



UNIVERSIDAD MICHOACANA DE SAN NICOLÁS DE HIDALGO



DIVISIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO DE LA
FACULTAD DE INGENIERÍA MECÁNICA

Estudio de la extracción de calor en placas de acero a
alta temperatura mediante rocíos de agua generados
por boquillas hidráulicas empleadas en el enfriamiento
secundario de la colada continua

TESIS

QUE PARA OBTENER EL TÍTULO DE DOCTOR EN CIENCIAS EN INGENIERÍA MECÁNICA

PRESENTA

M.C. Alfonso Ruiz Pineda

DIRECTOR DE LA TESIS

Dra. Alicia Aguilar Corona

CO-DIRECTOR DE LA TESIS

Dr. Constantin Alberto Hernández Bocanegra

Morelia, Michoacán, Julio 2022

En el presente trabajo se estudia el enfriamiento de placas de acero mediante tres boquillas hidráulicas empleadas en el molde y enfriamiento secundario de la colada continua. Primeramente se desarrolló un sistema experimental para caracterizar la fluido-dinámica de las boquillas; es decir, se hizo un colector para captar el agua que incide en él y determinar la densidad de impacto, w , a diferentes condiciones de operación. Posteriormente, con la ayuda de la técnica de Velocimetría de Imágenes de Partículas (PIV, por sus siglas en inglés) y tratamiento de imágenes se determinó la forma, ángulos de expansión y velocidad de las gotas, llegando a tener velocidades de $\sim 7.2 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$. Después, se midió el historial térmico del enfriamiento de placas de acero inoxidable, calentadas entre $\sim 900 - 1100^\circ\text{C}$, por medio de termopares inmersos, registrando descensos de temperatura desde los 1000 a los 100 $^\circ\text{C}$, para calcular el flujo de calor, $-q$, por medio del Problema Inverso de conducción de Calor (IHCP, del inglés) y conocer el coeficiente de transferencia de calor, h . Finalmente se desarrolló un modelo numérico alimentado con las h calculadas como condiciones frontera y así comparar las curvas de enfriamiento experimentales con las simuladas matemáticamente. Se presenta una relación entre la w y la distancia a la cual se coloca la boquilla con la capacidad de enfriamiento de la misma, para distancias cortas se tienen densidades de impacto altas ($\sim 180 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$) y los gradientes de $-q$ eran mayores e influyen en la formación de agrietamientos, en cambio con distancias z_s mayores se presentaban traslapes en las huellas de impacto y el enfriamiento se mejoraba.

Palabras clave: Fluido-dinámica, PIV, Transferencia de calor, Caracterización, Nieblas de agua.

In the present work, the cooling of steel plates is studied by means of three hydraulic nozzles used in the mold and secondary cooling of the continuous casting. First, an experimental system was developed to characterize the fluid dynamics of the nozzles; that is, a collector was made to capture the water that falls on it and determine the impact density, w , at different operating conditions. Subsequently, with the help of the Particle Imaging Velocimetry (PIV) technique and image processing, the shape, expansion angles and velocity of the drops were determined, reaching velocities of $\sim 7.2 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$. Then, the thermal history of the cooling of stainless steel plates, heated between $\sim 900 - 1100 \text{ }^\circ\text{C}$, was measured by means of immersed thermocouples, recording temperature drops from 1000 to 100 $^\circ\text{C}$, to calculate the heat flux, $-q$, by means of the Inverse Heat Conduction Problem (IHCP) and knowing the heat transfer coefficient, h . Finally, a numerical model fed with the h calculated as boundary conditions was developed and thus the experimental cooling curves were compared with those simulated mathematically. A relationship between w and the distance at which the nozzle is placed with its cooling capacity is presented. For short distances, high impact densities are found ($\sim 180 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$) and the gradients of $-q$ were greater and influence the formation of cracks, on the other hand, with greater distances z_s , overlaps were presented in the impact marks and cooling was improved

Resumen	I
Abstract	II
Índice de Figuras	V
Índice de Tablas	VIII
Nomenclatura	IX
1. Presentación	1
1.1. Introducción	1
1.2. Objetivo General	3
1.2.1. Objetivos Específicos	3
1.3. Justificación	4
1.4. Hipótesis	4
2. Marco Teórico	5
2.1. Colada Continua	7
2.1.1. Defectos en productos de la colada continua	8
2.1.2. Enfriamiento secundario	10
2.1.3. Boquillas	11

2.2. Problema Inverso de Conducción de Calor	13
2.3. Ecuación de Energía	16
2.4. Curva de Ebullición	17
3. Estado del Arte	19
3.1. Extracción de calor en estado transitorio	19
3.2. Extracción de calor en estado estable	20
3.3. Modelos experimentales y numéricos empleados en boquillas hidráulicas y neumáticas	21
4. Metodología	26
4.1. Determinación de la densidad de impacto	26
4.2. Caracterización del jet de agua	32
4.3. Determinación de los flujos de calor	33
5. Análisis de Resultados	36
5.1. Reproducibilidad de los mapas de impacto del experimento	36
5.2. Efecto de la distancia de operación en w	37
5.3. Efecto de la presión en el tamaño, forma y ángulo de la huella	41
5.4. Determinación de las velocidades de las gotas del jet de agua	47
5.5. Determinación de flujos de calor	50
6. Conclusiones	59
Bibliografía	61
Apéndice A	69
Apéndice B	70

ÍNDICE DE FIGURAS

2.1. Patrones de aspersión de las boquillas hidráulicas.	6
2.2. Proceso de colada continua con sus elementos. Tomada y adaptada de [1].	7
2.3. Defectos comunes en la colada continua de acero. Tomada y adaptada de[2].	9
2.4. Arreglo de boquillas del sistema de enfriamiento secundario.	10
2.5. Zonas esquemáticas del enfriamiento secundario de la colada continua. Tomada y adaptada de[2].	11
2.6. Esquemas de las boquillas empleadas en el enfriamiento secundario. Tomada y adaptada de[3].	12
2.7. Diagrama de una placa con cuatro sensores. Tomado y adaptado de[4].	13
2.8. Diagrama de flujo para el cálculo de los flujos de calor y temperaturas superficiales mediante el IHCP.	15
2.9. Curva de ebullición del agua. Tomada y adaptada de [5].	18
4.1. Diagrama experimental para medir densidad de impacto y sus elementos.	26
4.2. Diagrama del colector y sus características.	27
4.3. Diagrama de flujo para la integración de la huella de impacto.	29
4.4. Diagrama de operación de las boquillas hidráulicas Lechler.	30
4.5. Boquillas hidráulicas empleadas. Lechler 632.604 (izquierda), Lechler 632.644 (centro) y Lechler 632.646 (derecha).	30
4.6. Distancia z_s entre boquillas y tubos colectores.	31

4.7. Arreglo experimental para caracterizar el jet de agua.	32
4.8. Sistema experimental para estimar los flujos de calor.	33
4.9. Arreglo experimental para la colocación de la placa caliente.	34
4.10. Diagrama de la boquilla con la placa caliente y la distancia entre ellos.	34
5.1. Diagramas de densidad de impacto de la boquilla 632.604, para comprobar la reproducibilidad de los experimentos.	37
5.2. Efecto de la distancia de operación en la densidad de impacto para la boquilla 632.604. a) $z_s = 0.137$ m y b) $z_s = 0.25$ m.	38
5.3. Efecto de la distancia de operación en la densidad de impacto para la boquilla 632.644. a) $z_s = 0.15$ m y b) $z_s = 0.25$ m.	39
5.4. Efecto de la distancia de operación en la densidad de impacto para la boquilla 632.646. a) $z_s = 0.15$ m y b) $z_s = 0.25$ m.	40
5.5. Distribución de mapas de densidad de impacto en la cara ancha del planchón de colada continua para la boquilla 632.644. (a,b) presión de 137.9 kPa con 0.15 m y 0.25 m, respectivamente. (c,d) presión de 301.6 kPa con 0.15 m y 0.25 m, respectivamente.	41
5.6. Huellas de densidad de impacto de la boquilla 632.604 a diferentes presiones y flujos de agua con una distancia $z_s = 0.137$ m.	43
5.7. Huellas de densidad de impacto de la boquilla 632.644 a diferentes presiones y flujos de agua con una distancia $z_s = 0.15$ m.	44
5.8. Huellas de densidad de impacto de la boquilla 632.646 a diferentes presiones y flujos de agua con una distancia $z_s = 0.15$ m.	45
5.9. Ángulos de expansión y forma del jet de las boquillas a diferentes presiones.	47
5.10. Seguimiento de las partículas para calcular de forma manual su velocidad.	49
5.11. Curva de enfriamiento de la boquillas 632.644 a una presión de 137.9 kPa y distancia $z_s = 0.15$ m.	50
5.12. Curva de enfriamiento de la boquillas 632.644 a una presión de 301.6 kPa y distancia $z_s = 0.25$ m.	51

5.13. Curva de enfriamiento de la boquillas 632.604 a una presión de 137.9 kPa y distancia $z_s = 0.137$ m.	52
5.14. Flujos de calor y huellas de densidad de impacto para la boquillas 632.644 a diferentes presiones y distancias. (a,b) 137.9 kPa con $z_s = 0.15$ m. c) Defectos superficiales (“edge-cracks”) en el planchón, (d,e) 301.6 kPa con $z_s = 0.25$ m.	54
5.15. Flujos de calor y huella de densidad de impacto para la boquilla 632.604 a 137.9 kPa y $z_s = 0.137$ m.	55
5.16. Regresión polinomial de los datos de coeficiente de transferencia de calor, h , contra el tiempo para la boquilla 632.644 a 137.9 kPa.	56
5.17. Contornos de temperatura en las paredes de un cubo para calcular el historial de temperatura en el monitor simulado como termopar.	57
5.18. Comparación de la simulación numérica con datos experimentales de la curva de enfriamiento.	57
6.1. Hoja de cálculo para estimar la densidad de impacto de los rocíos.	69

ÍNDICE DE TABLAS

2.1. Diferencias técnicas entre las boquillas hidráulicas y neumáticas[3].	12
4.1. Condiciones experimentales de las boquillas hidráulicas.	31
4.2. Propiedades termofísicas del acero inoxidable 304-L[6].	35
5.1. Cálculo del desplazamiento en m del “Clúster” de gotas para la Figura 5.10 A) y B).	48

a	Área de la sección transversal del colector, m^2 .
c_p	Calor específico, $J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$.
h	Coefficiente de Transferencia de Calor, $W \cdot m^2 \cdot K^{-1}$.
h_s	Entalpía sensible, J .
\vec{J}_j	Flujo de difusión de las especies.
k	Conductividad térmica, $W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$.
k_{eff}	Conductividad efectiva, $W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$.
k_t	Conductividad térmica turbulenta, $W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$.
m	Masa del agua colectada, kg .
p	Presión, Pa .
px	Píxeles.
$-q$	Flujo de calor, $MW \cdot m^{-2}$.
\dot{q}_{max}	Flujo máximo de calor, $MW \cdot m^{-2}$.
\dot{q}_{min}	Flujo mínimo de calor, $MW \cdot m^{-2}$.
S_h	Término fuente de calor volumétrico, $W \cdot m^{-3}$.
T	Temperatura, $^{\circ}C$.
T_0	Temperatura inicial, $^{\circ}C$.
T_c	Temperatura calculada, $^{\circ}C$.
T_M	Temperatura medida, $^{\circ}C$.
T_s	Temperatura superficial, K .

T_{sat}	Temperatura saturación, $^{\circ}C$.
T_{ref}	Temperatura de referencia para la solución basada en la presión, K .
t	Tiempo de captación del agua, s .
W	Flujo total de agua medido, $L \cdot s^{-1}$.
W_c	Flujo total de agua calculado, $L \cdot s^{-1}$.
w	Densidad de impacto, $kg \cdot m^{-2} \cdot s^{-1}$.
x, y, z	Coordenadas rectangulares con el origen en el centro del orificio de salida de la boquilla, m .
Y_j	Fracción de masa de las especies j .
z_s	Distancia de operación de la salida de la boquilla a la superficie de impacto, m .

Letras griegas

α	Ángulo de expansión de los jets, $^{\circ}$.
θ	Ángulo formado entre el eje de la boquilla y la línea que conecta el centro del orificio de la boquilla con el centro de la entrada de un tubo colector dado, <i>radianes</i> .
ρ	Densidad, $kg \cdot m^{-3}$.
ϕ	Diámetro de los tubos colectores de agua, m .

Lista de siglas

CC	Colada Continua.
CFD	Dinámica de Fluidos Computacional.
IHCP	Problema Inverso de Conducción de Calor.
PIV	Velocimetría de Imágenes de Partículas.
UDF	Función Definida por el Usuario.
VOF	Volumen de Fluido.

1.1. Introducción

El enfriamiento mediante rocíos y nieblas es ampliamente utilizado a nivel industrial, un caso concreto es el proceso de colada continua del acero en donde el metal a alta temperatura sale del molde y finaliza su solidificación en el enfriamiento secundario. En esta zona final es donde adquiere la calidad interna y se debe tener un control adecuado de los parámetros de enfriamiento como pueden ser, la densidad de impacto (flujo volumétrico por unidad de área), w , velocidad y tamaño de gotas, distancia de operación de las boquillas respecto del material caliente, z_s ; entre otros, para evitar en lo posible las fluctuaciones de temperatura al momento de enfriar para disminuir la aparición de defectos internos o superficiales.

En el presente trabajo de investigación se desarrolló un arreglo experimental, para cuantificar las huellas de impacto, capaz de trabajar dentro de las presiones y flujos de agua empleados en la industria y compararlos con los propuestos por el fabricante. Además, con ayuda de un horno mufla se lograron alcanzar las temperaturas que se manejan en el proceso de colada ($\sim 900 - 1000 \text{ }^\circ\text{C}$) para estudiar la transferencia de calor debida al enfriamiento por acción de los rocíos sobre una placa de acero inoxidable a alta temperatura. La cuantificación de la transferencia de calor se realizó con la ayuda de termopares para conocer el historial térmico y determinar los flujos de calor, $-q$, por medio de la solución del Problema Inverso de Conducción de Calor (IHCP, por sus siglas en inglés), y asociar dichos flujos con las mediciones de la w . Encontrándose que

la densidad de impacto sí influye en la extracción de calor, ya que se presentaron altos flujos de calor en zonas donde la huella de impacto mostró gran acumulación de agua.

Finalmente, se calculó el coeficiente de transferencia de calor, h , para ingresarlo como condición frontera por medio de una función definida por el usuario (UDF, del inglés) y poder resolver, de forma directa mediante modelación numérica, los flujos de calor y compararlos con los medidos de forma experimental. Llegando a la conclusión que el modelo numérico predice de buena manera el fenómeno y puede ser empleado en investigaciones futuras.

1.2. Objetivo General

Analizar las variables de operación como son la distancia del jet con la pieza, presión y flujo de agua de las boquillas hidráulicas para asociarlas con los parámetros de operación de rocíos, densidad de impacto, velocidad y ángulo de expansión del jet, sobre la capacidad de enfriamiento en superficies calientes.

1.2.1. Objetivos Específicos

- Desarrollar un sistema experimental que permita cuantificar los parámetros de rocío como densidad de impacto, área de enfriamiento, velocidad de las gotas y flujos de calor.

- Caracterizar el jet de agua mediante PIV y/o cámara de alta velocidad.

- Determinar el flujo de calor extraído en la placa por efecto de los rocíos de agua durante el enfriamiento por medio del Problema Inverso de Conducción de Calor (IHCP).

- Desarrollar una simulación matemática para comparar con los resultados medidos de forma experimental.

1.3. Justificación

Ante la creciente demanda de acero de mejor calidad a nivel mundial, se realizan investigaciones en los distintos procesos de la colada continua mediante modelos experimentales a escala capaces de reproducir las condiciones de operación más cercanas al proceso real para obtener mejores productos. Mediante estos modelos experimentales que utilizan principalmente al agua como fluido de trabajo, se logra estudiar, innovar y analizar los fenómenos que ocurren en el distribuidor, el molde y llegar al enfriamiento secundario de la colada continua. Es precisamente en esta etapa final, donde se requiere tener un mayor cuidado en la extracción de calor del acero solidificado; ya que se pueden presentar defectos internos como pueden ser: segregación de material, abombamientos o agrietamientos por efecto de un subenfriamiento o sobrenfriamiento, respectivamente.

Por tal motivo, es necesario caracterizar las boquillas hidráulicas empleadas en el enfriamiento secundario de la colada continua con la finalidad de obtener información relevante acerca de la capacidad de enfriamiento que tienen éstas, empleando condiciones de operación de la industria.

1.4. Hipótesis

La densidad de impacto, presión y flujo de agua, así como la distancia de operación de la boquilla son parámetros de los rocíos de agua que influyen en la extracción de calor de placas a alta temperatura. Por lo cual, se debe caracterizar el chorro de agua con la finalidad de conocer el comportamiento de los parámetros anteriormente mencionados para mejorar la remoción de calor evitando desperdicios de agua y energía; además, de procurar la disminución de los defectos que se presentan en el producto solidificado.

CAPÍTULO 2

MARCO TEÓRICO

Los rocíos y nieblas son dispersiones de gotas producidas por boquillas que emplean un solo líquido (por ejemplo, agua) o un líquido más un gas (usualmente agua-aire) respectivamente. Las primeras boquillas se conocen como hidráulicas y la energía para la fragmentación del agua en gotas en movimiento es proporcionada por el cambio de presión que ocurre a través de la estrecha abertura de salida. En el segundo tipo, neumáticas, una corriente de aire con alta velocidad es utilizada para romper el chorro de agua en gotas rápidas y finas[7, 8].

El enfriamiento mediante estas dispersiones de gotas es un proceso muy efectivo que puede extraer flujos de calor tan grandes como $10 \text{ MW} \cdot \text{m}^{-2}$ [9], y que ocurre al impactar las gotas sobre la superficie de un cuerpo caliente y provocar la remoción de calor por evaporación y/o convección forzada[10].

Las boquillas son ampliamente utilizadas en diversas ramas de la ingeniería como son en aplicaciones electrónicas[11], máquinas de combustión interna[12], sistemas de enfriamiento de emergencia de reactores nucleares[13], en sistemas de almacenamiento de combustibles[14], en sistemas metalúrgicos como tratamientos térmicos de aleaciones[15] y la colada continua del acero[2, 16].

La forma característica de la huella de impacto está determinada por la geometría interna de la boquilla hidráulica y se clasifican en cono lleno, aspersión plana, cono hueco y aspersión fina[17]. En la Figura 2.1 se observan los patrones de distribución.

- Cono lleno. Las boquillas de cono lleno producen gotas de tamaño mediano a grandes que forman un patrón de cono sólido con un área de impacto redonda. Se utilizan en lavados, enjuagues, enfriamiento, control de polvos y protección contra incendios.
- Aspersión plana. Las boquillas de aspersión plana producen gotas pequeñas y medianas que forman un patrón de aspersión tipo abanico que se utiliza típicamente en cabezales y colectores de agua. Éstas son ideales para limpiezas, enjuagues, lavados a presión, enfriamientos, recubrimientos y la preparación de superficies.
- Cono hueco. Las boquillas de cono hueco producen gotas de tamaño pequeño a mediano formando un patrón de cono hueco con un área de impacto en forma de anillo. El gran paso de flujo minimiza las obstrucciones, lo que permite una distribución uniforme en una amplia gama de caudales y presiones y una atomización eficaz de los líquidos a presiones más bajas. Se utilizan en el enfriamiento, lavados, lavado/enfriamiento de gases, control de polvos y la protección contra incendios.
- Aspersión fina. Las boquillas de aspersión fina producen gotas muy pequeñas usando sólo la presión del líquido - no se requiere aire comprimido. Estas boquillas aseguran una distribución uniforme en una amplia gama de caudales y presiones y son fáciles de mantener. Son ideales para humidificación, nebulización, enfriamiento de gases, el enfriamiento por evaporación, control de polvos, humidificación y protección contra incendios.

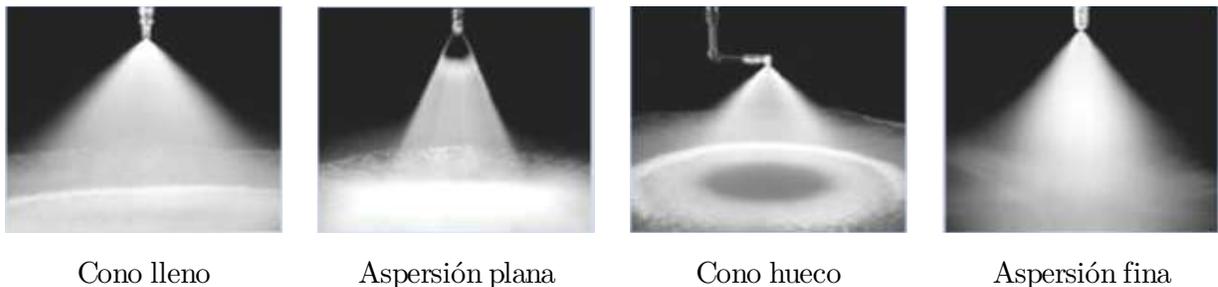


Figura 2.1: Patrones de aspersión de las boquillas hidráulicas.

2.1. Colada Continua

El enfriamiento mediante rocíos juega un papel muy importante a nivel industrial en procesos que involucran altas tasas de remoción de calor; uno de ellos es la colada continua del acero, CC, esto debido a que el acero es uno de los materiales más utilizados a nivel mundial y para febrero de 2022 se produjeron alrededor de 142.7 millones de toneladas[18]. Cabe mencionar que en la mayor parte del mundo, incluida Europa Occidental, Japón y los Estados Unidos se utiliza en un 97 % el proceso de colada continua para la fabricación de acero[19].

El proceso de colada continua tiene muchos beneficios en comparación con el proceso antiguo de colada en lingoteras. Las mayores ventajas son la mejora en la calidad del acero, un mejor rendimiento y el ahorro de energía y mano de obra. En la Figura 2.2 se muestran las partes que componen el proceso de colada continua.

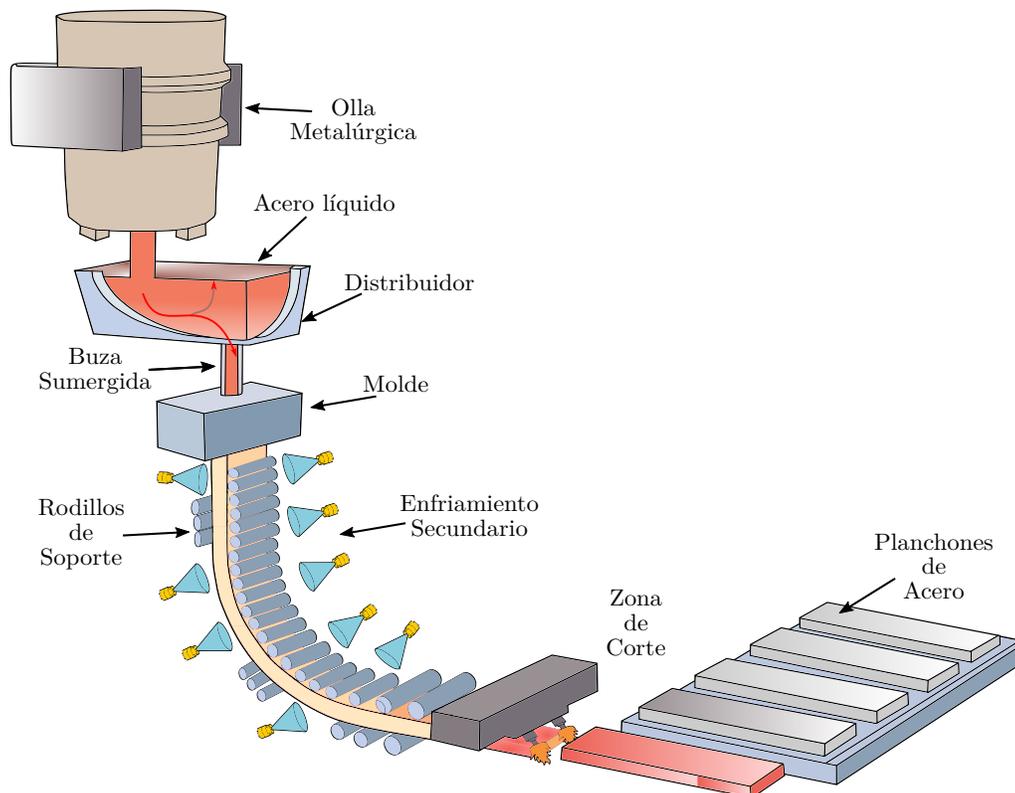


Figura 2.2: Proceso de colada continua con sus elementos. Tomada y adaptada de [1].

El proceso de colada continua inicia cuando el horno olla (refinación secundaria) vierte el

acero mayormente limpio y libre de agentes extraños al distribuidor, éste tiene la función principal de alimentar de manera constante y uniforme al molde. Aunque recientemente debido a las investigaciones realizadas en esta etapa se le considera como un reactor refinador ya que ayuda a mejorar la limpieza del metal, su temperatura y composición[20]. Además, debido a que el acero en su paso por el distribuidor no fluye de forma ideal, se emplean modificadores de flujo como placas de impacto, inhibidores de turbulencia, represas, entre otros, para mejorar el comportamiento del baño metálico. En el molde (fabricado de cobre o aleaciones de cobre) es donde se da el enfriamiento primario y comienza la solidificación del material, esto se debe al agua que circula a gran velocidad a través de canales internos en el molde. El molde tiene la forma del semiproducto que se desea obtener, como pueden ser billets ($0.2 \times 0.2 \text{ m}^2$), planchones (ancho $1 - 2 \text{ m}$, espesor $0.1 - 0.2 \text{ m}$) o tochos que se encuentran en medidas intermedias de los anteriores[20]. Es en esta zona donde depende la calidad superficial del acero. Cuando el acero sale del molde la cascarilla, con un espesor de $6 - 20 \text{ mm}$, actúa como un recipiente contenedor para soportar el líquido restantes que constituye el interior de la línea de colada[21]. Conforme el acero desciende por medio de los rodillos, llega hasta la zona del enfriamiento secundario, la cual consta de boquillas hidráulicas (agua) o neumáticas (agua y aire) que impactan sobre el acero y extraen el calor del material para posteriormente completar la solidificación interna del material. De igual manera, los rodillos extraen calor por contacto y por el agua que se acumula o escurre entre ellos. Este proceso tiene una gran influencia en la calidad interna del acero solidificado; ya que una gran extracción del calor en esta zona provocaría graves agrietamientos, entre otros defectos en el producto solidificado.

2.1.1. Defectos en productos de la colada continua

Los defectos más comunes que se presentan en el proceso de la colada continua se presentan en la Figura 2.3. Éstos están influenciados fuertemente por el grado del acero, el diseño de la máquina y las condiciones de operación de la misma. Los defectos se dividen en los siguientes grupos:

- Grietas internas.
- Grietas superficiales.

- Segregaciones.
- Porosidad.
- Defectos de forma.

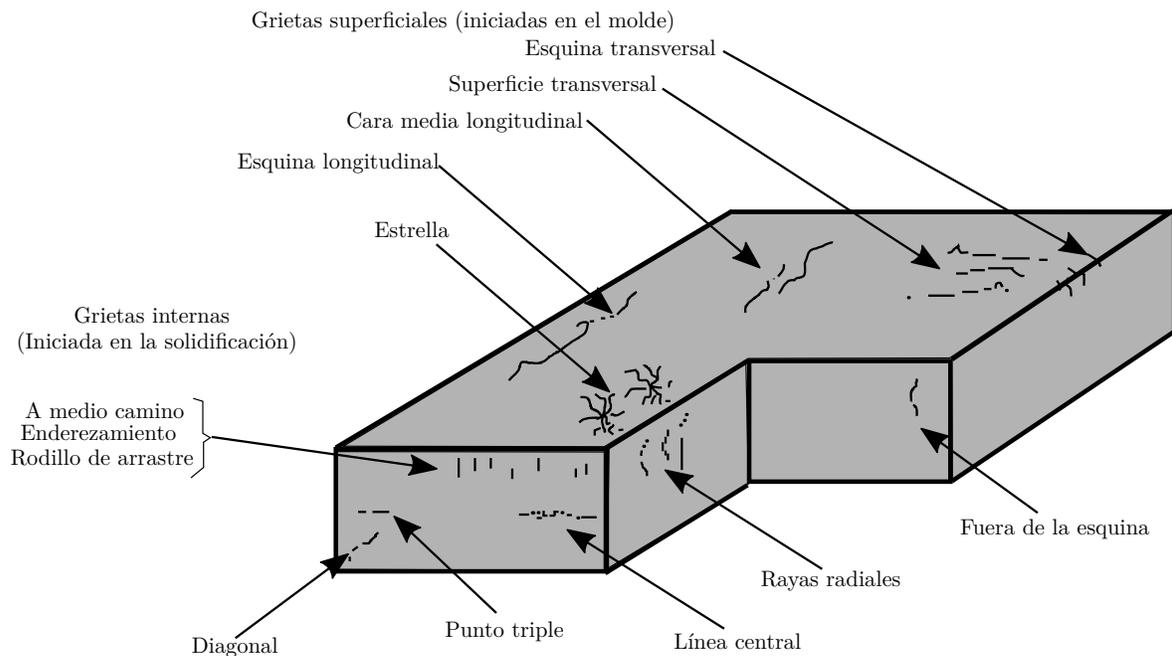


Figura 2.3: Defectos comunes en la colada continua de acero. Tomada y adaptada de[2].

La formación de agrietamientos está relacionada con los esfuerzos de tensión en la línea de colada. Y éstos dependen del grado de ductilidad del acero. Los esfuerzos típicos en la colada continua suelen ser térmicos y mecánicos. También, las transformaciones de fase causan algunos esfuerzos debido al cambio en el volumen. Los esfuerzos térmicos son causados por los grandes gradientes de temperatura que presenta la colada. Los esfuerzos mecánicos se pueden formar debido al doblado o enderezado de la línea de colada, presión ferrostática, abombamiento o una incorrecta alineación de los rodillos[20]. Por lo cual, es necesario el monitoreo de los parámetros de operación en el enfriamiento para evitar que se presenten altas fluctuaciones de temperatura en el enfriamiento secundario, porque son las que provocan grandes esfuerzos superficiales.

2.1.2. Enfriamiento secundario

En el proceso de colada continua, las boquillas son instaladas entre los rodillos de soporte. Regularmente las boquillas hidráulicas y/o neumáticas son distribuidas en segmentos, como se observa en la Figura 2.4, esto con la finalidad de que a cada segmento se le agreguen distintos tipos de boquillas con sus respectivas presiones y flujos de trabajo.

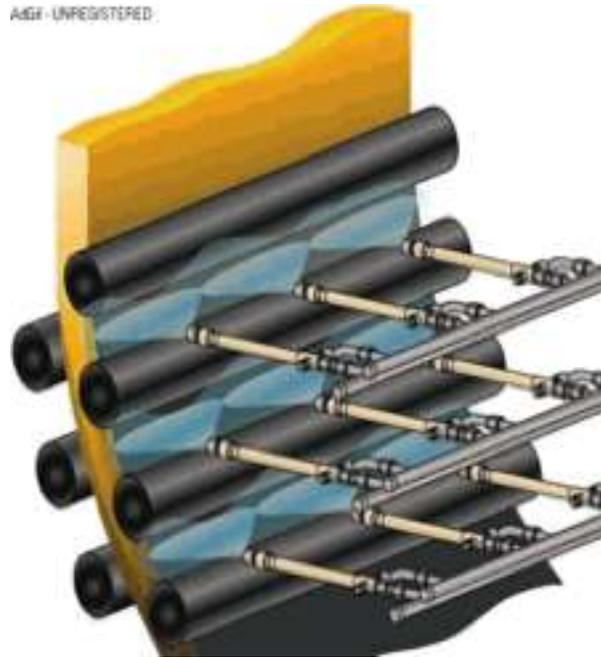


Figura 2.4: Arreglo de boquillas del sistema de enfriamiento secundario.

El enfriamiento comienza a darse por efecto del contacto directo del jet de agua con la superficie caliente. Además, se presentan diferentes regiones de enfriamiento, y entre cada par de rodillos se tienen cuatro sub zonas que involucran diferentes mecanismos de transferencia de calor como se ilustra en la Figura 2.5. Estos son: 1) enfriamiento por conducción al contacto con el rodillo, 2) radiación y convección natural en la región situada arriba de la huella de impacto, 3) enfriamiento por ebullición al impacto de la niebla y 4) enfriamiento por ebullición en baño líquido en la región situada debajo de la huella de impacto, donde el agua escurre y se colecta con el rodillo[2]. Asimismo, las gotas de agua impactan en la superficie caliente del metal y se evaporan de forma instantánea provocando la formación de una capa de vapor, que actúa como un aislante impidiendo el enfriamiento.

Pero en la zona central del jet la extracción de calor es mayor a causa de las gotas que llevan una mayor cantidad de movimiento y ayudan a romper esta barrera de vapor.

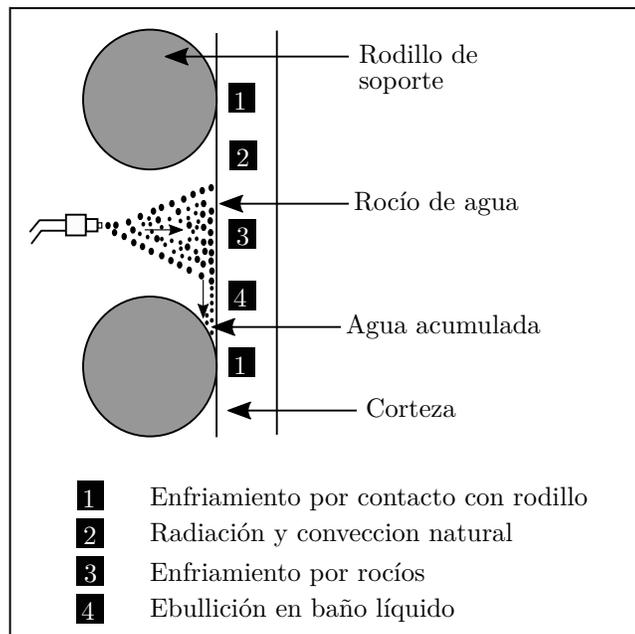


Figura 2.5: Zonas esquemáticas del enfriamiento secundario de la colada continua. Tomada y adaptada de[2].

En el proceso de colada continua, el propósito del enfriamiento secundario es mantener la extracción de calor y la solidificación inicial del molde con mínimos cambios en la temperatura superficial con la finalidad de evitar grandes esfuerzos de tensión que provoquen grietas. Solo cerca del 50 a 60 % del calor total contenido es removido en el enfriamiento secundario[2].

2.1.3. Boquillas

Los sistemas de enfriamiento secundario utilizan boquillas hidráulicas o de un solo fluido (comúnmente agua) y neumáticas o de doble fluido que son generalmente una mezcla de agua-aire (ver Figura 2.6). En la Tabla 2.1 se presentan algunas características de cada una de las boquillas.

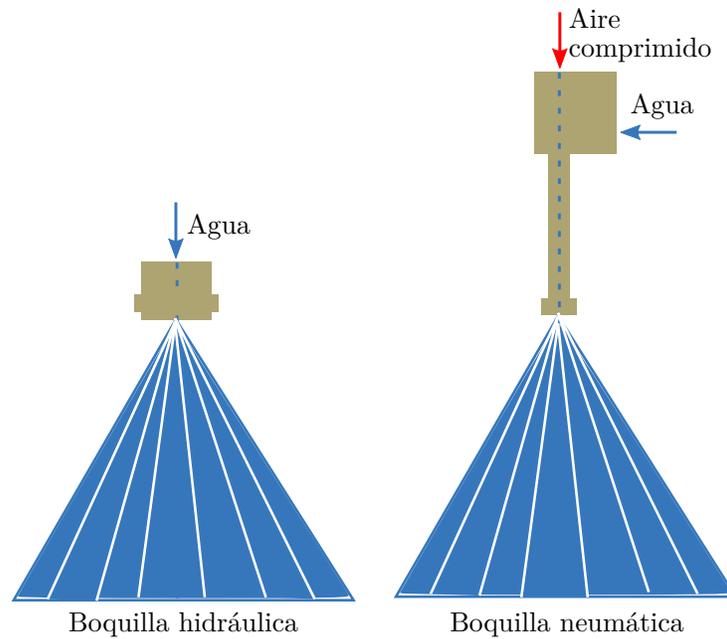


Figura 2.6: Esquemas de las boquillas empleadas en el enfriamiento secundario. Tomada y adaptada de[3].

Tabla 2.1: Diferencias técnicas entre las boquillas hidráulicas y neumáticas[3].

Boquillas hidráulicas	Boquillas neumáticas
Relación de flujo de agua $\sim 3.7 : 1$ máximo	Relación de flujo de agua $\sim 30 : 1$ máximo
Pequeñas secciones transversales	Grandes secciones transversales
Tendencia a la obstrucción	Tendencia mínima a la obstrucción
Ángulos de apertura variables	Ángulos de apertura constantes
Distribución irregular del fluido	Distribución del fluido uniforme
Extracción de calor limitada	Mayores capacidades de extracción
Velocidades de colada limitadas	Amplio rango de velocidades de colada
Requiere grandes flujos de agua	Requiere pequeños flujos de agua
Instalaciones menos costosas	Instalaciones muy costosas

2.2. Problema Inverso de Conducción de Calor

El problema inverso de conducción de calor (IHCP, por sus siglas en inglés) es ampliamente utilizado en diversas ciencias de la ingeniería como mecánica, aeroespacial, química e ingeniería nuclear, matemáticos, astrofísicos y estadistas entre otros. El IHCP es la estimación del historial de flujo de calor superficial de un cuerpo conductor de calor. Utiliza mediciones de temperatura transitoria en el procedimiento del cálculo. La presencia de errores en las mediciones, así como la naturaleza de ser un problema “mal planteado”, conduce a una “estimación” en lugar de obtener el “verdadero” flujo de calor y/o temperatura superficial [22, 23].

En la Figura 2.7 se muestra un esquema de una placa con cuatro sensores inmersos y propiedades térmicas conocidas (conductividad térmica k y calor específico c_p) donde la condición de frontera de la derecha se encuentra aislada perfectamente. La placa tiene 4 sensores llamados z_1 , z_2 , z_3 y z_4 . Los sensores proporcionan el historial de temperaturas en una serie discreta de tiempos uniformemente espaciados. El objetivo es estimar el flujo de calor, $-q(t)$, como función del tiempo [4].

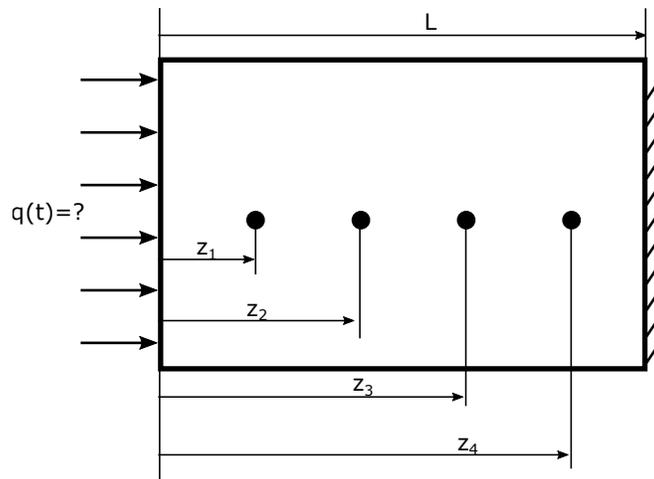


Figura 2.7: Diagrama de una placa con cuatro sensores. Tomado y adaptado de[4].

La ecuación gobernante para todo dominio es la ecuación de difusión de calor unidimensional en estado transitorio[24]:

$$\frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \rho \cdot c_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2.1)$$

Condiciones frontera:

- Condición inicial, temperatura inicial uniforme.

$$T(z)|_{t=0} = T_0 \quad (2.2)$$

- Frontera adiabática.

$$-k \frac{\partial T}{\partial z} = 0 \quad (2.3)$$

- Flujo de calor variable con el tiempo.

$$-k \frac{\partial T}{\partial z} \Big|_{z=L} = q \quad (2.4)$$

El objetivo principal es estimar el historial de flujo de calor superficial, $q(t)$. El problema se resuelve haciendo que las temperaturas calculadas coincidan en cierto sentido con las temperaturas medidas. Para lograr esto se hace uso del procedimiento de mínimos cuadrados secuenciales.

En la Figura 2.8 se observa el diagrama de flujo del IHCP para la resolución de flujos de calor y temperaturas superficiales.

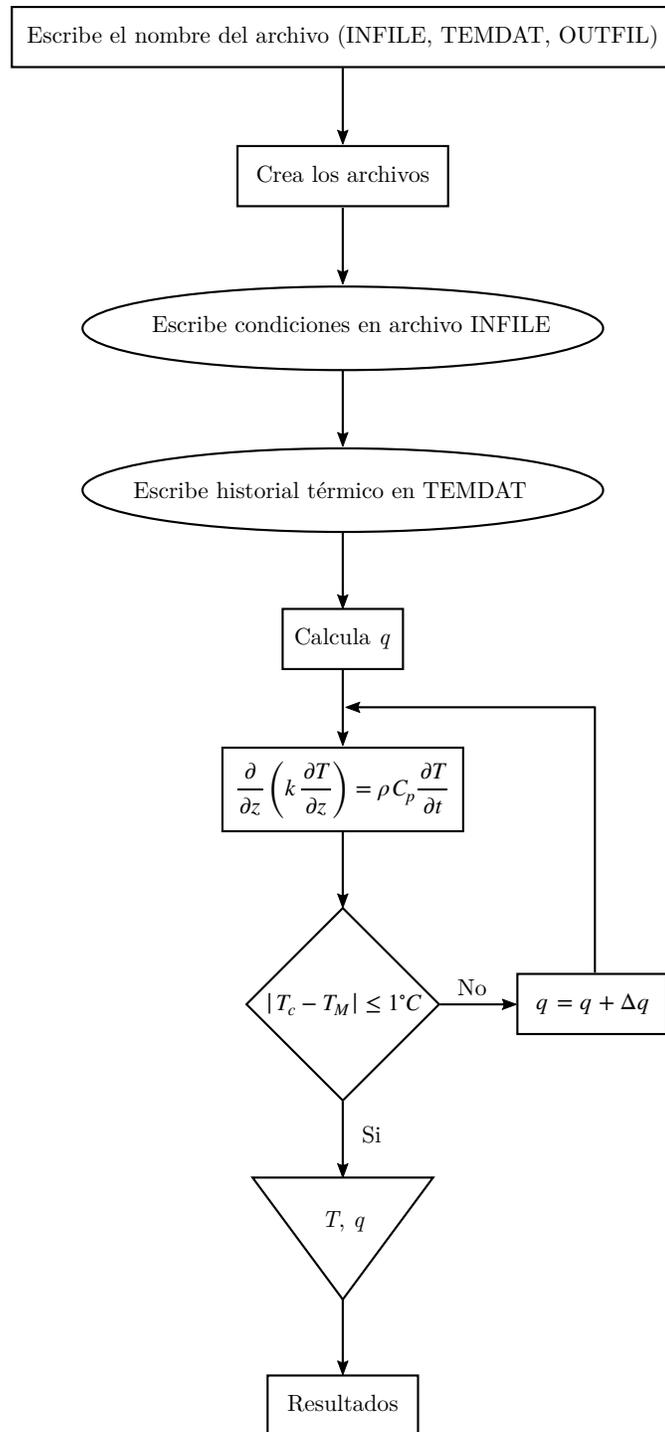


Figura 2.8: Diagrama de flujo para el cálculo de los flujos de calor y temperaturas superficiales mediante el IHCP.

2.3. Ecuación de Energía

El software comercial Fluent® resuelve la ecuación de la energía de la siguiente manera[25]:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho E) + \nabla \cdot (\vec{v}(\rho E + p)) = \nabla \cdot \left(k_{eff} \nabla T - \sum_j h_j \vec{J}_j + (\bar{\tau}_{eff} \cdot \vec{v}) \right) + S_h \quad (2.5)$$

Donde k_{eff} es la conductividad efectiva ($k + k_t$ donde k_t es la conductividad térmica turbulenta, que está definida de acuerdo al modelo de turbulencia que se está usando) y \vec{J}_j es el flujo de difusión de las especies j . Los primeros tres términos del lado derecho representan la transferencia de energía debido a la conducción, difusión de especies y disipación viscosa, respectivamente. S_h incluye el calor de la reacción química, y cualquier otra fuente de calor volumétrico que se haya definido.

En la ecuación (2.5),

$$E = h_s - \frac{p}{\rho} + \frac{v^2}{2} \quad (2.6)$$

En donde la entalpía sensible h_s está definida para gases ideales como:

$$h_s = \sum_j Y_j h_j \quad (2.7)$$

y para flujos incompresibles como:

$$h_s = \sum_j Y_j h_j + \frac{p}{\rho} \quad (2.8)$$

En la ecuación (2.7) y (2.8), Y_j que es la fracción de masa de especies j y

$$h_j = \int_{T_{ref}}^T c_{p,j} dT \quad (2.9)$$

Para la solución basada en la presión la T_{ref} es 298.15K

2.4. Curva de Ebullición

En 1934 Nukiyama realizó experimentos con alambres de nicromo y platino calentados eléctricamente sumergidos en líquidos. Advirtió que la ebullición toma formas diferentes, dependiendo de la temperatura en exceso. Encontró cuatro regímenes diferentes de ebullición[5, 26] (ver Figura 2.9):

- Ebullición en convección natural. Las corrientes de convección libre son responsables del movimiento del fluido cerca de la superficie. En esta región, el líquido cerca de la superficie caliente está ligeramente sobrecalentado y en consecuencia se evapora cuando se eleva a la superficie.
- Ebullición nucleada. Las burbujas aparecen de forma aislada en distintos sitios de la superficie calentada y se disipan en el líquido. Este fenómeno se repite conforme aumenta la temperatura y el continuo movimiento (agitación) del líquido en el baño provoca que los coeficientes de transferencia de calor y flujo de calor sean más altos en esta región (flujo máximo de calor, punto C). los grandes flujos que se obtienen en esta región son causados por el efecto combinado del arrastre del líquido y la evaporación.
- Ebullición en transición. Al continuar el calentamiento el flujo de calor disminuye por la formación de una película de vapor, la cual actúa como aislante debido a su baja conductividad térmica.
- Ebullición en película. En esta región, la superficie de calentamiento queda cubierta por completo por la película de vapor, y se llega al punto mínimo (punto D) conocido como punto de Leidenfrost. A partir de este punto comienza a incrementar el flujo de calor debido al aumento en la temperatura como resultado de la transferencia de calor de la superficie calentada hacia el líquido, a través de la película de vapor, por radiación, la cual se vuelve significativa a altas temperaturas.

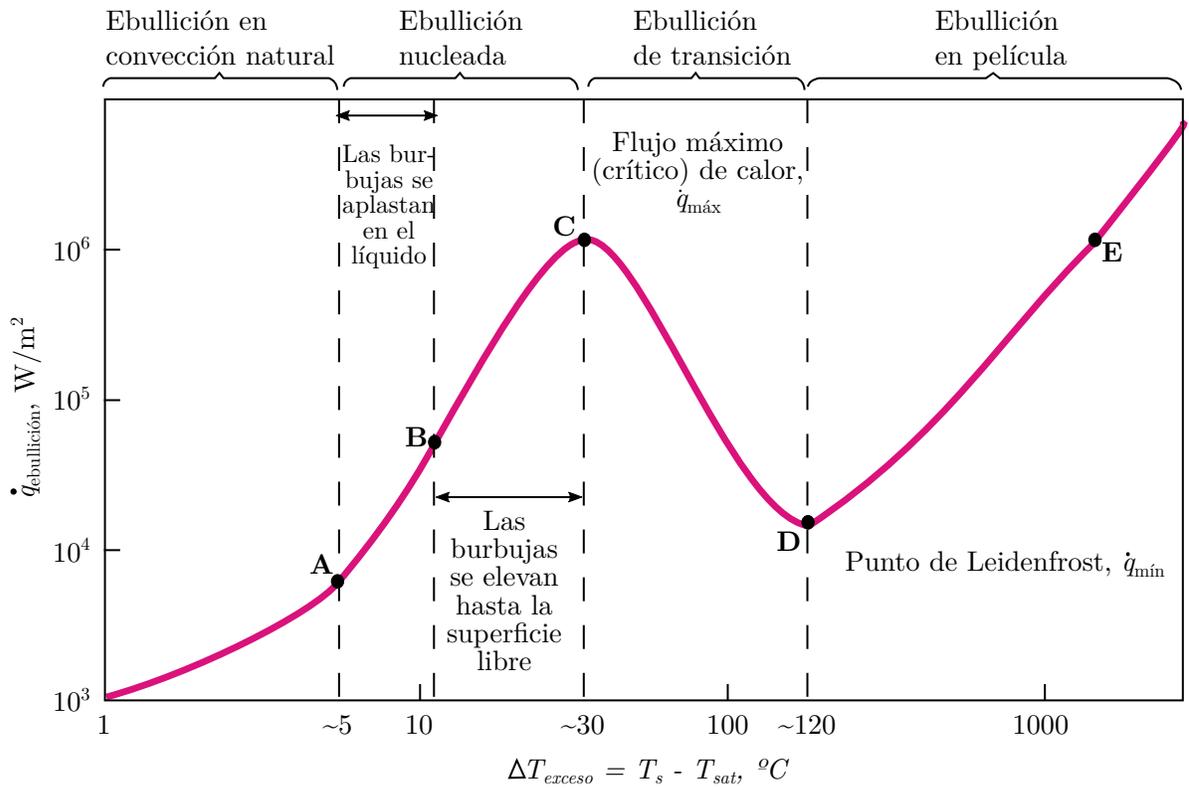


Figura 2.9: Curva de ebullición del agua. Tomada y adaptada de [5].

El enfriamiento secundario del proceso de la colada continua es ampliamente utilizado ya que las boquillas hidráulicas y neumáticas proveen un buen balance en cuanto a la habilidad de remover altos flujos de calor, uso eficiente de los fluidos de trabajo y una buena uniformidad de la temperatura en el producto solidificado. Por lo cual, se han realizado diversas investigaciones para caracterizar la capacidad de enfriamiento de los rocíos y nieblas sobre superficies calientes. Las técnicas experimentales empleadas se pueden clasificar en dos: extracción de calor en estado transitorio y en estado estable.

3.1. Extracción de calor en estado transitorio

En los experimentos realizado en estado transitorio, una pieza metálica es sacada del horno de calentamiento a la temperatura de interés y es enfriada mediante rocíos o nieblas mientras se registra el historial térmico por medio de termopares. El flujo de calor extraído y la temperatura superficial se pueden calcular mediante diversos métodos con ayuda de las temperaturas medidas en el tiempo, pero usualmente se calcula por el Problema Inverso de Conducción de Calor. Las investigaciones que se han hecho de los parámetros de esparido son, densidad de impacto[27–30], velocidad y tamaño de las gotas[28–31], distancia entre la boquilla y la pieza a ser enfriada[27, 32], rugosidad[33] y ángulo de esparido[34], entre otros, ya que éstos modifican la forma en la cual las boquillas extraen calor. Además Kominek et al. [35] descubrieron que la elección de las boquillas

y su traslape tiene una influencia significativa en la homogeneidad del enfriamiento. Sin embargo, una mala extracción de calor puede provocar la aparición de defectos tales como grietas internas o superficiales que influyen en la calidad de los productos solidificados[16, 36].

Chabicoovsky et al. [37] estudiaron los parámetros de esparado como flujo de agua, densidad de impacto, presión de impacto y velocidad y tamaño de las gotas de boquillas hidráulicas y neumáticas para conocer la influencia que tienen sobre el coeficiente de transferencia de calor. Encontrando que los mejores resultados son cuando se combinan las mediciones de presión de impacto con la densidad de impacto.

Chen et al. [38] caracterizaron diferentes boquillas con la finalidad de conocer la influencia de los parámetros de enfriamiento como flujo de agua, tamaño y velocidad de las gotas, densidad de impacto sobre el flujo de calor y el coeficiente de transferencia de calor. Concluyendo que la velocidad de las gotas provoca el mayor efecto en el flujo de calor crítico y el h , por el contrario el tamaño de las gotas no tenía mayor influencia

3.2. Extracción de calor en estado estable

En este método la temperatura de la muestra se mantiene constante mediante el suministro de potencia necesaria para equilibrar la extracción de calor por efecto del jet de agua que impacta en la cara expuesta de la pieza a enfriar. Por lo que, el coeficiente de transferencia de calor, h , y la temperatura superficial, T_s , pueden ser calculados por la Ley de Fourier y la Ley de enfriamiento de Newton. De igual manera, se han realizado investigaciones que involucran tanto la densidad de impacto como el tamaño y velocidad de las gotas medidos en estado estable [39, 40] para analizar la influencia que tienen en el enfriamiento.

Hernández et al. [41, 42] presentaron una técnica en estado estable para caracterizar las nieblas de agua y aire sobre una superficie de platino caliente, con condiciones de enfriamiento severas. De igual manera hicieron mediciones en la probeta durante el esparado de agua y aire en estado estable con temperaturas de la pieza de $500 - 1200$ °C bajo diferentes condiciones de densidad de impacto del agua, velocidad y tamaño de las gotas. Encontraron que los coeficientes de transferencia de calor en estado estacionario son mayores que en estado transitorio. Siguiendo la misma línea de investigación, Zhou et al. [43] desarrollaron una metodología combinando

mediciones experimentales con modelación matemática para encontrar la extracción del flujo de calor durante el enfriamiento por aspersión en la superficie de un metal. Lograron hacer mediciones de la máxima tasa de transferencia de calor en estado estable durante la acción del enfriamiento por nieblas con boquillas comerciales usadas en la colada continua.

Schmidt and Boye [44] desarrollaron un método en estado cuasi-estable para investigar la influencia de la velocidad y el diámetro característico d_{30} , de las gotas en la transferencia de calor. Los experimentos realizados a flujos de calor constantes y temperaturas superficiales entre $300\text{ }^{\circ}\text{C}$ y $600\text{ }^{\circ}\text{C}$, muestran un aumento significativo en el coeficiente de transferencia de calor a medida que aumenta la velocidad de las gotas. Por el contrario, el tamaño de las gotas entre $30 - 100$ micras se consideró despreciable su influencia sobre el coeficiente de transferencia de calor.

3.3. Modelos experimentales y numéricos empleados en boquillas hidráulicas y neumáticas

Se han llevado a cabo algunos estudios relacionado con la estimación del coeficiente de transferencia de calor y el flujo de calor, empleando modelos experimentales y numéricos [45, 46], con el fin de mejorar la eficiencia en el enfriamiento de piezas metálicas [31, 36, 44]. Algunos autores han llevado a cabo experimentos con datos directos de planta para reproducir mejor los fenómenos modificando las variables para mejorar el enfriamiento [16, 47]. Kotrbacek et al. [48] investigaron la intensidad del enfriamiento, el HTC y la distribución de la presión de impacto utilizando diferentes boquillas de esreado. Descubrieron que la combinación de ambos parámetros provee una correlación de una buena calidad. De la misma manera, Ito et al. [49] estudiaron el efecto de la presión hidráulica y el flujo de agua de los rocíos producidos por las boquillas hidráulicas en la intensidad del enfriamiento a través de experimentos de laboratorio y pruebas en planta. Concluyendo que al incrementar la presión del agua, el coeficiente de transferencia de calor promedio alcanza a ser 2.8 veces mayor cuando se usa la misma densidad de impacto ($16\text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1} \cdot \text{m}^{-2}$); y con esto, la velocidad de colada se aumenta en un 30% sin presentar agrietamiento interno y superficiales. Arth et al. [36] mencionan que la velocidad de colada es dependiente de la densidad de impacto. De igual manera, varios investigadores están de acuerdo que la densidad de impacto

es el parámetro que más influencia tiene en la etapa de enfriamiento [9, 28, 41, 42, 50, 51], y por lo tanto, debería ser tomada en consideración cuando se diseñan los arreglos de las boquillas del enfriamiento secundario.

Este último proceso es ampliamente estudiado debido a la gran demanda de acero y la calidad que deben tener sus productos terminados; por lo cual, Sengupta et al. [2] [10] realizaron una investigación del estado del arte del uso del agua como forma de enfriar en el acero en la colada continua, desde la extracción de calor en el molde (enfriamiento primario) hasta el arreglo de boquillas en los rodillos de arrastre (enfriamiento secundario). Llegaron a la conclusión que es un proceso muy complejo ya que está muy relacionado con la curva de ebullición del agua a la hora de la extracción de calor del acero. Además de que el enfriamiento secundario debería ser diseñado con la finalidad de poder controlar la temperatura en la superficie del metal, para así evitar la fluctuación en los gradientes de temperatura. Ha et al. [52] analizaron numéricamente el enfriamiento secundario y el abombamiento del planchón en la colada continua, haciendo uso del método de diferencias finitas bajo condiciones de rociado. Concluyendo que, al aumentar la velocidad de colada, la temperatura del planchón aumenta y el espesor de la cascarilla solidificada disminuye; también, que el abombamiento y la tensión se incrementan. Además, el abombamiento y la tensión en la dirección de la colada varían mucho con el paso del rodillo de arrastre entre otros. Hernández et al. [53] estudiaron la fluidodinámica de las nieblas de agua de las boquillas neumáticas empleadas en el enfriamiento secundario de planchón delgado mediante experimentación física y modelación matemática para determinar el tamaño, velocidad y trayectoria de las gotas; así como la densidad de impacto del agua y la presión de las nieblas. Sus resultados indican que para números de Weber (We) de impacto para gotas con un tamaño superior a $25 \mu m$, éstas impactan y se deforman en una capa delgada a tal grado que se rompen y forman gotas secundarias. Además, la simulación del movimiento de las gotas menores a $25 \mu m$ predice qué porcentajes importantes de estas gotas sean arrastradas por las corrientes de aire y provoca que nunca lleguen a la superficie; estas gotas son generalmente más pequeñas que $12.5 \mu m$.

Zhang et al. [54] realizaron un modelo de control dinámico para el enfriamiento por espreas, donde dividieron la línea de colada de la palanquilla y usaron un algoritmo tanto para la velocidad de colada como la temperatura. Encontraron que cuanto más fino es el espesor de la cascarilla de solidificación más influencia existe en el cambio de la velocidad en las fluctuaciones de la

temperatura. Zhang et al. [55] hicieron un arreglo de boquillas en posiciones no simétricas en el enfriamiento secundario de la colada continua de la palanquilla, para determinar el coeficiente de enfriamiento, ancho del esparido y la distribución de la densidad del flujo de agua alrededor de la circunferencia de la palanquilla. Concluyeron que este arreglo ayuda a mejorar el diseño de la zona de enfriamiento secundario; además, lograron optimizar el sistema de enfriamiento de dicha máquina. Wang et al. [56] propusieron un enfoque integral para determinar el coeficiente de transferencia de calor, combinando el modelo inverso de cálculo de transferencia de calor con mediciones experimentales. Concluyendo que el mejor enfoque para el control de volumen de agua de enfriamiento secundario es el método de control de ciclo cerrado basado en la detección en tiempo real de la temperatura del planchón. Además, esperan que el método describa de forma precisa la transferencia de calor durante la colada y prediga correctamente la temperatura del planchón y el crecimiento de la cascarilla; y también, se pueda optimizar y controlar más el volumen de agua para cada zona del enfriamiento secundario. León et al. [57] plantearon un modelo físico y matemático para analizar el fenómeno fluido-dinámico de las nieblas con la superficie del acero solidificado durante su paso por la zona del enfriamiento secundario de la colada continua. Usaron el software KIVA-3V con un modelo multifásico bajo condiciones adiabáticas y despreciando los efectos de rompimiento y coalescencia de las gotitas, consideraron gotas con un tamaño constante y forma esférica sin deformación. Determinaron que las condiciones de estado estable son alcanzadas a los 0.15 s y en algunos caso se llegó hasta 1 s y que las gotas primarias con $We > 80$ siguen de buena forma las trayectorias desde el orificio de salida de la boquilla hasta la superficie de impacto y éstas son las responsables de generar las intensas condiciones de enfriamiento observadas cuando aumenta la presión y el flujo permanece constante.

Montazeri et al. [58] analizaron con un enfoque lagrangiano-euleriano el enfriamiento por evaporación utilizando un sistema de esparido de agua mediante la técnica de CFD motivados por la falta de conocimiento sobre la fiabilidad y precisión del uso de CFD en este tipo de enfriamiento; además, validaron sus resultados con mediciones en un túnel de viento. Asimismo investigaron el impacto de los modelos de turbulencia para la fase continua, el número de corrientes para la fase discreta y el ángulo medio del cono. Encontrando que la selección de estos parámetros es muy importante para obtener resultados precisos y confiable. Issa et al. [59] desarrollaron un modelo matemático con el propósito de estudiar el enfriamiento por nieblas en superficies me-

táticas, siguiendo un enfoque lagrangiano para el rastreo de gotitas. Supusieron que no había interacción entre las gotas ni tampoco se separaban al impactar. Validaron su modelo con datos experimentales utilizando boquillas que distribuían gotas no uniformes en un amplio espectro. Concluyendo que la velocidad del aire y el diámetro de la gota afectan fuertemente el comportamiento dinámico de la misma en la pared; debido a la mayor cantidad de movimiento, las gotas más grandes impactan más cerca del punto de estancamiento, mientras que las más pequeñas chocan más lejos. También encontraron que el perfil de enfriamiento depende de la distribución del tamaño de gota de la niebla; si el tamaño promedio es grande, el perfil de enfriamiento no es uniforme y se concentra en el centro de la placa y muy poco en los alrededores. Teodori et al. [60] realizaron una simulación matemática de una superficie caliente, la cual era enfriada mediante el uso de espreas de agua y comparando sus resultados con modelos experimentales. Para su simulación hicieron uso del software OpenFOAM y el modelo multifásico VOF (Volume Of Fluid). Encontraron mediante campos de temperatura, que el enfriamiento en la superficie no es homogéneo y está relacionado con la dinámica de las gotas. También, corroboraron que el empleo del modelo VOF entrega buenos resultados en este tipo de fenómenos y podría seguir utilizándose de buena manera en futuras investigaciones. Breitenbach et al. [61] desarrollaron un modelo teórico de una gota que impacta sobre una superficie caliente en el régimen de película estable de vapor y validando sus resultados con ayuda de una cámara infrarroja en la experimentación. Lograron que el modelo fuera capaz de predecir el enfriamiento con espreado denso, contando con la interacción de la gota en la superficie sólida. Gradeck et al. [62] caracterizaron la remoción de calor debida al impacto de gotitas sobre una placa plana de níquel calentada mediante un inductor en el régimen de Leidenfrost. Con los resultados experimentales obtenidos desarrollaron un modelo numérico de transferencia de calor en el código NEPTUNE CFD para analizar el enfriamiento ocasionado por la interacción entre las gotas y la pared caliente de un reactor. Descubrieron que la remoción de calor es dependiente de la dinámica con la cual entran las gotas. Además, que el modelo de espreado y retroceso de la gota que interactúa con la pared caliente permitía estimar el coeficiente de transferencia de calor, y que éste no dependía tanto del número de We. Rueda et al. [63] compararon varias simulaciones matemáticas con experimentación, las gotitas impactando en una superficie caliente a temperatura por encima del punto de Leidenfrost y a diferentes números de Weber. Hicieron uso de un método para analizar dos fases del flujo cuando está en interfase

líquido/gas. Utilizaron una discretización implícita de los términos viscosos durante el cambio de fase y emplearon el algoritmo Ghost Fluids Semi-Conservative viscous Method (GFSCM), concluyeron que el número We tiene una pequeña influencia en el coeficiente de transferencia de calor.

4.1. Determinación de la densidad de impacto

La densidad de impacto, w , y los componentes que integran el arreglo experimental para determinarla se muestran en la Figura 4.1. Éstos son: bomba, flujómetro, manómetro, colector, recipientes graduados y un estanque.

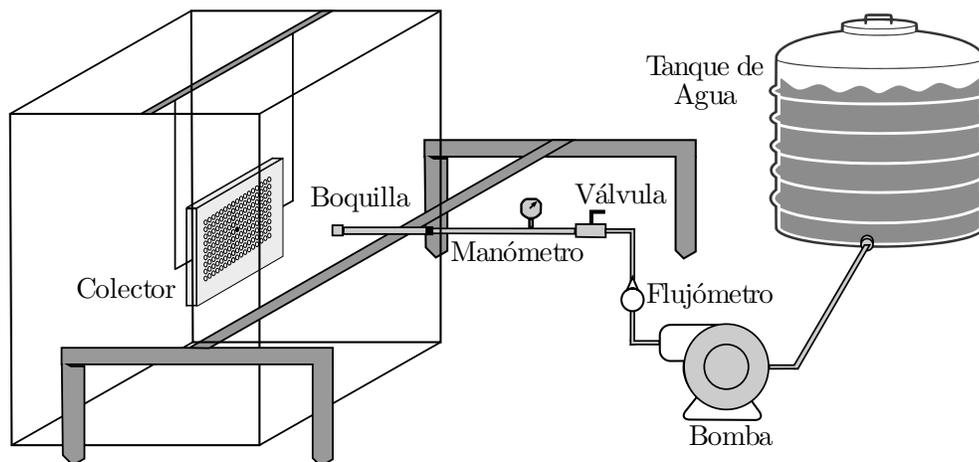


Figura 4.1: Diagrama experimental para medir densidad de impacto y sus elementos.

La circulación del agua se realiza por una bomba (*SHI – 030 – B*, Shiraiwa Japan Force) de 6.5 HP y presión de trabajo 2.1 – 4.5 MPa, la cual tiene la capacidad de trabajar dentro de los parámetros de operación requeridos por las boquillas. El flujo de agua y la presión son

medidos con un flujómetro (*LZTM – 15*, Hong Kong, China) y un manómetro con una presión máxima de trabajo de 2 MPa (Instrutek, Guadalajara, México), respectivamente. Para regular las condiciones de operación se utiliza una válvula de globo. El jet de agua es producido por tres boquillas hidráulicas LECHLER (Metzingen, Alemania) usadas en la máquina de colada continua de planchón de acero. Para controlar las distancias y alturas de funcionamiento entre la boquilla hidráulica y el colector, se construyó un sistema de sujeción y deslizamiento tridimensional. La calibración y alineación del sistema experimental es muy importante, ya que depende de esto que los resultados de las pruebas realizadas sean reproducibles. Por lo cual, se procederá a definir el proceso que comprende la obtención de la densidad de impacto. Para este paso se utilizó una rejilla colectora como la que se muestra en la Figura 4.2, la cual consta de 153 tubos colectores acomodados en 9 filas por 17 columnas. El diámetro de los tubos colectores es de 0.008 m, una separación entre centros de 0.025 m en la dirección horizontal y 0.013 m en la vertical. El arreglo del colector de agua permite abarcar la huella de las boquillas estudiadas en su totalidad.

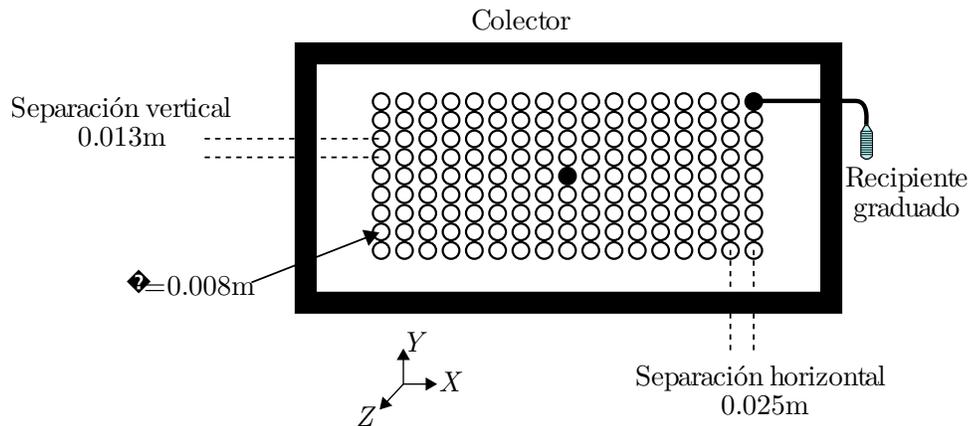


Figura 4.2: Diagrama del colector y sus características.

La densidad de impacto local, w , se calcula de acuerdo con la siguiente ecuación:

$$w = \frac{m}{t \cdot a \cdot \cos \theta} \quad (4.1)$$

Donde m es la masa del agua colectada en kg, t es el tiempo de captación de agua en s, a es el área de la sección transversal del colector en m^2 y $\cos \theta$ es el coseno director del ángulo formado entre el eje de la boquilla y la línea que conecta el centro del orificio de la boquilla con el centro

de la entrada de un tubo colector dado[42].

Al comenzar los experimentos primeramente se establecían el flujo de agua y la presión de trabajo deseados, al estar realizando esto una placa de acrílico era utilizada para desviar el chorro de agua proveniente de la boquilla, y al quitarse ésta permitía el inicio de la recolección del agua a través de cada uno de los tubos del colector. El tiempo de duración de la prueba era lo suficientemente largo, 90-180 s, para lograr que los volúmenes recolectados fueran representativos del flujo de agua incidente en cada orificio. Al término del experimento, el agua recolectada en los recipientes graduados es medida y los datos son introducidos en una hoja de cálculo (ver anexo A) para estimar la densidad de impacto en cada celda. Posteriormente se exportan los datos a un software de graficación para obtener los mapas de densidad de impacto.

Para validar cada una de las huellas de impacto, se integró el área bajo la curva para estimar el flujo volumétrico. Este procedimiento consiste en discretizar las huellas de densidad de impacto en pequeños elementos para reducir el error; usando un algoritmo escrito en FORTRAN® (ver Anexo B), la densidad de impacto de cada elemento fue integrada numéricamente y multiplicada por su área correspondiente. Con el procedimiento previo, el flujo de agua, W_c , fue calculado y el valor obtenido se comparó con las mediciones de flujo W durante cada prueba, y solamente los experimentos cuyo error no excediera al 10 % fueron aceptados. En la Figura 4.3 se muestra un diagrama de flujo para calcular la densidad de impacto.

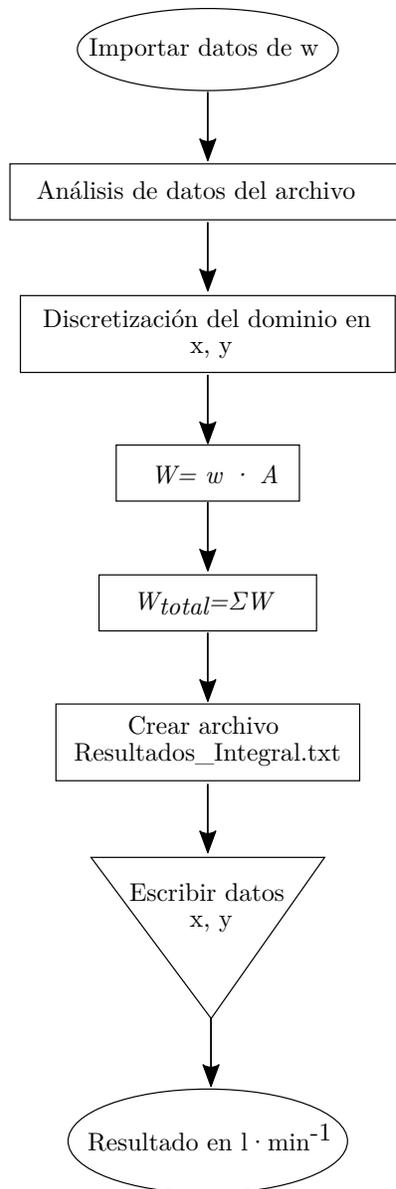


Figura 4.3: Diagrama de flujo para la integración de la huella de impacto.

Para la experimentación se utilizaron tres boquillas LECHLER®[®], con las condiciones de operación que relacionan al flujo y la presión del agua medidos de forma experimental se observan en la Figura 4.4. Estas boquillas producen un jet plano y ángulo de expansión, α , de 60° (Lechler 632.604, 632.644) y 90° (Lechler 632.646), son empleadas empleadas en Altos Hornos de México, S.A.B de C.V. (AHMSA) y se observan en la Figura 4.5.

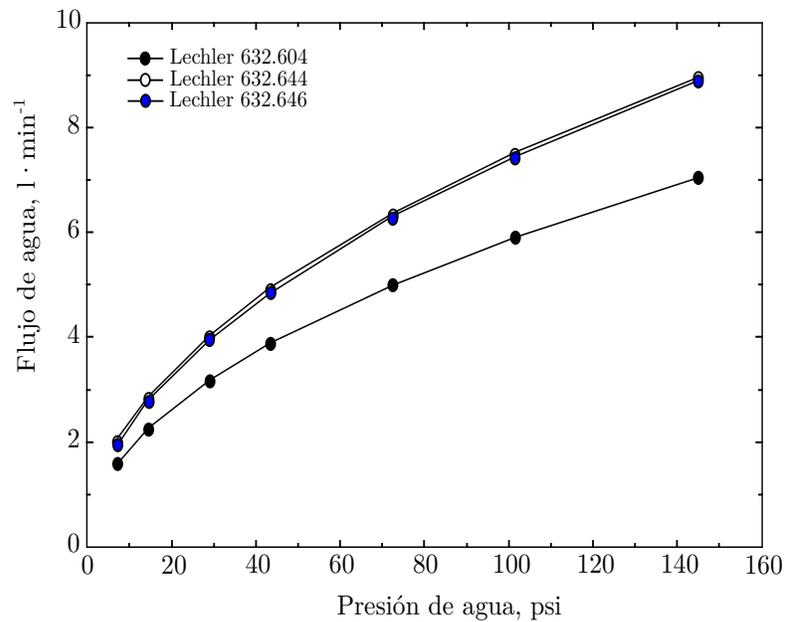


Figura 4.4: Diagrama de operación de las boquillas hidráulicas Lechler.



Figura 4.5: Boquillas hidráulicas empleadas. Lechler 632.604 (izquierda), Lechler 632.644 (centro) y Lechler 632.646 (derecha).

Se tomaron los valores que cubrieran en su gran mayoría las condiciones de operación para así poder tener la matriz experimental que se plantea en la Tabla 4.1. Los casos que se manejaron fueron de acuerdo con la distancia z_s (distancia entre el orificio de salida de la boquilla hasta la pared del colector, ver Figura 4.6) utilizada en planta en el proceso real y la distancia

máxima que maneja el proveedor (0.250 m), las condiciones de presión y flujo de agua para cada una de las configuraciones de las boquillas. Cada prueba se realizó tres veces para asegurar la reproducibilidad del experimento y con esto tener un total de 72 experimentos con sus réplicas.



Figura 4.6: Distancia z_s entre boquillas y tubos colectores.

Tabla 4.1: Condiciones experimentales de las boquillas hidráulicas.

Ubicación	Boquilla	$\alpha, (^{\circ})$	$z_s, \text{ m}$	Presión, kPa	Flujo de agua, $l \cdot s^{-1}$
Segmento "0", rodillo 6-10 inferior (base y tapa)	Lechler 632.604	60	0.137, 0.250	137.9	0.038
				301.6	0.058
				517.1	0.08
				999.7	0.116
Segmento "0", rodillo 2-6 superior (base y tapa)	Lechler 632.644	60	0.150, 0.250	137.9	0.046
				301.6	0.071
				517.1	0.1
				999.7	0.133
Molde Caras anchas	Lechler 632.646	90	0.150, 0.250	137.9	0.05
				301.6	0.075
				517.1	0.103
				999.7	0.146

4.2. Caracterización del jet de agua

En la Figura 4.7 se muestra un esquema de los componentes utilizados para caracterizar el chorro de agua descargado por las boquillas hidráulicas, los cuales son: láser y lente óptico para generar el plano a analizar, cámara de alta velocidad y computadora para procesamiento de imágenes.

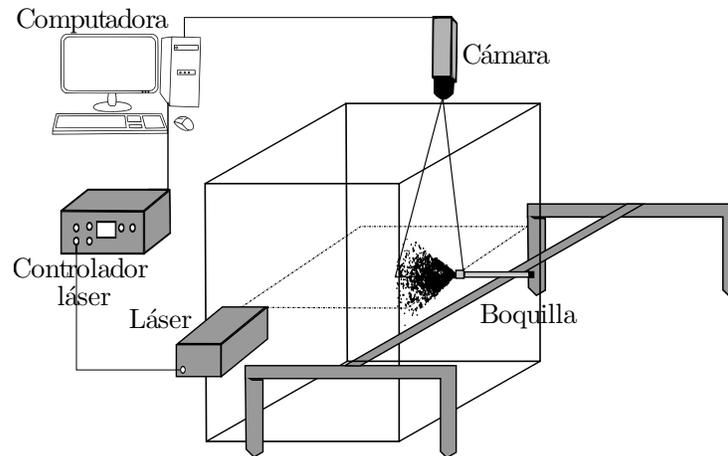


Figura 4.7: Arreglo experimental para caracterizar el jet de agua.

El procedimiento consiste en preparar una solución sobresaturada de partículas de poliamida de 50 micras y sembrarlas en un tanque de agua. Posteriormente se encendió la bomba y se regularon el flujo de agua y la presión de acuerdo con las condiciones de la Tabla 4.1 y el jet de agua comenzó a recircular las partículas de poliamida. Después, el láser fue encendido y el plano generado por el lente óptico se alineó con el chorro de agua de tal manera que pudiera iluminar las partículas y éstas pudieran ser grabadas con la cámara de alta velocidad. Finalmente, las imágenes fueron procesadas con la ayuda de un software comercial. El láser utilizado fue *Nd : YFL* (Dantec Systems®), Skovlunde, Dinamarca) con una fuente dual de 30 – 1000 con un pulso máximo de 2×30 mJ y 20 kHz. La fuente de poder del láser es de 150 Watts y una longitud de onda de 527 nm. La cámara de alta velocidad Sense Phantom Miro M310 con un lente plano ZF de 1.4/50 mm (Dantec Systems®), Skovlunde, Dinamarca).

4.3. Determinación de los flujos de calor

Los componentes que integran el arreglo experimental para determinar los flujos de calor en una pieza de acero inoxidable se muestran en la Figura 4.8, y son: marco estructural para colocar la placa caliente, horno de calentamiento tipo mufla, termopares, sistema de adquisición de datos y un estanque para agua.

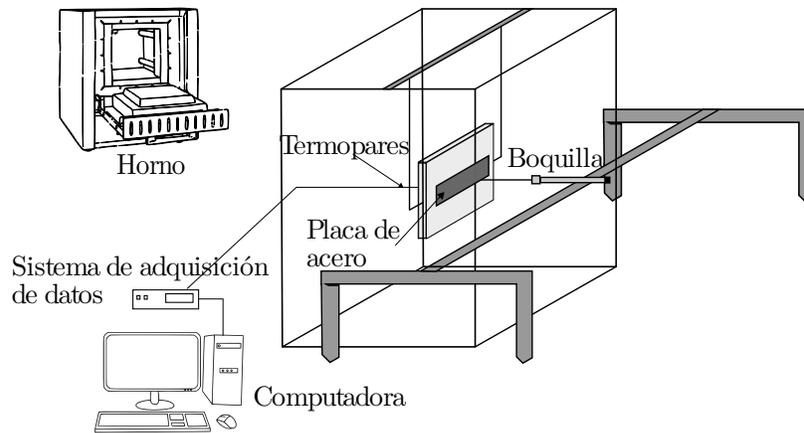


Figura 4.8: Sistema experimental para estimar los flujos de calor.

El marco estructural es una placa de acero de $0.460\text{ m} \times 0.206\text{ m}$ y 0.013 m de espesor, con una ranura interna ($0.261\text{ m} \times 0.106\text{ m}$) para poder posicionar la pieza caliente, como se observa en la Figura 4.9, ésta es ensamblada mediante cejillas a unos tornillos sinfín que sirven para alinear y nivelar a la altura deseada el acero a enfriar. Además, cuenta con pequeños soportes horizontales y verticales en la parte posterior para que la muestra caliente quede bien sujeta al momento de que impacte el jet de agua sobre ella.



Figura 4.9: Arreglo experimental para la colocación de la placa caliente.

Para la calibración, el marco metálico es colocado a una distancia z_s (ver Figura 4.10), procurando que la boquilla y el centro de la placa estén alineados perpendicularmente. De la misma manera, los tornillos de nivelación se mueven verticalmente hacia arriba y/o abajo hasta lograr que la boquilla apunte justo en la zona central de la placa.

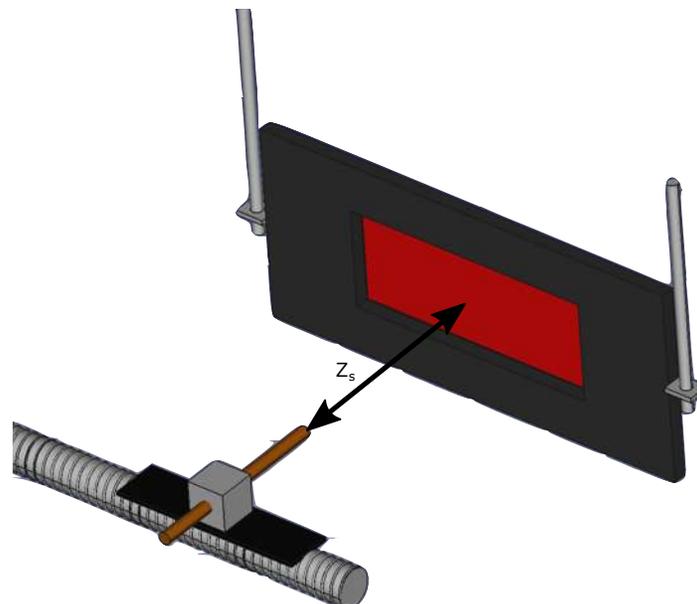


Figura 4.10: Diagrama de la boquilla con la placa caliente y la distancia entre ellos.

Se utilizó una placa de acero inoxidable 304-L con las propiedades termofísicas que se muestran

en la Tabla 4.2. El procedimiento consiste en calentar una placa rectangular de $0.25 \times 0.1m$ y espesor de $0.013m$ dentro del horno, (LINDBERG, Industrias SOLA SA de CV, Iztapalapa, México) el cual alcanza una temperatura de 1373 K con una potencia de 3500 W y 220 V a 60 Hz. La probeta metálica se instrumentó con termopares tipo “K” de punta expuesta dentro del material. Los termopares fueron colocados en posiciones de densidad de impacto conocidas con el fin de determinar los flujos de calor. Éstos se introdujeron a una distancia cercana a la superficie de enfriamiento de $0.0015m$ y conectados al sistema de adquisición de datos FLUKE® NetDAQ 2645A (Everett, Washington, DC, USA) para registrar la evolución térmica del enfriamiento ($\sim 1330 - 300 K$). Una vez que se llegó a la temperatura deseada, se mantuvo por alrededor de 5 minutos aproximadamente para homogeneizar la temperatura en la pieza. Durante este tiempo de homogeneización, se encendió la bomba y se colocó la mampara de acrílico para desviar el chorro de agua mientras se estabilizaron los flujos de agua a las condiciones de enfriamiento requeridas. Después, la placa de acero fue removida del horno y colocada en el soporte para comenzar con el enfriamiento. Mientras esto sucedía, la evolución térmica estaba siendo registrada con una frecuencia de muestreo de 20 datos por segundo en una computadora para su posterior análisis.

Tabla 4.2: Propiedades termofísicas del acero inoxidable 304-L[6].

$T, ^\circ C$	$k, W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$	$\rho \cdot c_p, 10^6 J \cdot m^{-3} \cdot K^{-1}$
50	15.9	4.0
250	17.6	4.27
500	21.8	4.70
550	23.02	4.88
750	26.4	4.82
800	26.8	4.87
850	26.4	4.86
900	26.8	4.83

Los flujos de calor $-q$ fueron calculados mediante el Problema Inverso de Conducción de Calor en $1 - D$. Para realizar el cálculo, la muestra se subdividió en dos regiones de $1.5mm$ (5 nodos) y $12.7 mm$ (15 nodos), respectivamente. El intervalo de tiempo de cálculo usado, Δt , fue de $0.1 s$ para tres pasos de tiempo futuros ($r = 3$) [6, 64–66].

5.1. Reproducibilidad de los mapas de impacto del experimento

El proceso para la medición de la densidad de impacto, w , requiere un estricto control de los grados de libertad del experimento, ya que esto podría ocasionar que se tuvieran resultados muy variables. Tal es el caso de la alineación del colector con respecto de la vertical que es una variable fundamental a tener en cuenta. De la misma manera que la alineación del centro de la boquilla con el centro del colector, esto debido al pequeño orificio de salida con el cual cuenta la boquilla hidráulica. Por lo tanto, la alineación de la boquilla con la horizontal juega un papel importante en la reproducibilidad de los mapas de w .

En la Figura 5.1 se presentan los contornos de tres huellas de impacto para la boquilla 632.604 con condiciones de operación de 137.9 kPa y $0.038 L \cdot s^{-1}$, a una distancia de operación, z_s , de 0.25 m. Se puede observar que las tres huellas son muy similares en tamaño, forma y magnitud de w , teniendo un ancho de ~ 0.24 m en el eje x , y un espesor de ~ 0.08 m en el eje y para un contorno con un valor mínimo de $2 kg \cdot m^{-2} \cdot s^{-1}$. Además, la densidad de impacto se concentra en el centro de la huella, con valores máximos de $12 kg \cdot m^{-2} \cdot s^{-1}$. Con este análisis se puede ver la gran reproducibilidad obtenida de las mediciones de la densidad de impacto con el arreglo experimental propuesto.

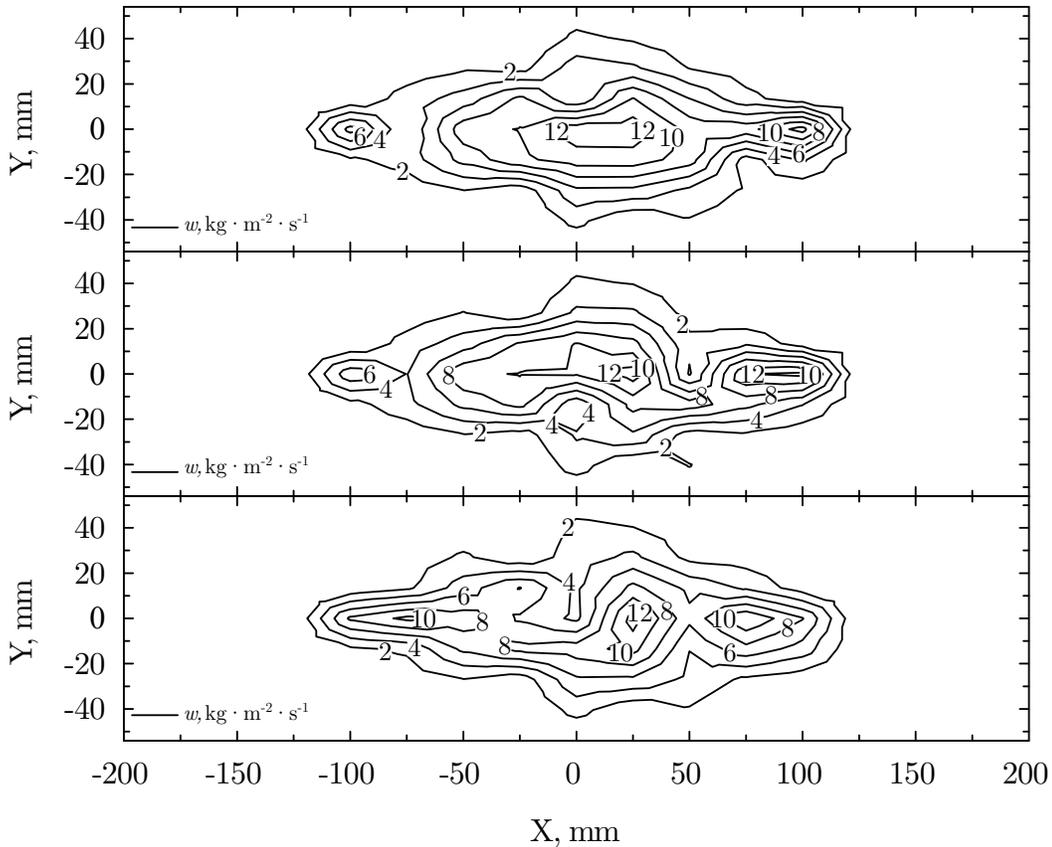


Figura 5.1: Diagramas de densidad de impacto de la boquilla 632.604, para comprobar la reproducibilidad de los experimentos.

5.2. Efecto de la distancia de operación en w

En la Figura 5.2 se muestran los contornos de las huellas de impacto de la boquilla 632.604 obtenidas para dos distancias de operación, $z_s = 0.137$ m y $z_s = 0.25$ m utilizando las mismas condiciones de operación. Esta boquilla es empleada en la zona inferior del enfriamiento secundario de la máquina de colada continua. Como se puede ver en la Figura 5.2a), para una distancia de 0.137 m usada en la industria, la huella de impacto es pequeña y uniforme, concentrando valores de w en la zona central, alcanzando valores hasta $\sim 85 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$. Por otro lado, la Figura 5.2b) para una separación de 0.25 m recomendada por el fabricante, la huella de impacto es más larga en el eje x , pero conservando las mismas dimensiones en el eje y , con valores de w máximos de $20 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$.

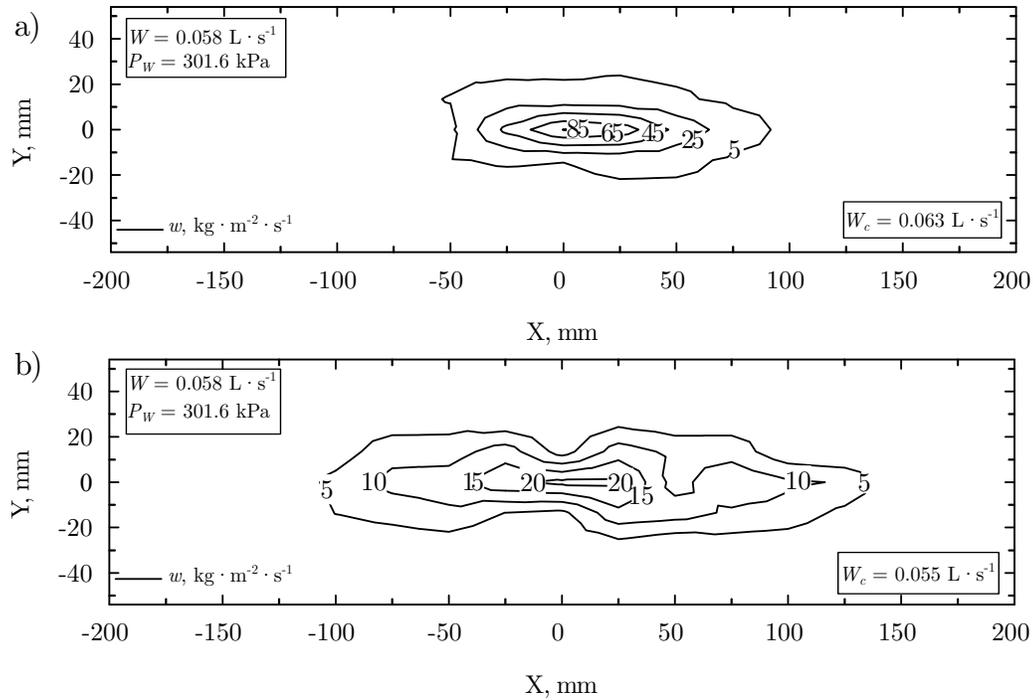


Figura 5.2: Efecto de la distancia de operación en la densidad de impacto para la boquilla 632.604. a) $z_s = 0.137 \text{ m}$ y b) $z_s = 0.25 \text{ m}$.

En la Figura 5.3, los mapas de impacto de la boquilla 632.644 se presentan para dos distancias de operación ($z_s = 0.15 \text{ m}$ y $z_s = 0.25 \text{ m}$), estas boquillas son usada en la zona superior del enfriamiento secundario de la colada continua. Se tiene un comportamiento similar al mostrado en la Figura 5.2, donde claramente se puede ver que para una mayor distancia de operación (Figura 5.3b)), el área de la huella es mayor y sus densidades de impacto decrecen en un $\sim 75 \%$. Como se puede observar en la Figura 5.3a), se obtuvieron patrones uniformes de agua con valores de w de $\sim 65 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$ en la parte central. En el caso de la distancia de separación $z_s = 0.25 \text{ m}$ las huellas de impacto registran w de hasta $\sim 25 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$. Al aplicar diferentes distancias z_s , la fluido-dinámica se modifica, cambiando la forma y tamaño de la huella; así como la densidad de impacto de las espreas, las cuales se han encontrado que tienen un efecto considerable en la extracción de los flujos de calor[9, 28, 36, 41, 42, 50].

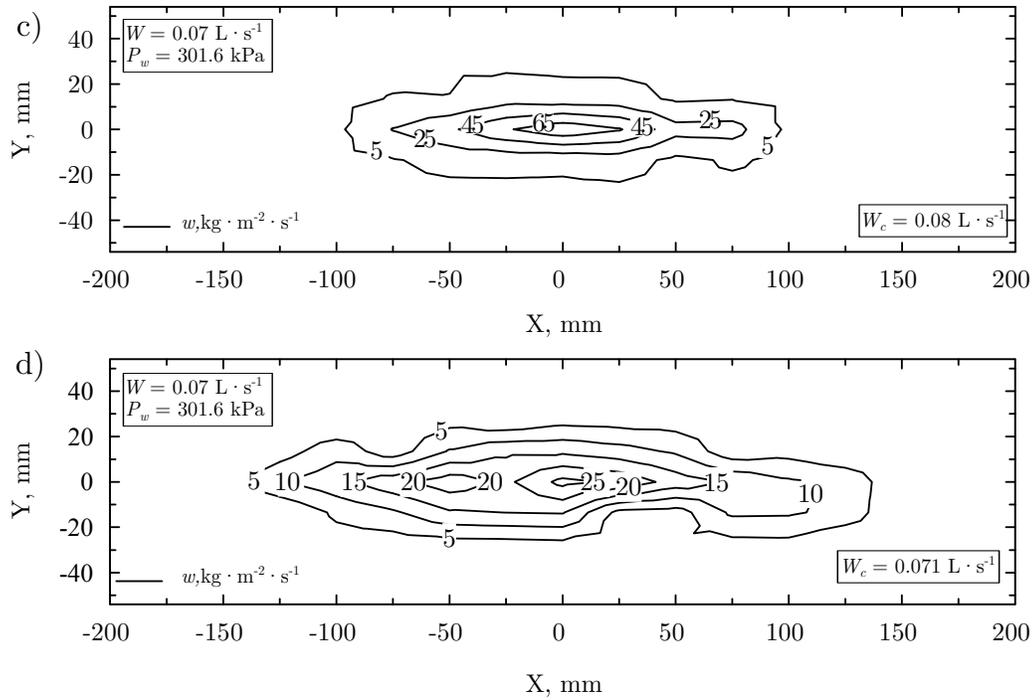


Figura 5.3: Efecto de la distancia de operación en la densidad de impacto para la boquilla 632.644. a) $z_s = 0.15 \text{ m}$ y b) $z_s = 0.25 \text{ m}$.

En la Figura 5.4 se tienen mapas de densidad de impacto de la boquilla 632.646 empleada en las caras anchas del molde de planchón de la colada continua. Para una distancia $z_s = 0.15 \text{ m}$, la huella de impacto es un tanto uniforme en la forma de la huella y más alargada en comparación con las boquillas anteriores; no obstante, este aumento en el tamaño genera que las densidades de impacto sean menores, teniendo un w máximo de $\sim 30 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$ en la zona central de la huella. Por otro lado, a la distancia $z_s = 0.25 \text{ m}$ (Figura 5.4b)) la huella muestra cierta asimetría y un alargamiento mucho mayor pero con densidades de impacto menores a $5 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$, razón por la cual se observan zonas sin agua del lado izquierdo (desde -100 hasta -150, en el eje x). Cabe señalar que esta boquilla cuenta con un $\alpha = 90^\circ$ y produce una mayor dispersión del jet, como se analiza más adelante, provocando que la w máxima ($\sim 13 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$) registrada en la huella sea menor en comparación con las demás boquillas a esta distancia.

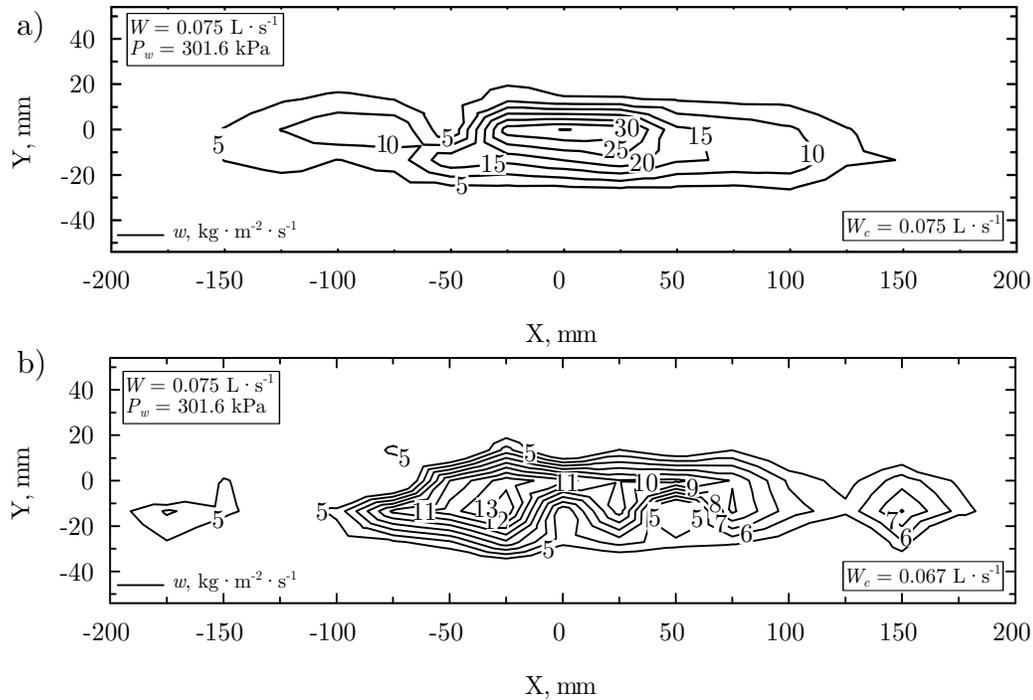


Figura 5.4: Efecto de la distancia de operación en la densidad de impacto para la boquilla 632.646. a) $z_s = 0.15$ m y b) $z_s = 0.25$ m.

La Figura 5.5 muestra una distribución de la proyección de los mapas de densidad de impacto en la mitad de la cara ancha del planchón de colada continua usando diferentes presiones y distancias de trabajo para la boquilla 632.644. La Figura 5.5a), c) corresponde a la distancia de operación de $z_s = 0.15$ m utilizada en la industria. Está claro que para distancias cercanas a la superficie caliente, el volumen de agua se encuentra en áreas muy pequeñas, dejando ciertas áreas sin contacto con el agua (zona gris). Por otro lado, en la Figura 5.5b), d) se puede ver que están a una distancia de 0.25 m y la superficie mojada crece en dirección vertical. También se observa que a medida que la boquilla se aleja más del planchón, la magnitud de la densidad de impacto disminuye en toda la huella, pero a su vez incrementa en la dirección horizontal. Este alargamiento provoca un mayor traslape en las densidades de impacto, obteniendo áreas donde el volumen del agua impactada aumenta por efecto de la suma de la w [67] de los chorros adyacentes; como se observa en la Figura 5.5a'-d'. Sin embargo, es importante señalar que en el *eje - y* hay una distancia de aproximadamente 0.02 m en la que se colecta el mayor volumen de agua. Más allá de esta distancia, hay una gran zona con valores de w menores a $10 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$ que afecta

a los flujos de calor bajos similares en la zona gris.

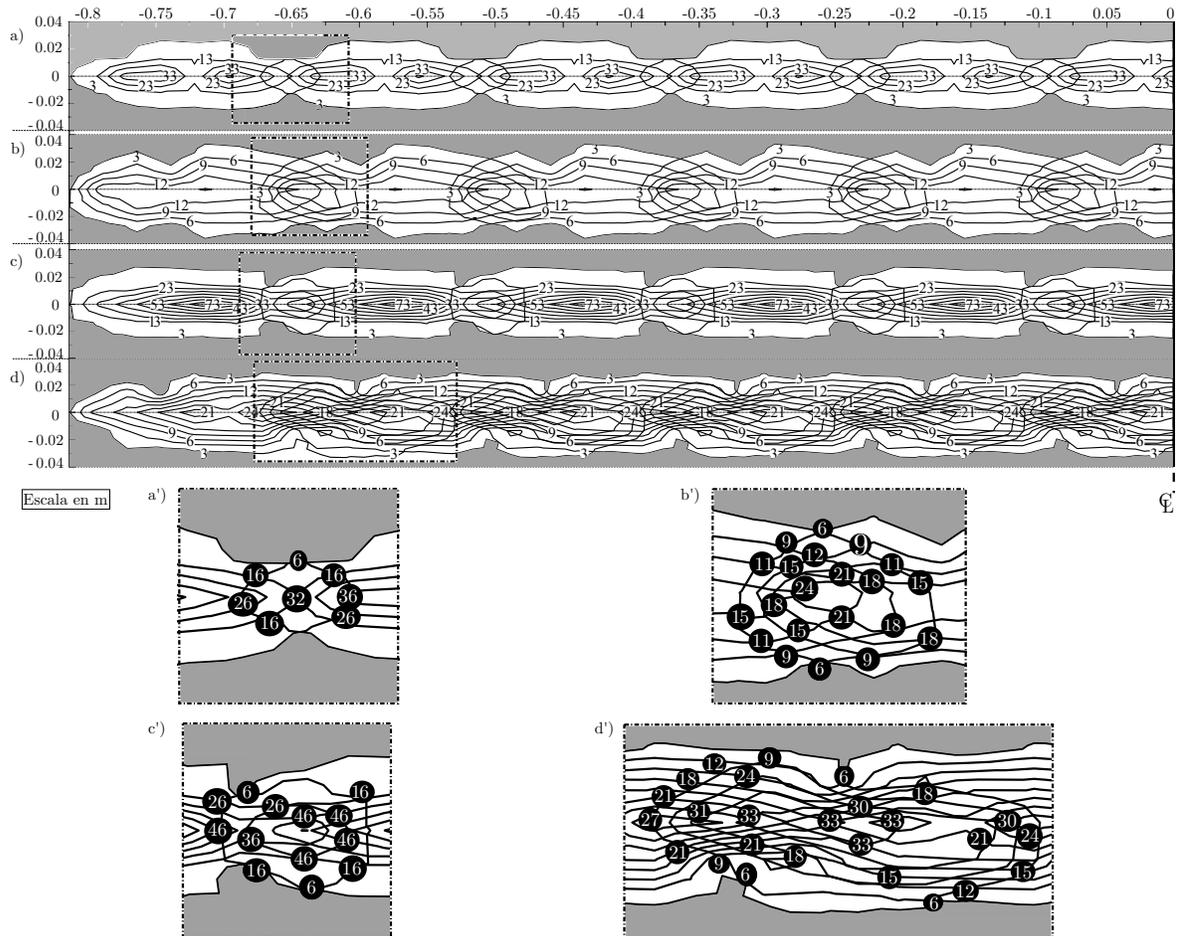


Figura 5.5: Distribución de mapas de densidad de impacto en la cara ancha del planchón de colada continua para la boquilla 632.644. (a,b) presión de 137.9 kPa con 0.15 m y 0.25 m, respectivamente. (c,d) presión de 301.6 kPa con 0.15 m y 0.25 m, respectivamente.

5.3. Efecto de la presión en el tamaño, forma y ángulo de la huella

En la Figura 5.6 se muestran mapas de impacto de la boquilla 632.604 a una distancia de operación de $z_s = 0.137$ m, empleando un rango de presiones de agua de 137.9 kPa a 999.7 kPa y un flujo volumétrico desde $0.038 L \cdot s^{-1}$ a $0.11 L \cdot s^{-1}$. Como se puede ver, al variar la presión se presenta un cambio significativo en la amplitud de las huellas de impacto; así como, una diferente distribución en la magnitud de las densidades de impacto. Este cambio en la magnitud tiene un efecto considerable en la manera en que cada huella extrae calor desde la superficie caliente,

porque el área mojada cambia y las regiones en las cuales se concentra el flujo volumétrico también lo hacen. De igual manera se observa que para bajas presiones de operación (137.9 kPa) las huellas de impacto son menores en tamaño y la distribución de w es simétrica, alcanzando valores de hasta $\sim 50 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$ en la zona central del colector. Sin embargo, para la presión de 301 kPa que se utiliza actualmente en planta, la huella de impacto tuvo un ligero aumento en la forma y longitud en comparación con la prueba anterior, con una redistribución de los valores de w que llegan hasta $\sim 60 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$ en el lado izquierdo de la huella, mientras que del lado derecho su valor máximo fue de $40 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$. Por otra parte, para la presión de 517.1 kPa el mapa de densidad de impacto presenta un crecimiento en el eje x , con valores máximos de $110 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$ ligeramente concentrados en el lado izquierdo. Finalmente, para la presión de agua de 999.7 kPa la huella experimenta un notable crecimiento en tamaño comparado con los casos anteriores con una densidad de impacto en la zona central de hasta $150 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$.

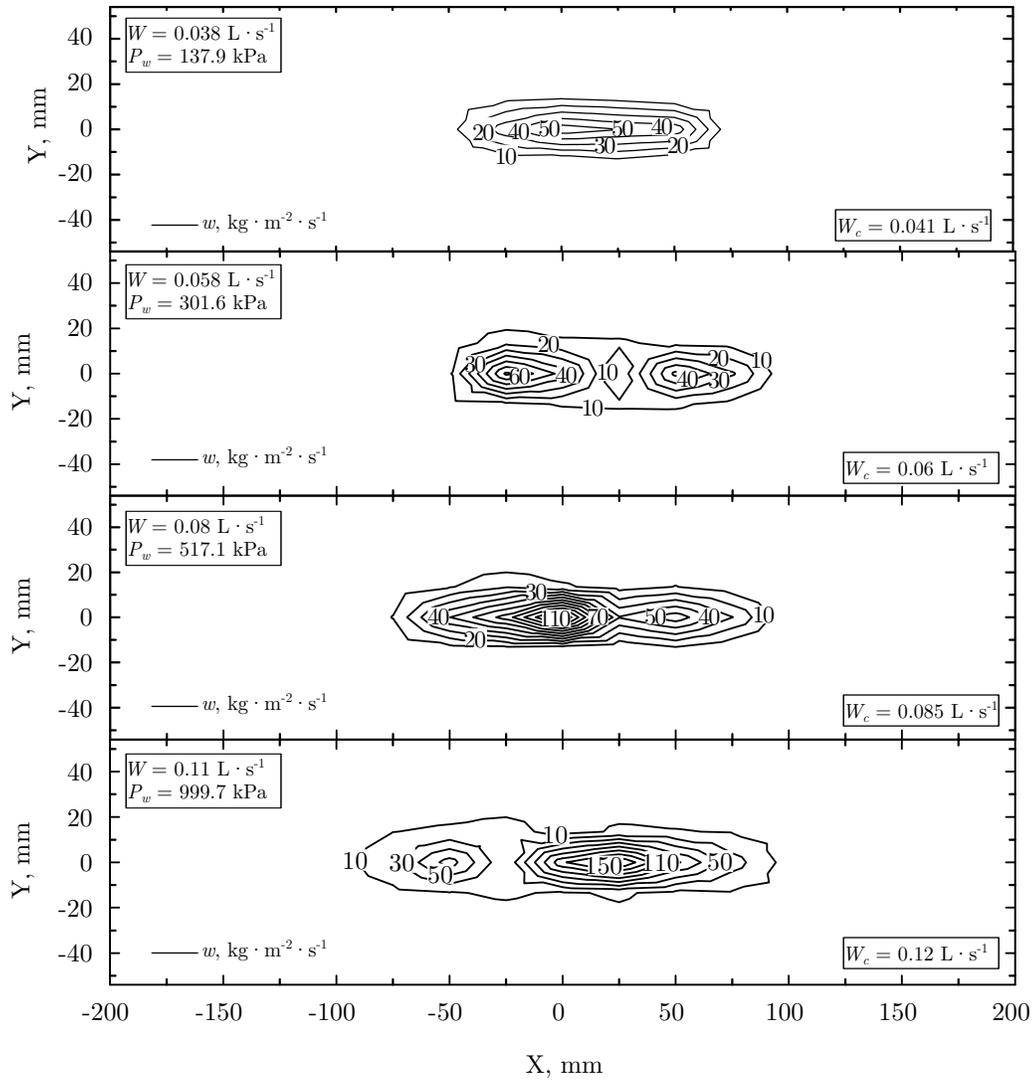


Figura 5.6: Huellas de densidad de impacto de la boquilla 632.604 a diferentes presiones y flujos de agua con una distancia $z_s = 0.137 \text{ m}$.

Los mapas de densidad de impacto de la boquilla 632.644 con distancia de operación $z_s = 0.15 \text{ m}$, usada actualmente en planta, y presiones de trabajo de 137.9 kPa a 999.7 kPa se muestran en la Figura 5.7. Como se puede apreciar en la figura, para la presión más baja (137.9 kPa) el área de la huella de impacto es más pequeña con respecto a las mayores presiones, registrando una máxima $w \sim 40 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$ a $\pm 0.025 \text{ m}$ con respecto al centro de la huella. Para la presión usada en la planta (301.6 kPa), los valores de w se incrementaron con respecto de la presión previa, alcanzando los $\sim 60 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$ los cuales fueron ligeramente registrados al lado izquierdo de la parte central de la huella. Para la presión de 517.1 kPa la huella de impacto tiene

un comportamiento similar a la presión de 301.6 kPa; sin embargo, su máximo valor de densidad de impacto fue $\sim 100 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$. Por último, para la presión de agua de 999.7 kPa, la forma de abanico plano de la huella de impacto muestra un alargamiento y el rocío de agua fue más uniforme que en las pruebas anteriores con la misma boquilla con valores de $w \sim 180 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$.

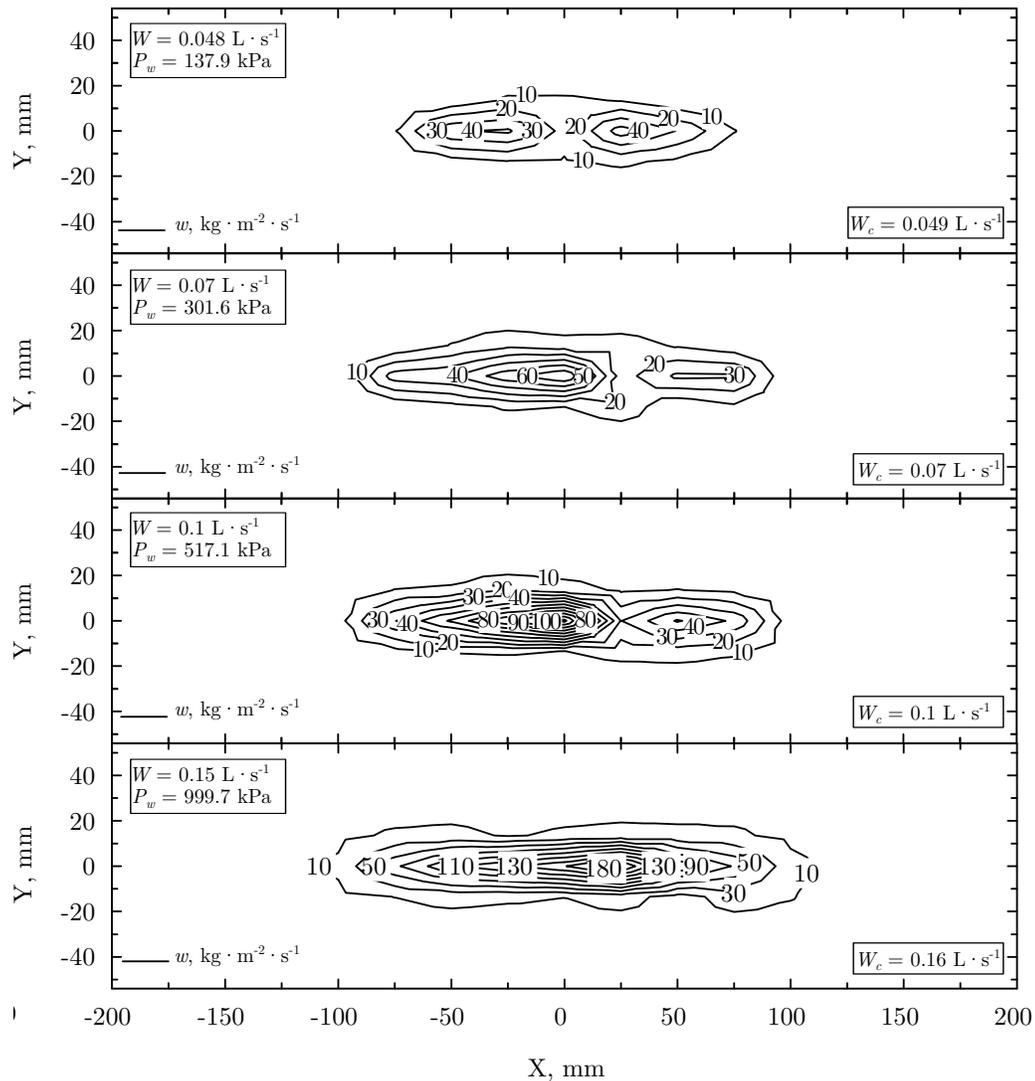


Figura 5.7: Huellas de densidad de impacto de la boquilla 632.644 a diferentes presiones y flujos de agua con una distancia $z_s = 0.15 \text{ m}$.

La Figura 5.8 muestra los mapas de densidad de impacto de la boquilla 632.646, la cual es empleada en las caras anchas del molde de la máquina de colada continua, con una distancia z_s de 0.15 m. Se observa que la huella es más ancha en el *eje* x que las boquillas analizadas anteriormente, $\sim 0.260 \text{ m}$ a la presión más baja (137.9 kPa), y aumentando hasta llegar a un

máximo de ~ 0.350 m aproximadamente con la presión de 999.7 kPa. Para la presión de 137.9 kPa, la densidad de impacto máxima fue de $20 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$ en la zona central. Conforme se aumenta la presión, se fueron presentando dos zonas de máxima w muy cercanas al centro de la huella, siendo más visible este fenómeno a la máxima presión (999.7 kPa) donde se tiene un valor de $\sim 75 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$ en el lado izquierdo de la huella (posición en $x = -0.05$), y del lado derecho alcanzó los $\sim 70 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$ en la posición $x = 0.025$.

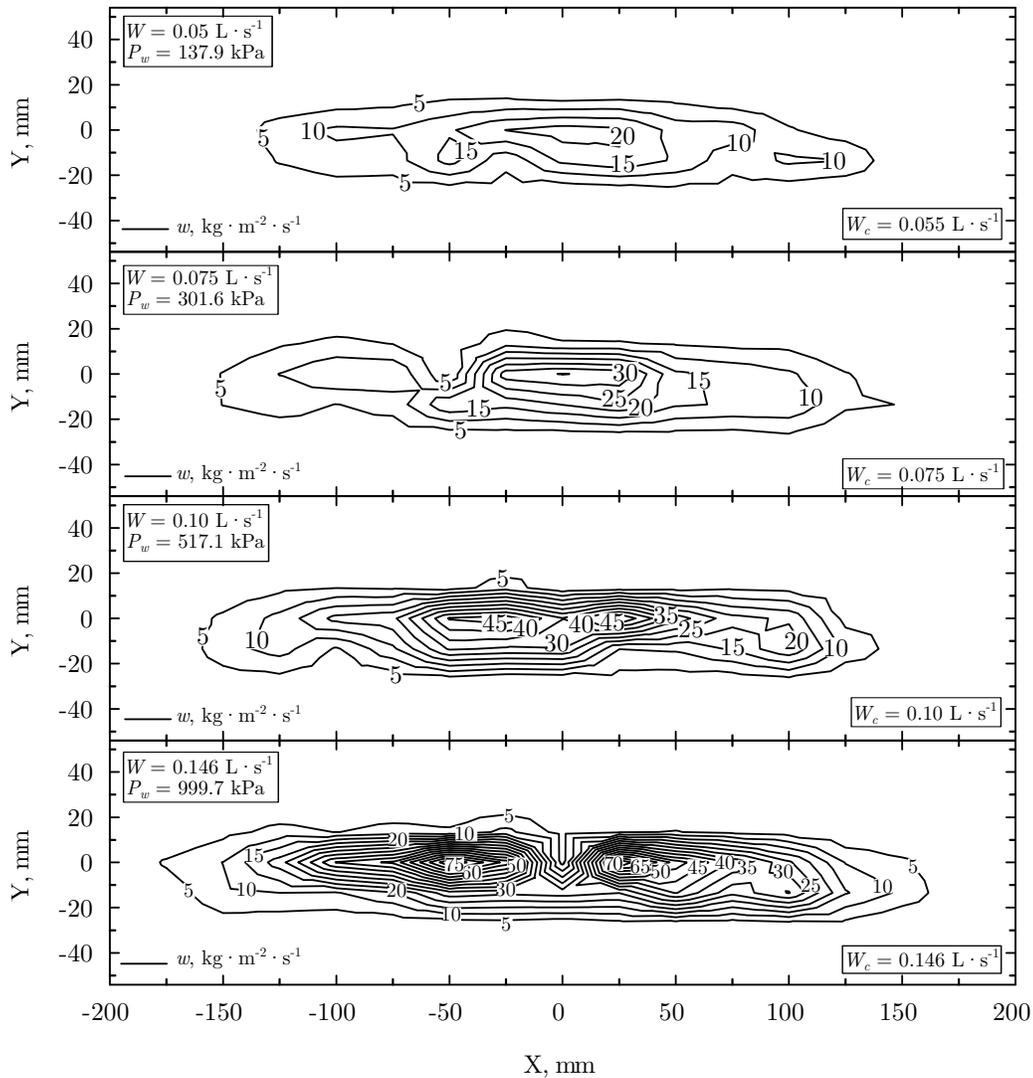


Figura 5.8: Huellas de densidad de impacto de la boquilla 632.646 a diferentes presiones y flujos de agua con una distancia $z_s = 0.15$ m.

Como se puede observar, las huellas de impacto de la Figura 5.8 muestran densidades de impacto mucho menores que las analizadas con las boquillas 632.604 y 632.644 debido al ángulo

de expansión (90°) de esta boquilla, que provoca una mayor dispersión de las gotas al salir inmediatamente de la boquilla (ver Figura 5.9); por lo cual, las gotas no salen con suficiente cantidad de movimiento para alcanzar a impactar el colector y ser captadas.

De las Figuras 5.6–5.8, es evidente que la huella de impacto incrementa su amplitud principalmente a lo largo del eje de simetría x ; contrastando con el hecho de que cuando la presión del agua aumentó, no mostró un cambio en el tamaño de los mapas de densidad de impacto como lo reporta [68]. La caracterización de la fluido-dinámica de estas boquillas es de gran importancia para el conocimiento de los operadores de las máquinas de colada continua, ya que teniendo en cuenta la forma que presenta la huella de impacto de los chorros de agua con cada presión, se puede proponer una metodología para controlar los flujos de agua y establecer mejores condiciones de enfriamiento para la máquina de colada continua.

En la Figura 5.9 se muestra la forma del jet de agua de cada boquilla a diferentes presiones y flujos. Se realizó un tratamiento de imágenes en escala de grises para medir el tamaño de abertura del ángulo de expansión, y se puede observar que el ángulo de expansión de 60° se alcanza solamente para presiones superiores a los 517.1 kPa. De la misma manera sucede este comportamiento con la boquilla 632.646 que el ángulo de 90° se alcanza a presiones mayores (517.1 kPa). Esta información indica que a bajas presiones el diseño de la boquilla no cumple con los requisitos de enfriamiento homogéneo. Por otro lado, se observa que a una presión de 137.9 kPa no se produce dispersión de gotas a la salida de la boquilla, dando lugar a la formación de una cortina de agua, que disminuye a medida que aumenta la presión debido al rompimiento y separación de las gotas. En general se observan huellas de impacto que oscilan a medida que aumenta la presión del fluido y esto promueve huellas asimétricas como se observa en las huellas de densidad de impacto antes analizadas.

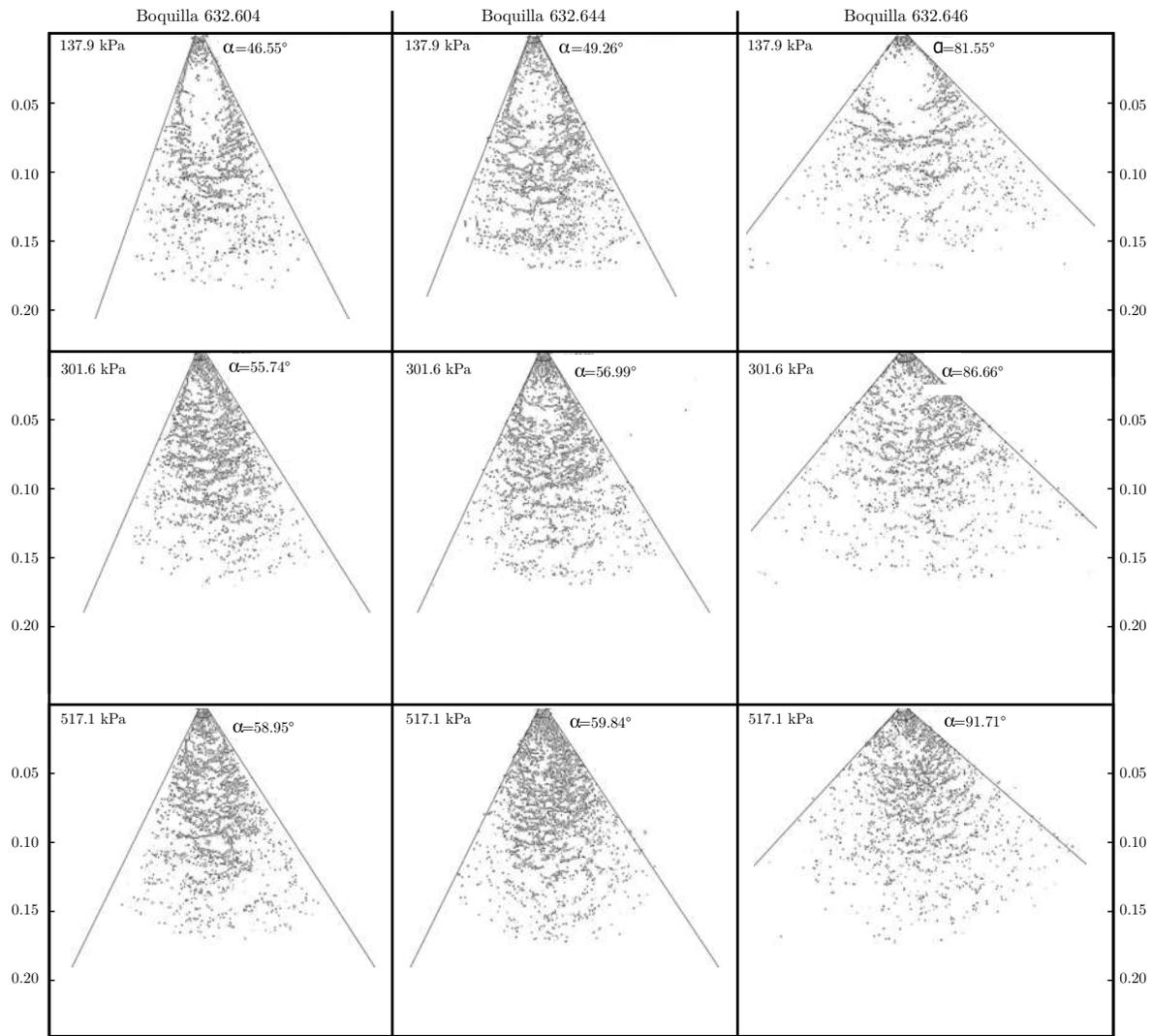


Figura 5.9: Ángulos de expansión y forma del jet de las boquillas a diferentes presiones.

5.4. Determinación de las velocidades de las gotas del jet de agua

Debido a las altas velocidades a las cuales se mueven las partículas dentro de las gotas de agua y de que el programa del PIV toma como partículas todo objeto luminoso dentro del experimento, es muy difícil que el software pueda calcular las velocidades. Por esta razón, se llevó a cabo un seguimiento manual; es decir, revisar cada imagen capturada e ir seleccionando imágenes continuas en las cuales se detecte un desplazamiento de las partículas de agua, poder determinar la velocidad de las gotas en el jet de agua.

En la Figura 5.10 se muestran las partículas encerradas en un círculo amarillo junto con sus

respectivas posiciones en el *eje - y*. El origen fue tomado en la punta de la boquilla hasta la distancia z_s de 0.15 m, por lo cual las coordenadas se midieron verticalmente hacia abajo.

Para conocer la distancia en metros existente entre el grupo de gotas de agua que se encuentran en la esquina inferior derecha de la Figura 5.10 incisos A) y B); se calculó la diferencia entre el desplazamiento de A) ($-505 px$) y B) ($-550 px$) dando como resultado $-45 px$, el signo negativo (-) solamente indica la dirección vertical hacia abajo. Por lo tanto, se procede a realizar los cálculos y conocer el movimiento de las gotas (ver Tabla 5.1).

Tabla 5.1: Cálculo del desplazamiento en m del “Clúster” de gotas para la Figura 5.10 A) y B).

Distancia z_s , m	Distancia en px
0.15	800
0.0084375	45

$$v = \frac{\text{distancia } z_s, m}{\text{tiempo}, s} \quad (5.1)$$

Una vez calculada la distancia, se sustituyen los datos en la ecuación 5.1, en la cual el tiempo es el inverso de la frecuencia (750 Hz).

$$v = \frac{0.0084375}{\frac{1}{750}} = 6.328 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1} \quad (5.2)$$

Siguiendo el mismo proceso (Ecuación 5.2), para los incisos B) y C) de las gotas inferiores se tiene una distancia de 47 px (0.0088125 m):

$$v = \frac{0.0088125}{\frac{1}{750}} = 6.609 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1} \quad (5.3)$$

Y finalmente, los incisos B) y C) en la zona central de la parte superior con 51 px que es igual a 0.0095625 m , se tiene la velocidad de:

$$v = \frac{0.0095625}{\frac{1}{750}} = 7.17 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1} \quad (5.4)$$

Las velocidades calculadas para la boquilla hidráulica 604 con la presión de trabajo de 137.9

kPa, son mucho menores en comparación con las velocidades de $128 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ [69] alcanzadas por las boquillas neumáticas.

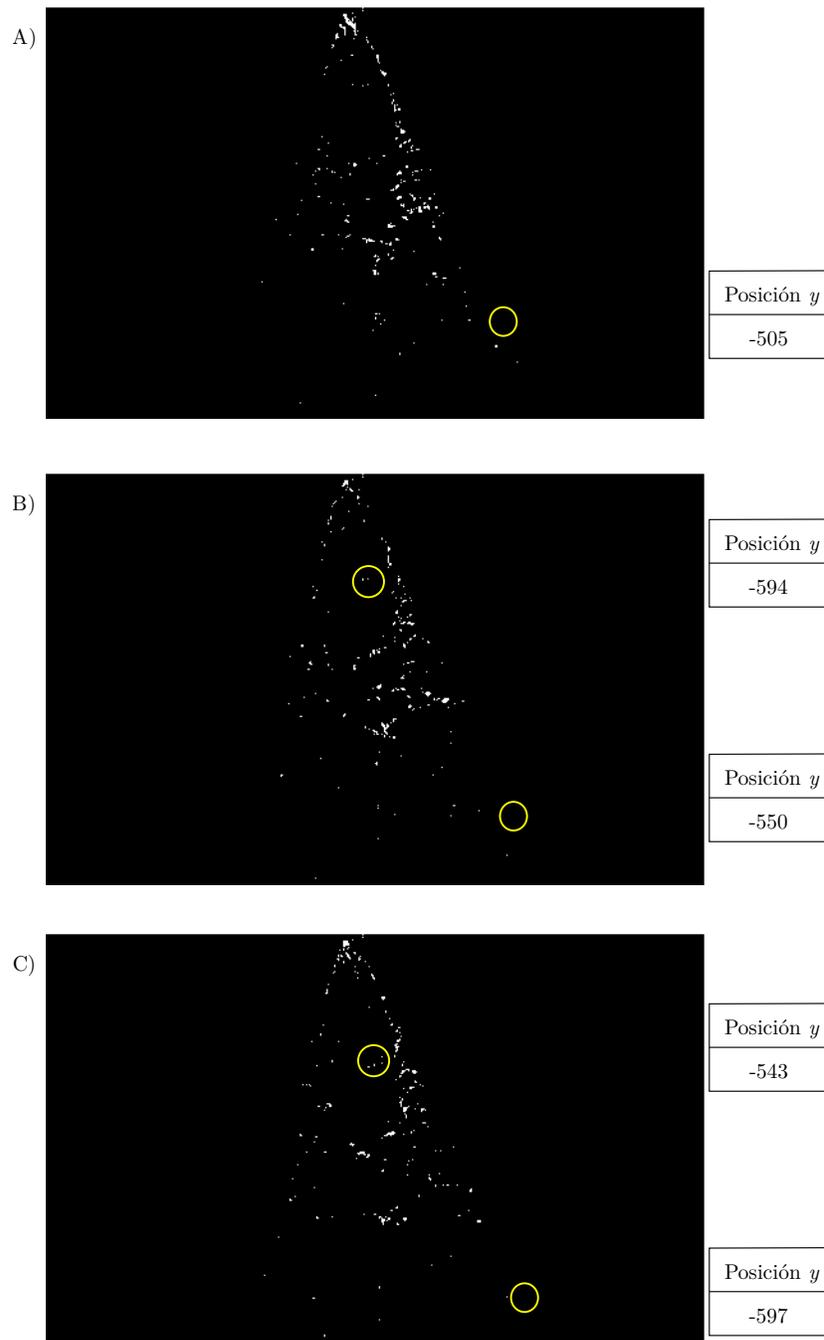


Figura 5.10: Seguimiento de las partículas para calcular de forma manual su velocidad.

5.5. Determinación de flujos de calor

Una vez que se caracterizaron las boquillas en mapas de densidad de impacto con las condiciones de la Tabla 4.1, se procedió a determinar las curvas de enfriamiento de la boquilla hidráulica 632.644 utilizadas en el sistema de enfriamiento de la colada continua. En la Figura 5.11 se presentan los historiales de temperatura medidos con los termopares para la boquilla 632.644 a una distancia de operación z_s de 0.15 m y presión de trabajo de 137.9 kPa. La placa de acero inoxidable fue sacada del horno a una temperatura superior a los ~ 1300 K y fue colocada en el marco metálico para su enfriamiento. A partir de que el jet de agua impacta la placa se toma como el tiempo inicial, se observa que en la zona central donde está inmerso el termopar-1, la caída de temperatura es más rápida a diferencia de la temperatura medida por el termopar-2, esto es ocasionado por las mayores densidades de impacto presentes en esta zona; además, se puede ver que la temperatura cae desde los ~ 1200 K hasta los ~ 600 K en 44.3 s aproximadamente, es decir con una rapidez de enfriamiento de ~ 13.5 °C · s⁻¹. Por otro lado, para la posición del termopar-2 su rapidez de enfriamiento sería de ~ 8 °C · s⁻¹.

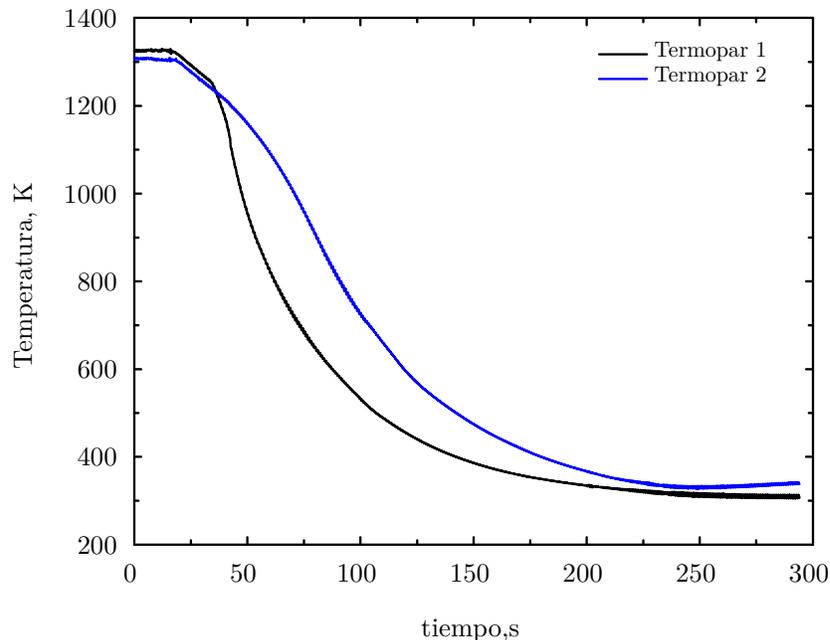


Figura 5.11: Curva de enfriamiento de la boquillas 632.644 a una presión de 137.9 kPa y distancia $z_s = 0.15$ m.

La Figura 5.12 muestra los registros térmicos de los termopares para la boquilla 632.644 a una

distancia de operación z_s de 0.25 m con una presión de 301.6 kPa. La pieza comenzó a enfriarse a partir de los ~ 1200 K y se observa que nuevamente la zona central (termopar-1) enfría a una mayor velocidad; es decir, de 1100 K a 600 K con una rapidez de enfriamiento cercana a los ~ 17 °C · s⁻¹, mientras que en la zona del termopar-2 lo hace a ~ 13 °C · s⁻¹.

Como se puede ver en las Figuras 5.11 y 5.12, la densidad de impacto está muy relacionada con la remoción de calor en la placa caliente, ya que en las zonas en las cuales se tienen las mayores w , la velocidad de enfriamiento fue mayor. Esta información se corrobora en un análisis posterior de cálculos de flujos de calor y la influencia que éstos tienen en el acero solidificado.

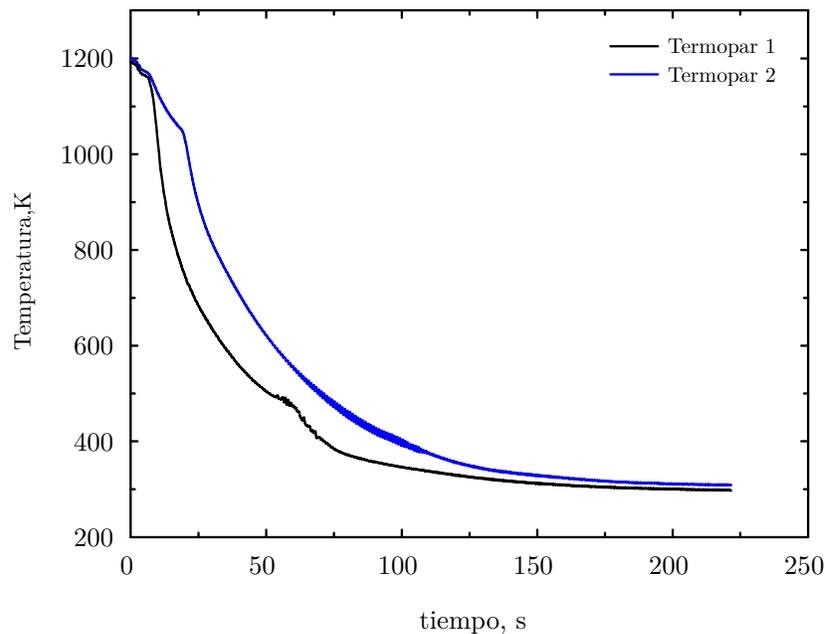


Figura 5.12: Curva de enfriamiento de la boquillas 632.644 a una presión de 301.6 kPa y distancia $z_s = 0.25$ m.

Como siguiente análisis, se procedió a determinar las curvas de enfriamiento de la boquilla hidráulica 632.604 utilizadas en el sistema de enfriamiento de la colada continua. En la Figura 5.13 se muestra la curva de enfriamiento medida por los termopares para la boquilla 632.604 con una distancia de operación z_s de 0.137 m y una presión de trabajo de 137.9 kPa.

La placa de acero inoxidable fue sacada del horno a una temperatura superior a los ~ 1100 K y fue colocada en el marco metálico para su enfriamiento. Se observa que en la zona central (termopar-1) el enfriamiento es mayor que en la zona del termopar-2, que se encuentra posicionado a una distancia de 0.04 m hacia la izquierda del centro, en el eje horizontal. En el centro cae de

1000 K a 800 K en ~ 15.812 s , es decir 12.64 $^{\circ}C \cdot s^{-1}$. Para el termopar-2 la velocidad de enfriamiento fue de 6.64 $^{\circ}C \cdot s^{-1}$, esto es, la temperatura descendió de 1000 K a 800 K en ~ 30 s .

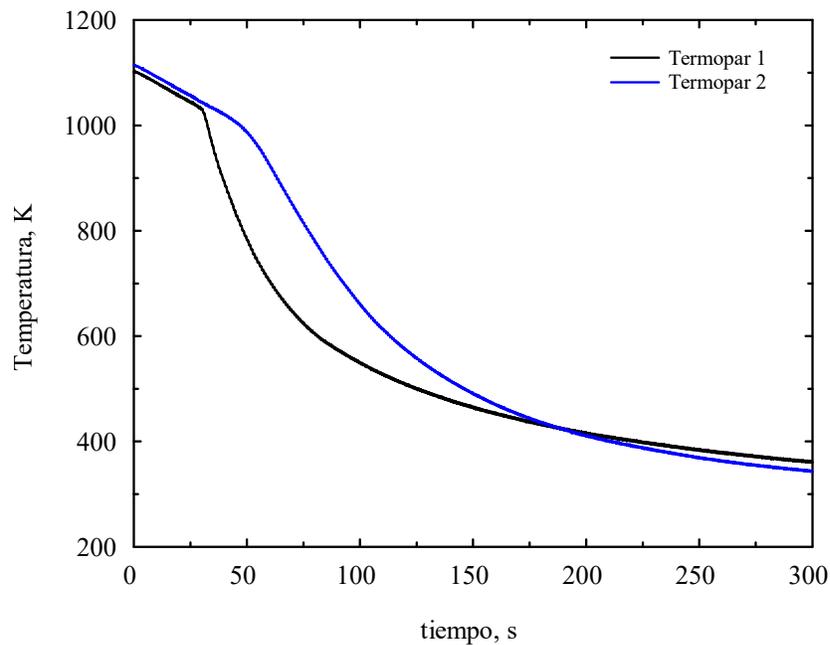


Figura 5.13: Curva de enfriamiento de la boquillas 632.604 a una presión de 137.9 kPa y distancia $z_s = 0.137$ m.

La Figura 5.14 muestra los flujos de calor asociados con la densidad de impacto utilizando dos condiciones de operación diferentes para la boquilla 632.644. En la Figura 5.14a) se graficaron los flujos de calor para dos condiciones de densidad de impacto local a una distancia de operación de 0.15 m y presión de agua, P_w , de 137.9 kPa, mientras que el inciso b) presenta las huellas de densidad de impacto para estas condiciones de extracción. En la zona central de la huella se registraron w de 15 $kg \cdot m^{-2} \cdot s^{-1}$ y el flujo de calor calculado alcanzó máximos de ~ 1.17 $MW \cdot m^{-2}$. Mientras que para la w de 7 $kg \cdot m^{-2} \cdot s^{-1}$ en el área donde el volumen de agua es menor, el máximo flujo de calor medido fue de ~ 0.6 $MW \cdot m^{-2}$. Con esta distancia de operación, se muestra que a una distancia en la dirección longitudinal de la huella de aproximadamente de 0.06 m, existen gradientes de transferencia de calor elevados. Bajo estas condiciones de experimentación, es decir, en estado transitorio y altas densidades de impacto, el punto de Leidenfrost es difícil de determinar debido a la alta transferencia de calor, a diferencia del estado estacionario, donde los diferentes regímenes de la curva de ebullición del agua se pueden identificar con facilidad. Lo

anterior origina que no haya un enfriamiento controlado y se generen defectos en el planchón de acero como son esfuerzos internos que pueden provocar agrietamientos, además de acuerdo con los datos de planta se corroboró que dichos defectos son conocidos como “edge-cracks”, y fueron observados en las zonas con pobre enfriamiento en la superficie de los planchones como lo indica la Figura 5.14c). Estos hallazgos fueron reportados previamente por Sengupta et al. [2]. En la Figura 5.14d,e se muestran los flujos de calor y las densidades de impacto, respectivamente. Para una distancia de operación de 0.25 m y una $P_w = 301.6$ kPa. Para esta condición de operación, el gradiente del flujo de calor se redujo en ~ 0.42 $MW \cdot m^{-2}$. Lo anterior indica que para una misma separación de medición (0.06 m), se tiene una mejor distribución de los flujos de calor, los cuales contribuyen a que se tenga una mejor homogeneización en la extracción del calor en la dirección longitudinal.

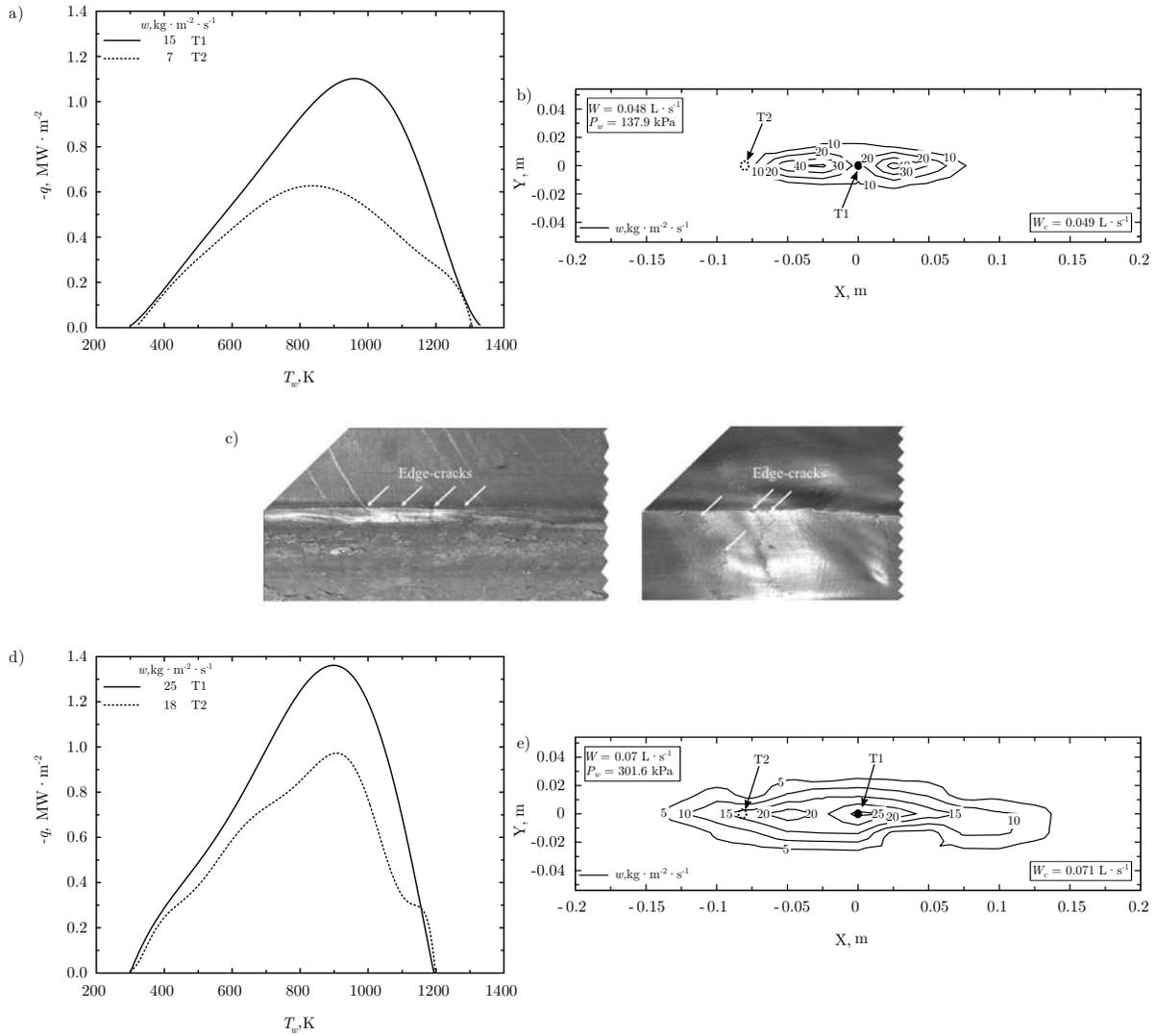


Figura 5.14: Flujos de calor y huellas de densidad de impacto para la boquilla 632.644 a diferentes presiones y distancias. (a,b) 137.9 kPa con $z_s = 0.15$ m. c) Defectos superficiales (“edge-cracks”) en el planchón, (d,e) 301.6 kPa con $z_s = 0.25$ m.

En la Figura 5.15 se presentan los flujos de calor calculados para la boquilla 632.604 con una presión de trabajo de 137.9 kPa y una distancia z_s de 0.137 m. El flujo de calor máximo alcanzado en el centro de la placa es de ~ 0.7 MW \cdot m $^{-2}$ con una densidad de impacto de 50 kg \cdot m $^{-2}$ \cdot s $^{-1}$. Para la medición del termopar-2 se reajustó la distancia debido a que la huella de impacto es más pequeña en comparación a las anteriormente analizadas, el termopar fue colocado a 0.04 m a la izquierda del centro como se observa en la Figura 5.15b). Se encontró que el flujo de calor extraído fue cercano a los ~ 4.5 MW \cdot m $^{-2}$ y la densidad de impacto de 10 kg \cdot m $^{-2}$ \cdot s $^{-1}$

aproximadamente. Al igual que en el análisis anterior de las boquillas 632.644, la w tiene una gran influencia en la extracción de calor, ya que los mayores enfriamientos se localizaron en las zonas de mayor acumulación de agua.

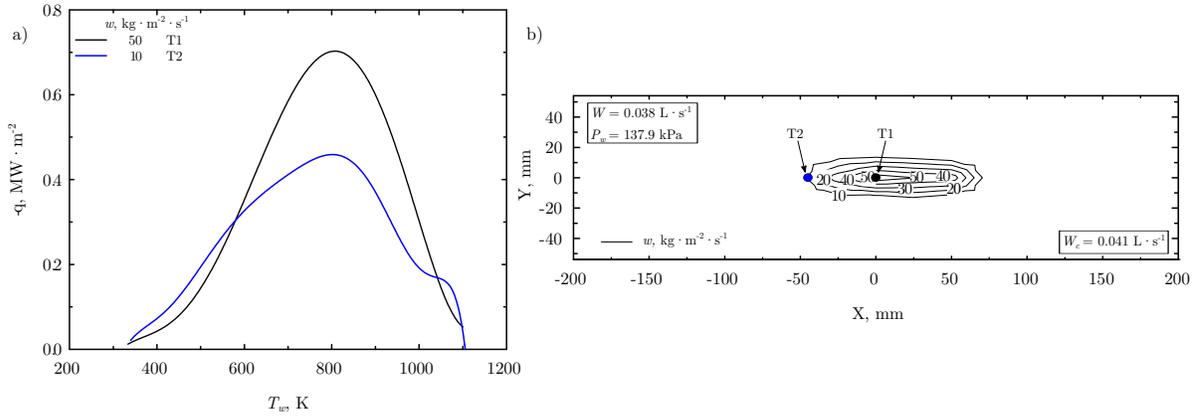


Figura 5.15: Flujos de calor y huella de densidad de impacto para la boquilla 632.604 a 137.9 kPa y $z_s = 0.137 \text{ m}$.

Después de haber analizado los flujos de calor, se resolvió el problema directo de conducción de calor por medio de la ecuación de difusión de calor unidireccional en estado transitorio [24] (ecuación 2.1) con ayuda de la simulación numérica.

Con la solución del problema inverso de conducción de calor, se obtuvieron las temperaturas superficiales y los flujos de calor; con lo cual, se determinaron los coeficientes de transferencia de calor, h , por medio de la Ley de Enfriamiento de Newton [70]. Posteriormente, el coeficiente de transferencia de calor se graficó con respecto del tiempo y se ajustó la curva mediante regresión, una función polinomial de noveno grado basado en estos datos (ver Figura 5.16). La función obtenida se presenta en la ecuación 5.5.

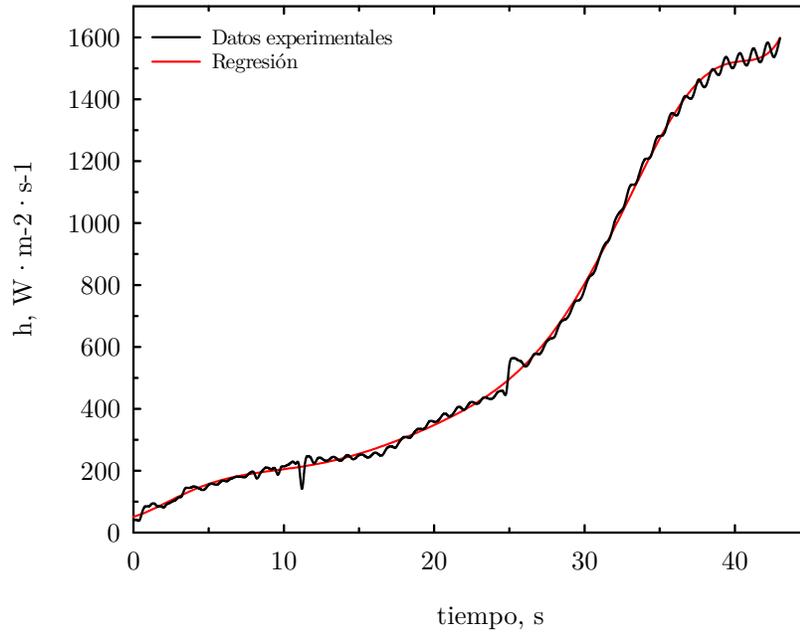


Figura 5.16: Regresión polinomial de los datos de coeficiente de transferencia de calor, h , contra el tiempo para la boquilla 632.644 a 137.9 kPa.

$$\begin{aligned}
 h = & 1.0055712 \times 10^{-9}(t^9) - 1.3780477 \times 10^{-7}(t^8) + 6.5401327 \times 10^{-6}(t^7) \\
 & - 9.1239081 \times 10^{-5}(t^6) - 2.3557877 \times 10^{-3}(t^5) + 0.1007444(t^4) \\
 & - 1.3053975(t^3) + 5.9425138(t^2) + 13.1326334(t) + 51.7367159 \quad (5.5)
 \end{aligned}$$

En la Figura 5.17 a) se muestra el dominio utilizado para la simulación numérica realizado en ANSYS FLUENT® (v15.0, ANSYS Inc., Canonsburg, PA, USA) para calcular el enfriamiento. En la cara expuesta al jet de agua se introduce la ecuación 5.5 en una función definida por el usuario (UDF, por sus siglas en inglés), las demás caras se consideran paredes aisladas. El monitor que actúa como termopar se colocó a una distancia de 0.0015 m de la cara expuesta, como se indica en la figura. Después de ingresar las condiciones frontera antes mencionadas, se inicializa, es decir tiempo igual a cero, y se toma como temperatura inicial 1321.4 K. La simulación se llevó a cabo durante 35 segundos, tiempo en el cual la temperatura llegó a los ~ 800 K (Figura 5.17b)).

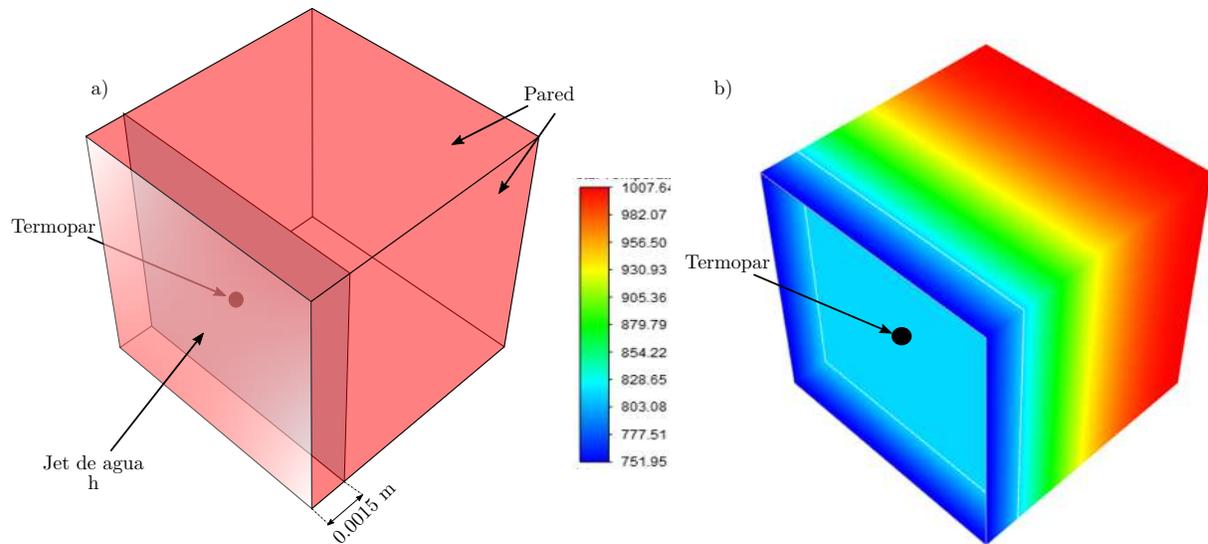


Figura 5.17: Contornos de temperatura en las paredes de un cubo para calcular el historial de temperatura en el monitor simulado como termopar.

Una vez que la simulación ha finalizado, los datos de temperatura almacenados por el monitor (termopar) son llevados al software de graficación para obtener las curvas de enfriamiento simuladas y poder compararlas con las mediciones experimentales.

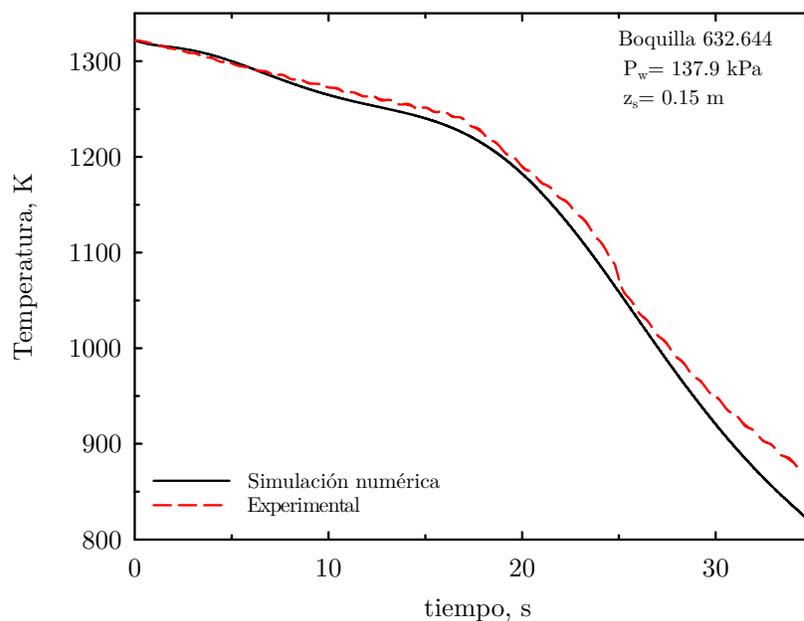


Figura 5.18: Comparación de la simulación numérica con datos experimentales de la curva de enfriamiento.

La Figura 5.18 muestra la comparación entre la temperatura medida por el termopar y la temperatura calculada en un monitor colocado en la misma posición que el obtenido de forma experimental por medio del problema inverso de conducción de calor. Presentando buena concordancia entre ambas mediciones de temperatura. Con los resultados anteriores, se tiene que los coeficientes de transferencia de calor calculados con ayuda del problema inverso de conducción de calor representan de manera satisfactoria los flujos de calor medidos por efecto de las boquillas hidráulicas.

En el presente trabajo de investigación, se estudiaron los efectos fluido-dinámicos de los rocíos de agua producidos por boquillas hidráulicas empleadas en el enfriamiento secundario y el molde de la colada continua de planchón de acero, y la influencia que tienen los rocíos sobre la extracción de calor de una placa de acero inoxidable a alta temperatura. De los resultados obtenidos y su análisis se concluyó lo siguiente:

- Al variar la presión de operación en las boquillas, se obtuvieron grandes diferencias en el tamaño y forma de la huella de impacto, así como los valores de densidad de impacto local que llegaron a ser de hasta $180 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$.
- El ángulo de expansión está directamente relacionado con las presiones de trabajo de las boquillas, es decir que para presiones menores a los 517.1 kPa el jet de agua no entrega los ángulos proporcionados en las especificaciones de las boquillas. Además, se observó que las gotas se atomizan a distancias muy cercanas al orificio de salida de la boquilla cuando se aumenta la presión. Esto ayuda a que las gotitas lleguen con suficiente cantidad de movimiento a impactar el colector a distancias menores a 0.15 m.
- La huella de densidad de impacto no solo se ve afectada en su forma y tamaño, sino también en la magnitud al variar la distancia de operación y mantener las mismas condiciones de enfriamiento.

- Cuando se emplea una distancia de operación más corta, existe un mayor gradiente en la remoción de calor a lo largo del eje longitudinal, que se reduce en un tercio cuando se aumenta la distancia de trabajo. Asimismo el traslape de los chorros de agua mejora el perfil de enfriamiento en el eje longitudinal; sin embargo, las condiciones actuales de planta (distancias cortas) conducen a un enfriamiento deficiente en los bordes del planchón, promoviendo los agrietamientos “edge-cracks”.
- La densidad de impacto local está fuertemente relacionada con la extracción de calor, ya que los mayores flujos de calor se encontraron en las zonas de mayor cantidad de agua impactada.

- [1] CarboSystem. Colada continua. [Online]. Available: <https://carbosystem.com/colada-continua/>
- [2] J. Sengupta, B. Thomas, and M. Wells, "The use of water cooling during the continuous casting of steel and aluminum alloys," *Metallurgical and Materials Transactions A*, vol. 36, no. 1, pp. 187–204, 2005.
- [3] LechlerUSA, *Precision Spray Nozzles and Solutions for Secondary Cooling*, Lechler Inc., St. Charles, IL, 2017.
- [4] J. V. Beck, "Users manual for conta: program for calculating surface heat fluxes from transient temperatures inside solids," Michigan State Univ., East Lansing, Michigan, Tech. Rep. SAND-83-7134 ON: DE84004854, 1983.
- [5] Y. A. Çengel and A. J. Ghajar, "Ebullición y condensación," in *Transferencia de calor y masa: fundamentos y aplicaciones*. McGraw-Hill, 2011, ch. 10, pp. 581–628.
- [6] B. Hernandez-Morales, J. K. Brimacombe, and E. B. Hawbolt, "Application of inverse techniques to determine heat-transfer coefficients in heat-treating operations," *Journal of Materials Engineering and Performance*, vol. 1, no. 6, pp. 763–771, dec 1992.
- [7] G. G. Nasr, A. Y. Yule, and B. L., *Industrial Sprays and Atomization: Design, Analysis and Applications*. Springer-Verlag London, 2002.

- [8] A. H. Lefebvre and V. G. McDonnell, *Atomization and Sprays*. Boca Raton: CRC Press, 2017, p. 300.
- [9] M. Ciofalo, I. D. Piazza, and V. Brucato, "Investigation of the cooling of hot walls by liquid water sprays," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 42, no. 7, pp. 1157 – 1175, 1999.
- [10] S. Deb and S.-C. Yao, "Analysis on film boiling heat transfer of impacting sprays," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 32, no. 11, pp. 2099 – 2112, 1989.
- [11] J. Kim, "Spray cooling heat transfer: The state of the art," *International Journal of Heat and Fluid Flow*, vol. 28, no. 4, pp. 753 – 767, 2007, including Special Issue of Conference on Modelling Fluid Flow (CMFF'06), Budapest.
- [12] A. Moreira and M. Oliveira, *Spray-Wall Impact*. Springer US, 2011, ch. 21, pp. 441–455.
- [13] M. Tanaka, "Heat transfer of a spray droplet in a nuclear reactor containment," *Nuclear Technology*, vol. 47, no. 2, pp. 268–281, Feb 1980.
- [14] G. Celata, M. Cumo, C. Lombardo, A. Mariani, and L. Saraceno, "Experimental result on rewetting of hot surfaces by droplet impingement," *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol. 29, no. 3, pp. 275 – 285, 2005, third European-Japanese Two-Phase Flow Group Meeting.
- [15] G. E. Totten, C. E. Bates, and N. Clinton, *Handbook of quenchant and quenching technology*. ASM international, 1993.
- [16] S.-M. Lee and S.-Y. Jang, "Problems in using the air-mist spray cooling and its solving methods at pohang no. 4 continuous casting machine," *ISIJ international*, vol. 36, no. Suppl, pp. S208–S210, 1996.
- [17] C. Spraying Systems. Fundamentos de aspersion: Patrones de aspersion. [Online]. Available: <https://www.spray.com/es-mx/recursos/principios-basicos-de-aspersion/patrones-de-aspersion>
- [18] world steel ASSOCIATION. February 2022 crude steel production. [Online]. Available: <https://worldsteel.org/media-centre/press-releases/2022/february-2022-crude-steel-production/>

- [19] Y. Sahai and T. Emi, *Tundish technology for clean steel production*. World Scientific, 2008, p. xi.
- [20] S. Louhenkilpi, “Continuous casting of steel,” in *Treatise on process metallurgy industrial processes, part A*, S. Seetharaman, Ed. Elsevier, 2014, vol. 3, ch. 1.8, pp. 373–434.
- [21] C. C. Consortium. Introduction to continuous casting. [Online]. Available: <http://ccc.illinois.edu/introduction/overview.html#techniques>
- [22] J. Beck, B. Blackwell, and C. R. S. Clair, “Description of the inverse heat conduction problem,” in *Inverse Heat Conduction, Ill-posed Problems*. Wiley, 1985, ch. 1, pp. 1–3.
- [23] M. N. Özisik and H. R. B. Orlande, “Basic concepts,” in *Inverse Heat Transfer-Fundamentals and applications*. Taylor & Francis, 2000, ch. 1, pp. 3–16.
- [24] T. L. Bergman, F. P. Incropera, D. P. DeWitt, and A. S. Lavine, “Introduction to conduction,” in *Fundamentals of heat and mass transfer*, 7th ed. John Wiley & Sons, 2011, ch. 2, pp. 67–110.
- [25] I. ANSYS, “Heat transfer,” in *Ansys Fluent Theory Guide*, 15th ed. Canonsburg, PA: ANSYS Fluent, November 2013, ch. 5, pp. 133–186.
- [26] J. P. Holman, “Transferencia de calor por condensación y ebullición,” in *Transferencia de calor*. McGraw-Hill, 1999, ch. 9, pp. 451–482.
- [27] A. Cebo-Rudnicka, Z. Malinowski, and A. Buczek, “The influence of selected parameters of spray cooling and thermal conductivity on heat transfer coefficient,” *International Journal of Thermal Sciences*, vol. 110, pp. 52 – 64, 2016.
- [28] M. Hnizdil, J. Kominek, T.-W. Lee, M. Raudensky, M. Carnogurska, and M. Chabicovsky, “Prediction of leidenfrost temperature in spray cooling for continuous casting and heat treatment processes,” *Metals*, vol. 10, no. 11, 2020.
- [29] K. Tanner, “Comparison of impact, velocity, drop size and heat flux to redefine nozzle performance in the caster,” in *American Iron and Steel Technology Conference*, Nashville, TN, September 2004.

- [30] H. M. Al-Ahmadi and S. C. Yao, "Spray cooling of high temperature metals using high mass flux industrial nozzles," *Experimental Heat Transfer*, vol. 21, no. 1, pp. 38–54, jan 2008.
- [31] A. K. Nallathambi and E. Specht, "Estimation of heat flux in array of jets quenching using experimental and inverse finite element method," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 209, no. 12, pp. 5325–5332, 2009.
- [32] S. K. Nayak, P. C. Mishra, and S. K. S. Parashar, "Influence of spray characteristics on heat flux in dual phase spray impingement cooling of hot surface," *Alexandria Engineering Journal*, vol. 55, no. 3, pp. 1995–2004, 2016.
- [33] G. Cossali, M. Marengo, and M. Santini, "Thermally induced secondary drop atomisation by single drop impact onto heated surfaces," *International Journal of Heat and Fluid Flow*, vol. 29, no. 1, pp. 167–177, 2008.
- [34] G. Liu, F. Zhang, X. Zhou, D. Zhu, and B. Wang, "Experimental research on spray characteristics and heat transfer of cast-rolled strip subjected to impinging air-atomized cooling," *Ironmaking & Steelmaking*, vol. 48, no. 1, pp. 78–87, mar 2020.
- [35] J. Kominek, T. Luks, M. Pohanka, and J.-Y. Hwang, "Influence of segmented rolls on homogeneity of cooling in continuous casting," *Metals*, vol. 11, no. 8, p. 1232, aug 2021.
- [36] G. Arth, M. Taferner, C. Bernhard, and S. Michelic, "Experimental und numerical investigations on cooling efficiency of air-mist nozzles on steel during continuous casting," *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, vol. 143, p. 012033, jul 2016.
- [37] M. Chabicovsky, P. Kotrbacek, H. Bellerova, J. Kominek, and M. Raudensky, "Spray cooling heat transfer above leidenfrost temperature," *Metals*, vol. 10, no. 9, p. 1270, sep 2020.
- [38] R.-H. Chen, L. C. Chow, and J. E. Navedo, "Effects of spray characteristics on critical heat flux in subcooled water spray cooling," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 45, no. 19, pp. 4033–4043, 2002.
- [39] Y. Wang, M. Liu, D. Liu, and K. Xu, "Heat flux correlation for spray cooling in the nonboiling regime," *Heat Transfer Engineering*, vol. 32, pp. 1075–1081, 2011.

- [40] B.-S. Kang and K.-J. Choi, “Cooling of a heated surface with an impinging water spray,” *KSME International Journal*, vol. 12, no. 4, pp. 734–740, Jul 1998.
- [41] C. A. Hernández-Bocanegra, F. A. Acosta-González, X. Zhou, and B. G. Thomas, “Measurement of heat flux in dense air-mist cooling: Part i—a novel steady-state technique,” *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol. 44, pp. 147–160, 2013.
- [42] C. A. Hernández-Bocanegra, J. I. Minchaca-Mojica, F. A. Acosta-González, X. Zhou, B. G. Thomas *et al.*, “Measurement of heat flux in dense air-mist cooling: Part ii—the influence of mist characteristics on steady-state heat transfer,” *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol. 44, pp. 161–173, 2013.
- [43] X. Zhou, B. G. Thomas, C. A. Hernández-Bocanegra, H. A. Castillejos, and F. A. Acosta-González, “Measuring heat transfer during spray cooling using controlled induction-heating experiments and computational models,” *Applied Mathematical Modelling*, vol. 37, no. 5, pp. 3181–3192, 2013.
- [44] J. Schmidt and H. Boye, “Influence of velocity and size of the droplets on the heat transfer in spray cooling,” *Chemical Engineering & Technology*, vol. 24, no. 3, pp. 255–260, 2001.
- [45] H. Ma, A. Silaen, and C. Zhou, “Numerical development of heat transfer coefficient correlation for spray cooling in continuous casting,” *Frontiers in Materials*, vol. 7, nov 2020.
- [46] T. Mauder and J. Stetina, “High quality steel casting by using advanced mathematical methods,” *Metals*, vol. 8, no. 12, p. 1019, dec 2018.
- [47] B. Prinz and M. Bamberger, “Determination of heat transfer coefficient of air mist sprays,” *Materials Science and Technology*, vol. 5, no. 4, pp. 389–393, Apr 1989.
- [48] P. Kotrbacek, H. Bellerova, T. Luks, and M. Raudensky, “Heat transfer correlations for secondary cooling in continuous casting,” *steel research international*, vol. 92, no. 3, p. 2000465, 2021.
- [49] Y. Ito, T. Murai, Y. Miki, M. Mitsuzono, and T. Goto, “Development of hard secondary cooling by high-pressure water spray in continuous casting,” *ISIJ International*, vol. 51, no. 9, pp. 1454–1460, 2011.

- [50] M. Ciofalo, A. Caronia, M. D. Liberto, and S. Puleo, “The nukiyama curve in water spray cooling: Its derivation from temperature–time histories and its dependence on the quantities that characterize drop impact,” *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 50, no. 25, pp. 4948 – 4966, 2007.
- [51] Y. Zhang, Z. Wen, Z. Zhao, C. Bi, Y. Guo, and J. Huang, “Laboratory experimental setup and research on heat transfer characteristics during secondary cooling in continuous casting,” *Metals*, vol. 9, no. 1, p. 61, jan 2019.
- [52] J. Ha, J. Cho, B. Lee, and M. Ha, “Numerical analysis of secondary cooling and bulging in the continuous casting of slabs,” *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 113, no. 1-3, pp. 257–261, 2001.
- [53] I. Hernández, F. Acosta, H. A. Castillejos, and M. Minchaca, “The fluid dynamics of secondary cooling air-mist jets,” *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 39B, no. 5, pp. 746–763, 2008.
- [54] J. Zhang, D.-F. Chen, C.-Q. Zhang, S.-G. Wang, and W.-S. Hwang, “Dynamic spray cooling control model based on the tracking of velocity and superheat for the continuous casting steel,” *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 229, pp. 651–658, 2016.
- [55] J. Zhang, D.-F. Chen, C.-Q. Zhang, S.-G. Wang, W.-S. Hwang, and M.-R. Han, “Effects of an even secondary cooling mode on the temperature and stress fields of round billet continuous casting steel,” *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 222, pp. 315–326, 2015.
- [56] Z. Wang, M. Yao, X. Wang, X. Zhang, L. Yang, H. Lu, and X. Wang, “Inverse problem-coupled heat transfer model for steel continuous casting,” *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 214, no. 1, pp. 44–49, 2014.
- [57] M. de León and H. A. Castillejos, “Physical and mathematical modeling of thin steel slab continuous casting secondary cooling zone air-mist impingement,” *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 46, no. 5, pp. 2028–2048, 2015.
- [58] H. Montazeri, B. Blocken, and J. Hensen, “Evaporative cooling by water spray systems:

- Cfd simulation, experimental validation and sensitivity analysis,” *Building and environment*, vol. 83, pp. 129–141, 2015.
- [59] R. J. Issa and S.-C. Yao, “Numerical model for spray-wall impaction and heat transfer at atmospheric conditions,” *Journal of Thermophysics and Heat Transfer*, vol. 19, no. 4, pp. 441–447, 2005.
- [60] E. Teodori, P. Pontes, A. Moita, A. Georgoulas, M. Marengo, and A. Moreira, “Sensible heat transfer during droplet cooling: experimental and numerical analysis,” *Energies*, vol. 10, no. 6, p. 790, 2017.
- [61] J. Breitenbach, I. V. Roisman, and C. Tropea, “Heat transfer in the film boiling regime: Single drop impact and spray cooling,” *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 110, pp. 34–42, 2017.
- [62] M. Gradeck, N. Seiler, P. Ruyer, and D. Maillet, “Heat transfer for leidenfrost drops bouncing onto a hot surface,” *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol. 47, pp. 14–25, 2013.
- [63] L. R. Villegas, S. Tanguy, G. Castanet, O. Caballina, and F. Lemoine, “Direct numerical simulation of the impact of a droplet onto a hot surface above the leidenfrost temperature,” *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 104, pp. 1090–1109, 2017.
- [64] H. A. Castillejos, F. A. Acosta-González, M. A. Herrera, I. Hernández, and E. P. Gutierrez, “Practical productivity gains - towards a better understanding of air-mist cooling in thin slab continuous casting,” in *ICS 2005 - Proceedings of the 3rd International Congress on the Science and Technology of Steelmaking*, 2005, pp. 881–890.
- [65] J. Beck, B. Blackwell, and A. Haji-Sheikh, “Comparison of some inverse heat conduction methods using experimental data,” *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 39, no. 17, pp. 3649 – 3657, 1996.
- [66] J. V. Beck and K. A. Woodbury, “Inverse heat conduction problem: Sensitivity coefficient insights, filter coefficients, and intrinsic verification,” *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 97, pp. 578–588, 2016.

- [67] E. Mizikar, "Spray cooling investigation for continuous casting of billets and blooms," *Iron and Steel Engng.*, vol. 6, pp. 53–60, 1970.
- [68] J. E. Camporredondo, A. H. Castillejos, F. A. Acosta, E. P. Gutiérrez, and M. A. Herrera, "Analysis of thin-slab casting by the compact-strip process: Part i. heat extraction and solidification," *Metallurgical and Materials Transactions B*, vol. 35, no. 3, pp. 541–560, jun 2004.
- [69] C. A. Hernández-Bocanegra, "Estudio de la extracción de calor con nieblas de agua bajo condiciones de estado estacionario," Ph.D. dissertation, CINVESTAV, 2012.
- [70] T. L. Bergman, F. P. Incropera, D. P. DeWitt, and A. S. Lavine, "Introduction to convection," in *Fundamentals of heat and mass transfer*, 7th ed. John Wiley & Sons, 2011, ch. 6, pp. 377–432.

BOQUILLA= LECHLER 632.644																			
FECHA=		8/20/19		HORA=		16:45		PM		ÁREA=		0.000044178		m²					
FLUJO DE AGUA				PRESION DE AGUA				TIEMPO=				180				s			
QW=		2.8		L/min		PW=		20		Psi									
A	X, mm	Y, mm	Densidad L/ m³s	Volumen ml	B	X, mm	Y, mm	Densidad L/ m³s	Volumen ml	C	X, mm	Y, mm	Densidad L/ m³s	Volumen ml	D	X, mm	Y, mm	Densidad L/ m³s	Volumen ml
1	-200	54	0	0	1	-175	54	0	0	1	-150	54	0	0	1	-125	54	0	0
2	-200	40.5	0	0	2	-175	40.5	0	0	2	-150	40.5	0	0	2	-125	40.5	0	0
3	-200	27	0	0	3	-175	27	0	0	3	-150	27	0	0	3	-125	27	0	0
4	-200	13.5	0	0	4	-175	13.5	0	0	4	-150	13.5	0	0	4	-125	13.5	0	0
5	-200	0	0	0	5	-175	0	0	0	5	-150	0	0	0	5	-125	0	0	0
6	-200	-13.5	0	0	6	-175	-13.5	0	0	6	-150	-13.5	0	0	6	-125	-13.5	0	0
7	-200	-27	0	0	7	-175	-27	0	0	7	-150	-27	0	0	7	-125	-27	0	0
8	-200	-40.5	0	0	8	-175	-40.5	0	0	8	-150	-40.5	0	0	8	-125	-40.5	0	0
9	-200	-54	0	0	9	-175	-54	0	0	9	-150	-54	0	0	9	-125	-54	0	0

SIGMA PLOT			Corrección angular																
X(mm)	Y(mm)	w(L/m³s)	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L	M	N	R	O	P
-200	54	0	54	40.5	27	13.5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
-200	40.5	0	40.5	27	13.5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
-200	27	0	27	13.5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
-200	13.5	0	13.5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
-200	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
-200	-13.5	0	-13.5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
-200	-27	0	-27	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
-200	-40.5	0	-40.5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
-200	-54	0	-54	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
-175	54	0	54	40.5	27	13.5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
-175	40.5	0	40.5	27	13.5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
-175	27	0	27	13.5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
-175	13.5	0	13.5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
-175	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
-175	-13.5	0	-13.5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
-175	-27	0	-27	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
-175	-40.5	0	-40.5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
-175	-54	0	-54	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
-150	54	0	54	40.5	27	13.5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
-150	40.5	0	40.5	27	13.5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
-150	27	0	27	13.5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
-150	13.5	0	13.5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
-150	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
-150	-13.5	0	-13.5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
-150	-27	0	-27	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
-150	-40.5	0	-40.5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
-150	-54	0	-54	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
-125	54	0	54	40.5	27	13.5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0

DATOS DE BALANCE		
X(cm)	Y(cm)	w(L/m³s)
-150	-13.5	0
-150	-27	0
-150	-40.5	0
-150	-54	0
-125	54	0

Figura 6.1: Hoja de cálculo para estimar la densidad de impacto de los rocíos.

Código FORTRAN empleado para integrar el área bajo la curva de las huellas de impacto.

```

C Programa para integrar una distribucion de la variable F(x,y) en el intervalo
C x1<x<xNX, y1<y<yNY. Los datos corresponden a una malla rectangular (xi,yj), i=1,NX, j
  =1,NY
C
  CHARACTER*50 TITULO
  DIMENSION XP(500),YP(500),FP(500,500),X(5000),Y(5000),F(5000,5000)
C
OPEN(UNIT=10,FILE='DATOS_INTEGRAL.TXT')
  READ(10,*) TITULO
  READ(10,*) NXP,NYP,NX,NY ! Numero de datos en x e y, numero de datos a generar
    para integracion en x e y.
  DO IP=1,NXP
    DO JP=1,NYP
      READ(10,*) XP(IP),YP(JP),FP(IP,JP)
    ENDDO
  ENDDO
  CLOSE(10)
C
X(1) = XP(1)
X(NX) = XP(NXP)
Y(1) = YP(1)
Y(NY) = YP(NYP)
DX = (X(NX)-X(1))/NX
DY = (Y(NY)-Y(1))/NY
DO I=2,NX-1 ! Generacion de la malla en direccion-x

```

```

      X(I) = X(I-1) + DX
      ENDDO
      DO J=2,NY-1
          ! Generacion de la malla en direccion-y
          Y(J) = Y(J-1) + DY
      ENDDO
C
      DO I=1,NX
          DO IP=1,NXP-1
              IF (X(I) .GE. XP(IP) .AND. X(I) .LE. XP(IP+1)) THEN
                  DO J=1,NY
                      DO JP=1,NYP-1
                          IF (Y(J) .GE. YP(JP) .AND. Y(J) .LE. YP(JP+1)) THEN
                              RL = (X(I)-XP(IP))/(XP(IP+1)-XP(IP))
                              RM = (Y(J)-YP(JP))/(YP(JP+1)-YP(JP))
                              F(I,J) = (1.-RL)*(1.-RM)*FP(IP,J) + RL*(1.-RM)*FP(IP+1,JP) +
1
                              (1.-RL)*RM*FP(IP,JP+1) + RL*RM*FP(IP+1,JP+1)
                          ENDIF
                      ENDDO
                  ENDDO
              ENDIF
          ENDDO
      ENDDO
      ENDDO
C
      FDXDY = 0.0
      DO I=1,NX
          DO J=1,NY
              FDXDY = FDXDY + F(I,J)*DX*DY
          ! Areas de control completas de la media
          huella
          ENDDO
      ENDDO
C
      DO J=1,NY
          FDXDY = FDXDY + F(1,J)*DX*DY/2.
          ! Areas de control en el eje de simetria
      ENDDO
C
      FDXDY = FDXDY/1.0E+04*60.
C
      OPEN(UNIT=12,FILE="RESULT_INTEGRAL.TXT")
      WRITE(12,*) TITULO
      WRITE(12,*) NXP,NYP,NX,NY
          ! Numero de datos en x e y, numero de datos a generar
          para integracion en x e y.
      DO IP=1,NXP
          DO JP=1,NYP

```

```
        WRITE(12,*) XP(IP),YP(JP),FP(IP,JP)
    ENDDO
ENDDO
WRITE(12,*) '-----_RESULTADOS_-----'
WRITE(12,*) 'FLUJO_TOTAL_(LPM) = ',FDXDY
DO I=1,NX
    DO J=1,NY
        WRITE(12,*) X(I),Y(J),F(I,J)
    ENDDO
ENDDO
CLOSE(12)
C
    STOP
END
}
```