecuadamente la temperatura del metal, aunque el mezclado del baño no es el mejor posible.

La región 2 recomienda operar el horno olla con una posición radial cercana a 0.5 R , con un espesor de escoria de alrededor de 1 %, variando el flujo de gas entre 1 y 9 lpm. Estas condiciones de operación son interesantes, ya que ubicar los tapones en una posición de 0.5 R se ha recomendado históricamente como el punto en el que el mezclado químico del sistema es óptimo [8], ya que es donde se han reportado, en general, los menores tiempos de mezclado. Si observamos la Figura 4.4, el mezclado es mejor conforme el flujo de gas se ve incrementado, ya que se benefician tanto la energía cinética turbulenta promedio como la velocidad promedio con dicho incremento, lo cual también se ve reflejado con un incremento en la temperatura final alcanzada, al mejorarse la transferencia de calor. Sin embargo, el área de ojo también crece conforme el flujo de gas es mayor, exponiéndose mayor cantidad de metal a la atmósfera, con lo que este puede reoxidarse con facilidad. Estas condiciones de operación se pueden recomendar para un rápido procesamiento del metal líquido, en donde se requiere acelerar el transporte de momentum, de especies químicas, de calor y de masa, con la finalidad de reducir el tiempo de operación del horno.

En la región 3 las condiciones de operación recomendadas son un flujo de gas de 9 lpm con el mínimo de espesor de escoria posible (cercano al 0.05 %), variando la posición radial de los tapones entre 0.33 R y 0.80 R. De esta manera se maximiza el mezclado y la transferencia de calor del sistema, pero el área de ojo expuesta es muy grande (ver Figura 4.4), siendo las condiciones de operación que más favorecen un procesamiento rápido del acero líquido a costa de grandes pérdidas por reoxidación.

Finalmente, la cuarta región representa una fuerte interacción entre el flujo de gas, el espesor de escoria y la posición radial de los tapones, variando simultáneamente el flujo de gas entre 2.33 lpm y 4.36 lpm, la posición radial entre 0.75 R y 0.46 R, y el espesor de la capa de aceite entre 0.76 % y 0.15 %. Si observamos la Figura 4.4, vemos que esta región presenta valores de velocidad promedio, energía cinética turbulenta promedio, área de ojo expuesta y diferencia de temperatura similares a las que presenta la región 2, con lo que una combinación en los valores de las variables de operación permite alcanzar una eficiencia en la operación similar a la que históricamente se ha establecido como óptima, que son dos tapones en 0.5 R separados 180° [8].

4.1.3 Conclusiones

Mediante resultados experimentales de un modelo físico de horno olla se realizó una optimización multi-variable multi-objetivo, buscando maximizar simultáneamente la velocidad promedio, la energía cinética turbulenta promedio y el calentamiento del sistema, mientras se minimiza el área de ojo expuesta a la atmósfera, mediante el algoritmo formal NSGA – II, evaluando el efecto del flujo de gas, el espesor de la capa de aceite que simula la escoria, además de la posición radial y el número de tapones. Las conclusiones de dicho proceso de optimización son las siguientes:

- Incrementar el flujo de gas acelera el mezclado del sistema y la transferencia de calor, a costa de exponer mayor cantidad de acero a la atmósfera, presentando un efecto significativo, al incrementarse de 1 lpm a 9 lpm, sobre; la velocidad promedio de $4.27 \times 10^{-2} \text{ m/s} \pm 1.00 \times 10^{-2} \text{ m/s}$; la energía cinética turbulenta promedio de $7.53 \times 10^{-3} \text{ m}^2/\text{s}^2 \pm 0.90 \times 10^{-3} \text{ m}^2/\text{s}^2$; el área de ojo expuesta de $29.70 \% \pm 0.46 \%$; y el incremento en temperatura de $0.88 \text{ }^\circ\text{C} \pm 0.08 \text{ }^\circ\text{C}$.
- El uso de uno o dos posiciones de inyección genera cambios importantes en la fluidodinámica del sistema, siendo particularmente importante la interacción entre ambas plumas de gas en casos con inyección dual, presentando un efecto significativo cambiar de inyección simple a

dual de; $2.54 \times 10^{-3} \text{ m}^2/\text{s}^2 \pm 0.90 \times 10^{-3} \text{ m}^2/\text{s}^2$ sobre la energía cinética turbulenta; y de $-2.60 \% \pm 0.46 \%$ sobre el área de ojo expuesta.

- La posición radial de los tapones tiene un efecto fuerte sobre la interacción de las plumas de gas en el caso de considerar inyección dual, así como en la interacción de la o las plumas con las paredes del sistema, beneficiando además el calentamiento de la olla, dependiendo de qué tan cercanas o lejanas se encuentre dichas plumas a la fuente de calor para el horno olla. La posición radial de los inyectores presenta un efecto significativo sobre el área de ojo expuesta de $2.20 \% \pm 0.46 \%$ y sobre el incremento en temperatura de $-0.81 \text{ }^\circ\text{C} \pm 0.08 \text{ }^\circ\text{C}$, cuando se modifica de $R/3$ a $4R/5$.
- A pesar de que la presencia o ausencia de la capa de aceite que simula la escoria no mostró significancia estadística, su efecto cualitativo sobre la fluidodinámica del sistema debe considerarse, ya que su presencia define mejor las estructuras de flujo presentes reduciendo ligeramente la magnitud de la velocidad en las mismas.
- La optimización dio como resultado un frente de Pareto con cuatro regiones de puntos óptimos, cada una recomendando diferentes condiciones de operación, que deben seleccionarse dependiendo del objetivo de procesamiento del acero líquido que se persiga.

4.2 Optimización de una olla de aceración empleando mediciones experimentales de tiempo de mezclado, fluidodinámica y área de ojo expuesta

Una vez que se estableció la validez en el uso de la técnica PLIF para la obtención de tiempos de mezclado en modelos físicos de ollas agitadas por gas, se decidió realizar una optimización mediante resultados experimentales obtenidos con la misma, usando un algoritmo genético formal de optimización multi-variable multi-objetivo (NSGA-II). Utilizando nuevamente un diseño de experimentos factorial 2^4 , considerando como variables de estudio: el flujo de gas, el espesor de la capa de aceite que simula la escoria, el uso de inyección igualada (50% / 50%) o diferenciada (75% / 25%), además de explorar el ángulo entre tapones. Para ello se usaron los puntos de inyección óptimos obtenidos de un trabajo anterior [181], que son dos tapones ubicados en $4R/5$. Las variables respuesta consideradas fueron; el tiempo de mezclado, medido con PLIF; el área de ojo expuesta, medida con análisis de imágenes; además de usarse mediciones de fluidodinámica, medidas con PIV, para analizar profundamente el efecto de las variables estudiadas. La optimización nuevamente dio lugar

a diversas condiciones óptimas de operación para la olla de aceración, las cuales se representan mediante un frente de Pareto.

Parte del trabajo desarrollado fue publicado en la revista Metals [74] reportando una optimización donde aún no se incorpora el efecto de la posición angular de los tapones, efecto que se planea incorporar en un futuro artículo, del cual ya se posee un borrador. Detalles del artículo ya publicado se presentan en el Anexo A.

4.2.1 Metodología experimental

Dada la exitosa implementación de la técnica PLIF para medir tiempo de mezclado en modelos físicos de ollas agitadas con gas, se decidió emplear la misma para realizar un análisis de proceso y optimización multi-objetivo multi-variable del horno olla. Las variables respuesta consideradas fueron el tiempo de mezclado, medido con PLIF, y el área de ojo expuesta, medida con análisis de imágenes, además de emplear patrones de flujo medidos con la técnica PIV para profundizar el análisis del efecto de las variables estudiadas.

El trabajo se llevó a cabo en un modelo físico con escala 1/17 (ver Tabla 2.1), utilizando aire para simular la inyección de gas inerte, agua para simular el baño de metal fundido y aceite de motor para simular la capa de óxidos fundidos que flotan sobre el metal líquido. Cumpliendo con los criterios de similitud geométrica y dinámica, al escalar el flujo de gas con la Ecuación 1.5 [37], mientras que la similitud cinemática no se cumple completamente al diferir un poco la relación de propiedades entre la escoria y el aceite de motor (ver Tabla 2.6), aunque su uso para la simular esa fase ha demostrado ser adecuado [55].

Se midió experimentalmente la fluidodinámica del sistema en los planos de medición mostrados en la Figura 4.5, mientras que el tiempo de mezclado se midió exclusivamente en el plano de medición 2, siendo empleadas las técnicas PIV y PLIF para su obtención respectivamente, siguiendo la metodología descrita en la sección 2.1. Cabe señalar que en las mediciones de tiempo de mezclado el trazador utilizado fue Rodamina 6G, añadiéndose 3 mL de dicha solución con una concentración de 1 ppm, sobre la superficie del modelo, en la posición de la tobera 1 (Figura 4.5). Para la medición de áreas de ojo expuestas se empleó la metodología descrita en la sección 4.1, utilizando análisis de imágenes para cuantificar la misma.

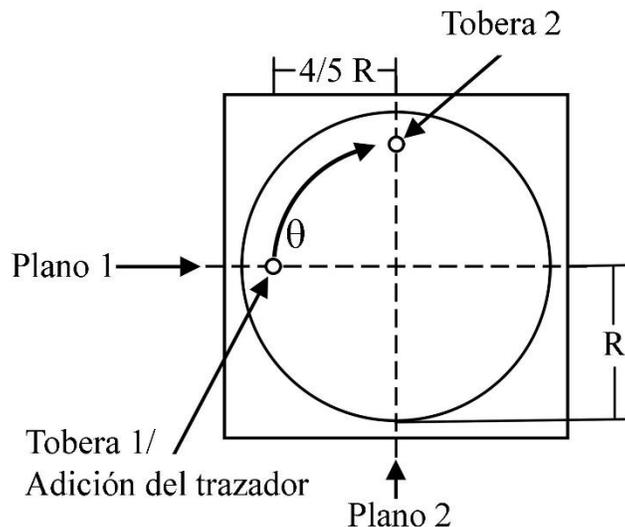


Figura 4.5.- Esquema de la vista superior del modelo físico, mostrando los planos de medición y las posiciones de inyección de gas y del trazador.

La inyección de aire se realizó utilizando las condiciones óptimas producto de un estudio anterior [181], es decir, dos tapones ubicados en $4R/5$. Se evaluó el efecto del ángulo entre tapones, el espesor de la fase líquida secundaria, el flujo de gas y la proporción entre flujos, para lo cual se utilizó un diseño factorial 2^4 , evaluando los niveles de las variables de operación mostrados en la Tabla 4.4. En los casos con inyección diferenciada el flujo de gas con mayor proporción siempre se inyecta a través de la tobera 1 (ver Figura 4.5), misma posición en la que siempre se adicionó el trazador para las mediciones de tiempo de mezclado.

Se realizó un análisis estadístico para conocer el efecto de las variables de operación y sus interacciones sobre el tiempo de mezclado y el área de ojo expuesta, cuyo análisis se profundizó al conocer la fluidodinámica del sistema medida experimentalmente. Del análisis estadístico se obtuvieron ecuaciones de regresión lineal para predecir el tiempo de mezclado y el área de ojo dentro de los límites de las variables estudiadas (ver Tabla 4.4), mismas que se sometieron a un proceso de optimización, buscando minimizar simultáneamente ambas ecuaciones, esto mediante el algoritmo genético multi-variable multi-objetivo NSGA-II, que se implementó usando el software Matlab®, obteniendo varias condiciones óptimas de operación representadas mediante un frente de Pareto.

Tabla 4.4.- Matriz experimental.

Experimento	θ [°]	h_s [%]	Ra [%: %]	Q [lpm]
a	90 (-)	3 (-)	50:50 (-)	1.54 (-)
b	90 (-)	3 (-)	50:50 (-)	2.22 (+)
c	90 (-)	3 (-)	75:25 (+)	1.54 (-)
d	90 (-)	3 (-)	75:25 (+)	2.22 (+)
e	90 (-)	5 (+)	50:50 (-)	1.54 (-)
f	90 (-)	5 (+)	50:50 (-)	2.22 (+)
g	90 (-)	5 (+)	75:25 (+)	1.54 (-)
h	90 (-)	5 (+)	75:25 (+)	2.22 (+)
i	180 (+)	3 (-)	50:50 (-)	1.54 (-)
j	180 (+)	3 (-)	50:50 (-)	2.22 (+)
k	180 (+)	3 (-)	75:25 (+)	1.54 (-)
l	180 (+)	3 (-)	75:25 (+)	2.22 (+)
m	180 (+)	5 (+)	50:50 (-)	1.54 (-)
n	180 (+)	5 (+)	50:50 (-)	2.22 (+)
o	180 (+)	5 (+)	75:25 (+)	1.54 (-)
p	180 (+)	5 (+)	75:25 (+)	2.22 (+)

4.2.2 Resultados y análisis de resultados

La Figura 4.6 presenta los patrones de flujo medidos en el plano de medición 1 (ver Figura 4.5) para todos los experimentos presentados en la matriz experimental de la Tabla 4.4, hay que considerar que para los casos con un ángulo de separación de 90°, la segunda pluma de gas se posiciona perpendicularmente a dicho plano de medición. El efecto de incrementar el flujo de gas y el espesor de la capa de aceite son siempre muy similares, incrementando y disminuyendo respectivamente la velocidad que presenta el plano de medición, pero ninguna de las dos variables modifica demasiado las estructuras de flujo que se presentan en el sistema, es decir, la posición de las plumas y las recirculaciones se mantiene, mostrando solo una ligera modificación debido a este incremento o decremento en la velocidad, ya que un incremento en el flujo incrementa la dimensión de las plumas y recirculaciones disminuyendo la cantidad de zonas muertas, mientras que un incremento en el

espesor de la capa de aceite, disminuye la dimensión de las mismas incrementando la cantidad de zonas muertas.

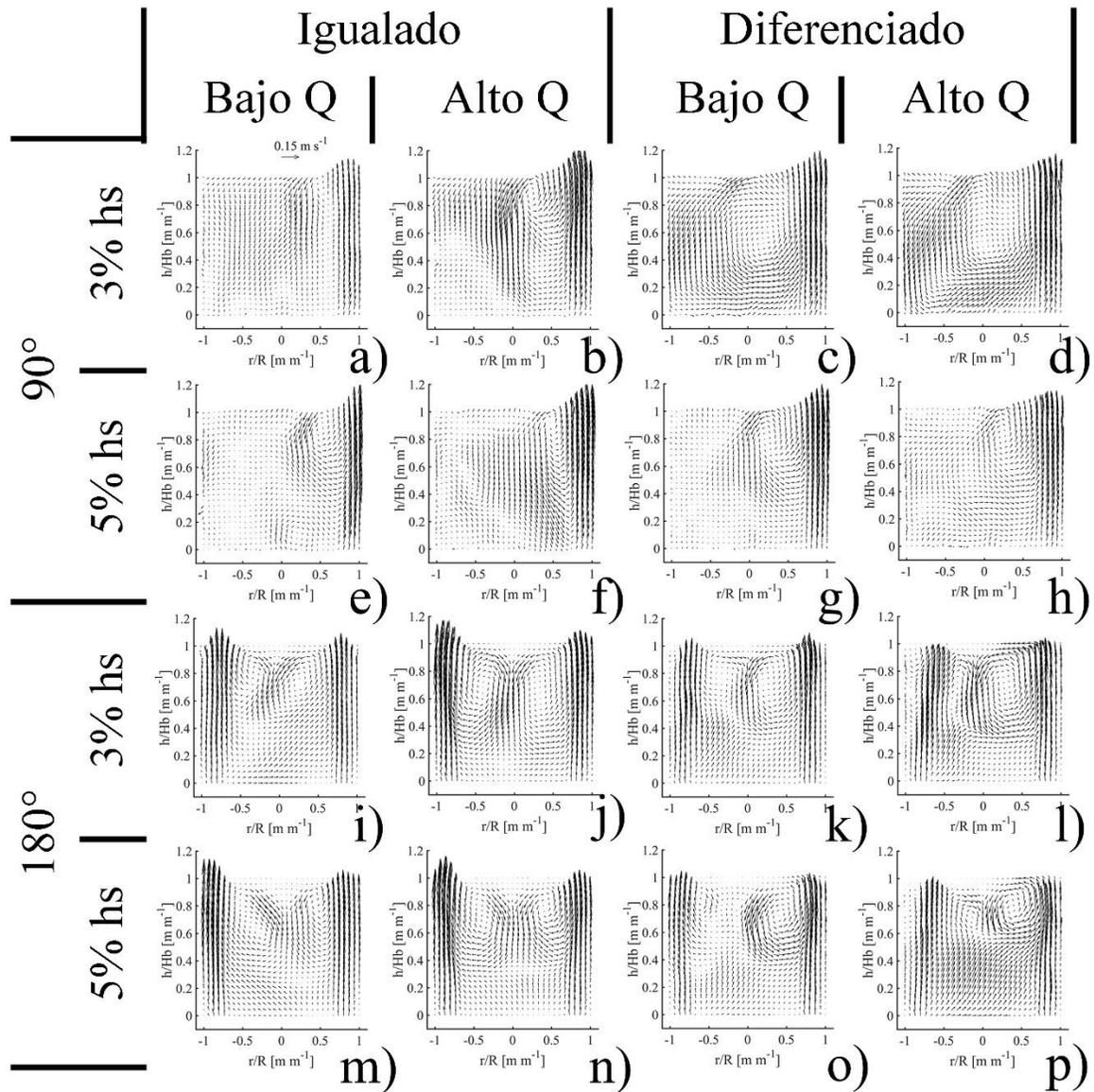


Figura 4.6.- Patrones de flujo medidos en el plano de medición 1 (ver Figura 4.5) para todos los experimentos de la matriz experimental presentada en la Tabla 4.4.

Por otra parte, modificar el ángulo de separación entre los tapones y la proporción de los flujos inyectados en cada pluma cambian significativamente el patrón de flujo que presenta el sistema (ver Figura 4.6). Comencemos por analizar el patrón de flujo mostrado en la Figura 4.6 i), en el que los tapones se encuentran separados 180° y la inyección es igualada (flujo de aire 1.54 lpm y espesor de aceite de 3 %), en este se observan dos recirculaciones ubicadas al costado de las plumas con dirección

opuesta a las paredes del sistema, ambas recirculaciones chocan entre sí, generando un patrón de flujo simétrico en el plano de medición analizado, presentando una zona muerta justo por debajo de la ubicación de ambas recirculaciones. Por otra parte, cuando el ángulo de separación entre los tapones es de 90° y la inyección de gas es igualada (ver Figura 4.6 a)), se observa una recirculación al costado derecho de la pluma de gas, sin embargo, dicha recirculación solo abarca la esquina superior izquierda del plano de medición, esto se debe a que la pluma de gas ubicada perpendicularmente a este plano también genera un movimiento recirculatorio, y al chocar ambas interfieren entre sí, generando una zona de baja velocidad muy grande que abarca prácticamente el 75 % del área en el plano de medición.

Cuando se emplea inyección diferenciada la interacción entre ambas plumas cambia drásticamente, con los tapones ubicados a 180° entre sí (ver Figura 4.6 k)), la pluma ubicada en el lado derecho, que presenta un mayor flujo de gas, genera una recirculación de mayor magnitud que la pluma izquierda (menor proporción), llegando inclusive a deformar esta última pluma al verse arrastrada por el movimiento recirculatorio de mayor magnitud de velocidad, con lo que la cantidad de zonas muertas se reduce en comparación con el uso de una inyección igualada (ver Figura 4.6 i)). Cuando los tapones se encuentran separados 90° , el cambio en el patrón de flujo es incluso más significativo cuando la inyección es diferenciada, si observamos la Figura 4.6 c), se puede apreciar que la recirculación que genera la inyección de gas (mayor proporción) abarca prácticamente todo el plano de medición, luciendo ligeramente ovalada en dirección a la esquina inferior izquierda del plano. Esto se debe a que la pluma con el flujo de gas menor, no interviene significativamente en el movimiento recirculatorio de la pluma de mayor magnitud, por lo que las zonas de baja velocidad en este plano de medición prácticamente desaparecen.

Hay recordar que la naturaleza del flujo es tridimensional, por lo que entender la interacción entre ambas plumas de gas requiere visualizar patrones de flujo en un mayor cantidad de planos de medición. La Figura 4.7 presenta los patrones de flujo obtenidos para los experimentos con una inyección de gas de 2.22 lpm y un espesor de aceite de 3 % de la altura total del líquido (ver Tabla 4.4), medidos en ambos planos de medición (ver Figura 4.5), mostrando el plano de medición 1 en vectores grises y el plano de medición 2 en vectores negros. Se observa que cuando la inyección de gas es igualada y los tapones se ubican a 90° entre sí (Figura 4.7 a)), la interacción entre ambas plumas provoca un choque del movimiento radial del agua al alcanzar la superficie del modelo, con lo que las recirculaciones generadas por dicho movimiento se ven limitadas a únicamente una región cercana a la pluma de gas, presentando una zona muerta muy grande en el resto del modelo físico. Mientras que con tapones separados 180° e inyección igualada (Figura 4.7 c)), el patrón de flujo en el plano de

medición 2 muestra un movimiento descendente en la mitad superior del mismo, producto del choque de las recirculaciones que presenta el plano de medición 1, la mayor parte de este flujo descendente se reincorpora a las plumas de gas, sin embargo, un pequeña parte del mismo desciende por las paredes del sistema y al chocar con el fondo del modelo genera un pequeño movimiento recirculatorio justo por debajo de la zona donde interactúan las recirculaciones principales ubicadas en el plano de medición 1.

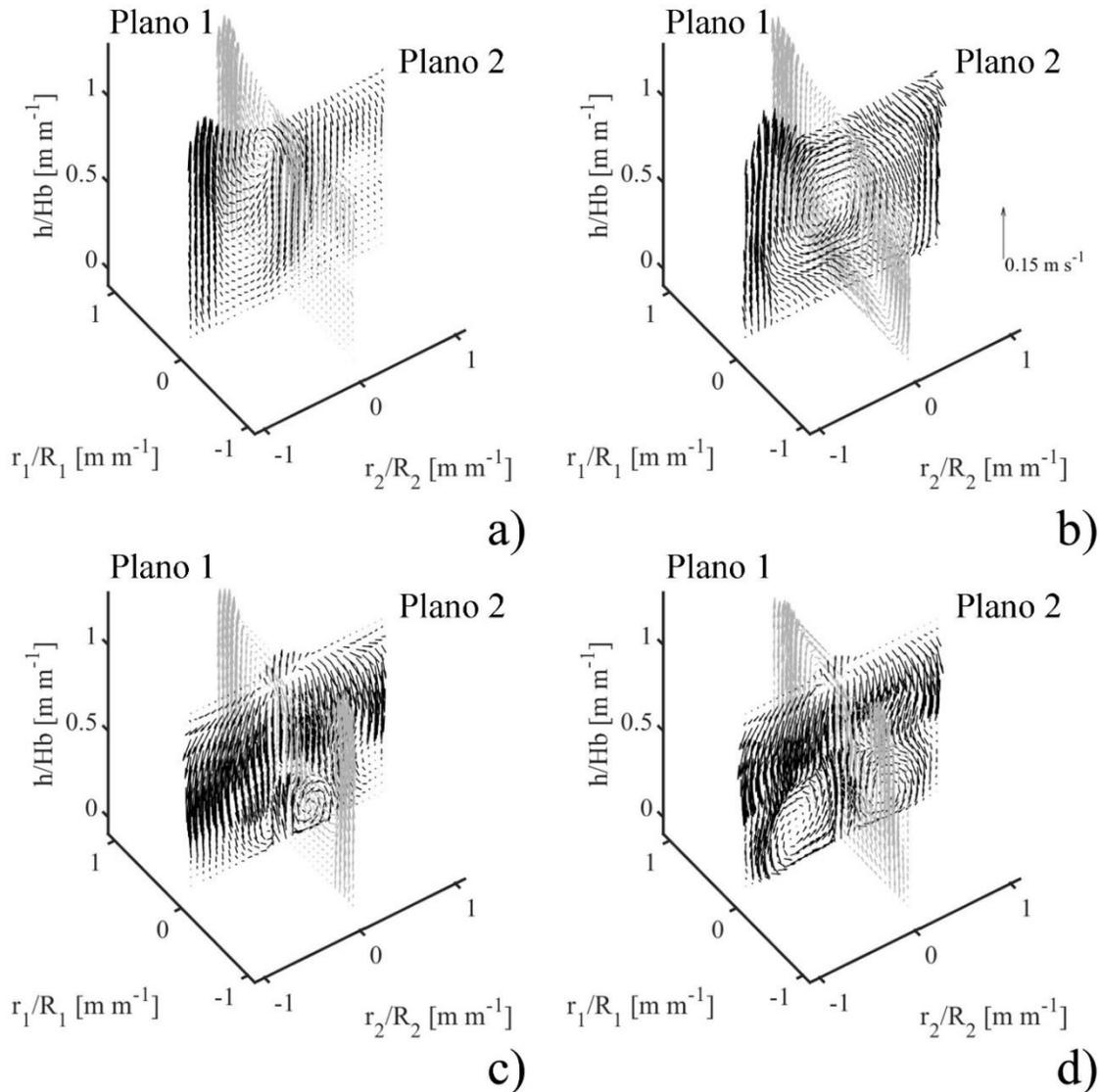


Figura 4.7.- Patrones de flujo (ver Figura 4.5) en el plano de medición 1 (gris) y en el plano 2 (negro) para los experimentos con alto valor de flujo de gas y bajo valor de espesor de aceite (ver Tabla 4.4): a) experimento b, b) experimento d, c) experimento j y d) experimento l.

Cuando la inyección de gas es diferenciada, la interacción entre ambas plumas es totalmente distinta (ver Figura 4.7), ya que con los tapones separados 180° (Figura 4.7 d)), la deformación que genera la pluma con mayor proporción de flujo sobre la de menor proporción, hace que una mayor cantidad del fluido que presenta un movimiento descendente en el plano de medición 2 debido al choque de ambas recirculaciones continúe con su movimiento descendente en las cercanías a las paredes del modelo, generando una mayor dimensión y magnitud del movimiento recirculatorio presente en el fondo del modelo. Mientras que con un ángulo de separación entre tapones de 90° (Figura 4.7 b)), tanto el plano de medición 1, como el plano de medición 2, presentan un movimiento recirculatorio que abarca prácticamente la totalidad de ambos planos, solo difiriendo en que la magnitud de la velocidad en el plano 1 es mayor que en el segundo, con lo que a diferencia de la inyección igualada, en donde las recirculaciones de igual magnitud se abaten entre sí (ver Figura 4.7 a)), con inyección diferenciada interactúan apoyándose entre sí, eliminando casi todas las zonas muertas en ambos planos de medición.

La Figura 4.8 muestra áreas de ojo expuesta de los 16 experimentos que conforman la matriz experimental presentada en la Tabla 4.4. El efecto de incrementar el flujo de gas y el espesor de la capa de escoria es muy fácil de visualizar, incrementando y disminuyendo el área de ojo expuesta respectivamente, esto debido a que una mayor velocidad en las plumas desplaza una mayor cantidad del aceite superficial, exponiendo mayor cantidad de la fase líquida principal a la atmósfera, mientras que un mayor cantidad de dicho aceite absorbe más energía cinética de la pluma, haciendo que el área de ojo expuesta se vea reducida. Al usar flujo diferenciado, los ojos de ambas plumas presentan dimensiones diferentes, siendo mayor el área del ojo producida por la inyección con mayor proporción de gas y viceversa. Por otra parte, el ángulo entre tapones modifica la posición de los ojos, haciendo que en algunos casos con ángulo de separación de 90° (flujo de 2.22 lpm y espesor de aceite de 3 %) llegué a presentarse un único ojo debido a la cercanía de ambas plumas y el área expuesta por las mismas. Para cuantificar el efecto de las variables de operación sobre el área de ojo expuesta, se midió la misma mediante análisis de imágenes, los resultados de dicha cuantificación para los 16 experimentos se presentan en la Tabla 4.5, siendo una de las dos variables respuesta elegidas para evaluar el desempeño de la olla, ya que entre mayor sea la misma, mayor cantidad de metal se expone a la atmósfera causando una mayor cantidad de reoxidación en el mismo.

La otra variable respuesta elegida para evaluar el desempeño de operación de la olla es el tiempo de mezclado, el cual se midió con la técnica PLIF en el plano de medición 2 (ver Figura 4.5), con una metodología similar a la presentada en la sección 2.1. El tiempo de mezclado es un buen indicador de

la calidad de mezclado que presenta la olla de aceración, por lo que un bajo valor del mismo indica una rapidez de procesamiento de metal alto, al acelerarse los fenómenos de transporte involucrados en el mismo y con ello los procesos de desulfuración, desoxidación, ajuste de composición química y remoción de inclusiones (si el flujo de gas es controlado), mientras que se asegura una buena homogeneidad del baño, tanto térmica como de composición química. Los resultados de las mediciones de tiempos de mezclado se presentan en la Tabla 4.5.

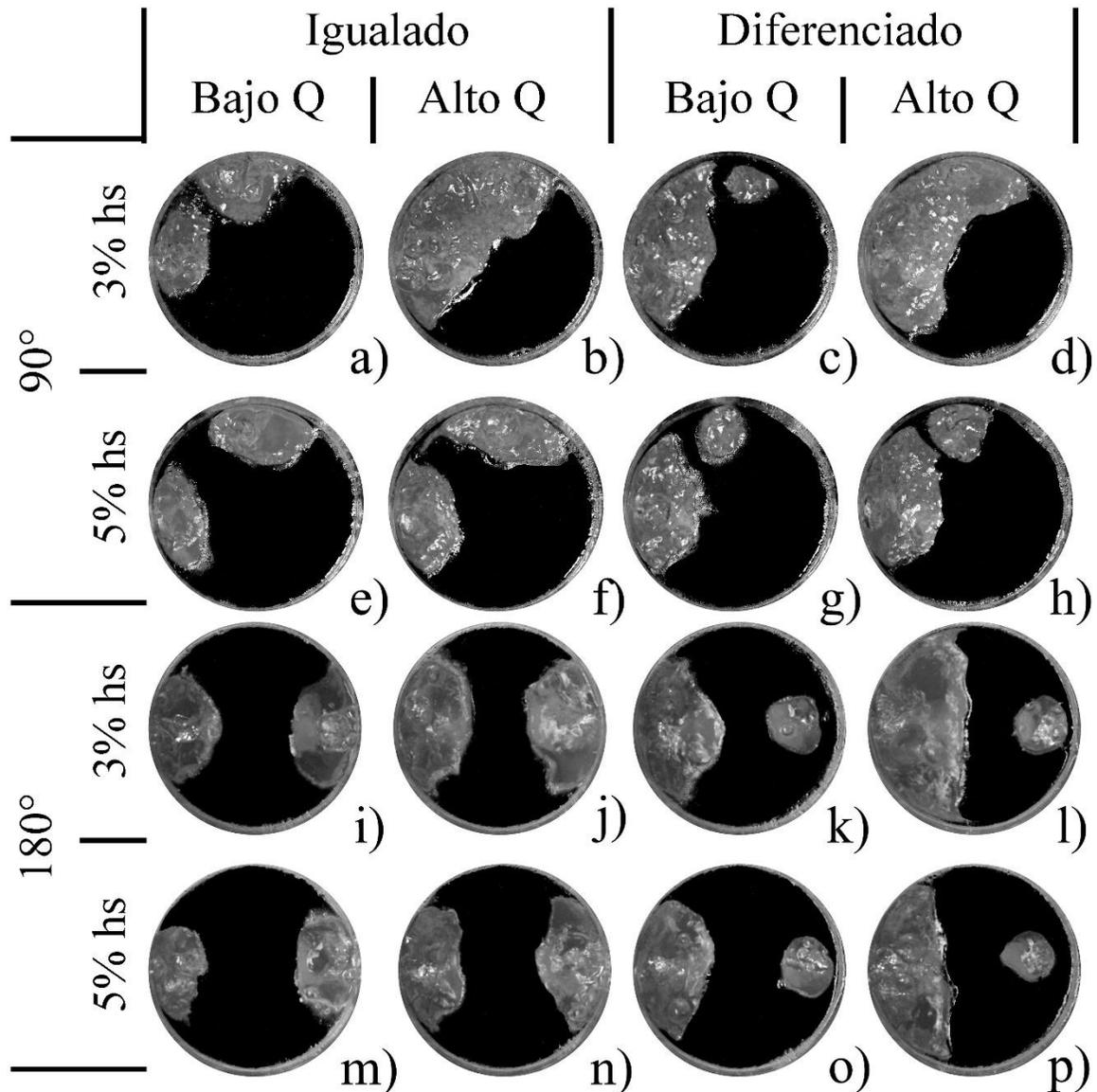


Figura 4.8.- Ejemplo de área de ojo expuesta obtenida para todos los experimentos de la matriz experimental presentada en la Tabla 4.4.

Tabla 4.5.- Resultados numéricos de tiempo de mezclado y área de ojo expuesta para la matriz experimental presentada en la Tabla 4.4.

Experimento	τ_m [s]	A_{eye} [%]
a	8.68 ± 0.97	32.37 ± 1.80
b	8.38 ± 0.14	49.25 ± 1.37
c	7.06 ± 0.55	38.44 ± 2.18
d	6.55 ± 0.82	50.07 ± 1.27
e	10.88 ± 1.28	27.63 ± 1.45
f	10.04 ± 0.86	35.54 ± 3.00
g	7.06 ± 0.78	26.36 ± 2.18
h	5.75 ± 0.80	33.61 ± 1.22
i	8.04 ± 0.57	38.50 ± 1.25
j	6.84 ± 0.26	46.75 ± 1.14
k	7.24 ± 0.80	36.01 ± 1.40
l	6.57 ± 0.40	51.54 ± 1.29
m	10.09 ± 1.04	25.45 ± 1.63
n	9.35 ± 1.13	37.65 ± 2.09
o	7.18 ± 0.62	27.96 ± 2.00
p	5.92 ± 0.45	33.41 ± 2.70

Para analizar el efecto de las variables de operación exploradas, se realizó un análisis estadístico sobre el diseño factorial 2^4 presentado en la Tabla 4.4. Con lo que se obtuvo el efecto principal del flujo de gas, la proporción entre los flujos inyectados, el espesor de la capa de aceite y el ángulo entre tapones, además de la interacción que existe entre dichas variables, sobre el tiempo de mezclado medido con la técnica PLIF y el área de ojo expuesta medida mediante análisis de imágenes. Los resultados del análisis estadístico se presentan en la Tabla 4.6.

Se encontró que el flujo de gas, la proporción entre flujos y el espesor de la capa de aceite presentan un efecto significativo sobre el tiempo de mezclado (ver Tabla 4.6), con valores de $-0.851 \text{ s} \pm 0.112 \text{ s}$, $-2.371 \text{ s} \pm 0.112 \text{ s}$ y $0.861 \text{ s} \pm 0.112 \text{ s}$ respectivamente, resultados concordantes con la fluidodinámica medida con la técnica PIV (ver Figura 4.6), ya que un incremento en el flujo de gas incrementa la velocidad en el sistema promoviendo menores tiempos de mezclado, mientras que un incremento en el espesor de escoria reduce la velocidad, provocando un incremento en el tiempo de

mezclado medido. Por otra parte la proporción entre flujos modifica totalmente la interacción entre las plumas de gas, por lo que el uso de flujo diferenciado reduce el tiempo de mezclado significativamente al reducir el número de zonas muertas dentro del modelo físico. En la Tabla 4.6 también se reporta significancia en la interacción de la proporción de flujos con el espesor de escoria y la posición angular de los tapones, presentando valores de $-1.238 \text{ s} \pm 0.112 \text{ s}$ y $0.519 \text{ s} \pm 0.112 \text{ s}$ respectivamente, representando la primera un incremento en el efecto del uso de flujo diferenciado para reducir el tiempo de mezclado con espesores de escoria altos, aunque hay que considerar el efecto negativo que este alto espesor implicaría en el tiempo de mezclado, mientras que la interacción $Ra*\theta$ indica que el flujo diferenciado es más efectivo para reducir el tiempo de mezclado con un ángulo de separación de 90° con respecto al que se obtiene con 180° , en ambos casos, esto es concordante con lo observado en la fluidodinámica del sistema (ver Figura 4.6), ya que ambas interacciones implican un cambio en los patrones de flujo, que se ve reflejado como un cambio en el tiempo de mezclado medido.

Tabla 4.6.- Efectos de las variables principales y sus interacciones sobre el tiempo de mezclado y el área de ojo expuesta.

Fuente	τ_m [s]	A_{eye} [%]
Flujo de gas (Q)	-0.851 ± 0.112	5.319 ± 0.259
Proporción entre flujo (Ra)	-2.371 ± 0.112	0.266 ± 0.259
Espesor de aceite (h_s)	0.861 ± 0.112	-5.958 ± 0.259
Ángulo entre tapones (θ)	-0.396 ± 0.112	0.251 ± 0.259
$Q*Ra$	-0.082 ± 0.112	-0.335 ± 0.259
$Q*h_s$	0.183 ± 0.112	-1.217 ± 0.259
$Q*\theta$	0.113 ± 0.112	-0.141 ± 0.259
$Ra*h_s$	-1.238 ± 0.112	-0.883 ± 0.259
$Ra*\theta$	0.519 ± 0.112	-0.195 ± 0.259
$h_s*\theta$	0.099 ± 0.112	-0.084 ± 0.259
$Q*Ra*h_s$	-0.163 ± 0.112	-0.590 ± 0.259
$Q*Ra*\theta$	0.087 ± 0.112	0.403 ± 0.259
$Q*h_s*\theta$	0.149 ± 0.112	0.452 ± 0.259
$Ra*h_s*\theta$	-0.078 ± 0.112	0.377 ± 0.259
$Q*Ra*h_s*\theta$	-0.099 ± 0.112	-1.164 ± 0.259

En cuanto al área de ojo expuesta, tanto el flujo de gas como el espesor de la capa de aceite muestran significancia estadística, con valores de $5.319 \% \pm 0.259 \%$ y $-5.958 \% \pm 0.259 \%$ respectivamente, lo cual concuerda con las áreas presentadas en la Figura 4.8, ya que un incremento en flujo inyectado aumenta el área expuesta, mientras que un espesor de escoria mayor la reduce. Además, muestran significancia estadística, las interacciones de h_s con Q , Ra , $Q*Ra$ y $Q*Ra*\theta$, mostrando todas un efecto significativo negativo, lo que indica que el efecto de incrementar el espesor de escoria para reducir el área de ojo expuesta, es más efectivo cuando se emplean flujos mayores inyectados de forma diferenciada, siendo incluso un poco mayor el efecto con un ángulo de separación de 180° , sin embargo, hay que considerar que el flujo de gas incrementado tendrá un efecto negativo sobre la protección de la fase líquida principal.

A partir del análisis estadístico se obtuvieron ecuaciones de regresión lineal para el tiempo de mezclado (Ecuación 4.5) y el área de ojo expuesta (Ecuación 4.6) en función de las variables de operación exploradas, que predicen el valor de las variables respuesta dentro de los límites establecidos en la matriz experimental de la Tabla 4.4. Dichas ecuaciones de regresión se sometieron a una optimización formal multi-variable multi-objetivo con el algoritmo NSGA-II, buscando minimizar simultáneamente el área de ojo expuesta y el tiempo de mezclado.

Ecuación 4.5

$$\begin{aligned} \tau_m = & -10.7 + 9.5 Q + 0.199 Ra + 6.4 h_s + 0.138 \theta - 0.104 QRa - 1.92 Qh_s \\ & - 0.102 Q\theta - 0.070 Rah_s - 0.00164 Ra\theta - 0.0343 h_s\theta + 0.0159 QRah_s \\ & + 0.00127 QRa\theta + 0.0211 Qh_s\theta + 0.00042 Rah_s\theta - 0.00026 QRah_s\theta \end{aligned}$$

Ecuación 4.6

$$\begin{aligned} A_{eye} = & -437.6 + 240.5 Q + 6.53 Ra + 98.8 h_s + 3.548 \theta - 3.093 QRa - 50.2 Qh_s \\ & - 1.780 Q\theta - 1.444 Rah_s - 0.0527 Ra\theta - 0.814 h_s\theta + 0.682 QRah_s \\ & + 0.02644 QRa\theta + 0.4097 Qh_s\theta + 0.01211 Rah_s\theta - 0.00608 QRah_s\theta \end{aligned}$$

Producto de la optimización, se obtuvieron un conjunto de condiciones de operación recomendadas para incrementar el desempeño de la olla de aceración. Dichas condiciones de operación se representan mediante el frente de Pareto mostrado en la Figura 4.9. Los puntos óptimos presentan un valor de Ra de $74.97 \% \pm 0.01 \%$ para la proporción del flujo alto, un valor de h_s de $4.99 \% \pm 0.001 \%$ y un valor de θ de $95.71^\circ \pm 0.42^\circ$, variando el flujo de gas entre 1.54 lpm y 2.22 lpm. Estas

condiciones concuerdan con los resultados del análisis estadístico, ya que la inyección diferenciada reduce significativamente el tiempo de mezclado, mientras que un incremento en el espesor de escoria es deseable para reducir el área de ojo, por otra parte, un incremento en el flujo de gas inyectado reduce el tiempo de mezclado acosta de incrementar el área expuesta. En cuanto al ángulo entre tapones, no presenta significancia sobre el área de ojo expuesta o el tiempo de mezclado como efecto principal, pero la interacción $Ra*\theta$ y la interacción $Q*Ra*h_s*\theta$, presentan significancia para el tiempo de mezclado y el área de ojo respectivamente, siendo benéfico para un mejor mezclado usar un ángulo entre tapones de 90° y para una mejor protección del metal uno de 180° , es por ello que el ángulo óptimo no es directamente ninguno de los dos explorados, pero su cercanía a los 90° hace que se pueda considerar prácticamente explorada dicha posición de inyección.

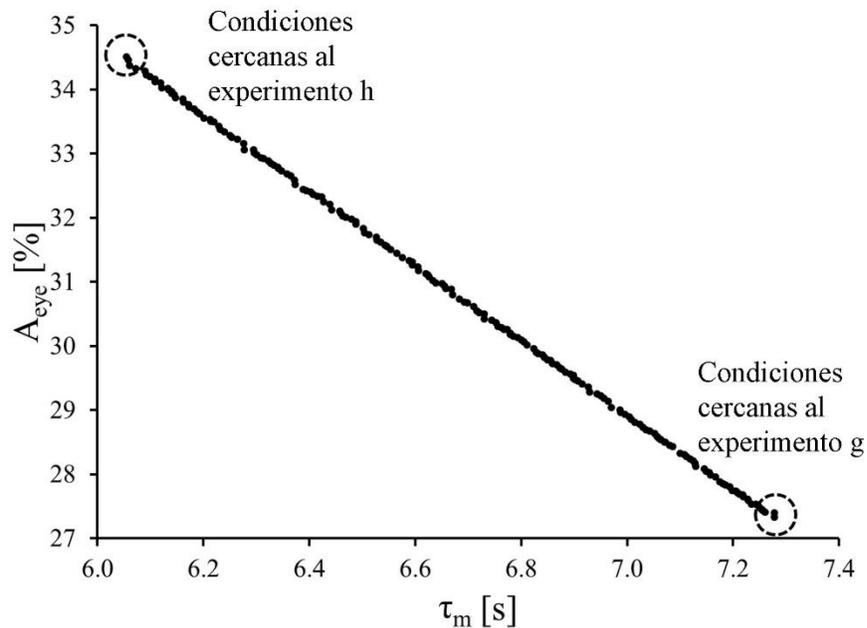


Figura 4.9.- Frente de Pareto producto de la optimización de minimizar simultáneamente el tiempo de mezclado (Ecuación 4.5) y el área de ojo expuesta (Ecuación 4.6).

Dado que los valores extremos del frente de Pareto, presentan condiciones experimentales similares a los experimentos h y g (ver Tabla 4.4), dependiendo de si se da preferencia al mezclado o a la protección del baño respectivamente, analizando los resultados de dichos experimentos se puede visualizar el desempeño del reactor. A manera de ejemplo, la Figura 4.10 presenta los resultados experimentales del experimento g (ángulo entre tapones de 90° , 5 % de aceite y 1.54 lpm de aire inyectado de manera diferenciada), que incluyen contornos de concentración instantáneos obtenidos

con la técnica PLIF en el plano de medición 2 (ver Figura 4.5), los patrones de flujo de flujo del plano de medición 1 (vectores grises) y en el plano de medición 2 (vectores negros), además de la curva de evolución de la concentración adimensional contra el tiempo medida con la técnica PLIF. El área de ojo expuesta para dicho experimento se puede visualizar en la Figura 4.8 g).

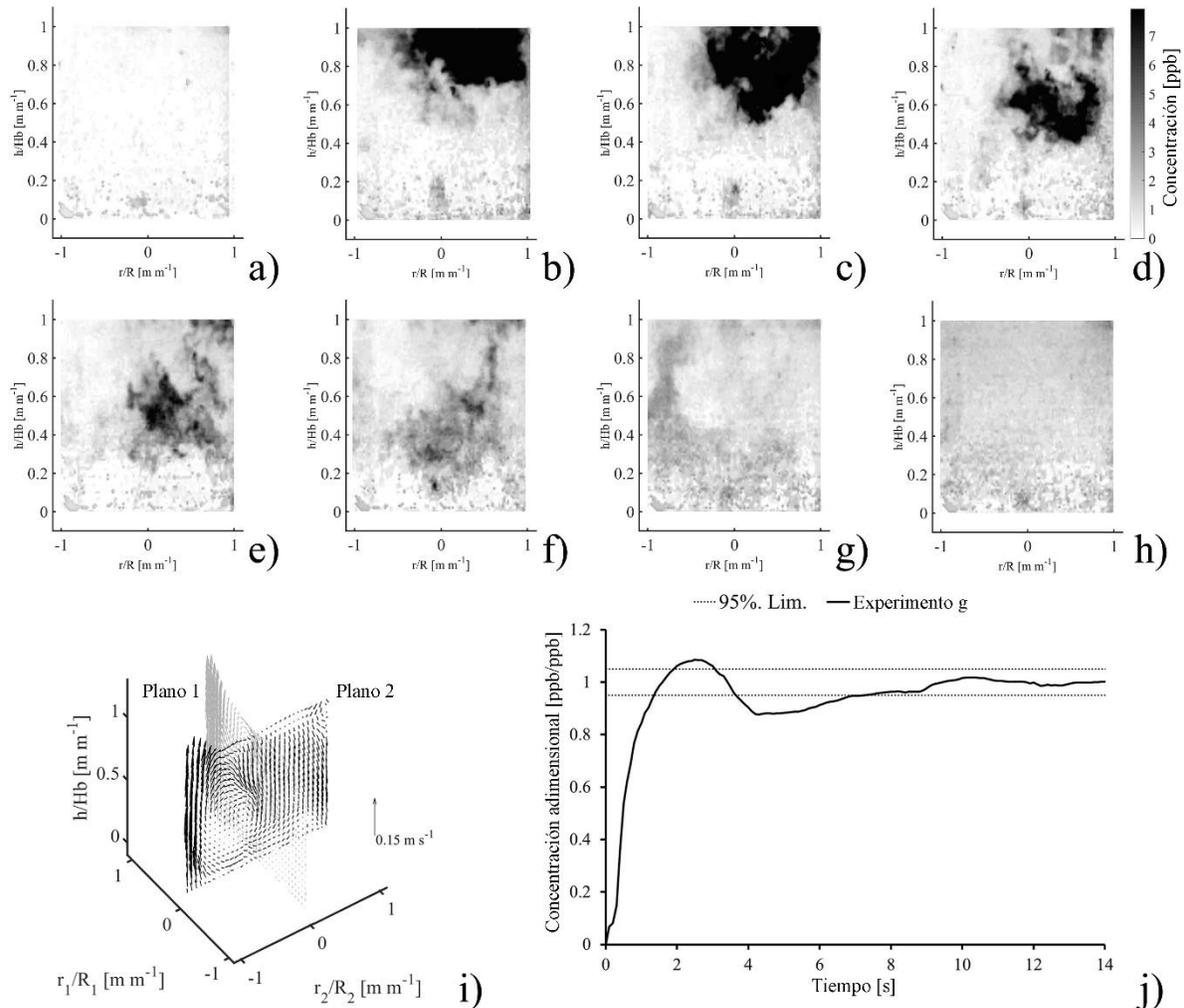


Figura 4.10.- Resultados experimentales del experimento g (ver Tabla 4.4). Contorno de concentración instantáneo en el plano 2 (ver Figura 4.5) al tiempo: a) 0 s, b) 1 s, c) 2 s, d) 3 s, e) 4 s, f) 6 s, g) 8 s y h) 9 s. i) Patrones de flujo medidos en el plano 1 (gris) y el plano 2 (negro). j) Evolución de la concentración adimensional promedio en el plano de medición 2 contra el tiempo.

Con la combinación de los patrones de flujo medidos con la técnica PIV y los contornos de concentración instantáneos medidos con la técnica PLIF, se puede analizar el mezclado del trazador. En la Figura 4.10 a) que corresponde al inicio del experimento, se observa un plano con una

concentración uniforme, aunque se presenta algo de ruido debido a la naturaleza de la óptica de la técnica PLIF. Después de 1 s de la inyección (Figura 4.10 b)), se presenta una región con alta concentración de Rodamina 6G en la esquina superior derecha del modelo, si observamos el patrón de flujo (Figura 4.10 i)) y consideramos que el trazador se inyecta en la pluma que se observa en el plano 1, que está posicionado por detrás de la medición en el plano 2 realizada con PLIF, esta posición del trazador corresponde al movimiento del mismo debido a la convección, ya que es impulsado hacia el plano de medición 2 siguiendo el patrón de flujo del plano 1, pero a la vez la pluma en el plano 2 lo desplaza hacia la derecha por lo que se posiciona en la región superior izquierda del modelo. Tras 2 segundos desde la inyección (Figura 4.10 c)) el trazador continúa presentándose en la esquina superior derecha del modelo, pero se ha visto arrastrado hacia abajo siguiendo el patrón de flujo del plano 2 y presenta cierto grado de dispersión debido a la difusión turbulenta, lo cual concuerda con lo observado en la curva de concentración adimensional contra tiempo de la Figura 4.10 j), donde se ve que la concentración del trazador en el plano se ha incrementado hasta este momento. En la Figura 4.10 d) correspondiente a tres segundos tras la inyección del trazador, se observa que el mismo ha descendido aún más en el plano de medición 2 siguiendo el patrón de flujo de este, sin embargo, la dimensión de la región con alta concentración se ve reducida, esto se debe tanto a que se ha dispersado cierta cantidad por la difusión turbulenta como a que parte del mismo se ha reincorporado al movimiento recirculatorio del plano de medición 1, reduciendo de esta manera la concentración observada en el plano 2, lo cual se refleja como un decremento en concentración adimensional en la curva de la Figura 4.10 j). Este mismo comportamiento se observa en la Figura 4.10 e) (4 segundos desde la inyección), donde el trazador se ve desplazado aún más hacia la pluma del plano 2, y su concentración se ve reducida debido a su reincorporación a la pluma del plano 1, sin dejar de dispersarse debido a la difusión turbulenta. En la Figura 4.10 f), que presenta la concentración instantánea de Rodamina 6G en el plano 2 tras 6 segundos desde la inyección del trazador, se observa que el cúmulo de concentración cada vez más difundido se reincorpora prácticamente a la pluma del plano 2, pero también se observa un segundo cúmulo de alta concentración justo en la esquina superior derecha del modelo que es posible que se deba al movimiento recirculatorio del trazador que se había reincorporado a la pluma del plano 1, lo cual se refleja como un incremento en la concentración promedio del plano 2 en la curva de concentración adimensional contra tiempo (Figura 4.10 j)). Tras 8 segundos desde la inyección del trazador (Figura 4.10 g)) a pesar de aun observarse una cierta acumulación de trazador en la región de la pluma del plano 2, la dispersión del mismo en el modelo es tan alta que el baño es prácticamente homogéneo, para finalmente tras 9 segundos desde la inyección (Figura 4.10 h)) la concentración de Rodamina 6G en el mismo es prácticamente homogénea.

El análisis del mezclado del trazador que permiten los resultados de concentración instantánea medidos con la técnica PLIF en conjunto con los resultados de fluidodinámica obtenidos con PIV, muestran ser valiosos para comprender mejor la cinética de mezclado y poder analizar con mayor profundidad el desempeño de la olla de aceración, pudiendo utilizarse para predecir los mejores puntos para la adición de ferroaleaciones y entender mejor la trayectoria de los mismos en el sistema.

4.2.3 Conclusiones

Se realizó una optimización multi-variable multi-objetivo, minimizando simultáneamente el área de ojo expuesta y el tiempo de mezclado mediante el algoritmo NSGA-II, considerando el efecto del flujo de gas, el espesor de la capa de aceite que simula la escoria, además del ángulo entre tapones y la proporción de flujo que se inyecta en cada uno, para un modelo físico trifásico con inyección dual mediante toberas ubicadas en $4R/5$. Los resultados experimentales de tiempo de mezclado se midieron con PLIF, mientras que las áreas de ojo expuestas se obtuvieron con análisis de imágenes, además de utilizarse mediciones de la fluidodinámica del sistema con PIV para profundizar el análisis del desempeño del modelo físico. Las conclusiones principales son:

- El tiempo de mezclado se ve afectado significativamente por el flujo de gas, el espesor de la capa de aceite y la proporción entre flujos, con valores de $-0.851 \text{ s} \pm 0.112 \text{ s}$, $0.861 \text{ s} \pm 0.112 \text{ s}$ y $-2.371 \text{ s} \pm 0.112 \text{ s}$ respectivamente, reduciéndose el tiempo de mezclado con un incremento en el flujo de gas, e incrementándose con un espesor de aceite mayor, sin embargo, emplear inyección diferenciada mostró ser lo más importante para reducir el tiempo de mezclado, mostrando además interacciones significativas con el espesor de escoria y la posición angular de los tapones, cuyo efecto sobre el tiempo de mezclado es de $-1.238 \text{ s} \pm 0.112 \text{ s}$ y $0.519 \text{ s} \pm 0.112 \text{ s}$ respectivamente, con lo que el flujo diferenciado tiene un efecto mayor en reducir el tiempo de mezclado con los tapones separados 90° y un espesor de escoria alto.
- Los resultados del análisis estadístico sobre el área de ojo expuesta, muestran que el flujo de gas tiene un efecto significativo de $5.319 \% \pm 0.259 \%$, exponiéndose mayor cantidad de metal a la atmosfera mientras mayor sea el flujo de gas inyectado, mientras que el espesor de la capa de aceite tiene un efecto significativo de $-5.958 \% \pm 0.259 \%$, reduciéndose el área de ojo con un incremento en el mismo, además de mostrar significancia en varias interacciones con el resto de variables de operación exploradas, siendo más significativo el efecto de un

espesor de escoria elevado en reducir el área de ojo con flujos grandes inyectados de manera diferenciada y con un ángulo entre tapones de 180° .

- La optimización dio como resultado un frente de Pareto, cuyas condiciones de operación recomendadas son: uso de inyección diferenciada con un valor de $74.97\% \pm 0.01\%$ en la pluma con mayor proporción de gas, un espesor de aceite de $4.99\% \pm 0.001\%$ y un ángulo entre tapones de $95.71^\circ \pm 0.42^\circ$, variando el flujo de gas entre 1.54 lpm y 2.22 lpm dependiendo de si se desea priorizar una mayor protección del metal o un mezclado más rápido del sistema respectivamente.
- El uso combinado de las técnicas PLIF y PIV para medir los cambios de concentración y la fluidodinámica en planos completos del modelo físico mostró ser valioso para enriquecer el análisis del mezclado en ollas agitadas con gas, permitiendo un mayor entendimiento de la fenomenología del mismo.

Anexo A Artículos publicados y memorias de congreso

Durante el desarrollo del presente trabajo, se publicaron un total de cinco artículos en revistas indexadas [66, 67, 74, 146, 181] y una memoria de congreso [73], todos ellos enfocados en el estudio del mezclado químico y térmico en ollas de aceración mediante modelado físico y matemático, haciendo particular énfasis en el uso de técnicas experimentales novedosas como la velocimetría de imágenes de partículas (PIV) y la fluorescencia planar inducida por láser (PLIF), además del uso de algoritmos formales para la optimización multi-objetivo del sistema. En el presente anexo se presentarán detalles de las publicaciones antes mencionadas.

A la fecha del presente trabajo, se planea la publicación de al menos cuatro artículos adicionales en revistas indexadas, contando con borradores para dos de ellos y resultados completos para los otros dos, además, se presentó la propuesta para otra participación en un congreso relacionado con la industria siderúrgica.

A.1 Artículos publicados en revistas indexadas

Hasta el momento se han publicado cinco artículos en revistas indexadas, cuyos detalles se presentarán a continuación. Sin embargo, se planea la publicación de cuatro artículos adicionales con los resultados del presente trabajo; uno explorando la optimización de ollas mediante un algoritmo formal considerando variables de proceso adicionales; uno detallando el mezclado químico de la olla agitada con gas experimentalmente, mediante el análisis simultáneo de la fluidodinámica (PIV) y el transporte de especies químicas (PLIF); y dos analizando el mezclado térmico del sistema, el primero analizando el efecto de diversas variables de proceso sobre el mismo, y el segundo presentando un modelo matemático para predecir el mezclado térmico validado extensamente con mediciones experimentales.

A.1.1 Optimizing gas stirred ladles by physical modeling and PIV measurements



Adobe Acrobat
Document

Click para visualizar

A.1.1.1 Datos bibliográficos

Autores: Jardón-Pérez, Luis Enrique, Amaro-Villeda, Adrián Manuel, Conejo, Alberto N., González-Rivera, Carlos y Ramírez-Argáez, Marco Aurelio

Año: 2018

Revista: Materials and Manufacturing Processes

Volumen: 33

Número: 8

Páginas: 882 – 890

Página web: <https://www.tandfonline.com/doi/full/10.1080/10426914.2017.1401722>

Número de citas: 9

A.1.1.2 Resumen

En este artículo se analizó experimentalmente el desempeño hidrodinámico de una olla agitada por gas, mediante un diseño factorial y modelado físico, en el que se empleó la técnica experimental de velocimetría de imágenes de partículas (PIV), con la finalidad de encontrar el efecto de la posición radial de los tapones, el número de tapones, el flujo de gas inyectado y la presencia o ausencia de una capa de aceite que simule la escoria, sobre el patrón de flujo, la velocidad y energía cinética turbulenta medidas, además, del área de ojo expuesta. Los patrones de flujo obtenidos cambian drásticamente con el uso de uno o dos tapones, así como con la posición radial de los mismos. Los contornos de energía cinética turbulenta se ven modificados por la presencia o ausencia de la capa que simula la escoria. Además de que el área de ojo muestra verse afectada por el flujo de gas y la posición radial de los puntos de inyección de gas. Las variables respuesta se analizaron estadísticamente para cuantificar el efecto de las variables bajo estudio y sus interacciones. Los resultados del análisis estadístico fueron empleados para realizar una optimización multi-objetivo multi-variable del desempeño de la olla, para ello se minimizó el área de ojo expuesta, al mismo tiempo que se maximizó simultáneamente la velocidad y energía cinética turbulenta promedio medidas, para ello se usó un

algoritmo genético multi-objetivo. Los resultados incluyen un frente de Pareto, el cual se caracterizó para encontrar las mejores condiciones de operación dependiendo de los objetivos de procesamiento perseguidos [181].

A.1.1.3 Datos de la revista

ISSN: 1042 – 6914

eISSN: 1532 – 2475

Editorial: Taylor & Francis

Categorías: Ciencia de materiales, Ingeniería y manufactura

Factor de impacto 2019 (JIF): 3.046

A.1.2 Effect of differentiated injection ratio, gas flow rate, and slag thickness on mixing time and open eye area in gas-stirred ladles assisted by physical modeling



Adobe Acrobat
Document

Click para visualizar

A.1.2.1 Datos bibliográficos

Autores: Jardón-Pérez, Luis Enrique, González-Morales, Daniel Ricardo, Trápaga-Martínez, Gerardo, González-Rivera, Carlos y Ramírez-Argáez, Marco Aurelio

Año: 2019

Revista: Metals

Volumen: 9

Número: 5

Páginas: 555

Página web: <https://www.mdpi.com/2075-4701/9/5/555>

Número de citas: 4

A.1.2.2 Resumen

En este trabajo se evaluó el efecto de inyección igualada (50% / 50%) o diferenciada (75% / 25%), el flujo de gas y el espesor de escoria, sobre el tiempo de mezclado y el área de ojo expuesta en modelos físicos de ollas de aceración con dos tapones separados 180° y ubicados en 4R/5. El efecto de las variables bajo estudio se determinó mediante un diseño factorial 2^k. Se empleó velocimetría de imágenes de partículas (PIV) para obtener los patrones de flujo y los contornos de energía cinética turbulenta del sistema, esto en conjunto con los tiempos de mezclado medidos con la técnica de fluorescencia planar inducida por láser (PLIF) y las áreas de ojo expuestas medidas con análisis de imágenes, permitió analizar el efecto de las variables sobre la fluidodinámica del sistema. Los resultados muestran que el uso de flujo diferenciado cambia significativamente la estructura de flujo, modificando sustancialmente el tiempo de mezclado y el área de ojo expuesta. Se obtuvo además un frente de Pareto como resultado de la optimización simultánea del tiempo de mezclado y el área de ojo expuesta mediante el uso de un algoritmo genético multiobjetivo (NSGA – II), mostrando que la olla debe ser operada con flujo diferenciado para tener un desempeño óptimo [74].

A.1.2.3 Datos de la revista

ISSN: 2075 – 4701

eISSN: 2075 – 4701

Editorial: Multidisciplinary Digital Publishing Institute (MDPI)

Categorías: Metalurgia, Ciencia de materiales

Factor de impacto 2019 (JIF): 2.259

A.1.3 Introducing the planar laser-induced fluorescence technique (PLIF) to measure mixing time in gas-stirred ladles



Adobe Acrobat
Document

Click para visualizar

A.1.3.1 Datos bibliográficos

Autores: Jardón-Pérez, Luis Enrique, Amaro-Villeda, Adrián Manuel, González-Rivera, Carlos, Trápaga-Martínez, Gerardo, Conejo, Alberto N. y Ramírez-Argáez, Marco Aurelio

Año: 2019

Revista: Metallurgical and Materials Transactions B

Volumen: 50

Número: 5

Páginas: 2121 – 2133

Página web: <https://link.springer.com/article/10.1007/s11663-019-01631-y>

Número de citas: 6

A.1.3.2 Resumen

La técnica de fluorescencia planar inducida por láser (PLIF) se implementó para medir el tiempo de mezclado en un modelo físico 1/17 de un horno olla de 200 toneladas. Los resultados se compararon con aquellos obtenidos con el método convencional de pH-metría. Los tiempos de mezclado con PLIF se midieron en dos planos de medición, mientras que con pH-metría se midieron en dos posiciones dentro del modelo. Los resultados muestran que el tiempo de mezclado medido con la técnica PLIF es similar al obtenido mediante pH-metría con el sensor ubicado en una posición de baja velocidad dentro del modelo, además de que la técnica PLIF es más precisa y menos sensible a la posición de medición. Adicionalmente, se realizaron mediciones de fluidodinámica con la técnica de velocimetría de imágenes de partículas, con el fin de observar el efecto de los sensores de pH dentro del modelo en comparación con el sistema sin tenerlos inmersos. La presencia del sensor de pH mostró tener una influencia significativa sobre la fluidodinámica del modelo físico, y por ende modificando el comportamiento del mezclado, demostrando que el tiempo de mezclado medido mediante técnicas de sensor inmerso está afectado debido a la misma presencia del sensor. El trabajo muestra la viabilidad de emplear la técnica PLIF para medir el tiempo de mezclado en modelos físicos de ollas agitadas por inyección de gas, ya que es no intrusiva y permite visualizar la fenomenología del mezclado en un plano completo del sistema [66].

A.1.3.3 Datos de la revista

ISSN: 1073 – 5615

eISSN: 1543 – 1916

Editorial: The Minerals Metals and Materials Society (TMS)

Categorías: Metalurgia, Ciencia de materiales

Factor de impacto 2019 (JIF): 2.035

A.1.4 Numerical modeling of equal and differentiated gas injection in ladles: effect on mixing time and slag eye



Click para visualizar

A.1.4.1 Datos bibliográficos

Autores: Jardón-Pérez, Luis Enrique, González-Rivera, Carlos, Ramírez-Argáez, Marco Aurelio y Dutta, Abhishek

Año: 2020

Revista: Processes

Volumen: 8

Número: 8

Páginas: 917

Página web: <https://www.mdpi.com/2227-9717/8/8/917>

Número de citas: 0

A.1.4.2 Resumen

En este trabajo se explora el efecto del uso de inyección igualada (50% / 50%) o diferenciada (75% / 25%), el flujo de gas inyectado y el espesor de la capa que simula la escoria a través de un modelado matemático que simula un modelo físico de olla de aceración, validando la fluido dinámica, el tiempo de mezclado y el área de ojo expuesta predichas por la simulación de dinámica de fluidos computacional (CFD). Los resultados de la simulación numérica concuerdan con los obtenidos experimentalmente, mostrando que la olla debe operarse con inyección diferenciada para tener un mejor desempeño. A pesar de que el modelo matemático predice adecuadamente le dinámica de fluidos del sistema, tanto en magnitud de velocidad como en magnitud de energía cinética turbulenta, además de predecir una distribución similar de las mismas, existe una diferencia en el tiempo de mezclado y el área de ojo expuesta cuantificadas, sobre todo en casos con inyección diferenciada. Esto posiblemente se debe a la imposibilidad del modelo matemático empleado para predecir adecuadamente la interfase agua – aceite (acero – escoria) y la interacción entre las plumas de gas [67].

A.1.4.3 Datos de la revista

ISSN: 2227 – 9717

eISSN: 2227 – 9717

Editorial: Multidisciplinary Digital Publishing Institute (MDPI)

Categorías: Ingeniería química

Factor de impacto 2019 (JIF): 1.963

A.1.5 Utilization of the planar laser-induced fluorescence technique (PLIF) to measure temperature fields in a gas-stirred ladle



Adobe Acrobat
Document

Click para visualizar

A.1.5.1 Datos bibliográficos

Autores: Jardón-Pérez, Luis Enrique, Amaro-Villeda, Adrián Manuel, Trápaga-Martínez, Gerardo, González-Rivera, Carlos y Ramírez-Argáez, Marco Aurelio

Año: 2020

Revista: Metallurgical and Materials Transactions B

Volumen: 51

Número: NA

Páginas: 2510 - 2521

Página web: <https://link.springer.com/article/10.1007/s11663-020-01944-3>

Número de citas: 0

A.1.5.2 Resumen

Un modelo físico 1/17 de una olla de 200 toneladas se empleó para simular el calentamiento del baño en condiciones de agitación mediante un solo punto de inyección de gas por el fondo, ya sea céntrico o excéntrico en $R/2$, para ello se usó un quemador de gas para simular el flujo de calor debido a los arcos eléctricos usados en el proceso industrial. Se usó la técnica experimental de fluorescencia planar inducida por láser (PLIF) para medir los campos de temperatura en un plano longitudinal completo del modelo físico. Las mediciones realizadas con PLIF se validaron con mediciones locales de

temperatura con termopares tipo K ubicados en cinco posiciones del plano de medición. Los resultados de los campos de temperatura medidos con PLIF presentan buena concordancia con las mediciones realizadas localmente con los termopares, con lo que la técnica PLIF mostró ser adecuada para medir contornos de temperatura instantáneos en un plano completo del modelo, que es una clara ventaja con respecto a las mediciones puntuales que se pueden realizar con termopares, además de ser mediciones no intrusivas. Los resultados muestran que la inyección de gas céntrica es más eficiente para la transferencia de calor entre el quemador y el baño, en comparación con la inyección de gas excéntrica en mitad del radio, principalmente por la posición del quemador y las zonas de alto mezclado dentro del modelo [146].

A.1.5.3 Datos de la revista

ISSN: 1073 – 5615

eISSN: 1543 – 1916

Editorial: The Minerals Metals and Materials Society (TMS)

Categorías: Metalurgia, Ciencia de materiales

Factor de impacto 2019 (JIF): 2.035

A.2 Memorias de congreso

En cuanto a participación en congresos, solo se cuenta con una memoria de congreso publicada, sin embargo, se realizó una propuesta para participar en un congreso relacionado con la industria siderúrgica en un futuro.

A.2.1 Effect of model size and water chemical composition on mixing time measurements using PLIF in a gas-stirred ladle



Adobe Acrobat
Document

Click para visualizar

A.2.1.1 Datos bibliográficos

Autores: Jardón-Pérez, Luis Enrique, González-Rivera, Carlos y Ramírez-Argáez, Marco Aurelio

Año: 2019

Editor: Institute of Electrical and Electronics Engineers (IEEE)

Página web: <https://ieeexplore.ieee.org/abstract/document/8943764>

Número de citas: 0

A.2.1.2 Resumen

En el trabajo se presenta el efecto de la escala y el tipo de agua empleado durante determinaciones de tiempo de mezclado en modelos físicos de ollas agitadas con gas mediante la técnica de fluorescencia planar inducida por láser (PLIF). Los resultados muestran que el comportamiento cualitativo del mezclado medido con PLIF no se ve afectado por la escala del modelo físico empleado, pero se requieren estudios adicionales para determinar el efecto cuantitativo de la misma. Por otra parte durante las determinaciones se debe emplear agua con la menor cantidad de iones metálicos posibles para evitar la degradación del trazador empleado (Rodamina 6G) [73].

A.2.1.3 Datos del congreso

Nombre del congreso: 2019 7th International Engineering, Sciences and Technology Conference (IESTEC)

Fecha: 9 – 11, Octubre, 2019

Localización: Panamá, Panamá

Anexo B Formación de capital humano

Durante el desarrollo de la presente investigación, como parte del grupo dirigido por el Dr. Marco Aurelio Ramírez Argáez, además de la tesis doctoral desarrollada por el autor, se participó en el desarrollo de cinco tesis de licenciatura [254-258], de las cuales se fungió como supervisor técnico en tres [254-256] y tutor en dos [257, 258], apoyando en el desarrollo de dos tesis de licenciatura adicionales [259, 260] y la experimentación de una tesis de maestría [261]. Teniendo además en proceso de titulación a dos alumnos adicionales de licenciatura [262, 263] y uno de maestría [264], fungiendo como tutor de uno de los alumnos de licenciatura antes mencionados [262]. Participando activamente en la formación de nueve licenciados y dos maestros.

Referencias

- [1] W. F. Hosford, *Iron and steel*: Cambridge University Press, 2012.
- [2] E. T. Turkdogan, *Fundamentals of steelmaking*: Maney Publishing, 1996.
- [3] A. Ghosh, *Secondary steelmaking: principles and applications*: CRC Press, 2000.
- [4] CANACERO. (2020, 02, 06). *El Acero en México*. Available: <https://www.canacero.org.mx>
- [5] Worldsteel-Association. (2020, 02, 06). *Total production of crude steel*. Available: <https://www.worldsteel.org/>
- [6] D. Mazumdar and R. I. L. Guthrie, "The Physical and Mathematical Modelling of Gas Stirred Ladle Systems," *ISIJ International*, vol. 35, pp. 1-20, 1995.
- [7] D. Mazumdar and J. W. Evans, "Macroscopic Models for Gas Stirred Ladles," *ISIJ International*, vol. 44, pp. 447-461, 2004.
- [8] Y. Liu, M. Ersson, H. Liu, P. G. Jönsson, and Y. Gan, "A Review of Physical and Numerical Approaches for the Study of Gas Stirring in Ladle Metallurgy," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 50, pp. 555-577, February 01 2019.
- [9] D. Mazumdar and R. I. L. Guthrie, "Discussion on "Review of Physical and Numerical Approaches for the Study of Gas Stirring in Ladle Metallurgy"," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 51, pp. 412-416, 2020.
- [10] A. N. Conejo and S.-y. Kitamura, "Fluid flow phenomena in bottom gas-stirred ladles with top layer: Part I. Fluid Flow," *Tohoku University Repository*, vol. 65, pp. 26-35, 2010.
- [11] A. N. Conejo and S.-y. Kitamura, "Fluid flow phenomena in bottom gas-stirred ladles with top layer: Part II. Practical considerations," *Tohoku University Repository*, vol. 65, pp. 36-46, 2010.
- [12] K. Krishnapisharody and G. A. Irons, "A critical review of the modified froude number in ladle metallurgy," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 44, pp. 1486-1498, 2013.
- [13] A. Ghosh, "Review of Our Investigations on Ladle Furnace," *Transactions of the Indian Institute of Metals*, vol. 70, pp. 443-452, 2017.
- [14] L. Holappa, S. Nurmi, and A. Jokilaakso, "Review on interaction between slag, steel and inclusions in secondary steelmaking," in *International Congress on the Science and Technology of Steelmaking*, 2018.
- [15] A. L. V. da Costa e Silva, "Non-metallic inclusions in steels—origin and control," *J. Mater. Res. Technol*, vol. 7, pp. 283-299, 2018.
- [16] A. N. Conejo, "Physical and Mathematical Modelling of Mass Transfer in Ladles due to Bottom Gas Stirring: A Review," *Processes*, vol. 8, p. 750, 2020.

- [17] L. Li, X. Li, Z. Zhu, and B. Li, "Numerical modeling of multiphase flow in gas stirred ladles: From a multiscale point of view," *Powder Technology*, 2020.
- [18] G. Yadigaroglu, M. Simiano, R.-v. Milenkovic, J. Kubasch, M. Milelli, R. Zboray, *et al.*, "CFD4NRS with a focus on experimental and CMFD investigations of bubbly flows," *Nuclear engineering and design*, vol. 238, pp. 771-785, 2008.
- [19] D. Mazumdar and R. I. L. Guthrie, "Hydrodynamic modeling of some gas injection procedures in ladle metallurgy operations," *Metallurgical Transactions B*, vol. 16, pp. 83-90, 1985.
- [20] D. Mazumdar and R. I. L. Guthrie, "Numerical computation of flow and mixing in ladle metallurgy steelmaking operations (CAS method)," *Applied mathematical modelling*, vol. 10, pp. 25-32, 1986.
- [21] B. E. Launder and D. B. Spalding, *Mathematical models of turbulence*: Academic press, 1972.
- [22] M. P. Schwarz and W. J. Turner, "Applicability of the standard k- ϵ turbulence model to gas-stirred baths," *Applied mathematical modelling*, vol. 12, pp. 273-279, 1988.
- [23] V. P. Pipyuk, V. F. Polyakov, S. E. Samokhvalov, A. B. Kovura, A. A. Travinchev, and S. N. Pavlov, "Study of the hydrodynamics of a 350-ton ladle bath during the treatment of steel on a ladle-furnace unit," *Metallurgist*, vol. 53, pp. 679-684, 2009.
- [24] P. Tripathi, D. S. Kumar, R. Sah, and V. R. Sekhar, "An improved lance design for hot metal de-sulphurisation," *Ironmaking & Steelmaking*, vol. 44, pp. 421-429, 2017.
- [25] L. Jonsson and P. Jönsson, "Modeling of fluid flow conditions around the slag/metal interface in a gas-stirred ladle," *ISIJ international*, vol. 36, pp. 1127-1134, 1996.
- [26] M. B. Goldschmit and A. H. C. Owen, "Numerical modelling of gas stirred ladles," *Ironmaking & steelmaking*, vol. 28, pp. 337-341, 2001.
- [27] A. Alexiadis, P. Gardin, and J. F. Domgin, "Spot turbulence, breakup, and coalescence of bubbles released from a porous plug injector into a gas-stirred ladle," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 35, pp. 949-956, 2004.
- [28] C. G. Méndez, N. Nigro, and A. Cardona, "Drag and non-drag force influences in numerical simulations of metallurgical ladles," *Journal of materials processing technology*, vol. 160, pp. 296-305, 2005.
- [29] J. E. Olsen and S. Cloete, "Coupled DPM and VOF model for analyses of gas stirred ladles at higher gas rates," in *Proceedings of the seventh international conference on CFD in the minerals and process industries, CSIRO, Melbourne*, 2009, pp. 9-11.

- [30] W. Lou and M. Zhu, "Numerical simulation of gas and liquid two-phase flow in gas-stirred systems based on Euler–Euler approach," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 44, pp. 1251-1263, 2013.
- [31] H. Duan, Y. Ren, and L. Zhang, "Effects of interphase forces on fluid flow in gas-stirred steel ladles using the Eulerian–lagrangian multiphase approach," *JOM*, vol. 70, pp. 2128-2138, 2018.
- [32] L. Li, Z. Liu, B. Li, H. Matsuura, and F. Tsukihashi, "Water model and CFD-PBM coupled model of gas-liquid-slag three-phase flow in ladle metallurgy," *ISIJ International*, vol. 55, pp. 1337-1346, 2015.
- [33] M. A. Ramírez-Argáez, A. Dutta, A. M. Amaro-Villeda, C. González-Rivera, and A. N. Conejo, "A novel multiphase methodology simulating three phase flows in a steel ladle," *Processes*, vol. 7, p. 175, 2019.
- [34] N. Alia, V. John, and S. Ollila, "Revisiting the single-phase flow model for liquid steel ladle stirred by gas," *Applied Mathematical Modelling*, vol. 67, pp. 549-556, 2019.
- [35] R. D. Morales, F. A. Calderón-Hurtado, K. Chattopadhyay, and S. J. G. Guarneros, "Physical and Mathematical Modeling of Flow Structures of Liquid Steel in Ladle Stirring Operations," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 51, pp. 628-648, 2020.
- [36] Y. Liu, M. Ersson, H. Liu, P. Jönsson, and Y. Gan, "Comparison of Euler-Euler Approach and Euler–Lagrange Approach to Model Gas Injection in a Ladle," *steel research international*, vol. 90, p. 1800494, 2019.
- [37] D. Mazumdar, H. B. Kim, and R. I. L. Guthrie, "Modelling criteria for flow simulation in gas stirred ladles: experimental study," *Ironmaking & steelmaking*, vol. 27, pp. 302-309, 2000.
- [38] S. Yu, Z. S. Zou, L. Shao, and S. Louhenkilpi, "A Theoretical Scaling Equation for Designing Physical Modeling of Gas–Liquid Flow in Metallurgical Ladles," *steel research international*, vol. 88, p. 1600156, 2017.
- [39] K. B. Owusu, T. Haas, P. Gajjar, M. Eickhoff, P. Kowitwarangkul, and H. Pfeifer, "Interaction of Injector Design, Bubble Size, Flow Structure, and Turbulence in Ladle Metallurgy," *steel research international*, vol. 90, p. 1800346, 2019.
- [40] L. Zhu, W. Liu, S. Yang, J. Li, F. Wang, and X. Zhang, "Numerical Simulation of Three-Phase Flow of Gas-Stirring Micro-phenomenon During Ladle Furnace Process," in *TMS 2019 148th Annual Meeting & Exhibition Supplemental Proceedings*, 2019, pp. 29-38.
- [41] G. G. Krishna Murthy and J. F. Elliott, "Definition and determination of mixing time in gas agitated liquid baths," *ISIJ International*, vol. 32, pp. 190-195, 1992.

- [42] S. Asai, T. Okamoto, J.-C. He, and I. Muchi, "Mixing time of refining vessels stirred by gas injection," *Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan*, vol. 23, pp. 43-50, 1983.
- [43] D. Mazumdar and R. I. L. Guthrie, "Mixing models for gas stirred metallurgical reactors," *Metallurgical transactions B*, vol. 17, pp. 725-733, 1986.
- [44] S. Joo and R. I. L. Guthrie, "Modeling flows and mixing in steelmaking ladles designed for single-and dual-plug bubbling operations," *Metallurgical Transactions B*, vol. 23, pp. 765-778, 1992.
- [45] M.-Y. Zhu, T. Inomoto, I. Sawada, and T.-c. Hsiao, "Fluid flow and mixing phenomena in the ladle stirred by argon through multi-tuyere," *ISIJ international*, vol. 35, pp. 472-479, 1995.
- [46] M.-Y. Zhu, I. Sawada, N. Yamasaki, and T.-C. Hsiao, "Numerical simulation of three-dimensional fluid flow and mixing process in gas-stirred ladles," *ISIJ international*, vol. 36, pp. 503-511, 1996.
- [47] S. Yamashita, K.-i. Miyamoto, M. Iguchi, and M. Zeze, "Model experiments on the mixing time in a bottom blown bath covered with top slag," *ISIJ international*, vol. 43, pp. 1858-1860, 2003.
- [48] M. Madan, D. Satish, and D. Mazumdar, "Modeling of mixing in ladles fitted with dual plugs," *ISIJ international*, vol. 45, pp. 677-685, 2005.
- [49] J. Mandal, S. Patil, M. Madan, and D. Mazumdar, "Mixing time and correlation for ladles stirred with dual porous plugs," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 36, pp. 479-487, 2005.
- [50] N. Mazumdar, A. Mahadevan, M. Madan, and D. Mazumdar, "Impact of ladle design on bath mixing," *ISIJ international*, vol. 45, pp. 1940-1942, 2005.
- [51] M. A. Ramírez-Argáez, "Numerical simulation of fluid flow and mixing in gas-stirred ladles," *Materials and Manufacturing Processes*, vol. 23, pp. 59-68, 2007.
- [52] M. Warzecha, J. Jowza, P. Warzecha, and H. Pfeifer, "Numerical and Experimental Investigations of Steel Mixing Time in a 130-t Ladle," *steel research international*, vol. 79, pp. 852-860, 2008.
- [53] S. W. P. Cloete, J. J. Eksteen, and S. M. Bradshaw, "A mathematical modelling study of fluid flow and mixing in full-scale gas-stirred ladles," *Progress in Computational Fluid Dynamics, An International Journal*, vol. 9, pp. 345-356, 2009.
- [54] S. P. Patil, D. Satish, M. Peranandhanathan, and D. Mazumdar, "Mixing models for slag covered, argon stirred ladles," *ISIJ international*, vol. 50, pp. 1117-1124, 2010.

- [55] A. M. Amaro-Villeda, M. A. Ramirez-Argaez, and A. N. Conejo, "Effect of slag properties on mixing phenomena in gas-stirred ladles by physical modeling," *ISIJ international*, vol. 54, pp. 1-8, 2014.
- [56] A. N. Conejo, S. Kitamura, N. Maruoka, and S.-J. Kim, "Effects of top layer, nozzle arrangement, and gas flow rate on mixing time in agitated ladles by bottom gas injection," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 44, pp. 914-923, 2013.
- [57] M. S. C. Terrazas and A. N. Conejo, "Effect of nozzle diameter on mixing time during bottom-gas injection in metallurgical ladles," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 46, pp. 711-718, 2015.
- [58] A. S. Gómez, A. N. Conejo, and R. Zenit, "Effect of separation angle and nozzle radial position on mixing time in ladles with two nozzles," *Journal of Applied Fluid Mechanics*, vol. 11, pp. 11-20, 2018.
- [59] H. Liu, Z. Qi, and M. Xu, "Numerical Simulation of Fluid Flow and Interfacial Behavior in Three-phase Argon-Stirred Ladles with One Plug and Dual Plugs," *steel research international*, vol. 82, pp. 440-458, 2011.
- [60] T. Haiyan, G. Xiaochen, W. Guanghui, and W. Yong, "Effect of gas blown modes on mixing phenomena in a bottom stirring ladle with dual plugs," *ISIJ International*, pp. ISIJINT-2016-360, 2016.
- [61] T. Haiyan, L. Jinwen, Z. Shuo, G. Xiaochen, and Z. Jiaquan, "A novel dual plugs gas blowing mode for efficient ladle metallurgy," *Ironmaking & Steelmaking*, vol. 46, pp. 405-415, 2019.
- [62] R. González-Bernal, G. Solorio-Diaz, A. Ramos-Banderas, E. Torres-Alonso, C. A. Hernández-Bocanegra, and R. Zenit, "Effect of the Fluid-Dynamic Structure on the Mixing Time of a Ladle Furnace," *steel research international*, vol. 89, p. 1700281, 2018.
- [63] Y. Liu, H. Bai, H. Liu, M. Ersson, P. G. Jönsson, and Y. Gan, "Physical and Numerical Modelling on the Mixing Condition in a 50 t Ladle," *Metals*, vol. 9, p. 1136, 2019.
- [64] P. Gajjar, T. Haas, K. B. Owusu, M. Eickhoff, P. Kowitwarangkul, and H. Pfeifer, "Physical study of the impact of injector design on mixing, convection and turbulence in ladle metallurgy," *Engineering Science and Technology, an International Journal*, vol. 22, pp. 538-547, 2019.
- [65] A. H. Thaker, S. V. Bhujbal, and V. V. Buwa, "Effects of sloshing gas-liquid interface on dynamics of meandering bubble plumes and mixing in a shallow vessel: PIV and PLIF measurements," *Chemical Engineering Journal*, vol. 386, p. 122036, 2020.
- [66] L. E. Jardón-Pérez, A. Amaro-Villeda, C. González-Rivera, G. Trápaga, A. N. Conejo, and M. A. Ramírez-Argáez, "Introducing the Planar Laser-Induced Fluorescence technique

- (PLIF) to measure mixing time in gas-stirred ladles," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 50, pp. 2121-2133, 2019.
- [67] L. E. Jardón-Pérez, C. González-Rivera, M. A. Ramirez-Argaez, and A. Dutta, "Numerical Modeling of Equal and Differentiated Gas Injection in Ladles: Effect on Mixing Time and Slag Eye," *Processes*, vol. 8, p. 917, 2020.
- [68] S. Ganguly and S. Chakraborty, "Numerical modelling studies of flow and mixing phenomena in gas stirred steel ladles," *Ironmaking & Steelmaking*, vol. 35, pp. 524-530, 2008.
- [69] K. Michalek, K. Gryc, and J. Morávka, "Physical modelling of bath homogenisation in argon stirred ladle," *Metalurgija*, vol. 48, pp. 215-218, 2009.
- [70] L. Wang, L. Liu, and B. Yan, "Effect of Modeling Flows on Mixing Time in 40t Ladle with Bottom Gas Blowing Process," in *Materials Processing Fundamentals 2017*, ed: Springer, 2017, pp. 109-118.
- [71] D. Mazumdar, S. Das, and S. Bajpayee, "A comparative study of mixing phenomena in gas stirred ladle systems," *ISIJ international*, vol. 37, pp. 194-196, 1997.
- [72] C. G. Méndez, N. Nigro, A. Cardona, S. S. Begnis, and W. P. Chiapparoli, "Physical and numerical modelling of a gas stirred ladle," *Mecánica computacional*, vol. 21, pp. 2646-2654, 2002.
- [73] L. E. Jardón-Pérez, C. González-Rivera, and M. A. Ramírez-Argáez, "Effect of Model Size and Water Chemical Composition on Mixing Time Measurements Using PLIF in a Gas-Stirred Ladle," in *2019 7th International Engineering, Sciences and Technology Conference (IESTEC)*, 2019, pp. 261-266.
- [74] L. E. Jardón-Pérez, D. R. González-Morales, G. Trápaga, C. González-Rivera, and M. A. Ramírez-Argáez, "Effect of differentiated injection ratio, gas flow rate, and slag thickness on mixing time and open eye area in gas-stirred ladle assisted by physical modeling," *Metals*, vol. 9, p. 555, 2019.
- [75] J. W. Han, S. H. Heo, D. H. Kam, B. D. You, J. J. Pak, and H. S. Song, "Transient fluid flow phenomena in a gas stirred liquid bath with top oil layer—Approach by numerical simulation and water model Experiments," *ISIJ international*, vol. 41, pp. 1165-1172, 2001.
- [76] Subagyo, G. A. Brooks, and G. A. Irons, "Spout eyes area correlation in ladle metallurgy," *ISIJ international*, vol. 43, pp. 262-263, 2003.
- [77] D. Mazumdar and J. W. Evans, "A model for estimating exposed plume eye area in steel refining ladles covered with thin slag," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 35, pp. 400-404, 2004.

- [78] M. Iguchi, K.-i. Miyamoto, S. Yamashita, D. Iguchi, and M. Zeze, "Spout eye area in ladle refining process," *ISIJ international*, vol. 44, pp. 636-638, 2004.
- [79] K. Krishnapisharody and G. A. Irons, "Modeling of slag eye formation over a metal bath due to gas bubbling," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 37, pp. 763-772, 2006.
- [80] K. Krishnapisharody and G. A. Irons, "An extended model for slag eye size in ladle metallurgy," *ISIJ international*, vol. 48, pp. 1807-1809, 2008.
- [81] K. Krishnapisharody and G. A. Irons, "A model for slag eyes in steel refining ladles covered with thick slag," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 46, pp. 191-198, 2015.
- [82] M. Peranandhanthan and D. Mazumdar, "Modeling of slag eye area in argon stirred ladles," *ISIJ international*, vol. 50, pp. 1622-1631, 2010.
- [83] N.-n. Lv, L.-s. Wu, H.-c. Wang, Y.-c. Dong, and C. Su, "Size analysis of slag eye formed by gas blowing in ladle refining," *Journal of Iron and Steel Research International*, vol. 24, pp. 243-250, 2017.
- [84] B. Li, H. Yin, C. Q. Zhou, and F. Tsukihashi, "Modeling of three-phase flows and behavior of slag/steel interface in an argon gas stirred ladle," *ISIJ international*, vol. 48, pp. 1704-1711, 2008.
- [85] A. P. de Sa, V. Seshadri, I. A. da Silva, F. M. de Torres, C. A. da Silva, and E. F. Rodrigues, "Assessment of Gas-Metal-Slag Interaction in a Steel Making Ladle through Physical and Mathematical Modelling," in *6th International Symposium on High-Temperature Metallurgical Processing*, 2015, pp. 397-404.
- [86] H.-j. Lee and K.-w. Yi, "Development of a numerical model to predict areas of plume eye of ladle furnace process," *Metals and Materials International*, vol. 21, pp. 511-520, 2015.
- [87] D. Mazumdar and R. I. L. Guthrie, "Modeling energy dissipation in slag-covered steel baths in steelmaking ladles," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 41, pp. 976-989, 2010.
- [88] A. Huang, H. Harmuth, M. Doletschek, S. Vollmann, and X. Feng, "Toward CFD modeling of slag entrainment in gas stirred ladles," *steel research international*, vol. 86, pp. 1447-1454, 2015.
- [89] W. Liu, H. Tang, S. Yang, M. Wang, J. Li, Q. Liu, *et al.*, "Numerical simulation of slag eye formation and slag entrapment in a bottom-blown argon-stirred ladle," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 49, pp. 2681-2691, 2018.
- [90] E. K. Ramasetti, V. V. Visuri, P. Sulasalmi, and T. Fabritius, "Experimental and Numerical Investigation of Slag Thickness Effect on the Formation of Slag Eye in a Water Model of a

- Steel Making Ladle," in *21st Australasian Fluid Mechanics Conference*, Adelaide, Australia, 2018.
- [91] E. K. Ramasetti, V.-V. Visuri, P. Sulasalmi, and T. Fabritius, "A CFD and Experimental Investigation of Slag Eye in Gas Stirred Ladle," in *Proc. 5th Int. Conf. on Fluid Flow*, 2018.
- [92] E. K. Ramasetti, V. V. Visuri, P. Sulasalmi, R. Mattila, and T. Fabritius, "Modeling of the Effect of the Gas Flow Rate on the Fluid Flow and Open-Eye Formation in a Water Model of a Steelmaking Ladle," *steel research international*, vol. 90, p. 1800365, 2019.
- [93] E. K. Ramasetti, V. V. Visuri, P. Sulasalmi, T. Palovaara, A. K. Gupta, and T. Fabritius, "Physical and CFD Modeling of the Effect of Top Layer Properties on the Formation of Open-Eye in Gas-Stirred Ladles With Single and Dual-Plugs," *steel research international*, vol. 90, p. 1900088, 2019.
- [94] V. T. Mantripragada and S. Sarkar, "Slag eye formation in single and dual bottom purged industrial steelmaking ladles," *Canadian Metallurgical Quarterly*, vol. 59, pp. 159-168, 2020.
- [95] S.-H. Kim and R. J. Fruehan, "Physical modeling of gas/liquid mass transfer in a gas stirred ladle," *Metallurgical Transactions B*, vol. 18, pp. 673-680, 1987.
- [96] S.-H. Kim and R. J. Fruehan, "Physical modeling of liquid/liquid mass transfer in gas stirred ladles," *Metallurgical transactions B*, vol. 18, pp. 381-390, 1987.
- [97] L. Jonsson, D. Sichen, and P. Jönsson, "A new approach to model sulphur refining in a gas-stirred ladle—A coupled CFD and Thermodynamic model," *ISIJ international*, vol. 38, pp. 260-267, 1998.
- [98] M. Andersson, M. Hallberg, L. Jonsson, and P. Jönsson, "Slag-metal reactions during ladle treatment with focus on desulphurisation," *Ironmaking & steelmaking*, vol. 29, pp. 224-232, 2002.
- [99] D. Guo and G. A. Irons, "Modeling of gas-liquid reactions in ladle metallurgy: Part I. Physical modeling," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 31, pp. 1447-1455, 2000.
- [100] D. Guo and G. A. Irons, "Modeling of gas-liquid reactions in ladle metallurgy: Part II. Numerical simulation," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 31, pp. 1457-1464, 2000.
- [101] Y.-n. C. Chen, Y.-p. Bao, M. Wang, L.-h. Zhao, and Z. Peng, "A mathematical model for the dynamic desulfurization process of ultra-low-sulfur steel in the LF refining process," *Metallurgical Research & Technology*, vol. 111, pp. 37-43, 2014.

- [102] W. Lv, Z. Xie, Z. Mao, P. Yuan, and M. Jia, "Hybrid modelling for real-time prediction of the sulphur content during ladle furnace steel refining with embedding prior knowledge," *Neural Computing and Applications*, vol. 25, pp. 1125-1136, 2014.
- [103] Y. N. Jia, L. G. Zhu, C. J. Zhang, and P. Pei, "Mass transfer behaviour of Mg in low carbon aluminium killed steel during LF refining," *Ironmaking & Steelmaking*, vol. 44, pp. 796-802, 2017.
- [104] M.-A. Van Ende and I.-H. Jung, "A kinetic ladle furnace process simulation model: effective equilibrium reaction zone model using FactSage macro processing," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 48, pp. 28-36, 2017.
- [105] L. Zhu, Y. Jia, Z. Liu, C. Zhang, X. Wang, and P. Xiao, "Mass-Transfer Model for Steel, Slag, and Inclusions during Ladle-Furnace Refining," *High Temperature Materials and Processes*, vol. 37, pp. 665-674, 2018.
- [106] U. Singh, R. Anapagaddi, S. Mangal, K. A. Padmanabhan, and A. K. Singh, "Multiphase modeling of bottom-stirred ladle for prediction of slag–steel interface and estimation of desulfurization behavior," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 47, pp. 1804-1816, 2016.
- [107] H.-g. Huang, M. Yan, J.-n. Sun, and F.-s. Du, "Heat transfer of calcium cored wires and CFD simulation on flow and mixing efficiency in the argon-stirred ladle," *Ironmaking & Steelmaking*, vol. 45, pp. 626-634, 2018.
- [108] W. Lou and M. Zhu, "Numerical simulation of desulfurization behavior in gas-stirred systems based on computation fluid dynamics–simultaneous reaction model (CFD–SRM) coupled model," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 45, pp. 1706-1722, 2014.
- [109] W. Lou and M. Zhu, "Numerical Simulation of Desulfurization Behavior in Gas-Stirred Ladles," in *TMS 2015 144th Annual Meeting & Exhibition*, 2015, pp. 771-781.
- [110] W. Lou and M. Zhu, "Numerical simulation of slag-metal reactions and desulfurization efficiency in gas-stirred ladles with different thermodynamics and kinetics," *ISIJ International*, vol. 55, pp. 961-969, 2015.
- [111] W. Lou and M. Zhu, "A mathematical model for the multiphase transport and reaction kinetics in a ladle with bottom powder injection," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 48, pp. 3196-3212, 2017.
- [112] W. Lou, X. Wang, Z. Liu, S. Luo, and M. Zhu, "Numerical Simulation of Desulfurization Behavior in Ladle with Bottom Powder Injection," *ISIJ International*, pp. ISIJINT-2018-406, 2018.

- [113] L. Nastac, D. Zhang, Q. Cao, A. Pitts, and R. Williams, "3D CFD Modeling of the LMF System," in *CFD Modeling and Simulation in Materials Processing 2016*, ed: Springer, 2016, pp. 187-194.
- [114] Q. Cao, L. Nastac, and A. Pitts, "CFD modeling of slag-metal reactions and sulfur refining evolution in an argon gas-stirred ladle furnace," in *Applications of Process Engineering Principles in Materials Processing, Energy and Environmental Technologies*, ed: Springer, 2017, pp. 435-443.
- [115] Q. Cao and L. Nastac, "An Innovative Modeling Approach for Predicting the Desulfurization Kinetics in an Argon-Stirred Ladle Furnace," in *TMS Annual Meeting & Exhibition*, 2018, pp. 141-148.
- [116] Q. Cao, L. Nastac, A. Pitts-Baggett, and Q. Yu, "Numerical investigation of desulfurization kinetics in gas-stirred ladles by a quick modeling analysis approach," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 49, pp. 988-1002, 2018.
- [117] Q. Cao, A. Pitts, and L. Nastac, "Numerical modelling of fluid flow and desulphurisation kinetics in an argon-stirred ladle furnace," *Ironmaking & Steelmaking*, vol. 45, pp. 280-287, 2018.
- [118] Q. N. Hoang, M. A. Ramírez-Argáez, A. N. Conejo, B. Blanpain, and A. Dutta, "Numerical Modeling of Liquid-Liquid Mass Transfer and the Influence of Mixing in Gas-Stirred Ladles," *JOM*, vol. 70, pp. 2109-2118, 2018.
- [119] L. E. Jardón-Pérez, A. López-Gutierrez, A. Vazquez, C. González-Rivera, and M. A. Ramirez-Argaez, "PHYSICAL AND MATHEMATICAL MODELING OF METAL-SLAG EXCHANGES IN GAS-STIRRED LADLES," *MRS Advances*, vol. 2, pp. 3821-3829, 2017.
- [120] H. Duan, L. Zhang, B. G. Thomas, and A. N. Conejo, "Fluid flow, dissolution, and mixing phenomena in argon-stirred steel ladles," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 49, pp. 2722-2743, 2018.
- [121] H. Duan, L. Zhang, and B. G. Thomas, "Effect of Melt Superheat and Alloy Size on the Mixing Phenomena in Argon-Stirred Steel Ladles," *steel research international*, vol. 90, p. 1800288, 2019.
- [122] S. Torii and W.-J. Yang, "Melt-particle mixing in gas-stirred ladles with throughflow," *Experiments in fluids*, vol. 13, pp. 37-42, 1992.
- [123] H. Duan, Y. Ren, and L. Zhang, "Fluid flow, thermal stratification, and inclusion motion during holding period in steel ladles," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 50, pp. 1476-1489, 2019.

- [124] M. Salcudean, K. Y. M. Lai, and R. I. L. Guthrie, "Multidimensional heat, mass and flow phenomena in gas stirred reactors," *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, vol. 63, pp. 51-61, 1985.
- [125] F. Oeters, H.-C. Dromer, and J. Kepura, "Model Studies on Fluid Flow and Particle Behavior During Injection Process," *SCANINJECT III, Refining of Iron and Steel by Powder Injection*, p. 7, 1983.
- [126] M. Neifer, S. Rödl, and D. Sucker, "Investigations on the fluiddynamic and thermal process control in ladles," *Steel research*, vol. 64, pp. 54-62, 1993.
- [127] J. L. Xia and T. Ahokainen, "Thermal stratification in a steel ladle," *Canadian metallurgical quarterly*, vol. 40, pp. 479-487, 2001.
- [128] J. L. Xia and T. Ahokainen, "Homogenization of temperature field in a steelmaking ladle with gas injection," *Scandinavian journal of metallurgy*, vol. 32, pp. 211-217, 2003.
- [129] M. Salcudean, C. H. Low, A. Hurdat, and R. I. L. Guthrie, "Computation of three-dimensional flow and heat transfer in gas agitated reactors," *Chemical Engineering Communications*, vol. 21, pp. 89-103, 1983.
- [130] M. Warzecha, J. Jowza, and T. Merder, "Gas mixing and chemical homogenization of steel in 100 t ladle furnace," *METALURGIJA-SISAK THEN ZAGREB-*, vol. 46, p. 227, 2007.
- [131] F. D. Maldonado-Parra, M. A. Ramírez-Argáez, A. N. Conejo, and C. González, "Effect of both radial position and number of porous plugs on chemical and thermal mixing in an industrial ladle involving two phase flow," *ISIJ international*, vol. 51, pp. 1110-1118, 2011.
- [132] D. Mohammadi, S. H. Seyedein, and M. R. Aboutalebi, "Numerical simulation of thermal stratification and destratification in secondary steelmaking ladle," *Ironmaking & Steelmaking*, vol. 40, pp. 342-349, 2013.
- [133] Y. Li, A. Deng, H. Li, B. Yang, and E. Wang, "Numerical Study on Flow, Temperature, and Concentration Distribution Features of Combined Gas and Bottom-Electromagnetic Stirring in a Ladle," *Metals*, vol. 8, p. 76, 2018.
- [134] J. E. Farrera-Buenrostro, C. A. Hernández-Bocanegra, J. A. Ramos-Banderas, E. Torres-Alonso, N. M. López-Granados, and M. A. Ramírez-Argáez, "Analysis of Temperature Losses of the Liquid Steel in a Ladle Furnace During Desulfurization Stage," *Transactions of the Indian Institute of Metals*, vol. 72, pp. 899-909, 2019.
- [135] N. K. Nath, K. Mandal, A. K. Singh, B. Basu, C. Bhanu, S. Kumar, *et al.*, "Ladle furnace on-line reckoner for prediction and control of steel temperature and composition," *Ironmaking & steelmaking*, vol. 33, pp. 140-150, 2006.

- [136] L. Wu, Z.-z. Mao, and Y. Ping, "Ladle furnace liquid steel temperature prediction model based on optimally pruned bagging," *Journal of Iron and Steel Research, International*, vol. 19, pp. 21-28, 2012.
- [137] W. Lv, Z. Mao, P. Yuan, and M. Jia, "Pruned bagging aggregated hybrid prediction models for forecasting the steel temperature in ladle furnace," *steel research international*, vol. 85, pp. 405-414, 2014.
- [138] B. Wang, Z. Mao, and K. Huang, "A prediction and outlier detection scheme of molten steel temperature in ladle furnace," *Chemical Engineering Research and Design*, vol. 138, pp. 229-247, 2018.
- [139] X. Wang, "Ladle furnace temperature prediction model based on large-scale data with random forest," *IEEE/CAA Journal of Automatica Sinica*, vol. 4, pp. 770-774, 2016.
- [140] X. Wang, M. You, Z. Mao, and P. Yuan, "Tree-structure ensemble general regression neural networks applied to predict the molten steel temperature in ladle furnace," *Advanced Engineering Informatics*, vol. 30, pp. 368-375, 2016.
- [141] X. Wang, P. Yuan, Z. Mao, and M. You, "Molten steel temperature prediction model based on bootstrap Feature Subsets Ensemble Regression Trees," *Knowledge-Based Systems*, vol. 101, pp. 48-59, 2016.
- [142] X.-J. Wang, X.-Y. Wang, Q. Zhang, and Z.-Z. Mao, "The soft sensor of the molten steel temperature using the modified maximum entropy based pruned bootstrap feature subsets ensemble method," *Chemical Engineering Science*, vol. 189, pp. 401-412, 2018.
- [143] Y. Pan and B. Björkman, "Numerical analysis on the similarity between steel ladles and hot-water models regarding natural convection phenomena," *ISIJ international*, vol. 42, pp. 53-62, 2002.
- [144] P. Liviu, P. Adriana, P. Vasile, and L. Alina, "Analysis on the similarity between steel ladles and hot-water models regarding natural convection phenomena," in *AIP Conference Proceedings*, 2012, pp. 767-770.
- [145] V. Putan, L. Vilceanu, A. Socalici, and A. Putan, "Mathematical and physical modeling of thermal stratification phenomena in steel ladles," in *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 2018, p. 012004.
- [146] L. E. Jardón-Pérez, A. M. Amaro-Villeda, G. Trápaga-Martínez, C. González-Rivera, and M. A. Ramírez-Argáez, "Utilization of the Planar Laser-Induced Fluorescence Technique (PLIF) to Measure Temperature Fields in a Gas-Stirred Ladle," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 51, pp. 2510-2521, 2020.

- [147] L. Zhang, S. Taniguchi, and K. Matsumoto, "Water model study on inclusion removal from liquid steel by bubble flotation under turbulent conditions," *Ironmaking & steelmaking*, vol. 29, pp. 326-336, 2002.
- [148] M. Söder, P. Jönsson, and L. Jonsson, "Inclusion Growth and Removal in Gas-Stirred Ladles," *Steel research international*, vol. 75, pp. 128-138, 2004.
- [149] L. T. Wang, Q. Y. Zhang, S. H. Peng, and Z. B. Li, "Mathematical model for growth and removal of inclusion in a multi-tuyere ladle during gas-stirring," *ISIJ international*, vol. 45, pp. 331-337, 2005.
- [150] Y.-J. Kwon, J. Zhang, and H.-G. Lee, "A CFD-based nucleation-growth-removal model for inclusion behavior in a gas-agitated ladle during molten steel deoxidation," *ISIJ international*, vol. 48, pp. 891-900, 2008.
- [151] A. Harada, N. Maruoka, H. Shibata, M. Zeze, N. Asahara, F. Huang, *et al.*, "Kinetic analysis of compositional changes in inclusions during ladle refining," *ISIJ International*, vol. 54, pp. 2569-2577, 2014.
- [152] S. P. T. Piva, D. Kumar, and P. C. Pistorius, "Modeling manganese silicate inclusion composition changes during ladle treatment using factsage macros," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 48, pp. 37-45, 2017.
- [153] W. Lou and M. Zhu, "Numerical simulations of inclusion behavior and mixing phenomena in gas-stirred ladles with different arrangement of tuyeres," *ISIJ international*, vol. 54, pp. 9-18, 2014.
- [154] Q. Cao and L. Nastac, "CFD Modeling of Transport Phenomena and Inclusion Removal in a Gas-Stirred Ladle," in *TMS Annual Meeting & Exhibition*, 2018, pp. 133-139.
- [155] Q. Cao and L. Nastac, "Numerical modelling of the transport and removal of inclusions in an industrial gas-stirred ladle," *Ironmaking & Steelmaking*, vol. 45, pp. 984-991, 2018.
- [156] M. Li, S. Li, Y. Ren, W. Yang, and L. Zhang, "Modification of inclusions in linepipe steels by Ca-containing ferrosilicon during ladle refining," *Ironmaking & Steelmaking*, 2018.
- [157] S. Wang, J. Zhang, R. Cheng, and H. Ma, "Numerical simulation of inclusion modification during calcium treatment process in ladle," *Transactions of the Indian Institute of Metals*, vol. 71, pp. 2231-2242, 2018.
- [158] Y. Tabatabaei, K. S. Coley, G. A. Irons, and S. Sun, "Model of inclusion evolution during calcium treatment in the ladle furnace," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 49, pp. 2022-2037, 2018.

- [159] Y. Tabatabaei, K. S. Coley, G. A. Irons, and S. Sun, "A Kinetic Model for Modification of MgAl₂O₄ Spinel Inclusions During Calcium Treatment in the Ladle Furnace," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 49, pp. 2744-2756, 2018.
- [160] Y. Kang, P. R. Scheller, D. Sichen, and K. Morita, "In Situ Observation on the Interactions of Nonmetallic Inclusions on the Surface of Liquid Steel," in *Advanced Real Time Imaging II*, ed: Springer, 2019, pp. 13-18.
- [161] Y. Chi, Z. Deng, and M. Zhu, "Effect of ladle usage on cleanliness of bearing steel," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 49, pp. 440-450, 2018.
- [162] A. Kumar, S. K. Choudhary, and S. K. Singh, "Influence of Ladle Addition Practice on the Castability of Typical Low Carbon Low Silicon Steel," *International Journal of Mineral Processing and Extractive Metallurgy*, vol. 3, p. 1, 2018.
- [163] H. O. Garces, A. J. Rojas, L. E. Arias, and C. A. Carrasco, "On the use of flame analysis and optical variables for an optimized operation in ladle furnace preheating process," in *2015 IEEE Conference on Control Applications (CCA)*, 2015, pp. 269-274.
- [164] H.-X. Tian, Y.-D. Liu, K. Li, R.-R. Yang, and B. Meng, "A new AdaBoost. IR soft sensor method for robust operation optimization of ladle furnace refining," *ISIJ International*, pp. ISIJINT-2016-371, 2017.
- [165] C. Mocchi, A. Maddaloni, M. Vannucci, S. Cateni, and V. Colla, "A Dive into the Specific Electric Energy Consumption in Steelworks," in *World Conference on Information Systems and Technologies*, 2018, pp. 714-723.
- [166] A. Picon, A. Vicente, S. Rodriguez-Vaamonde, J. Armentia, J. A. Arteche, and I. Macaya, "Ladle furnace slag characterization through hyperspectral reflectance regression model for secondary metallurgy process optimization," *IEEE Transactions on Industrial Informatics*, vol. 14, pp. 3506-3512, 2017.
- [167] O. Y. Sheshukov, M. A. Mikheenkoy, I. V. Nekrasov, A. A. Metelkin, and D. K. Egiazar'yan, "Optimization of the Slag Composition in Ladle Treatment of Steel for Increasing the Resistance of Refractories and Promoting Slag Reuse," *Metallurgist*, vol. 62, pp. 723-728, 2018.
- [168] W. Liu, X. Pang, S. Yu, C. Li, and T. Chai, "Steelmaking-Casting of Molten Steel by Decarburization Ladle Matching," *Mathematical Problems in Engineering*, vol. 2018, 2018.
- [169] R. Mittal, A. Senguttuvan, S. Chatterjee, and A. Mukherjee, "Development of a Predictive Model for Minimizing Ladle Desulfurization Cycle Time and Associated Costs," 2019.

- [170] A. K. Kothari, R. Ranjan, R. S. Singh, G. Kumar, A. Kumar, and A. Agrawal, "A real-time ferroalloy model for the optimum ladle furnace treatment during the secondary steelmaking," *Ironmaking & Steelmaking*, vol. 46, pp. 211-220, 2019.
- [171] M. Chen, N. Wang, Y. Yao, J. Geng, and K. Xiong, "Optimal Mixing Effect of LF Bottom-Blown Stirring by Two Nozzles," *steel research international*, vol. 78, pp. 468-472, 2007.
- [172] K. Chattopadhyay, A. SenGupta, S. K. Ajmani, S. N. Lenka, and V. Singh, "Optimisation of dual purging location for better mixing in ladle: a water model study," *Ironmaking & Steelmaking*, vol. 36, pp. 537-542, 2009.
- [173] H.-y. Tang, J.-s. Li, C.-h. Xie, S.-f. Yang, K.-m. Sun, and D.-s. Wen, "Rational argon stirring for a 150-t ladle furnace," *International Journal of Minerals, Metallurgy and Materials*, vol. 16, pp. 383-386, 2009.
- [174] D.-q. Geng, H. Lei, and J.-c. He, "Optimization of mixing time in a ladle with dual plugs," *International Journal of Minerals, Metallurgy, and Materials*, vol. 17, pp. 709-714, 2010.
- [175] C. A. Llanos, S. Garcia, J. A. Ramos-Banderas, J. d. J. Barreto, and G. Solorio, "Multiphase modeling of the fluidynamics of bottom argon bubbling during ladle operations," *ISIJ international*, vol. 50, pp. 396-402, 2010.
- [176] R. K. Singh, K. K. Keshari, S. Devi, S. Mukhopadhyay, T. K. Pratihari, and A. K. Ray, "Improvement in LF Process Through Optimization of Dual Porous Plugs Location in Gas Stirred Ladles," *Materials and Manufacturing Processes*, vol. 25, pp. 92-98, 2010.
- [177] S. W. P. Cloete, J. J. Eksteen, and S. M. Bradshaw, "A numerical modelling investigation into design variables influencing mixing efficiency in full scale gas stirred ladles," *Minerals Engineering*, vol. 46, pp. 16-24, 2013.
- [178] A. N. Conejo, R. Mishra, and D. Mazumdar, "Effects of nozzle radial position, separation angle, and gas flow Partitioning on the mixing, eye area, and wall shear stress in ladles fitted with dual plugs," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 50, pp. 1490-1502, 2019.
- [179] J. d. J. Villela-Aguilar, J. Á. Ramos-Banderas, C. A. Hernández-Bocanegra, A. Urióstegui-Hernández, and G. Solorio-Díaz, "Optimization of the Mixing Time Using Asymmetrical Arrays in Both Gas Flow and Injection Positions in a Dual-plug Ladle," *ISIJ International*, pp. ISIJINT-2019-688, 2020.
- [180] D. Mazumdar, P. Dhandapani, and R. Sarvanakumar, "Modeling and optimisation of gas stirred ladle systems," *ISIJ International*, vol. 57, pp. 286-295, 2017.
- [181] L. E. Jardón-Pérez, A. Amaro-Villeda, A. N. Conejo, C. González-Rivera, and M. A. Ramírez-Argáez, "Optimizing gas stirred ladles by physical modeling and PIV measurements," *Materials and Manufacturing Processes*, vol. 33, pp. 882-890, 2018.

- [182] D. C. Guo, L. Gu, and G. A. Irons, "Developments in modelling of gas injection and slag foaming," *Applied Mathematical Modelling*, vol. 26, pp. 263-280, 2002.
- [183] L. Zhang and B. G. Thomas, "Application of computational fluid dynamics to steel refining and casting processes," in *Fourth International Conference on CFD in Oil and Gas, Metallurgical and Process Industries SINTEF, NTNU, Trondheim, Norway, 2005*.
- [184] A. Harloff, O. Pütz, S. Rödl, R. Striedinger, and D. Sucker, "Improvement of melt mixing and cleanness in ladle, tundish and mould by application of advanced simulation techniques," *steel research international*, vol. 76, pp. 13-21, 2005.
- [185] M. G. Dumitru, A. Ioana, N. Constantin, F. Ciobanu, and M. Pollifroni, "Steel refining possibilities in LF," in *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 2018, p. 012018.
- [186] A. Gonzalez Hernandez, R. C. Lupton, C. Williams, and J. M. Cullen, "Control data, Sankey diagrams, and exergy: Assessing the resource efficiency of industrial plants," *Applied Energy*, vol. 218, pp. 232-245, 2018.
- [187] G. Wei, R. Zhu, X. Wu, K. Dong, L. Yang, and R. Liu, "Technological innovations of carbon dioxide injection in EAF-LF steelmaking," *JOM*, vol. 70, pp. 969-976, 2018.
- [188] H. Berg, H. Laux, and S. T. Johansen, "Flow pattern and alloy dissolution during tapping of steel furnaces," *Ironmaking & steelmaking*, vol. 26, pp. 127-139, 1999.
- [189] A. Nájera-Bastida, J. Rodríguez-Ávila, J. Guarneros-Guarneros, R. D. Morales, and K. Chattopadhyay, "Changes of Multiphase Flow Patterns during Steel Tapping with Simultaneous Argon Bottom Stirring in the Ladle," *Metals*, vol. 10, p. 1036, 2020.
- [190] K. Chattopadhyay, R. Morales-Davila, A. Nájera-Bastida, J. Rodríguez-Ávila, and C. R. Muñoz-Valdés, "Numerical Simulation of Melting Kinetics of Metal Particles during Tapping with Argon-Bottom Stirring," *Crystals*, vol. 10, p. 901, 2020.
- [191] O. Davila, L. Garcia-Demedices, and R. D. Morales, "Mathematical simulation of fluid dynamics during steel draining operations from a ladle," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 37, pp. 71-87, 2006.
- [192] K. Kuwana, M. I. Hassan, P. K. Singh, K. Saito, and J. Nakagawa, "Scale-model experiment and numerical simulation of a steel teeming process," *Materials and Manufacturing Processes*, vol. 23, pp. 407-412, 2008.
- [193] S.-J. Lee, S.-J. Kim, and H.-G. Lee, "New idea of suppressing free surface vortex during tapping liquid steel from converter," *Metals and Materials International*, vol. 22, pp. 136-142, 2016.

- [194] A. Kamaraj, S. Hore, P. Sathyamoorthi, G. G. Roy, and G. K. Mandal, "Estimation and Analysis of Excess Oxygen Input into Ladle During Liquid Steel Tapping," *Transactions of the Indian Institute of Metals*, vol. 70, pp. 2465-2476, 2017.
- [195] P. K. Singh and D. Mazumdar, "A Physical Model Study of Two-Phase Gas–Liquid Flows in a Ladle Shroud," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 49, pp. 1945-1962, 2018.
- [196] P. K. Singh and D. Mazumdar, "Mathematical Modelling of Gas–Liquid, Two-Phase Flows in a Ladle Shroud," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 50, pp. 1091-1103, 2019.
- [197] D. Mazumdar, C. Seybert, D. Steingart, and J. W. Evans, "Transient flows in gas stirred vessels during initial and post gas injection periods," *ISIJ international*, vol. 43, pp. 132-134, 2003.
- [198] A. Zimmer, A. N. C. Lima, R. M. Trommer, S. R. Bragança, and C. P. Bergmann, "Heat transfer in steelmaking ladle," *Journal of Iron and Steel Research International*, vol. 15, pp. 11-14, 2008.
- [199] O. Volkova, B. Sahebkar, J. Hubalkova, C. G. Aneziris, and P. R. Scheller, "Ladle heating procedure and its influence on the MgO–C-oxidation," *Materials and Manufacturing Processes*, vol. 23, pp. 758-763, 2008.
- [200] A. Tripathi, J. K. Saha, J. B. Singh, and S. K. Ajmani, "Numerical simulation of heat transfer phenomenon in steel making ladle," *ISIJ international*, vol. 52, pp. 1591-1600, 2012.
- [201] M. V. Krasnyanskii and Y. L. Kats, "Improvement of the thermal operating conditions of steel-teeming ladles," *Russian Metallurgy (Metally)*, vol. 2016, pp. 501-508, 2016.
- [202] A. Hou, S. Jin, H. Harmuth, and D. Gruber, "A method for steel ladle lining optimization applying thermomechanical modeling and Taguchi approaches," *JOM*, vol. 70, pp. 2449-2456, 2018.
- [203] F. Yuan, H.-B. Wang, P.-L. Zhou, and A.-J. Xu, "Combustion performance of nozzles with multiple gas orifices in large ladles for temperature uniformity," *Journal of Iron and Steel Research International*, vol. 25, pp. 387-397, 2018.
- [204] M. F. Santos, M. H. Moreira, M. G. G. Campos, P. I. B. G. B. Pelissari, R. A. Angélico, E. Y. Sako, *et al.*, "Enhanced numerical tool to evaluate steel ladle thermal losses," *Ceramics International*, vol. 44, pp. 12831-12840, 2018.
- [205] V. T. Mantripragada and S. Sarkar, "Wall stresses in dual bottom purged steel making ladles," *Chemical Engineering Research and Design*, vol. 139, pp. 335-345, 2018.

- [206] F. Boenzi, J. Ordieres-Meré, and R. Iavagnilio, "Life Cycle Assessment Comparison of Two Refractory Brick Product Systems for Ladle Lining in Secondary Steelmaking," *Sustainability*, vol. 11, p. 1295, 2019.
- [207] M. Nag, T. Agrawal, B. Nag, B. Singh, and S. Biswas, "Study and post mortem analysis of steel ladle porous plug to improve bottom purging efficiency for cleaner steel," *Engineering Failure Analysis*, vol. 101, pp. 447-455, 2019.
- [208] G.-H. Zhang, K.-C. Chou, and K. Mills, "A structurally based viscosity model for oxide melts," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 45, pp. 698-706, 2014.
- [209] A. A. Babenko, L. A. Smirnov, and A. G. Upolovnikova, "Fundamental Research as a Basis for the Creation of New Technologies in Steel Ladle Metallurgy," in *Materials Science Forum*, 2019, pp. 493-499.
- [210] I. V. Kushnerev, L. M. Aksel'rod, and A. A. Platonov, "Contemporary Methods for Modeling High-Temperature Systems," *Refractories and Industrial Ceramics*, vol. 59, pp. 71-79, 2018.
- [211] V. V. Kozlov, A. P. Shevchik, S. A. Suvorov, N. V. Arbusova, and D. V. Kuznetsov, "Modeling of the phase composition of refractory and slag systems, optimization of slag adjustment, and stabilization of secondary steelmaking slags," *Refractories and Industrial Ceramics*, vol. 59, pp. 502-506, 2019.
- [212] D.-h. Zhang, M.-g. Shen, W. U. Chao, Q.-h. Qi, X. U. Qing, and Z.-s. Zhang, "Mathematical simulation on slag entrainment in bottom-blowing gas ladle with immersed cylinder," *Journal of Iron and Steel Research, International*, vol. 22, pp. 48-52, 2015.
- [213] F. Yang, Y. Jin, C. Zhu, X. Dong, P. Lin, C. Cheng, *et al.*, "Physical simulation of molten steel homogenization and slag entrapment in argon blown ladle," *Processes*, vol. 7, p. 479, 2019.
- [214] K. W. Ng and R. Harris, "Fluid slag skimming from steel ladles," *ISIJ international*, vol. 41, pp. 422-425, 2001.
- [215] E. P. Zatsepin and A. V. Galkin, "Electromagnetic-field distribution in a refined-slag layer in ladle-furnace units," *Steel in Translation*, vol. 45, pp. 473-477, 2015.
- [216] J. Yenus, G. Brooks, and M. Dunn, "Cold model study of sound signals from gas-stirred ladles," *Ironmaking & Steelmaking*, 2018.
- [217] J. Yenus, G. Brooks, M. Dunn, Z. Li, and T. Goodwin, "Study of low flow rate ladle bottom gas stirring using triaxial vibration signals," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 49, pp. 423-433, 2018.

- [218] N. Alia, M. Pylvänäinen, V.-V. Visuri, V. John, and S. Ollila, "Vibrations of a laboratory-scale gas-stirred ladle with two eccentric nozzles and multiple sensors," *Journal of Iron and Steel Research International*, vol. 26, pp. 1031-1040, 2019.
- [219] G. Ascanio, "Mixing time in stirred vessels: A review of experimental techniques," *Chinese Journal of Chemical Engineering*, vol. 23, pp. 1065-1076, 2015.
- [220] J. P. Crimaldi, "Planar laser induced fluorescence in aqueous flows," *Experiments in fluids*, vol. 44, pp. 851-863, 2008.
- [221] P. Luo, Y. Cheng, Z. Wang, Y. Jin, and W. Yang, "Study on the mixing behavior of thin liquid-sheet impinging jets using the PLIF technique," *Industrial & engineering chemistry research*, vol. 45, pp. 863-870, 2006.
- [222] Y. Hu, Z. Liu, J. Yang, Y. Jin, and Y. Cheng, "Study on the reactive mixing process in an unbaffled stirred tank using planar laser-induced fluorescence (PLIF) technique," *Chemical engineering science*, vol. 65, pp. 4511-4518, 2010.
- [223] Y. Hu, W. Wang, T. Shao, J. Yang, and Y. Cheng, "Visualization of reactive and non-reactive mixing processes in a stirred tank using planar laser induced fluorescence (PLIF) technique," *Chemical Engineering Research and Design*, vol. 90, pp. 524-533, 2012.
- [224] P. Luo, H. Jia, C. Xin, G. Xiang, Z. Jiao, and H. Wu, "An experimental study of liquid mixing in a multi-orifice-impinging transverse jet mixer using PLIF," *Chemical engineering journal*, vol. 228, pp. 554-564, 2013.
- [225] P. Low, N. Takama, B. Kim, and C. Bergaud, "Using dried rhodamine B fluorescence for temperature characterization of sub-micron scale devices," in *TRANSDUCERS 2007-2007 International Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems Conference, 2007*, pp. 1055-1058.
- [226] G. Pan and H. Meng, "Experimental study of turbulent mixing in a tee mixer using PIV and PLIF," *AIChE Journal*, vol. 47, pp. 2653-2665, 2001.
- [227] M. Hoffmann, M. Schlüter, and N. Rübiger, "Experimental investigation of liquid-liquid mixing in T-shaped micro-mixers using μ -LIF and μ -PIV," *Chemical engineering science*, vol. 61, pp. 2968-2976, 2006.
- [228] J. F. Hall, M. Barigou, M. J. H. Simmons, and E. H. Stitt, "Mixing in unbaffled high-throughput experimentation reactors," *Industrial & engineering chemistry research*, vol. 43, pp. 4149-4158, 2004.
- [229] M. J. H. Simmons, H. Zhu, W. Bujalski, C. J. Hewitt, and A. W. Nienow, "Mixing in a model bioreactor using agitators with a high solidity ratio and deep blades," *Chemical Engineering Research and Design*, vol. 85, pp. 551-559, 2007.

- [230] M. M. Alvarez, P. E. Arratia, and F. J. Muzzio, "Laminar mixing in eccentric stirred tank systems," *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, vol. 80, pp. 546-557, 2002.
- [231] R. Zadghaffari, J. S. Moghaddas, and J. Revstedt, "A mixing study in a double-Rushton stirred tank," *Computers & chemical engineering*, vol. 33, pp. 1240-1246, 2009.
- [232] A. Busciglio, F. Grisafi, F. Scargiali, and A. Brucato, "Mixing dynamics in uncovered unbaffled stirred tanks," *Chemical Engineering Journal*, vol. 254, pp. 210-219, 2014.
- [233] M. R. Vetrano, A. Simonini, J. Steelant, and P. Rambaud, "Thermal characterization of a flashing jet by planar laser-induced fluorescence," *Experiments in fluids*, vol. 54, p. 1573, 2013.
- [234] A. S. Nebuchinov, Y. A. Lozhkin, A. V. Bilsky, and D. M. Markovich, "Combination of PIV and PLIF methods to study convective heat transfer in an impinging jet," *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol. 80, pp. 139-146, 2017.
- [235] S. Seitz and L. M. Wright, "Thermal Characterization of a Turbulent Free Jet with Planar Laser Induced Fluorescence (PLIF)," in *Turbo Expo: Power for Land, Sea, and Air*, 2019, p. V05AT13A015.
- [236] S. Seitz and L. M. Wright, "Thermal Characterization of a Turbulent Free Jet With Planar Laser-Induced Fluorescence," *Journal of Thermal Science and Engineering Applications*, vol. 12, 2020.
- [237] L. M. Wright and S. Seitz, "Thermal Development of an Impinging Jet Using Planar Laser Induced Fluorescence (PLIF)," in *Turbo Expo: Power for Land, Sea, and Air*, 2019, p. V05AT13A016.
- [238] S. K. Dahikar, M. J. Sathe, and J. B. Joshi, "Investigation of flow and temperature patterns in direct contact condensation using PIV, PLIF and CFD," *Chemical Engineering Science*, vol. 65, pp. 4606-4620, 2010.
- [239] W. Chaze, R. Collignon, O. Caballina, G. Castanet, and F. Lemoine, "Temporally resolved PLIF measurements of the temperature inside droplets impinging on a hot solid surface," 2018.
- [240] D. Jasikova, M. Kotek, and V. Kopecky, "Measurement of fluid motion and temperature changes in the real model of the heat exchanger using pLIF," in *EPJ Web of Conferences*, 2013, p. 00006.
- [241] R. Koitzsch, H.-J. Odenthal, and H. Pfeifer, "Simulation of Steelgrade Change in a Water Model Tundish Using the Combined DPIV/PLIF Technique," in *METAL Conference*, 2007.

- [242] R. Koitzsch, H. J. Odenthal, and H. Pfeifer, "Concentration measurements in a water model tundish using the combined DPIV/PLIF technique," *steel research international*, vol. 78, pp. 473-481, 2007.
- [243] M. Raffel, C. E. Willert, F. Scarano, C. J. Kähler, S. T. Wereley, and J. Kompenhans, *Particle image velocimetry: a practical guide*: Springer, 2018.
- [244] C. E. Willert and M. Gharib, "Digital particle image velocimetry," *Experiments in fluids*, vol. 10, pp. 181-193, 1991.
- [245] J. Westerweel, "Fundamentals of digital particle image velocimetry," *Measurement science and technology*, vol. 8, p. 1379, 1997.
- [246] J. Sheng, H. Meng, and R. O. Fox, "A large eddy PIV method for turbulence dissipation rate estimation," *Chemical engineering science*, vol. 55, pp. 4423-4434, 2000.
- [247] Z. Naumann and L. Schiller, "A drag coefficient correlation," *Z. Ver. Deutsch. Ing.*, vol. 77, p. e323, 1935.
- [248] T.-H. Shih, W. W. Liou, A. Shabbir, Z. Yang, and J. Zhu, "A new $k-\epsilon$ eddy viscosity model for high reynolds number turbulent flows," *Computers & fluids*, vol. 24, pp. 227-238, 1995.
- [249] A. A. Troshko and Y. A. Hassan, "A two-equation turbulence model of turbulent bubbly flows," *International Journal of Multiphase Flow*, vol. 27, pp. 1965-2000, 2001.
- [250] C. L. Yaws, *Chemical properties handbook*: McGraw-Hill, 1999.
- [251] J. M. Smith, H. C. Van Ness, M. M. Abbott, and C. R. García, *Introducción a la termodinámica en ingeniería química*: McGraw-Hill, 1997.
- [252] W. E. Ranz and W. R. Marshall, "Evaporation from drops, Part I," *Chem. Eng. Prog.*, vol. 48, pp. 141-146, 1952.
- [253] W. E. Ranz and W. R. Marshall, "Evaporation from drops, Part II," *Chem. Eng. Prog.*, vol. 48, pp. 173-180, 1952.
- [254] D. R. González Morales, "Evaluación del efecto del espesor de escoria y de flujos asimétricos sobre el mezclado en una olla con dos tapones mediante modelado físico y matemático," Tesis de Licenciatura, Ingeniería Metalúrgica, Universidad Nacional Autónoma de México, 2018.
- [255] R. Ávila Torres, "Comparación entre la técnica LIF y técnicas tradicionales para medir el tiempo de mezclado en modelos físicos de ollas agitadas con gas," Tesis de Licenciatura, Ingeniería Metalúrgica, Universidad Nacional Autónoma de México, 2019.
- [256] A. L. Gómez Rodríguez, "Implementación experimental de la técnica PLIF térmica en ollas agitadas con gas," Tesis de Licenciatura, Ingeniería Metalúrgica, Universidad Nacional Autónoma de México, 2020.

- [257] L. A. Pérez González, "Análisis estadístico del efecto del espesor de escoria, el flujo de gas y la simetría de los flujos sobre el tiempo de mezclado y área de ojo mediante modelado físico de un horno olla," Tesis de Licenciatura, Ingeniería Metalúrgica, Universidad Nacional Autónoma de México, 2019.
- [258] C. P. Ortiz Olvera, "Implementación de la técnica PLIF para la medición de tiempos de mezclado en un modelo físico de horno olla 1/6 y comparación de la misma con técnicas tradicionales de medición de tiempos de mezclado," Tesis de Licenciatura, Ingeniería Metalúrgica, Universidad Nacional Autónoma de México, 2018.
- [259] M. A. Flores García, "Efecto de la posición y número de tapones, flujo de gas y de la capa de escoria sobre la fluido dinámica de una olla agitada con gas," Tesis de Licenciatura, Ingeniería Metalúrgica, Universidad Nacional Autónoma de México, 2017.
- [260] M. A. Guevara Castillo, "Análisis del mezclado térmico en ollas agitadas con gas con inyección céntrica y excéntrica mediante modelado físico y matemático," Tesis de Licenciatura, Ingeniería Metalúrgica, Universidad Nacional Autónoma de México, 2020.
- [261] M. Mommen, "Modeling of a Three-Phase Gas-Stirred Ladle: Comparison of Centric and Off-Centric Injection for Mixing Time and Mass Transfer," Tesis de Maestría, KU Leuven, 2019.
- [262] J. T. Segoviano Becerra, "Optimización del tiempo de mezclado, el área de ojo expuesta y la agitación en un modelo físico de horno olla con dos inyectores," Tesis de Licenciatura, Ingeniería Metalúrgica, Universidad Nacional Autónoma de México, 2021.
- [263] S. G. Catalán Godinez, "Efecto del flujo de gas, el número y la posición de inyectores sobre el mezclado térmico en ollas agitadas con gas asistido por la técnica PLIF térmica," Tesis de Licenciatura, Ingeniería Metalúrgica, Universidad Nacional Autónoma de México, 2021.
- [264] C. A. Pérez Suárez, "Modelado matemático y físico asistido por PLIF del mezclado térmico en ollas agitadas con gas," Tesis de Maestría, Ingeniería Metalúrgica, Universidad Nacional Autónoma de México, 2021.