

Instituto Tecnológico y de Estudios Superiores de Monterrey

Campus Monterrey

Escuela de Ingeniería y Ciencias



Estudio del proceso de atemperación mediante CFD

Tesis presentada por

Amayraní López Pulido

sometida a la

Escuela de Ingeniería y Ciencias

como un requisito parcial para obtener el grado académico de

Maestro en Ciencias

en

Ciencias de Ingeniería

Monterrey Nuevo León, 11 de mayo de 2018

Dedicatoria

A Dios, por darme esta gran oportunidad y sostenerme durante todo el proceso. Por llenarme de fortaleza para enfrentar este reto, de sabiduría para hacerlo de la mejor manera y de paciencia cuando más la necesité.

A mis padres y hermanas, por mostrarme siempre su amor y apoyo incondicional. Por ser mi fortaleza y mi resguardo aun estando lejos de casa, por motivarme en mis momentos de flaqueza y por inspirarme a seguir adelante a pesar de las circunstancias. Los amo.

Reconocimientos

A CONACyT y SENER por otorgarme la gran oportunidad de cursar mis estudios de posgrado en una institución como el Tecnológico de Monterrey, bajo el patrocinio del Laboratorio Binacional para la Sustentabilidad Energética. Al Tecnológico de Monterrey por poner a disposición todos los medios y herramientas para poder realizar el posgrado y este proyecto satisfactoriamente.

A Cerrey por confiar en mí para la realización de este proyecto, por facilitar la información necesaria y por la facilidad de permitirme hacer uso de su equipo de cómputo y clúster para poder hacer todas las simulaciones que se requirieron para hacer el estudio.

Al Dr. Huertas por su tiempo y sus consejos en el desarrollo de este proyecto, por sus enseñanzas dentro y fuera de lo académico, y al Grupo de Investigación en Energía y Cambio Climático por la ayuda que brindaron en la realización y desarrollo de este proyecto y en el transcurso del posgrado.

Al Dr. Isaías y al M.C. Alfredo por ayudarme y asesorarme en cada parte del proceso de aprendizaje, por sus opiniones y aportaciones que enriquecieron este proyecto. Gracias por sus anécdotas y enseñanzas, por su tiempo y paciencia. Por su disposición en todo momento, siempre con la mejor de las actitudes. Gracias por todo.

Al Dr. Micheloud y al Dr. Montesinos por darme la oportunidad de estudiar este posgrado, por confiar en mi capacidad para desarrollar un proyecto que tenga un impacto en la industria, gracias por abrirme las puertas de esta maestría y del Consorcio Empresarial para el Fomento de la Investigación Aplicada en México.

A mis compañeros de maestría y de Consorcio, por hacer de esta experiencia un viaje lleno de aprendizajes, experiencias y diversión, por su colaboración y su amistad. Y un agradecimiento sincero a todas aquellas personas que directa o indirectamente contribuyeron a la realización de este proyecto.

Estudio del proceso de atemperación mediante CFD

Por

Amayraní López Pulido

Resumen

Actualmente, la búsqueda de una mayor generación eléctrica a partir de energías renovables ha posicionado al ciclo combinado como la tecnología capaz de realizar esa transición. Estos ciclos consisten en la integración de un ciclo Brayton por medio de una caldera de recuperación de vapor con un ciclo Rankine. Un componente fundamental para el correcto funcionamiento de las calderas de recuperación de vapor es el atemperador de vapor. Este sirve como sistema de control de temperatura del vapor que será suministrado a la turbina de vapor, por medio de la inyección de agua subenfriada. Se construyeron simulaciones mediante CFD con la finalidad de observar a detalle lo que ocurre cuando el agua es inyectada a un flujo de vapor sobrecalentado, entender los fenómenos de transferencia de masa, energía y momentum es fundamental para el proceso de diseño de estos sistemas de atemperación. En base a los resultados se definieron zonas termodinámicas para asegurar una evaporación completa en base a la relación de flujos másicos. Se observó también, el comportamiento de ambas fases en el proceso de evaporación que se dividió en dos regiones, ahondando en el estudio de la segunda. Se obtuvo una ecuación que permite describir la evolución de la temperatura promedio de la mezcla y con la que se puede tener una estimación de la longitud mínima de evaporación. A su vez se estudió el efecto que tiene el tamaño de gota en el proceso y se concluyó que gotas más pequeñas permiten aumentar la transferencia de masa y calor entre las fases lo que propicia una mejor evaporación en una distancia menor.

Palabras clave: Atemperador, evaporación, CFD.

Lista de Figuras

Figura 1.1. Diagrama de un sistema de atemperación de vapor en un HRSG	2
Figura 2.1. Diagrama del modelo geométrico del sistema de atemperación.	4
Figura 2.2. Mallado	5
Figura 2.3. Distribución de tamaño de partículas Rosin-Rammler.....	10
Figura 2.4. Esquema del proceso de atomización por una boquilla.....	12
Figura 2.5. Perfil desarrollado de velocidades.....	14
Figura 3.1. Regiones termodinámicas.....	16
Figura 3.2. Perfiles de temperatura.	17
Figura 3.3. Temperatura del vapor y de las gotas.	18
Figura 3.4. Flujo másico de las gotas.....	19
Figura 3.5. Ley del diámetro cuadrado y velocidad relativa.....	19
Figura 3.6. Tiempo de vida de las gotas en función de su área total superficial.	20
Figura 3.7. Tiempo de vida de las gotas.	20
Figura 3.8. Porcentaje de agua evaporada.	22
Figura 3.9. Perfil de temperatura con inyecciones normales al flujo de vapor.....	22
Figura 3.10. Comparación entre inyección paralela y normal.....	23
Figura B.1. Independencia de malla.....	31
Figura B.2. Convergencia de T_{out}	32

Lista de Tablas

Tabla 1. Especificación de los parámetros necesarios para el modelo k- ϵ	6
Tabla 2. Categorización de los regímenes de segunda atomización.	13
Tabla 3. Descripción de las variables del atomizador de cono hueco.	15
Tabla 4. Caracterización de las distribuciones de tamaño de gotas estudiadas.	15
Tabla 5. Escenarios posibles simulados.....	17
Tabla 6. Calidad de flujos a la entrada y a la salida del dominio.	18
Tabla 7. Correlaciones para estimar tiempo de vida de las gotas..	21
Tabla 8. Factor para hallar el diámetro equivalente de la DTP..	21

Contenido

Resumen	vi
Lista de Figuras	vii
Lista de Tablas	viii
1. Introducción	1
2. Metodología	4
2.1 Descripción del modelo geométrico	4
2.2 Mallado	5
2.3 Modelos	6
2.3.1 Modelo de turbulencia	6
2.3.2 Modelo multifásico langrangiano	6
2.4 Condiciones de frontera	13
2.5 Inyecciones	14
3. Resultados	16
4. Conclusiones y Recomendaciones	24
5. Referencias	26
Apéndice A	29
Variables y Símbolos	29
Apéndice B	31
Independencia de Malla y Convergencia	31

1. Introducción

La necesidad de mejorar las unidades generadoras de electricidad para cubrir con las necesidades energéticas de todo el mundo con un enfoque sustentable es actualmente un tema de suma importancia. En los últimos años se ha realizado grandes avances para incrementar la producción eléctrica a partir de fuentes renovables de energía en búsqueda de una producción más limpia, eficiente y sustentable [1]. Pero hay que reconocer que una transición completa e inmediata del sector energético a fuentes renovables no es viable ni tecnológicamente ni económica en este momento [2]. Es por eso que existe un gran interés en mejorar los procesos térmicos de generación eléctrica; el aumento de su capacidad, flexibilidad operacional y eficiencia. El ciclo combinado consiste en la integración de un ciclo Brayton por medio de una caldera de recuperación de vapor (*Heat Recovery Steam Generator*, HRSG por sus siglas en inglés), con un ciclo Rankine. Este se destaca de entre los procesos térmicos convencionales debido a sus altas eficiencias de conversión y a sus bajas emisiones, además de sus bajos costos de capital y a su compacta huella de carbono[3].

Un equipo fundamental para aumentar la eficiencia global del ciclo combinado es la caldera de recuperación de calor, y cuyo principal objetivo es absorber la mayor cantidad posible de calor proveniente de los gases de combustión expulsados de la turbina de gas y transferirlo a un flujo de agua en contracorriente para producir el vapor que será alimentado a la turbina de vapor. Dependiendo del diseño general de la planta, el HRSG puede contar con los tres niveles de presión (alta, media y baja), cada nivel se conforma de tres módulos de transferencia de calor esenciales: economizador o precalentador, evaporador y sobrecalentador. Adicionalmente, la caldera puede contar con módulos de recalentamiento y quemadores de ducto; con la finalidad de alcanzar los niveles de operación de la planta y por ende, de la generación eléctrica deseada [4].

En los últimos años estos equipos han experimentado un cambio fundamental en su operación, usualmente operaban bajo carga base, por lo que un HRSG bien diseñado para un ciclo combinado funcionaba de manera adecuada por un largo periodo de tiempo sin necesidad de paros para mantenimientos programados o no programados. Pero con la reciente penetración de energías renovables, como la eólica y la solar, que tienen una alta variabilidad debido a su disponibilidad por factores meteorológicos y geográficos [1], obliga a las plantas despachables de energía a variar su producción para completar con el restante de la demanda [5]. Esto significa que se requiere de una alta flexibilidad del sistema de generación para adaptarse a la variabilidad que las fuentes renovables comienzan a aportar y que irá incrementando progresivamente en los próximos años [6], y en donde el tema de estabilidad de la red es un tema de interés.

La disponibilidad de las unidades de ciclo combinado representa que el equipo opera bajo cargas bases, ciclos o servicios de carga máxima, dependiendo de esa demanda faltante o inclusive la capacidad de un arranque desde frío si fuese necesario. Al tratar de afrontar este nuevo reto, las centrales constituidas por ciclos Rankine han presentado problemas operacionales, estructurales y de control que antes no se tenían, por ejemplo: fatiga térmica [7], choques térmicos, presencia de condensado [8], erosión [9], entre otros en los módulos de transferencia de calor o en equipos aguas abajo, como la turbina de vapor. Estos efectos ocasionan fallas en los componentes del ciclo que

obligan a realizar paros forzados para su inmediata reparación. Esto repercute en el aumento de los costos debidos a mantenimientos no programados, y en la pérdida de producción durante el periodo de reparación que significa una reducción significativa en la facturación por demanda eléctrica abastecida a la red o inclusive beneficios que otorgan los mercados eléctricos, como es el caso del mercado mexicano, a la disponibilidad de capacidad como reserva operativa [5], [10].

Estos incrementos en los requerimientos estructurales y operacionales derivan la necesidad de diseñar e integrar componentes y materiales que sean capaces de soportar tan exigentes condiciones operacionales, como los son los constantes cambios de carga, presión y temperatura. Uno de los componentes más exigidos es el sistema de control de la temperatura del vapor, también conocido como sistema de atemperación de vapor o atemperador, y se encarga que el vapor que fue calentado por los gases de combustión provenientes de la turbina de gas, cumpla con los requerimientos a la entrada de la turbina de vapor para asegurar su buen desempeño y la alta eficiencia del ciclo [11].

El atemperador es un sistema que permite regular la temperatura del vapor previa a la última etapa de calentamiento como se muestra en la *Figura 1.1* y que será alimentado a la turbina por medio de inyecciones de agua subenfriada alimentada de etapas previas, como de los economizadores o un depósito independiente [4]. Esta agua es inyectada por medio de boquillas de atomización colocadas sobre un cabezal inmerso en el flujo de vapor [12]. La tubería principal cuenta con un recubrimiento interior llamado *liner* que la protege de la fatiga térmica que se presenta por el gran diferencial de temperatura entre el vapor y el agua inyectada. También cuenta con un sistema de válvulas de bloqueo y de control que funcionan por encima de un valor determinado de flujo o de temperatura del vapor, o a una tolerancia de la temperatura de saturación del mismo; con la finalidad de prevenir el daño que se puede ocasionar a la caldera por operar sin el flujo de vapor requerido [13].

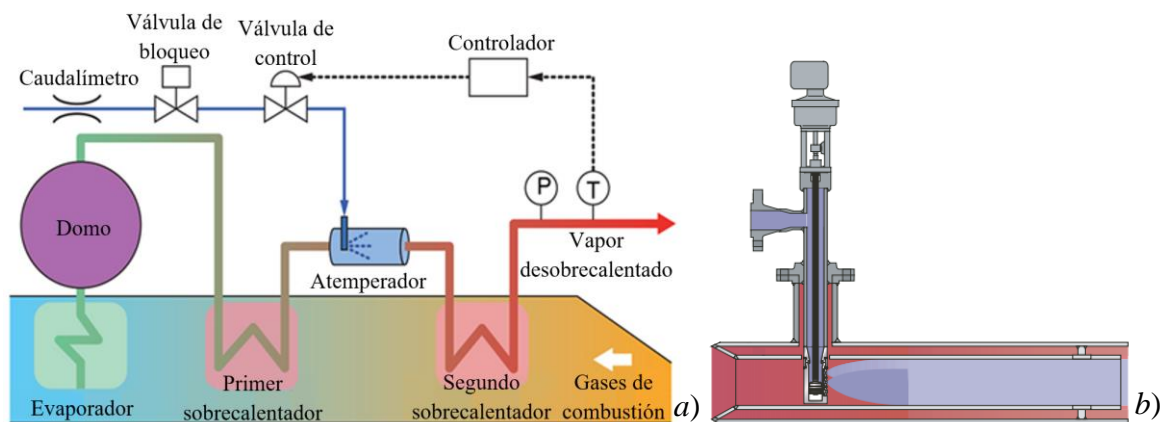


Figura 1.1. Diagrama de un sistema de atemperación de vapor en un HRSG. a) El atemperador se coloca previo al último módulo de calentamiento. b) Diagrama que muestra el interior del atemperador.

El diseño y optimización de los sistemas de atemperación de vapor se realizan principalmente, por medio de balances globales de energía y recomendaciones geométricas que se basa en el conocimiento empírico que se obtiene de los equipos al observar y controlar su operación y desempeño [14][15]. Existen factores que permiten describir por medio de estimaciones de las distancias necesarias para el buen desempeño de un sistema de atemperación, por ejemplo se

establece que se requiere de cinco diámetros de tubería recta antes y veinte después de la atemperación [16], pero hay consideraciones geométricas que limitan este tipo de enfoque.

Es por eso que el presente estudio se centró en entender la mecánica involucrada en el sistema de atemperación de vapor y los fenómenos involucrados en el proceso de evaporación a través de simulaciones de CFD y en establecer los efectos de ciertas variables de interés, como la relación de flujos másicos y la distribución de tamaño en gota, tienen sobre las variables que ayudarán a mejorar el diseño y control de estos sistemas, como la longitud mínima para una evaporación completa y el perfil de temperaturas a la salida para una mejor lectura para la retroalimentación de las válvulas de control.

2. Metodología

En esta sección se describe la construcción del modelo geométrico y de las simulaciones en el software comercial StarCCM+ v.12.04.010. Así como la descripción de los modelos que fueron necesarios para representar la física que sucede al interior del atemperador de un HRSG.

El alcance de la modelación en CFD es el estudio del comportamiento del sistema de atemperación de vapor y la física que este involucra. El flujo de los fluidos se rige por las ecuaciones diferenciales que describen los mecanismos de transferencia (masa, energía y momentum) [17] y se agregaron los modelos constitutivos necesarios, como los son: turbulencia, fluido multifásico, evaporación, entre otros [18], para poder ver el comportamiento que tiene cuando se inyecta agua subenfriada en forma de una atomización de gotas.

Adicionalmente, es necesario considerar la ecuación de estado para describir la relación entre la densidad, la energía interna y las variables termodinámicas principales: presión y temperatura, para esto se seleccionó la ecuación de *gas real* de Redlich-Kwong [17], [19]. Este modelo muestra mejoras significativas en la predicción de la densidad de la fase líquida, así como el equilibrio entre fases vapor-líquido como se señala en [18]

El estudio se limita a los fenómenos de transporte en estado estable que tienen lugar en el proceso de atemperación, es decir, los efectos estructurales y térmicos sobre la tubería y el cabezal de atemperación; tales como agrietamiento, erosión, etc. no fueron considerados en la modelación. Los rangos de las variables: presión, temperatura y flujos másicos, se basan en mediciones de equipos operando en sitio, estas sirven para delimitar los rangos de operación para las simulaciones y el análisis termodinámico del proceso.

2.1 Descripción del modelo geométrico

Un sistema de atemperación de vapor consiste en la tubería principal por donde circula el vapor sobrecalentado, cuenta con una cubierta interior, llamada *liner*; que evita que la tubería principal sufra daños estructurales debido al choque térmico que ocurre por el contacto de agua subenfriada que es inyectada a través de un cabezal inmerso en la corriente. Para estudiar este sistema se tomó un tramo recto de 1.5m de tubería de acero de 0.3538 m (ced. 40, 14”). Cuenta con 3 inyecciones cónicas posicionadas a 0.5m de la entrada, como se muestra en la *Figura 2.1*.

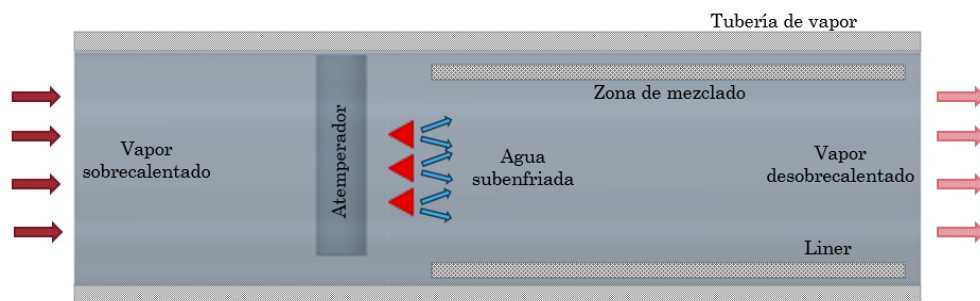


Figura 2.1. Diagrama del modelo geométrico del sistema de atemperación que se utilizó en las simulaciones realizadas en CFD.

2.2 Mallado

Para realizar la evaluación y análisis del comportamiento del atemperador es necesario transformar las ecuaciones gobernantes de masa, momentum y energía [17] a un sistema de ecuaciones algebraicas las cuales pueden ser resueltas mediante métodos numéricos [20] entre los que se encuentra el método del volumen finito, donde resuelve al ecuaciones mediante una discretización espacial y temporal del volumen total que se estudia [21]. Esta transformación a volúmenes discretizados se conoce como mallado del dominio.

Las ecuaciones diferenciales por resolver se integran sobre cada volumen de control, en donde se requiere especificar perfiles de variación de la variable dependiente entre los puntos de la malla, ya sean fronteras o centroides, para poder evaluar las integrales resultantes. La principal propiedad del sistema de ecuaciones discretizadas resultante es que el aporte de cada celda satisface en forma exacta las ecuaciones de conservación consideradas [21].

Es necesario incluir celdas ortogonales a la superficie para mejorar la precisión de la simulación al resolver el flujo cercano a la pared. Estas permiten determinar la transferencia de calor y las fuerzas que actúan sobre las paredes y características del flujo, como la separación del flujo formando una capa limite; que tienen influencia en otras como el arrastre y la caída de presión [18]. Esto lo consigue al resolver los gradientes normales a la pared para la velocidad y la temperatura, los cuales son más pronunciados en la subcapa viscosa, una explicación más detallada se encuentra en [21].

Un mallado adecuado es aquel que permite al dominio adaptarse a la física del proceso a simular, i.e. un mallado más fino en donde existen grandes variaciones de punto a punto y mallas más gruesas en donde existe un cambio relativamente pequeño, lo que se conoce como malla no uniforme [21]. Dado que existen gradientes considerables de velocidad, presión y temperatura en la zona de inyección es necesario realizar un refinamiento de malla, por lo que se redujo en la zona más próxima el tamaño de la celda en 50%. Lo que se obtiene es una malla con poco más de 345,000 elementos poliédricos, como se puede apreciar en la *Figura 2.2*.

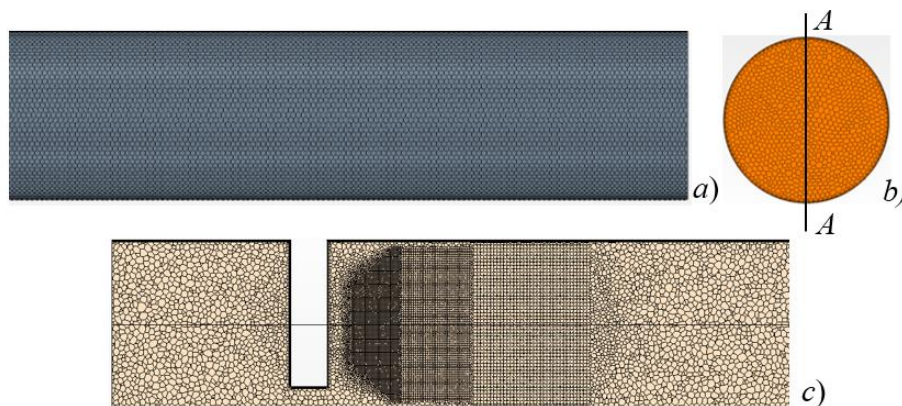


Figura 2.2. Mallado poliédrico generado. La figura a) muestra el mallado superficial visto desde el plano yz, la b) desde el plano xy y la c) corte A-A que muestra el mallado interno; se aprecia la zona de refinamiento en la zona cercana a la inyección.

El análisis de independencia de malla y el estudio de convergencia para las simulaciones se puede consultar en el Anexo C.

2.3 Modelos

La simulación hace uso del algoritmo SIMPLE *semi-implicit method for pressure-linked equations* por sus siglas en inglés, es un acoplamiento presión-velocidad, el cual resuelve el sistema de ecuaciones no lineales de forma iterativa con un esquema de primer orden. En donde, para procurar estabilidad de las simulaciones los factores de relajación de la velocidad y la presión se disminuyeron a 0.5 y 0.1, respectivamente.

2.3.1 Modelo de turbulencia

El algoritmo utiliza los modelos RANS (Reynolds-Averaged Navier-Stokes), los cuales proporcionan relaciones de cerradura para las ecuaciones gobernantes de transporte para las cantidades promedio del flujo, para resolver el tema de turbulencia de flujo de fluidos.

De este enfoque se optó por modelo $k - \varepsilon$ realizable, pues es el recomendado en este tipo de aplicaciones [14], [22]–[24], es un modelo de dos ecuaciones de transporte: energía cinética turbulenta (k) y la disipación turbulenta (ε), las cuales son resueltas para obtener la viscosidad turbulenta (μ_t). En donde los parámetros necesarios para el modelo son descritos en la *Tabla 1*, una descripción de estas y su significado en el modelo se detalla en [18].

Tabla 1. Especificación de los parámetros necesarios para el modelo $k-\varepsilon$.

Variable	σ_k	σ_ε	$C_{\varepsilon 1}$	$C_{\varepsilon 2}$	f_2	T_0
	1	1.2	1.44	1.9	$\frac{k}{k + \sqrt{v\varepsilon}}$	$\max\left(\frac{k_0}{\varepsilon_0}, \sqrt{\frac{v}{\varepsilon_0}}\right)$

Existen varias modificaciones al modelo para ajustar mejor los efectos involucrados para diferentes aplicaciones; se utilizó entonces el modelo realizable con el enfoque de doble capa (*realizable-two layer*). Es un modelo en donde la ecuación de transporte para la disipación turbulenta es modificada [25] y en donde el coeficiente crítico C_μ no permanece constante sino que está en función de las características promedio del flujo y sus propiedades de turbulencia. Adicionalmente, los factores de relajación se modificaron para aportar estabilidad: el de turbulencia en 0.4 y el de viscosidad turbulenta en 0.5.

2.3.2 Modelo multifásico langrangiano

Una atomización consiste en un flujo de líquido que es inyectado en forma de ligamentos o gotas (fase discreta) en un gas (fase continua). En estos casos ocurren complejos fenómenos de transporte y mecánica de fluidos, y que dependen de una gran variedad de factores. En general, la fase continua

conduce el movimiento de la fase discreta, pero también el continuo se ve afectado por las partículas pues ocupan cierto volumen y pueden transferir masa, energía y momentum. La intensidad de esas interacciones dependerán del tamaño, densidad y número de partículas que se encuentren dispersas en el continuo [18].

Existen multitud de factores que pueden influenciar y determinar la mecánica de la atomización, así como su interacción con el continuo, e.g. la convección Stefan determina directamente la transferencia de masa de la gota hacia el continuo; consiste en la evaporación de la gota de forma radial hacia la fase gaseosa, en donde la superficie de la gota se calienta por convección y comienza a difundirse hacia el medio, mientras que el calor remanente se conduce radialmente hacia el centro de esta. Este fenómeno crea un flujo inmerso en el principal que propicia las interacciones hidrodinámicas entre las gotas [26]. Otros factores importantes son: inestabilidades en la interfase que deforman las gotas hasta su rompimiento, efectos de colisión y coalescencia entre gotas, y la interacción de las gotas con los vórtices del gas, conocidos como *eddies* [27].

El modelo del software se utiliza cuando existe interacción entre dos fases diferenciadas y en donde su escala física es de varios ordenes de magnitud, como es el caso de las atomizaciones. El algoritmo está diseñado para simular y registrar la trayectoria de las partículas dispersas en la fase continua, así como todos los fenómenos de transporte que se den entre las dos fases.

El algoritmo computacional resuelve las ecuaciones desde el enfoque lagrangiano, lo que implica resolver el conjunto de EDOs en un intervalo discretizado de tiempo y lo hace para cada conjunto de partículas discretizadas que ingresan al dominio computacional y que cuentan con las mismas características y propiedades, estos conjuntos se denominan parcelas. El procedimiento en estado estable consiste en generar una trayectoria que va actualizando cada iteración y la registra en un archivo, donde existen variables que almacenan la información de una celda interna o una en la frontera y lo considera como un término fuente que contribuye a la solución del continuo. Y es aquí donde las escalas de tiempo de cada modelo aportan una restricción en la solución del modelo general [18].

El factor de relajación se estableció como 0.5 para aportar mayor estabilidad del *solver* sin comprometer la precisión de este. Se disminuyó la frecuencia de actualización de la fase continua por actualización de la dispersa a 10. Por último, se activó la retención de información tras cada iteración, esto permite que los términos fuentes generados de la fase discreta estén disponibles como funciones para la siguiente iteración. Dado que se trata de un modelo segregado, los factores de relajación de este *solver* también fueron modificados, donde el de especies y energía deben de tener el mismo valor, en este caso se fijó en 0.5.

Ecuaciones de movimiento de la partícula

La ecuación de conservación de momentum lineal para una partícula de masa m_p está dada como (1) y se define dentro del marco Lagrangiano.

$$m_p \frac{dv_p}{dt} = F_s + F_b \quad (1)$$

Donde v_p es la velocidad instantánea de la partícula. F_s y F_b son las fuerzas resultantes que actúan sobre la partícula; ya sean sobre la superficie o el cuerpo, respectivamente, y que representa la transferencia de momentum del continuo hacia la partícula. El algoritmo introduce el acumulado de estas fuerzas a las ecuaciones de la fase continua.

Cuando las partículas se encuentran inmersa en un flujo turbulento experimentan variaciones en su campo de velocidad, esto en función de su inercia y este fenómeno se conoce como dispersión turbulenta. Este comportamiento es modelado en CFD mediante un enfoque estocástico, el cual incluye el efecto de las fluctuaciones en la velocidad instantánea de la partícula v' que tienen sobre la velocidad promedio del flujo \bar{v} , como se describe se establece en (2).

$$v = \bar{v} + v' \quad (2)$$

El algoritmo asume que la partícula atraviesa una serie de *eddies* mientras fluye por el continuo, y que cada uno de estos es una perturbación en el campo de velocidades promedio [18].

Transferencia de masa y calor de la partícula

Cuando existe un diferencial de temperaturas entre las fases, una transferencia de calor tiene lugar por el desequilibrio térmico que las fases trataran de revertir. Este efecto produce que exista un intercambio de masa ocasionando cambios en el tamaño de la fase dispersa. La conservación de masa de una partícula se define en (3) como

$$\frac{dm_p}{dt} = \dot{m}_p \quad (3)$$

en donde \dot{m}_p es la tasa de transferencia de masa hacia la partícula, y es distinta a cero en ciertos casos, e.g. donde hay evaporación o condensación de la fase discreta.

Y la conservación de energía se define como se muestra en (4)

$$m_p c_p \frac{dT_p}{dt} = Q_t = fhA_s(T - T_p) \quad (4)$$

donde Q_t representa la tasa de transferencia de calor por convección del continuo hacia la partícula, y para conocer el coeficiente de transferencia de calor por convección se utiliza la correlación de Ranz-Marshall [28] que define la transferencia de masa por medio de su difusividad térmica expresada por medio del número de Nusselt de la partícula (Nu_p) en función del número de Prandtl del continuo (Pr), y se expresa de la siguiente manera (5)

$$Nu_p = 2 \left(1 + 0.3Re_p^{1/2} Pr^{1/3} \right) \quad (5)$$

Evaporación de gotas

La forma clásica de estudiar la evaporación de gotas es la ley del diámetro cuadrado (d^2), la cual considera una gota unicomponente, esférica y aislada que se evapora de una forma cuasi-estable en

un ambiente estancado en condiciones subcríticas. Establece que el cuadrado del diámetro decrece linealmente respecto al tiempo debido a los procesos de difusión de masa y de calor en el medio continuo que controlan la tasa de transferencia de masa o evaporación [26], [27].

Utilizar este modelo para predecir el comportamiento de todos los casos, naturales o artificiales, donde exista una evaporación de gotas puede introducir errores considerables. Para estudiar diferentes tipos de aplicaciones se utiliza un modelo de evaporación más robusto que evite desviaciones debido a suposiciones incorrectas. El modelo propuesto por Spalding [29] establece la formulación para la evaporación cuasi-estable de una gota internamente homogénea en todas sus propiedades y en donde la tasa de evaporación (6) se define como

$$\dot{m}_p = g^* A_s \ln(1 + B) \quad (6)$$

donde g^* es la conductancia de transferencia de masa en la superficie que depende de factores aerodinámicos y B es un factor adimensional que relaciona las propiedades termodinámicas del continuo con las fuerzas en la superficie de la fase discreta. Para calcular las propiedades de la partícula se hace uso de la correlación Ranz-Marshall [28], de manera análoga a (5) pero sustituyendo el número de Prandtl por el de Schmidt; que representa la difusividad másica como se muestra en (7), y en donde se obtiene el número de Sherwood (Sh_p) para las partículas.

$$Sh_p = 2 \left(1 + 0.3 Re_p^{1/2} Sc^{1/3} \right) \quad (7)$$

En este tipo de problemas existe una fuerte interacción entre lo que sucede en las dos fases para conservar masa, energía y momentum; de la fase discreta (gotas) hacia la continua (vapor) y viceversa. El desplazamiento que ocasiona la fase discreta hacia el continuo se contabiliza a través de una fracción de volumen; la cual representa la fracción de una celda que ocupa la fase Lagrangiana, este valor está bajo un estado de relajación para proporcionar estabilidad a la simulación [18].

Cuando se integran las ecuaciones que rigen el comportamiento de la fase discreta sobre una celda, estas arrojan los cambios de masa, energía y momentum de cada partícula que entra y sale de la misma. Al sumar todos esos cambios que suceden dentro del dominio se obtienen los valores netos del intercambio que las partículas tienen con el continuo; y estos entran como términos fuente a las ecuaciones que describen el continuo.

Inyección de partículas

Cuando se trata de una atomización artificial, i.e. a través de un mecanismo de inyección como boquillas o toberas, no se da la formación de la atomización de manera uniforme bajo ninguna condición de operación. En estos casos el spray se relaciona al comportamiento de una distribución de tamaños de partícula (DTP) o de gotas situada alrededor de un valor promedio [27].

Las partículas, es decir la fase discreta, entran al dominio por medio de inyectores colocados dentro de la fase continua. El inyector define el tamaño de las partículas, así como el vector de velocidad

para cada una de ellas. Es necesario especificar la temperatura y composición de las gotas pues se quieren conocer la transferencia de masa y calor.

Cada inyector permite establecer una distribución de tamaño de partícula que describa el comportamiento y las características de la atomización de forma estadística. En este caso se usó la función cumulativa de distribución *Rosin-Rammler* para determinar los diámetros de las tres inyecciones establecidas [30].

Distribución Rosin-Rammler

Esta distribución fue desarrollada por Rosin y Rammler [31] para describir los tamaños de partículas de carbón. Actualmente es una de las expresiones más utilizadas para determinar la distribución de tamaño de partículas y se han realizado estudios y discusiones para determinar el espectro de escenarios donde puede ser utilizada describiendo de manera correcta el fenómeno [32]–[34]. Es una relación empírica para describir la distribución de partículas en función de su diámetro, es una distribución cumulativa que se expresa de la siguiente forma (8).

$$F(D) = 1 - \exp \left[- \left(\frac{D}{D_{ref}} \right)^q \right] \quad (8)$$

En donde D_{ref} es cualquier diámetro representativo, en este caso se tomó el *Sauter Mean Diameter* (SMD o d_{32}) que representa la relación entre la superficie total de las gotas que conforman la atomización y su volumen total, y q es el exponente de dispersión, el cual ofrece una medida de cómo es que las gotas se dispersan, i.e. entre más grande sea q la atomización es más uniforme. Para la mayoría de las aplicaciones este valor se encuentra entre 1.5 y 4, como lo reporta Lefebvre en [30]. El comportamiento de la distribución se puede apreciar en la *Figura 2.3*.

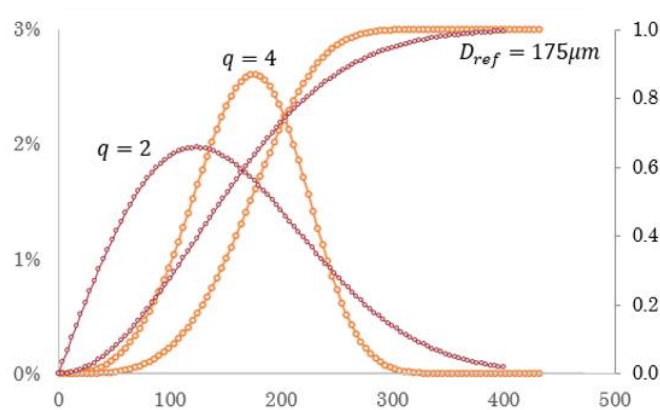


Figura 2.3. Distribución de tamaño de partículas Rosin-Rammler junto con su densidad correspondiente, con un diámetro de referencia de $175\mu\text{m}$ y con diferentes exponentes de dispersión.

Es una distribución recurrente en procesos industriales con un líquido como fase discreta, por ejemplo, se estudió el tamaño de gota en los evaporadores de plantas desalinizadoras [35] en donde a través de un estudio de la atomización muestra que tiene una distribución de tamaño que se ajusta

a la función Rosin-Rammler. En [12] se realizó un estudio de varias propiedades de diferentes boquillas de atomización utilizadas en atemperación de vapor y en donde se muestra que estas se aproximan a una distribución de tamaño de gotas semejante a la descrita en (8).

El software particiona la distribución cumulativa en rangos con las mismas propiedades, y se denominan como en parcelas a estos grupos localizados; sobre los cuales se hace el registro de la trayectoria, así como del cambio de las variables de interés. Esto tiene como finalidad una mayor eficiencia computacional del algoritmo [18]. El número total de parcelas y del número de partículas generadas se determina con el flujo másico del agua que se desea inyectar y las características del inyector. Por ejemplo, si se toma como parámetro la masa de la partícula, se tiene que para estado estable este se determina como en (9)

$$PFR = \frac{PMFR}{m_p} \quad (9)$$

en donde PFR es el flujo de partículas y PMFR el flujo másico de las parcelas.

Atomización

El principal objetivo de la atomización es aumentar el área superficial del agua inyectada y, por ende, propiciar un incremento en la tasa de transferencia de calor del medio hacia las partículas. Cuando la transferencia de calor está sucediendo las gotas se calientan, pero simultáneamente pierden parte de su masa debido a la evaporación y difusión que tienen con la fase continua [26]. Las tasas de transferencia de calor y masa están afectadas principalmente, por el número de Reynolds de la partícula (Re_p) y que se define en (10)

$$Re_p = \frac{\rho |v_r| D_p}{\mu} \quad (10)$$

en donde v_r es la velocidad relativa que experimenta la gota al fluir por el continuo, y es la diferencia entre la velocidad de fase continua (v_v) y la velocidad de inyección de las gotas (v_f) y D_p es el diámetro de la partícula. El valor de Re_p va cambiando a lo largo del tiempo de vida de cada gota, pues ni el diámetro ni la velocidad de la gota permanece constante. La velocidad de la gota es determinada por la velocidad relativa y el coeficiente de arrastre; del número de Reynolds [27]. Después de cierto tiempo cada gota permanece en su condición estable, i.e. la temperatura de bulbo húmedo (T_{bh}) que corresponda a las condiciones que imperen en el medio [26].

El proceso de atomización que efectúa una boquilla o tobera se divide en dos mecanismos o etapas, como se muestran la *Figura 2.4*. La primera atomización consiste en la determinación del tamaño de gota inicial a la salida de la boquilla de atomización a partir de la física que ocurre dentro del atomizador y en la zona cercana a este debido a su geometría, y la segunda modela las gotas que viajan a través del dominio mientras estas se tornan más inestables hidrodinámicamente lo que ocasiona que se vayan rompiendo en gotas cada vez más pequeñas.

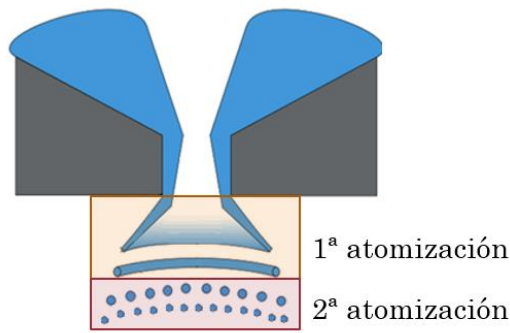


Figura 2.4. Esquema del proceso de atomización por una boquilla.

2ª Atomización

Esta etapa ocurre debido a la falta de uniformidad de las fuerzas superficiales que experimentan las gotas, las cuales son inducidas por velocidad relativa que tiene con el continuo. Esta no uniformidad provoca una deformación de la gota y en donde las fuerzas viscosas al interior de esta, así como tensión superficial σ presentan una resistencia a esa deformación.

Este comportamiento puede ser descrito por los números adimensionales de Weber (10) y de Ohnesroge (11),






















$$We = \frac{\rho_v |v_r|^2 D_p}{\sigma} \quad (5)$$

$$Oh = \frac{\mu_f}{\sqrt{\rho_f D_p \sigma}} \quad (6)$$

Es por estos mismos números que la escalabilidad para el estudio de este tipo de procesos compromete su validación por métodos experimentales. Primero está la complejidad para reproducir el tamaño de gota deseado, y puede perderse la similitud al no ser el mismo. El número de Reynolds se puede mantener constante al disminuir la velocidad, entonces el número de Grashof (Gr) aumenta; haciendo de la flotación el fenómeno con mayor importancia. Así mismo, el número de Weber aumenta conforme al tamaño de la gota, por lo que las fuerzas superficiales se vuelven más pequeñas y por tanto, son más susceptibles a deformarse [27]. En los últimos años se han realizado varios estudios que incluyen mediciones experimentales para las distribuciones de tamaño de gota en varias aplicaciones y para diferentes tipos de atomizadores [12], [36]–[38], pero los estudios basados en la teoría y simulaciones computacionales siguen siendo la base para resolver estas situaciones en donde la dinámica de los flujos de spray es muy compleja.

Dependiendo el número de Weber de la partícula es el régimen de rompimiento de la gota, entre mayor sea la diferencia entre las velocidades de las fases o más grande la gota, está se vuelve más inestable, pues las fuerzas inerciales superan a las superficiales lo que ocasiona un rompimiento catastrófico, i.e. Weber mayores a 100. En la *Tabla 2* se pueden observar los diferentes regímenes, así como su Weber crítico. En CFD, cada régimen tiene un modelo que se ajusta mejor a la física de la ruptura esperada, esto puede ser consultado en la guía del software [18].

Tabla 2. Categorización de los regímenes de segunda atomización.

Category					Weber Number	
Vibrational breakup					~ 12	
Bag breakup						< 20
Bag/streamer breakup						< 50
Stripping breakup						< 100
Catastrophic breakup						> 100

En este trabajo, se utilizó el modelo *Reitz-Diwakar* pues así lo reportan estudios donde se estudian mecanismos de atomización de un fluido inmerso en una corriente en fase gaseosa [22], [23], [37]. Es el modelo que mejor representa el tipo de rompimiento de las gotas en base al número de Weber inicial calculado para cada uno de los escenarios estudiados, además de que al cambiar dentro de los rangos estudiados tanto el tamaño de gota como la velocidad de vapor, y por ende la velocidad relativa, este puede ajustarse a regímenes diferentes: *bag*, *streamer* o *stripping*, haciéndolo un modelo lo suficientemente robusto para esta aplicación en particular.

El modelo Reitz-Diwakar está basado en las escalas de tiempo y longitud que se observan durante la rotura de las gotas, en donde se realiza una estimación de un diámetro estable de la gota D_s y la escala característica de tiempo τ_b del proceso, con (12).

$$\frac{dD_p}{dt} = \frac{D_s - D_p}{\tau_b} \quad (7)$$

El software calcula el Weber y dependiendo del valor ejecuta el submodelo correcto en base el régimen de segunda atomización en el que se encuentre.

2.4 Condiciones de frontera

Es importante, en cualquier problema que se simule mediante CFD, tener claro el papel que juegan las fronteras en el dominio computacional pues esto determina la respuesta del algoritmo, y de ello depende que los resultados sean lo más parecido a lo que la física describiría.

Las condiciones de frontera se incorporan a las ecuaciones discretizadas al suprimir el término que lo liga a la frontera y modificando el termino fuente, en donde se introduce el flujo lateral de dicha frontera [21].

Entrada

La entrada se definió como un perfil de velocidades en función del radio. Este perfil se obtiene de simulaciones previas como lo muestra la *Figura 2.5 a)*, en donde se deja que el flujo de vapor se desarrolle por completo y se extrae una tabla que contiene el perfil de velocidades a la salida, como se aprecia en *b)*.

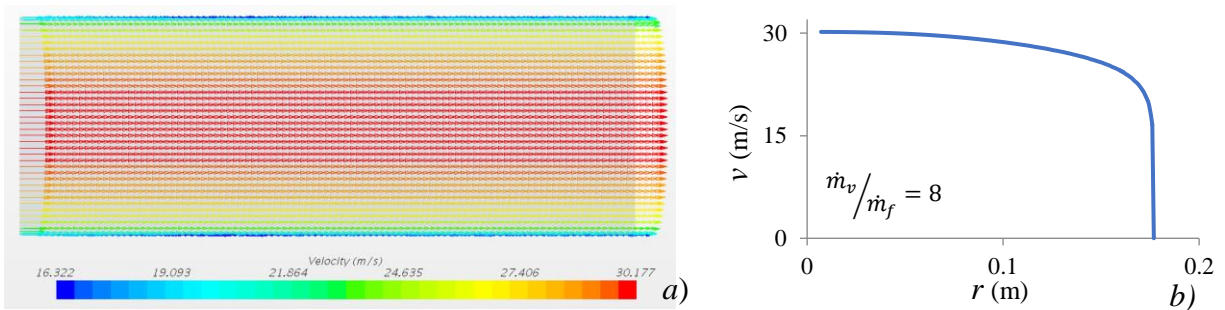


Figura 2.5. Perfil desarrollado de velocidades utilizado como frontera de entrada. La figura a) muestra los vectores de velocidad en el corte A-A y b) muestra el perfil desarrollado en función del radio con un flujo másico de vapor de 42 kg/s.

Salida

Para la salida se utilizó un *pressure outlet* que establece como cero los gradientes de todas las variables excepto el de presión en la dirección del flujo, en donde la frontera es normal a este.

Paredes

La condición de frontera de pared es de suma importancia en el flujo interno de fluidos, pues ésta determina el comportamiento del fluido dentro del dominio. La condición de *no deslizamiento* fue activada por tratarse de una pared sólida. Como en el atemperador es una tubería que se encuentra aislada para evitar la transferencia de calor hacia el medio, pues la temperatura es la variable por controlar, la condición térmica se determinó como adiabática. Lo anterior ayuda a determinar la condición que tiene cuando las gotas impacten sobre las paredes como rebote, pues la pared no se puede encontrar a temperaturas mayores que la propia de la corriente de vapor.

2.5 Inyecciones

En el sistema de atemperación de vapor se inyecta agua subenfriada a través de pequeñas toberas que están instaladas en el cabezal de atemperación. Cuando se desea reducir la temperatura de la corriente de vapor que está fluyendo por la tubería, las toberas se abren dejando fluir el agua. Debido a los gradientes de velocidad y presión, como se mencionó en la sección de atomización, se forma una película delgada que se rompe en ligamentos hasta convertirse en gotas, esto debido a las inestabilidades existentes y a las fuerzas superficiales que el líquido experimenta.

En este estudio, la física que conlleva la primera atomización; ligada a la geometría propia del atomizador, no es considerada. En su lugar se determina a las toberas como inyectores de cono hueco, por su similitud con el patrón de distribución de equipos que operan en sitio, y a establecer una distribución de tamaño de gota que propone la literatura [30] para casos de atomizadores utilizados en situaciones semejantes a los atemperadores de vapor.

El modelo de simulación cuenta con 3 inyectores de cono hueco de 28 mm de diámetro, con una separación entre centros de 58.3 mm. Las gotas ingresan al dominio computacional a través de estos inyectores que determinan el tamaño de las partículas, así como su vector de velocidad.

Existen variables que no pueden modificarse una vez que la caldera de recuperación está funcionando, es por eso que la variable involucrada en la inyección que será estudiada es el tamaño de gota y el efecto que esta tiene en el proceso de evaporación. Hay variables que se mantuvieron fijas y que son iguales en las tres inyecciones, como se muestran a continuación en la *Tabla 3*.

Tabla 3. Descripción de las variables del atomizador de cono hueco.

Flujo másico	\dot{m}_f	1.75 kg/s	Angulo interior	θ_i	80.973°
Temperatura	T_f	428 K	Velocidad	v_f	30.75 m/s
Angulo exterior	θ_o	90°	Parcelas		1500

Estas gotas se generan a partir de una representación estadística definida por una distribución de tamaño de partículas, en este caso se estudió el comportamiento bajo una Rosin-Rammler que es particular de atomizadores similares a los configurados en la simulación como se reporta en [30] y con una distribución constante. Los diferentes casos estudiados se describen en la *Tabla 4*.

Tabla 4. Caracterización de las distribuciones de tamaño de gotas estudiadas.

Distribución	Características		
Constante	50 μm		
	150 μm		
	300 μm		
Rosin-Rammler	D_{\min} - D_{\max}	D_{ref}	q
	50-300 μm	175 μm	2
			3
			4

3. Resultados

Primero es necesario determinar las fronteras termodinámicas en donde el sistema puede operar y asegurar que la evaporación puede llevarse de manera completa, el análisis se realizó en el software EES, y consiste en realizar un balance de energía (13)

$$\dot{m}_f h_f + \dot{m}_v h_v = \dot{m}_{out} h_{out} \quad (8)$$

Al normalizar los términos, para obtener finalmente la siguiente expresión (14)

$$(1 - X_{in})h_{r in} + X_{in} = h_{r out} \quad (9)$$

Manteniendo las presiones constantes y variando las temperaturas, propiedades que determinan la relación de entalpías, los valores para el vapor sobrecalentado a 4.8 MPa y temperaturas entre los 630-730 K y para el agua subenfriada a 6.5 MPa y de 300 a 500K. Manteniendo el flujo de vapor fijo y modulando el flujo del agua subenfriada para obtener un título de vapor (x) para mezcla donde se encuentre en la condición de sobrecalentamiento. Con estos términos se obtiene una superficie que muestra las características de los flujos que se requiere para completar el proceso de evaporación desde el punto de vista termodinámico como muestra la *Figura 3.1*. Se observan dos regiones, para calidad de flujos de entrada (X_{in}) menor a 0.83 es una región donde la condición de sobrecalentamiento no se alcanza y por ende, aún existe masa no evaporada.

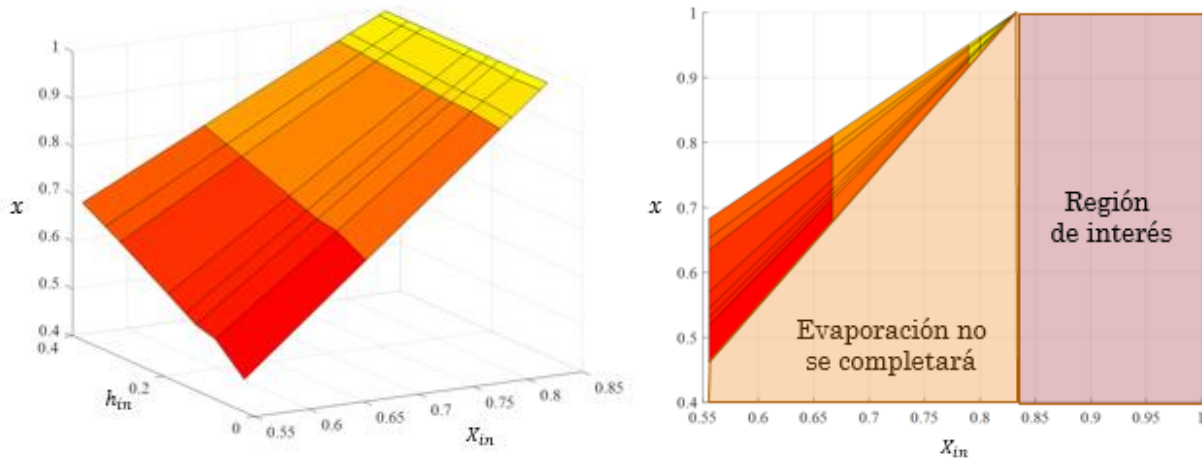


Figura 3.1. Regiones termodinámicas que indican donde se podrá completar la evaporación total del agua inyectada.

Para conocer el efecto que tiene la relación de flujos másicos, se establecieron 7 escenarios posibles, incluyendo uno en donde la evaporación no se completará, estos se muestran en la *Tabla 5*.

Tabla 5. Escenarios posibles simulados.

\dot{m}_v/\dot{m}_f	4	6	8	12	16	20	24
X_{in}	0.80	0.857	0.889	0.923	0.941	0.952	0.96
\dot{m}_v	21	31.5	42	63	84	105	126
V_v	13.23	19.85	26.47	39.7	52.93	66.17	79.4

En la *Figura 3.2* se pueden observar los perfiles de temperatura a lo largo del dominio, el primer plano es donde se realiza la inyección del agua subenfriada. Se puede ver que conforme el agua avanza en el tubo la temperatura de la mezcla va disminuyendo. Esto muestra claramente la transferencia de calor entre las fases y la evolución del proceso de mezclado. Se aprecia simetría en el perfil dado que se estableció un perfil desarrollado en la entrada. En la realidad un cambio de dirección precede al atemperador, por lo que asumir un perfil de temperaturas simétrico no refleja la realidad del perfil de temperatura a la salida.

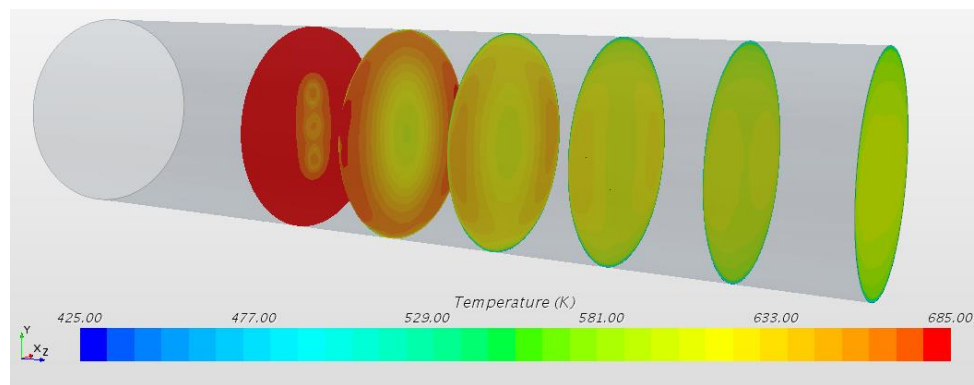


Figura 3.2. Perfiles de temperatura cada 0.2m.

Evaluando las temperaturas promedio de ambas fases en diferentes planos transversales al flujo a partir de la inyección, se obtuvo la gráfica que se muestra en la *Figura 3.2*. Se observa que la temperatura del vapor (T_v) va decreciendo conforme este recorre el tubo, lo contrario ocurre con la temperatura de las gotas inyectadas (T_f). Las gotas sufren un súbito aumento de la temperatura; dado que su número de Biot ronda el valor de 2.5, esto se puede explicar debido a que la temperatura de la superficie de la gota es prácticamente uniforme en todo su volumen. La temperatura de las gotas seguirá aumentando hasta alcanzar la temperatura de bulbo húmedo (T_{bh}), y es entonces cuando utiliza la energía para realizar el cambio de fase, es decir, se evaporan. Conforme la calidad de los flujos va a aumentado, i.e. es mayor el flujo de vapor comparado con el agua inyectada, se necesita una menor distancia para alcanzar la temperatura de equilibrio termodinámico, como se puede apreciar en la *Figura 3.3*.

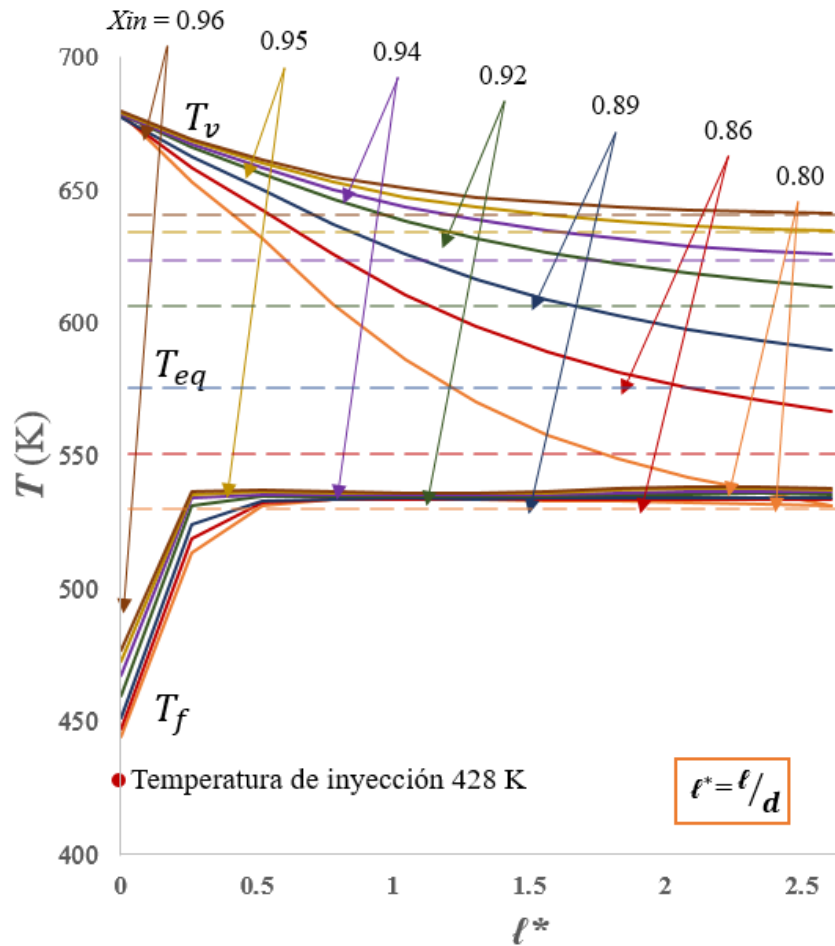


Figura 3.3. Temperatura del vapor y de las gotas. Se aprecia la evolución de los perfiles de temperatura del vapor y de las gotas, así como la temperatura de equilibrio termodinámico.

En la gráfica ℓ representa la longitud que existe después de la atomización. Realizando nuevamente el balance, se pueden obtener las calidades después del metro simulado, estas se presentan en la *Tabla 6* y se puede notar claramente un aumento, i.e. que la fase líquida se está convirtiendo en vapor, que es lo que se espera.

Tabla 6. Calidad de flujos a la entrada y a la salida del dominio.

X_{in}	0.800	0.857	0.889	0.923	0.941	0.952	0.960
$X_{@1m}$	0.914	0.950	0.965	0.982	0.992	0.996	0.998

Se puede notar gráficamente la transferencia de calor entre las fases, y como es que estas tienden a estabilizarse después de cierta distancia, que va ligada en gran medida con el tiempo de vida de la gota. El comportamiento mostrado puede ser evaluado en función de ese tiempo y de la masa total de las gotas, que puede trasladarse al área superficial como se menciona en la ley del d^2 .

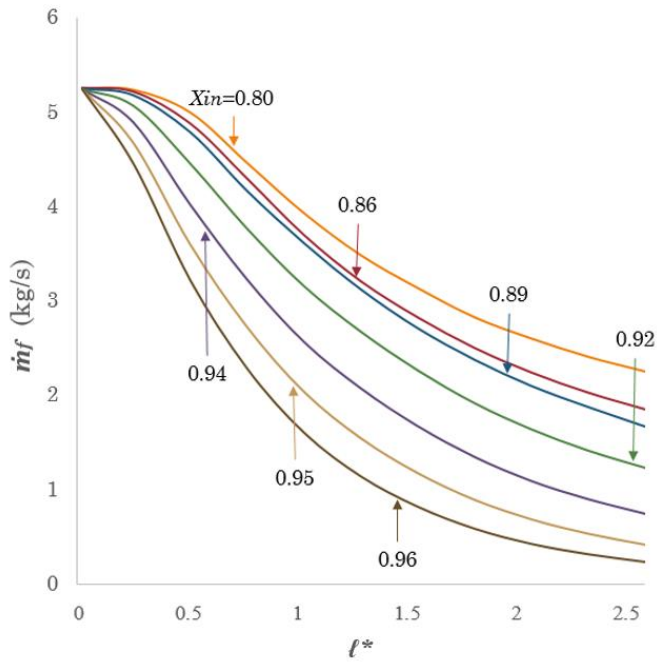


Figura 3.4. Flujo másico de las gotas.

Cómo se mencionó, este proceso de evaporación se desvía del ideal descrito por la ley del d^2 , y esto se debe a la velocidad relativa que experimentan las gotas, como se puede apreciar en la Figura 3.4, en donde al principio se notan altas velocidades, pero conforme las gotas avanzan inmersas en la corriente la fuerza de arrastre va reduciendo la velocidad relativa de las gotas, hasta el punto donde son arrastradas por la corriente de vapor. Esto significa que la velocidad relativa es un factor de suma importancia en el tiempo de vida propio de la gota.

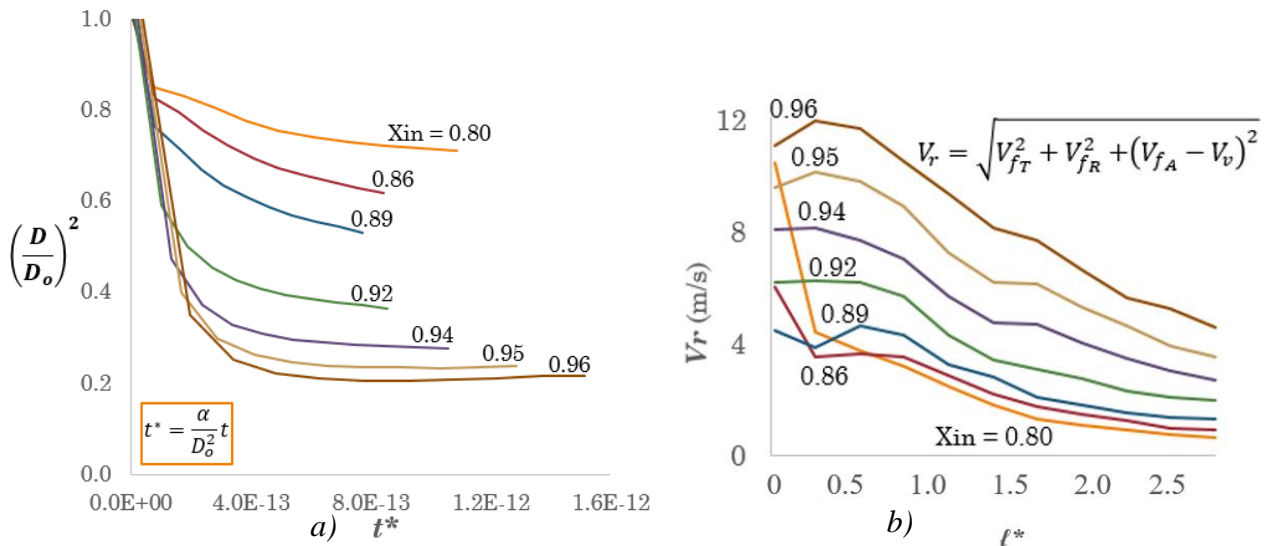


Figura 3.5. Ley del diámetro cuadrado a) y velocidad relativa b).

Manteniendo la relación del diámetro cuadrado, se estudió el tiempo de vida de las gotas con el área superficial total normalizada de la DTP para los diferentes escenarios, se obtuvo una serie de curvas, que se pueden dividir en dos comportamientos claramente diferentes como se aprecia en la Figura

3.5. En la primera región el área decrece súbitamente, lo que es consistente con el periodo en que las gotas van aumentando su temperatura. Dado que el objetivo es estimar el tiempo de vida de las gotas para conocer en donde se han evaporado por completo, se hizo el estudio de la 2ª región.

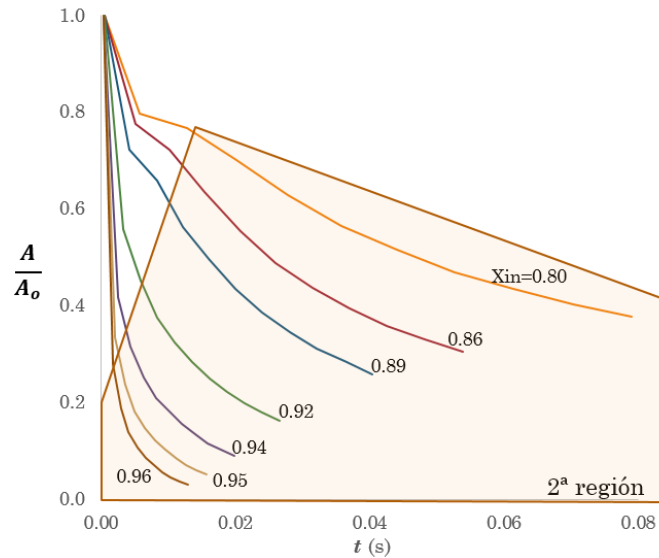


Figura 3.6. Tiempo de vida de las gotas en función de su área total superficial.

Para esto se estimó t^* de la misma forma que en la ley del d^2 , y se obtuvo que todos los comportamientos muestran un comportamiento logarítmico, como se muestra en la Figura 3.6 con altos niveles de correlación, como lo describe la Tabla 7, así como los factores que describen a (15).

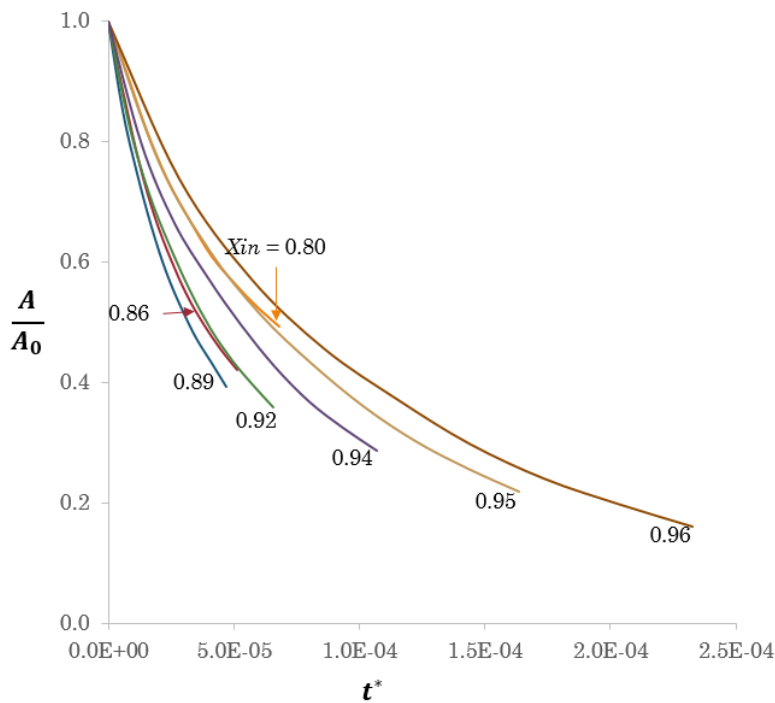


Figura 3.7. Tiempo de vida de las gotas.

Tabla 7. Correlaciones para estimar tiempo de vida de las gotas..

$$10 \frac{A}{A_0} = z \ln(t^*) - b \quad (15)$$

X_{in}	z	b	R^2
0.800	-0.196	-1.37	0.9861
0.857	-0.220	-1.7452	0.9914
0.889	-0.223	-1.8152	0.9862
0.923	-0.232	-1.8565	0.9887
0.941	-0.249	-1.9724	0.9898
0.952	-0.267	-2.0981	0.9941
0.960	-0.280	-2.1722	0.9972

Dado que se usa el área superficial total al inicio de la segunda región se hizo una estimación del diámetro representativo o equivalente en esa zona, por lo que se analizó la DTP, tendiendo a infinito y se obtuvo que sin importar el exponente de dispersión q , se obtiene una constante β similar como se muestra en la *Tabla 8*, que permita estimar el diámetro promedio al inicio de esa región.

Tabla 8. Factor para hallar el diámetro equivalente de la DTP..

q	2	3	4
β	1.001	0.95	0.941

y es de esta forma que se puede calcular el diámetro equivalente como (16)

$$D_{eq} = \beta D_{ref} \quad (11)$$

obteniendo el área total se define entonces como (17)

$$As = \pi D_{eq}^2 \quad (12)$$

Hay que tener en cuenta que al tratarse de una distribución de tamaño de partícula está es una estimación del área que representa dicha distribución en un punto aleatorio. Un estudio más detallado podría reducir el error de esta estimación, pues depende de varios factores que no son incluidos en (17).

El efecto que tiene el tamaño de gota es importante en el proceso de evaporación, a tamaños de gotas más pequeños estas se evaporan en un menor tiempo, y por ende se necesita de una menor distancia

para asegurar una evaporación completa de toda la masa de agua subenfriada, como se puede apreciar en la *Figura 3.7*. Se puede observar una fuerte correlación entre el tamaño de gota y la cantidad de agua evaporada como muestra la *Figura 3.8*.

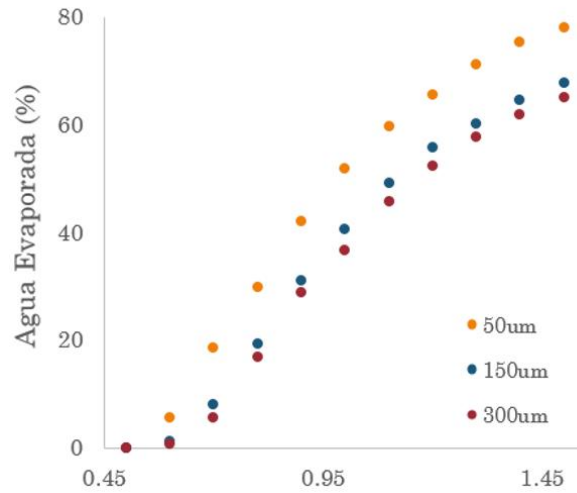


Figura 3.8. Porcentaje de agua evaporada.

Es bien sabido que la turbulencia es un mecanismo que mejora la transferencia de calor [17], además de promover un mejor mezclado en el perfil de temperaturas. Para ver el efecto que podría tener el proceso, se simuló el escenario con una calidad de flujos (X_{in}) de 0.889 cambiando la orientación de los atomizadores. Se colocaron 4 inyectores normales a la corriente de vapor con 90° entre ellos como se muestra en la *Figura 3.9*, se mantuvo el flujo másico total en 5.25 kg/s. Los resultados muestran que colocar las inyecciones de esta forma aumenta la turbulencia y mejora el proceso de segunda atomización debido al efecto de la velocidad relativa. En la *Figura 3.9* se puede notar como la temperatura es menor en un punto dado en donde se inyecta de forma periférica al tubo (0.889 4i), así como una reducción considerable en la primera etapa en cuanto a cantidad de flujo másico de las gotas.

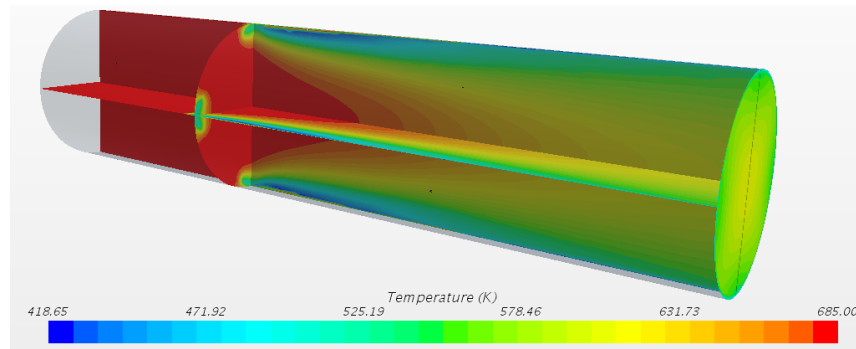


Figura 3.9. Perfil de temperatura a lo largo del tubo con inyecciones normales al flujo de vapor.

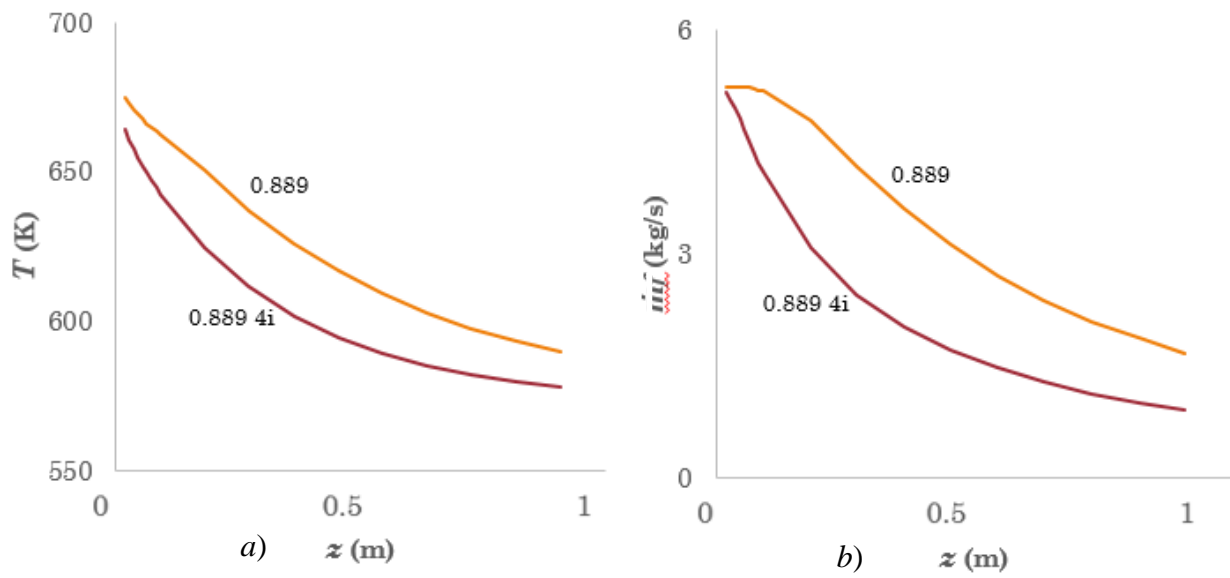


Figura 3.10. Comparación entre inyección paralela y normal para una $X_m=0.889$ 4i al flujo de vapor. (a) Temperaturas y (b) flujo másico de las gotas.

4. Conclusiones y Recomendaciones

El proceso de atemperación de vapor es sumamente complejo pues involucra varios fenómenos que se encuentran relacionados intrincadamente entre ellos, y que pueden ser estudiados a detalle para obtener un entendimiento aún más profundo que lo aportado por este estudio. Hubo implicaciones que se realizaron y que desvían la metodología propuesta de la realidad, pero da una buena estimación y sienta buena base para futuros estudios que enriquezcan el presente.

Operacionalmente, un atemperador no podrá evaporar el 100% de la masa de agua subenfriada cuando se tenga una calidad de flujos X_{in} menor a 0.8325. Esto sin importar las propiedades termodinámicas de las fases ni de la distancia del sistema de atemperación. Esta es una variable de diseño que se puede aplicar de manera sencilla, pues consiste en realizar un balance de energía normalizado con condiciones de diseño conocidas.

Se pudo notar que existen dos regiones en el proceso de atemperación, la segunda región fue estudiada en el presente enfocado a la influencia de la relación de flujos másicos y la distribución de tamaño de gota, se puede concluir desde ambos enfoques. Desde la perspectiva de los flujos másicos, a mayores relaciones de calidades X_{in} , esto es una mayor proporción de vapor, la evaporación se realizará en tramos más cortos. Esta longitud es posible estimarla por medio de (15) que involucra un tiempo de vida promedio para todas las gotas, así como un área equivalente estimada. Dada la complejidad de la DTP, esta estimación puede ser mejorada si se involucrará la velocidad relativa de las gotas inmersas en la corriente de vapor.

Respecto al tamaño de gota y su influencia en el proceso de evaporación, hay que tener en cuenta que esto depende directamente de la boquilla que se realice para hacer la atomización. Conocer el rango de tamaños para las boquillas es una cuestión de importancia para mejorar su análisis. Datos experimentales son sumamente necesarios y es un área de investigación que no ha sido abordada para sistemas de alta presión, temperatura y flujos.

Suponiendo una DTP y analizando a partir del mecanismo de segunda atomización, se concluye que la masa evaporada por metro es mayor en aproximadamente un 12% cuando se reduce seis veces el diámetro de referencia. Esto implica un aumento de alrededor del 45% en el número total de partículas para un flujo de líquido inyectado constante, lo que significa un aumento de 12% en el área total superficial disponible para realizar la transferencia de calor. Todo esto, quiere decir que para menores tamaño de gota mayor masa evaporada de agua líquida en una menor distancia.

Al encontrarse estos resultados normalizados, es más sencillo ajustarlos para cualquier situación operacional que se desee estudiar. Así como la constante β que puede asumirse como la misma sin importar la dispersión ni el diámetro promedio de una distribución Rosin-Rammler. Esto, en conjunto con un estudio integral de la primera atomización podría arrojar resultados aún más precisos.

La velocidad relativa que experimentan las gotas es quizás, la variable que podría mejorar significativamente el proceso de evaporación y mezclado sin necesidad de modificar la longitud del atomizador. Esto debido a la importancia que el mecanismo de segunda atomización, pues es el que

induce inestabilidades en las gotas y por ende, a que se desintegren en gotas más pequeñas, i.e. mayor área superficial. Un aumento en la velocidad relativa puede ser propiciado por la forma de la boquilla de atomización y de la configuración de estas en el sistema de atemperación. Evaluar las posibles configuraciones que incentiven un mejor rompimiento de las gotas es de suma importancia, pero existen consideraciones estructurales que hay que tener en cuenta, por ejemplo, el grado de penetración de las partículas en el vapor o la distancia de inmersión de las boquillas en la corriente de vapor.

Propiciar un mejor rompimiento de las gotas, podría ser una alternativa para asegurar una evaporación completa en una longitud restringida debida a la geometría propia de la caldera. La instalación de otro tipo de atomizadores, como periféricos al tubo y normales a la corriente parecen arrojar resultados viables sin necesidad de modificar el diseño general del sistema de atemperación.

Este estudio pretende servir de base para estudios posteriores, sugeridos anteriormente con la finalidad de proporcionar guías para la mejora en el desempeño de los atemperadores y que la evaporación se realice de manera eficiente dadas ciertas restricciones que se pueden llegar a tener cuando estos sistemas se encuentran en operación. Inclusive, en sentar precedente para mejoras en el diseño o proporcionar medidas para mejorar el control de los sistemas de atemperación en diferentes aplicaciones.

5. Referencias

- [1] R. Turconi, C. O'Dwyer, D. Flynn, and T. Astrup, "Emissions from cycling of thermal power plants in electricity systems with high penetration of wind power: Life cycle assessment for Ireland," *Appl. Energy*, vol. 131, pp. 1–8, 2014.
- [2] F. Alobaid, K. Karner, J. Belz, B. Epple, and H. G. Kim, "Numerical and experimental study of a heat recovery steam generator during start-up procedure," *Energy*, vol. 64, pp. 1057–1070, 2014.
- [3] T. Bierdel, S. Executive, and M. Sales, "Combined Cycle Power Plant Advantages in Long Term Maintenance Agreements," 2014.
- [4] ALSTOM, *Clean combustion technologies. A reference book on steam generation and emission control.*, 5th ed. 2009.
- [5] Secretaria de Energía, "Manual de Mercado de Energía de Corto Plazo," *D. Of. la Fed.*, no. 17 de junio, pp. 23–59, 2016.
- [6] A. Benato, S. Bracco, A. Stoppato, and A. Mirandola, "LTE: A procedure to predict power plants dynamic behaviour and components lifetime reduction during transient operation," *Appl. Energy*, vol. 162, pp. 880–891, 2016.
- [7] J. Okrajni, "Thermo-mechanical fatigue conditions of power plants components," *Journal Achiev. Mater. Manuf. Eng.*, vol. 33, no. 1, pp. 53–61, 2009.
- [8] C. . Whitwort and G. . Gray, "Important Aspects of Desuperheater Design in Power and Process Applicatios," *Proc Aust Soc Sugar Cane Technol*, vol. 30, pp. 418–428, 2008.
- [9] "Attemperators: HRSG enemy No. 1," *Combined Cycle Journal*, 2016.
- [10] Secretaria de Energía, "Bases del Mercado Electrico," no. 8 de septiembre, 2015.
- [11] M. J. Strebe and E. Arvo, "The Evolution of Steam Attemperator," *Power Mag.*, 2012.
- [12] D. H. C. van Banning, C. W. M. Van der Geld, P. J. C. Broos, and M. J. Strebe, "An assessment of nozzles for steam attemperation," *Exp. Therm. Fluid Sci.*, vol. 55, pp. 86–94, 2014.
- [13] B. Cho *et al.*, "One-dimensional simulation for attemperator based on commissioning data of coal-fired steam power plant," *Appl. Therm. Eng.*, vol. 113, pp. 508–518, 2017.
- [14] K. G. Schoonover, W. M. Ren, S. M. Ghiaasiaan, and S. I. Abdel-Khalik, "Mechanistic modeling of desuperheater performance," *ISA Trans.*, vol. 35, no. 1, pp. 45–51, 1996.
- [15] K. Donohue, "Desuperheater selection & optimization," *Chem. Eng.*, no. August, 2001.
- [16] "Attemperators. Continual vigilance required.," *Combined Cycle*, 2014.
- [17] F. M. White, *Fluid Mechanics*, 7th ed. New York: Mc Graw Hill, 2009.
- [18] CD-adapco, *Starting an STAR-CCM+ Simulation; User Guide*. 2011.

- [19] G. Soave, "Equilibrium Constants from a Modified Redlich-Kwong Equation of State," *Chem. Eng. Sci.*, vol. 27, no. 6, pp. 1197–1203, 1972.
- [20] Z. U. A. Warzi, *Fluid dynamics: theoretical and computational approaches*. Taylor & Francis, 2006.
- [21] H. K. Versteeg and W. Malalasekera, *An Introduction to Computational Fluid Dynamics. The Finite Volume Method*. New York: John Wiley & Sons, Inc., 1995.
- [22] R. Kouhikamali, H. Hesami, and A. Ghavamian, "Convective heat transfer in a mixture of cooling water and superheated steam," *Int. J. Therm. Sci.*, vol. 60, pp. 205–211, 2012.
- [23] V. Ebrahimian and M. Gorji-Bandpy, "Two-Dimensional Modeling of Water Spray Cooling in Superheated Steam," vol. 12, no. 2, pp. 79–88, 2008.
- [24] E. Quiroz-Pérez, R. Vázquez-Román, F. Castillo-Borja, and R. Hernández-Barajas, "A CFD model for the FCC feed injection system," *Fuel*, vol. 186, pp. 100–111, 2016.
- [25] T. . Shih, W. . Liou, A. Shabbir, Z. Yang, and J. Zhu, "A New k- Eddy Viscosity Model for High Reynolds Number Turbulent Flows -- Model Development and Validation," *NASA TM*, vol. 106721, 1994.
- [26] E. . Michaelides, *Particles, bubbles, & drops. Their motion, heat and mass transfer*. Word Scientific Publishing, 2006.
- [27] W. A. Sirignano, *Fluid dynamics and Transport of droplets and sprays*. Cambridge University Press, 1999.
- [28] W. E. Ranz and W. R. Marshall, "Evaporation from drops. Parts I & II.," *Chem. Eng. Progr*, vol. 48, no. 22, pp. 141–173, 1952.
- [29] D. . Spalding, "A standard formulation of the steady convective mass transfer problem," *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 1, no. 2–3, pp. 192–207, 1960.
- [30] A. H. Lefebvre, *Atomization and sprays*. Edwards Brothers, Inc., 1989.
- [31] P. Rosin and E. Rammler, "The Laws Governing the Fineness of Powdered Coal," *Fuel*, vol. 7, no. 31, pp. 29–36, 1933.
- [32] A. G. Bailey, W. Balachandran, and T. J. Williams, "The rosin-rammler size distribution for liquid droplet ensembles," *J. Aerosol Sci.*, vol. 14, no. 1, pp. 39–46, 1983.
- [33] L. M. Popplewell, O. H. Campanella, M. D. Normand, and M. Peleg, "Description of normal, log-normal and Rosin-Rammler particle populations by a modified version of the beta distribution function," *Powder Technol.*, vol. 54, no. 2, pp. 119–125, 1988.
- [34] P. González-Tello, F. Camacho, J. M. Vicaria, and P. A. González, "A modified Nukiyama-Tanasawa distribution function and a Rosin-Rammler model for the particle-size-distribution analysis," *Powder Technol.*, vol. 186, no. 3, pp. 278–281, 2008.
- [35] Q. Chen, K. Thu, T. D. Bui, Y. Li, K. C. Ng, and K. J. Chua, "Development of a model for spray evaporation based on droplet analysis," *Desalination*, vol. 399, pp. 69–77, 2016.

- [36] Y. Hou, Y. Tao, X. Huai, and Z. Guo, "Numerical characterization of multi-nozzle spray cooling," *Appl. Therm. Eng.*, vol. 39, pp. 163–170, 2012.
- [37] S. Hossainpour and A. R. Binesh, "Investigation of fuel spray atomization in a DI heavy-duty diesel engine and comparison of various spray breakup models," *Fuel*, vol. 88, no. 5, pp. 799–805, 2009.
- [38] G. Tieyu, X. Xun, Z. Nan, and F. Baitao, "Experimental Investigation on the Performance of Desuperheater in Power Plant," *2011 Int. Conf. Comput. Distrib. Control Intell. Environ. Monit.*, pp. 735–739, 2011.

Apéndice A

Variables y Símbolos

Literal	Descripción	Unidades
A	Área transversal del tubo	L^2
A_s	Área superficial de la gota	L^2
B	Numero de Spalding	-
C_p	Calor específico	$M^2L^2T^{-2}\theta^{-1}$
D	Diámetro de la gota	L
d	Diámetro de tubería	L
h	Entalpia	L^2T^2
ℓ	Distancia después de la inyección	L
m	Masa	M
Nu	Número de Nusselt	-
Oh	Número de Ohnesorge	-
P	Presión absoluta	$ML^{-1}T^{-2}$
q	Coefficiente de dispersión	-
Re	Número de Reynolds	-
Sc	Número de Schmidt	-
Sh	Número de Sherwood	-
T	Temperatura	θ
t	Tiempo	T
V	Volumen	L^3
v	Velocidad	LT^{-1}
X	Calidad de flujos	-
x	Título de vapor	-

Símbolo griego	Descripción	Unidades
β	Relación de diámetros	-
θ	Angulo	$^\circ$
μ	Viscosidad dinámica	$ML^{-1}T^{-1}$
ρ	Densidad	ML^{-3}
σ	Tensión superficial	T^{-2}
τ	Escalas de tiempo	T

M: unidades de masa, L: unidades de longitud, T: unidades de tiempo, θ : unidades de temperatura

Subíndice	Descripción
<i>A</i>	Axial
<i>b</i>	Cuerpo
<i>c</i>	Crítico
<i>e</i>	Eddy
<i>f</i>	Fase líquida
<i>i</i>	Interior
<i>in</i>	Entrada
<i>inj</i>	Inyecciones
<i>o</i>	Exterior
<i>out</i>	Salida
<i>p</i>	Partícula
<i>R</i>	Radial
<i>s</i>	Superficie
<i>r</i>	Relativa
<i>sat</i>	Saturación
<i>T</i>	Tangencial
<i>t</i>	Turbulento
<i>v</i>	Fase gaseosa
<i>0</i>	Inicial

Apéndice B

Independencia de Malla y Convergencia

Para asegurar que la solución de las simulaciones es necesario realizar un estudio de independencia de malla que permita seleccionar la malla que arroje el menor porcentaje de error en alguna variable de respuesta que se evalúe. Todas las mallas cumplen con la calidad suficiente para asegurar que la solución es correcta y precisa, con valor cercano a 1.00 para la ortogonalidad y ángulos de *skewness* menores al 85° como lo marca la guía del software [18].

En este caso se realizó el análisis con tres tipos de malla diferentes: *trimmed* (cubos), poliedros y tetraedros, con tres diferentes tamaños de celda base como se muestra en la *Tabla B*. Se evaluó la temperatura a la salida de la mezcla para el caso de $X_{in} = 0.889$.

Tabla B. Mallas generadas y sus características.

	Trimmed			Poliedros			Tetraedros		
Tamaño base (m)	0.08	0.014	0.008	0.08	0.014	0.008	0.08	0.014	0.008
No. de celdas	7,340	340,602	1'576,240	36,388	345,029	1'703,017	31,892	684,419	3'701,892
T_{out} (K)	584.55	585.96	591.65	639.65	589.68	588.92	586.85	588.82	588.58

Como se muestra en la *Figura B.1*, que la temperatura de salida converge entre la malla intermedia y la más fina conformada por poliedros con un menor número de elementos, evaluando el error que arroja el 0.13%.

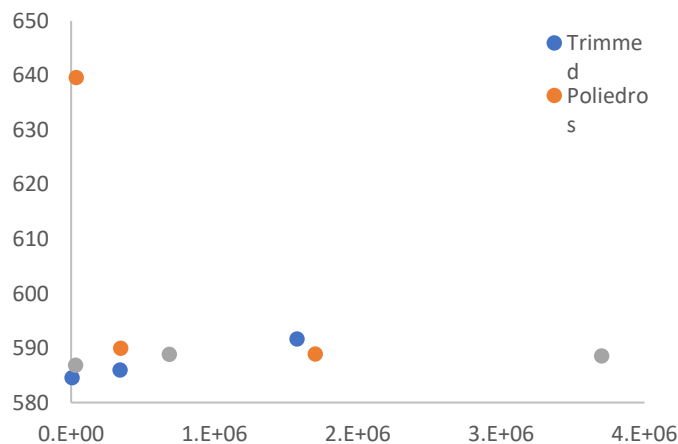


Figura B.1. Independencia de malla.

Adicionalmente se consideró la rapidez de convergencia tomando la T_{out} como el criterio a monitorear, el caso de la solución por la malla de poliedros con un tamaño de celda de 0.014m se seleccionó en base al análisis de independencia y a que converge a las 5500 iteraciones (*Figura B.2*),

en comparación con las 35,000 que requiere la malla con el mismo tamaño de celda formada por tetraedros.

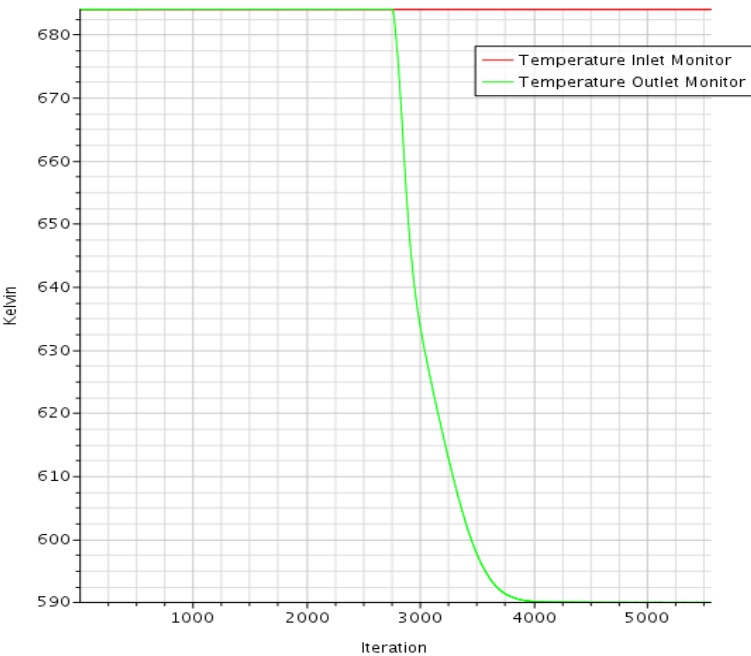


Figura B.2. Convergencia de T_{out} .