METODOLOGÍA PARA LA SIMULACIÓN DEL FLUJO MULTIFÁSICO EN UN ATOMIZADOR OSPREY DE GAS CONFINADO

ANGELA MARIA AREVALO HURTADO

UNIVERSIDAD DEL VALLE
FACULTAD DE INGENIERÍA
ESCUELA DE INGENIERÍA MECÁNICA
SANTIAGO DE CALI
2012

METODOLOGÍA PARA LA SIMULACIÓN DEL FLUJO MULTIFÁSICO EN UN ATOMIZADOR OSPREY DE GAS CONFINADO

ANGELA MARIA AREVALO HURTADO

Tesis para optar por el título de Magister

Director
Jairo Antonio Valdés Ph.D.

Codirector
Guillermo Andrés Jaramillo Ms.c.

UNIVERSIDAD DEL VALLE
FACULTAD DE INGENIERÍA
ESCUELA DE INGENIERÍA MECÁNICA
SANTIAGO DE CALI
2012

Nota de aceptación

_____

_____

_____

_____

_____

_____

_____

Firma del presidente del jurado

_____

Firma del jurado

_____

Firma del jurado

DEDICATORIA

A mi director el profesor Jairo Antonio Valdés, por su confianza en la realización de este trabajo.

Al Grupo de Investigación de Dinámica de Fluidos de la Escuela de Ingeniería Mecánica de la Universidad del Valle, y especialmente a mi codirector el profesor Guillermo Andrés Jaramillo por su motivación, apoyo y colaboración continua durante la ejecución de este proyecto.

A la Escuela de Ingeniería Mecánica de la Universidad del Valle por su confianza.

A Daniel Fernando Atheortua por su motivación y colaboración.

CONTENIDO

LISTADO DE TABLAS VIII

LISTADO DE FIGURAS X

NOMENCLATURA XIII

RESUMEN 16

1. INTRODUCCIÓN 17

1.1 DESCRIPCIÓN DEL PROBLEMA 17

1.2 OBJETIVO GENERAL DEL PROYECTO 19

1.3 OBJETIVOS ESPECÍFICOS DEL PROYECTO 20

1.4 ESQUEMA DEL DOCUMENTO 20

2 MARCO TEÓRICO 22

2.1 DESCRIPCIÓN CUALITATIVA DE LA ATOMIZACIÓN 22

2.2 TIPOS DE ATOMIZADORES 25

2.3 DESCRIPCIÓN FÍSICA DEL PROCESO DE ATOMIZACIÓN 29

2.4 REGÍMENES DE ATOMIZACIÓN 35

2.4.1 Chorro cilíndrico inyectado en un gas en reposo: 35

2.4.2 Chorro cilíndrico asistido con gas coaxial. 39

2.5 ESTABILIDAD DEL CHORRO 45

2.5.1 Inestabilidad por cortante en la interfase: 46

2.5.2 Capa de vorticidad delgada: Límite de Kelvin-Helmholtz ($We \ll 1$) 47

2.5.3 Capa de vorticidad diferente de cero: Límite de Rayleigh ($We \gg 1$) 48

2.5.4 Inestabilidad tranversal: 49

2.5.5 Inestabilidad de Rayleigh Taylor: 50
2.6 ECUACIONES FUNDAMENTALES 51
2.6.1 Conservación de masa: 53
2.6.2 Conservación de momentum: 53
2.6.3 Conservación de energía: 54
2.7 MODELOS DE TURBULENCIA 55
2.7.1 Large Eddy Simulation - LES 56
2.7.2 Modelos basados en las ecuaciones de Navier-Stokes promediadas por Reynolds (RANS): 56
2.7.3 Simulación Numérica Directa 59
2.8 MODELAMIENTO DE UN MEDIO MULTIFÁSICO: 59
2.8.1 Métodos tipo volumen de fluido (VOF): 61
2.8.2 Métodos de curvas de nivel (level set): 63
3 MODELAMIENTO DEL FENÓMENO DE ATOMIZACION 65
4 SIMULACIONES Y RESULTADOS 76
4.1 CONSTRUCCIÓN DE LA MALLA: 80
4.2 SIMULACIONES MONOFÁSICAS: 81
4.3 SIMULACIONES DE INYECCIÓN DE AGUA EN AIRE EN REPOSO 86
4.4 SIMULACIONES DE FLUJO COAXIAL AGUA-AIRE: 91
4.5 SIMULACIÓN GAS-METAL 98
4.6 ANÁLISIS DE SENSIBILIDAD 102
4.7 CORRELACIÓN DE SIMULACIONES CON DATOS DE LA BIBLIOGRAFÍA 112

4.8 INDEPENDENCIA DE MALLA 114
5 DISCUSION DE RESULTADOS 116
6 PROPUESTA DE LA METODOLOGÍA 130
7 CONCLUSIONES Y TRABAJOS FUTUROS 136
TRABAJOS FUTUROS 143
8 BIBLIOGRAFÍA 145
9 ANEXOS 152
9.1 ESQUEMA DEL FLUJO A LA SALIDA DE UN ATOMIZADOR 152
9.2 TABLAS DE PROPIEDADES ESTAÑO LÍQUIDO 152

LISTADO DE TABLAS

Tabla 1: Etapas del proceso de atomización 24
Tabla 2. Resumen regímenes de atomización para el caso de un chorro líquido inyectado en un gas en reposo [1,14]..... 38
Tabla 3. Correlaciones para la longitud de ruptura en atomizadores asistidos con gas 45
Tabla 4. Clasificación de la bibliografía 66
Tabla 5. Descripción de simulaciones de la literatura y sus resultados. 71
Tabla 6. Listado de artículos para la construcción de simulaciones y su validación. 75
Tabla 7. Características de las simulaciones construidas. 78
Tabla 8. Resumen de los resultados de las simulaciones número 1, 2 y 3. Los puntos negros corresponden a los resultados presentados por Ting y Anderson [3], y los azules corresponden a los resultados obtenidos en las simulaciones del presente trabajo..... 85
Tabla 9. Malla y condiciones de frontera simulaciones 4 y 5 (de acuerdo a la Tabla 7) 86
Tabla 10. Comparación de los resultados obtenidos de la simulación de atomización de agua con flujo de aire coaxial..... 95
Tabla 11. Error entre la longitud de ruptura calculada y la obtenida en las simulaciones.. 97
Tabla 12. Propiedades metal líquido utilizadas en la simulación 101
Tabla 13. Factores y niveles para el diseño de experimentos virtuales. 103
Tabla 14. Combinaciones de factores y niveles a simular 104
Tabla 15. Análisis de varianza para el modelo de superficie de respuesta cuadrático..... 105
Tabla 16. Coeficientes del polinomio para la longitud supersónica 107
Tabla 17. Coeficientes del polinomio para la presión de estancamiento 109
Tabla 18. Correlación de los resultados para la presión de estancamiento 112
Tabla 19. Correlación de los resultados para la longitud supersónica 113
Tabla 20. Independencia de malla para el caso monofásico con Argón. 114

Tabla 21. Boquilla de flujo coaxial estudiadas por Eroglu *et al*. en su trabajo de atomización de agua [21]. 122
Tabla 22. Comparación de resultados con los modelos de turbulencia SST y RSM. 124
Tabla 23. Variaciones en el flujo debido a variaciones en el atomizador..... 127
Tabla 24. Metodología para la simulación multifásica en un atomizador de metal..... 133
Tabla 25. Densidad para el estaño líquido [66]..... 152
Tabla 26. Tensión superficial para el estaño líquido [66]..... 153
Tabla 27. Temperatura de fusión para el estaño [66]..... 153
Tabla 28. Conductividad térmica estaño líquido [67]..... 153
Tabla 29. Calor específico estaño líquido [68] 153
Tabla 30. Viscosidad estaño líquido [69]..... 154

LISTADO DE FIGURAS

Figura 1. Diagrama simplificado de tipos de atomizadores 26
Figura 2. Esquema de los tipos de atomizadores presentados en el diagrama. (a) Atomizador por presión [7]. (b) Atomizador por fuerza centrífuga [11]. (c) Atomizador de doble fluido [12] 26
Figura 3. Atomizador de caída libre y de gas confinado para la generación de polvos de metal y formación por spray [9]. 28
Figura 4. Clasificación de los regímenes de desintegración propuesta por Reitz [17]. 36
Figura 5. Ejemplo de chorros observados experimentalmente. (a) Régimen de Rayleigh. (b) Primer régimen inducido por el viento. (c) Segundo régimen inducido por el viento. (d) Régimen de atomización. [7] 38
Figura 6.- Ruptura tipo Rayleigh axisimétrico (UL=4,35 m/s; Ug=32,4 m/s) [19] 40
Figura 7. Ruptura tipo Rayleigh no axisimétrico (UL=5 m/s; Ug= 45,8 m/s) [19] 41
Figura 8. Ruptura vía ligamentos tipo membrana (UL= 1,4 m/s; Ug= 45,8 m/s) [19] 41
Figura 9. Ruptura vía ligamentos tipo fibra (UL=0,6 m/s, Ug=35 m/s) [20] 42
Figura 10. Submodo de desintegración de super-pulsación (diámetro de salida del chorro = 1mm) [19] 44
Figura 11. Esquema de la aproximación constante a una capa debida a cortante; la interfase está ubicada en y=0 [23] 47
Figura 12. Esquema de la inestabilidad tipo Kelvin-Helmholtz [24] 48
Figura 13. Perfil de velocidad lineal en la interfase [20] 48
Figura 14. Desarrollo de la inestabilidad transversal [20] 49
Figura 15. Formación de ligamentos a partir de la membrana [20] 50
Figura 16. Aceleración sobre la interfase [20] 50
Figura 17. Esquema de la formación y alargamiento de un ligamento [20] 51

Figura 18. Diagrama de bloques modelos de turbulencia 58
Figura 19. Distribución de la fracción de volumen para el VOF [31] 61
Figura 20. Refinamiento de malla. 80
Figura 21. Malla y condiciones de frontera primeras tres simulaciones. 81
Figura 22. Magnitud de velocidad por medio de contornos para 0,69MPa (a), 2,07MPa (b), 3,45MPa (c). 82
Figura 23. Esquema de un chorro circular turbulento (a), detalle perfil de velocidad (b) [62] 87
Figura 24. Velocidad axial en el eje de simetría (simulación número 4) 88
Figura 25. Velocidad axial a diferentes distancias radiales del eje de revolución (simulación No. 4) 88
Figura 26. Velocidad axial en el eje de simetría (simulación número 5) 89
Figura 27. Velocidad axial a diferentes distancias radiales del eje de revolución (simulación No. 5) 89
Figura 28. Distribución de la velocidad axial a diferentes distancias de la boquilla en forma adimensional simulación No. 4 (a), simulación No. 5 (b). 90
Figura 29. Longitud de ruptura promedio en un flujo coaxial de gas como función de del número de Weber Weg y el número de Reynolds ReL 93
Figura 30. Malla y condiciones de frontera para modelos de atomización de agua con flujo de aire coaxial. 94
Figura 31. Malla y condiciones de frontera para modelo de atomización de estaño con flujo de aire coaxial. 98
Figura 32. Fotografía de Schlieren para una presión de 4,5MPa (a), esquema del campo de flujo para el caso de estela abierta (b). 99
Figura 33. Resultados de la simulación (a) Perfil de densidad, (b) perfil de velocidad. 99
Figura 34. Superposición de imágenes. Perfil de densidad obtenido en la simulación (en el fondo) y Fotografía de Schlieren (al frente) para una presión de 4,5MPa. 100
Figura 35. Fracción de volumen para un atomizador de metal 102

Figura 36. Superficie (a) y mapa de contornos (b) para la longitud supersónica..... 109
Figura 37. Superficie (a) y mapa de contornos (b) para la presión de estancamiento 110
Figura 38. Gráfico de Normalidad para los residuales estadísticos de la longitud supersónica..... 111
Figura 39. Gráfico de Normalidad para los residuales estadísticos de la presión de estancamiento..... 111
Figura 40. Curvas de independencia de malla para el caso monofásico con Argón..... 115
Figura 41. Estructura del flujo obtenido con y sin ingreso de metal [48]..... 118
Figura 42. Boquilla del atomizador con tubos de Hartmann [52]..... 121
Figura 43. Relación entre la longitud de ruptura y los números adimensionales Re y We. 126
Figura 44. (a) Boquilla convergente, (b) boquilla convergente-divergente [48]. 131
Figura 45. Modelos de atomización primaria (a) tipo membrana, (b) tipo fuente [48]. .. 134
Figura 46. Fracción de volumen para (a) chorro con forma de placa[29], (b) chorro con forma de fuente [36]..... 135
Figura 47. Descripción esquemática de la zona de recirculación, para el caso de estela abierta [59] 152

NOMENCLATURA

Letras romanas

Símbolo	Definición
D	Diámetro del chorro líquido
e	Energía interna específica
E	Energía total
h	Entalpía específica
H	Entalpía total
k	Energía cinética del campo turbulento fluctuante
L_C	Longitud de ruptura
Re	Número de Reynolds
Oh	Número de Ohnesorge
p	Presión estática instantánea
P	Presión estática promedio
S_{ij}	Tensor de rata de deformación
t	Tiempo
t_{ij}	Tensor de esfuerzos viscosos
T	Temperatura
u_i	Velocidad instantánea en notación indicial
$\widetilde{u_i}$	Velocidad promediada de Favre en notación indicial
$\tilde{u}$	Velocidad promediada de Favre en notación simbólica
u', v', w'	Componentes de la velocidad fluctuante en las direcciones x, y, z
u'', v'', w''	Componentes de la velocidad fluctuante de Favre en las direcciones x, y, z
$\overline{u_i' u_j'}$	Promedio en el tiempo de la velocidad fluctuante

U	Velocidad media del fluido
We	Número de Weber
x_i	Vector de posición en notación indicial

Letras griegas

Símbolo	Definición
α	Fracción de volumen
δ	Espesor de capa de vorticidad
δ_{ij}	Delta de Kronecker
κ	Conductividad térmica
λ	Longitud de onda
μ	Viscosidad molecular
μ_T	Viscosidad turbulenta
ρ	Densidad
σ	Tensión superficial
ς	Segundo coeficiente de viscosidad
τ_{ij}	Tensor de esfuerzos de Reynolds
φ	Función de curvas de nivel

Subíndices

Símbolo	Definición
g	Gas
L	Líquido

Otros

Sobre cualquier variable, Q

Símbolo	Definición
$\bar{Q}$	Valor medio de Q
Q'	Valor fluctuante en el tiempo de Q
Q''	Parámetro Q fluctuante de Favre
$\tilde{Q}$	Propiedad Q promediada de Favre

RESUMEN

El proceso de formación por spray o también denominado proceso Osprey puede ser dividido en tres etapas, la primera es la etapa de atomización del fluido (en este caso, metal), la segunda es la etapa del spray y la tercera etapa es la de impacto. En este trabajo se aborda únicamente la primera etapa, la de desintegración del metal líquido. El proceso de atomización de metal es un proceso complejo, debido a que involucra altos gradientes de temperatura, altas velocidades relativas (ondas de choque), fenómenos de ruptura y fenómenos de solidificación, por esta razón, en los últimos años se ha abordado principalmente desde los enfoques experimental y numérico.

En este trabajo se presenta una metodología para la simulación de un atomizador de metal de gas confinado por medio de CFD (Dinámica de fluidos computacional). Para la construcción de esta metodología se implementaron simulaciones monofásicas (solo Argón y sólo Aire), bifásicas con una sola fase en movimiento (agua inyectada en aire en reposo), bifásicas con las dos fases en movimiento (agua atomizada con flujo de aire coaxial) y una simulación gas-metal. En este trabajo se presentan los resultados obtenidos en estas simulaciones, así como un diseño de experimentos virtuales implementado con el fin de establecer la sensibilidad de los resultados, antes variaciones en las condiciones de operación o características geométricas del atomizador. También se presenta una correlación entre los resultados obtenidos de las simulaciones, contra resultados experimentales y/o numéricos de la literatura.

Palabras claves: atomizador, inestabilidad, gas confinado, atomización de metal, CFD, diseño de experimentos virtuales.

1. INTRODUCCIÓN

1.1 DESCRIPCIÓN DEL PROBLEMA

Las inversiones en el proceso de formación por spray, también denominado proceso Osprey, se han incrementado en los últimos años, debido a las ventajas que presentan las piezas formadas por este método, respecto a las obtenidas por métodos de maquina tradicionales. Las principales características de las piezas fabricadas por medio del proceso Osprey están asociadas a la fina y homogénea microestructura que se obtiene, mejorando algunas propiedades de los materiales como: resistencia mecánica, dureza y resistencia a la corrosión, entre otras.

Debido a estas ventajas, se considera necesario trabajar en busca de la implementación nacional de este procedimiento de fabricación, lo que apunta no sólo a la independencia tecnológica en el desarrollo de nuevos materiales (puros o compuestos), sino también a un desarrollo tecnológico sostenible al posibilitar el uso de materiales con propiedades excepcionales, de fabricación nacional.

El proceso Osprey puede ser dividido en tres etapas, la primera es la etapa de desintegración del fluido o atomización y es la etapa en la que se presenta la ruptura de la fase líquida continua en pequeñas gotas (del orden de micras). La segunda es la etapa del spray corresponde al flujo de gotas rodeadas por un gas, incluyendo la atomización secundaria del fluido. La tercera etapa es la de impacto, y corresponde al impacto de las gotas contra una superficie sólida o líquida, la compactación y crecimiento del fluido de impacto o masa de fundido.

De estas tres etapas, la etapa de atomización es considerada la más determinante al momento de buscar tamaños de partícula pequeños. Además, el proceso de atomización de

metal permite obtener gotas para ser empleadas posteriormente bien sea para la formación por spray, en recubrimientos de metal o en pulvimetalurgia (una vez se solidifican). Debido a la alta complejidad asociada al proceso completo de atomización, para la realización de este proyecto se seleccionó únicamente la etapa de atomización.

La atomización es un proceso comúnmente utilizado cuando se requiere obtener una fase dispersa a partir de una fase continua. Una de las aplicaciones más ampliamente estudiadas es la atomización de combustibles líquidos, para su aplicación en procesos de combustión. La efectividad de este tipo de combustión depende en gran medida de la efectividad de la atomización para incrementar el área superficial del combustible. En la mayoría de los sistemas de combustión, la reducción en el tamaño medio de la gota es deseable por conducir a mejores resultados del proceso, además se considera importante la distribución del tamaño de gota en el spray[1].

Estas características del proceso de atomización de combustibles también son relevantes en el caso de la atomización de metal, sin embargo no se cuenta con una amplia literatura al respecto en este campo (atomización de metal), por esto se considera pertinente emplear información obtenida del análisis de procesos de combustión, como punto de partida. Teniendo en cuenta que no se puede dejar de lado las grandes diferencias que existen entre estas dos aplicaciones. Debidas principalmente a la alta temperatura del material fundido y a los altos gradientes de temperatura entre el metal (caliente) y el gas de atomización (a temperatura ambiente)[2], que conllevan a cambios considerables en las propiedades del metal (densidad, viscosidad y tensión superficial). Mientras que estos cambios drásticos no son tenidos en cuenta en el caso de los combustibles. Además en el caso de atomización de combustibles se involucra la evaporación, mientras que en los metales, se involucra la solidificación parcial o total de las gotas.

Las características deseables en el spray para el proceso Osprey son un tamaño de gota pequeño distribuido homogéneamente.

En los últimos años, se han realizado diferentes estudios principalmente experimentales y numéricos, dirigidos a una o más etapas del proceso de atomización de líquidos. Los de tipo experimental se realizan con base en técnicas como: las imágenes ópticas de Schlieren, cámaras de alta velocidad, anemometría de fase doppler, entre otras. Por otro lado, los estudios numéricos se realizan a través de simulaciones, bien sea por simulación numérica directa (Direct Numerical Simulation - DNS) o por dinámica de fluidos computacional (Computational Fluids Dynamics - CFD).

El uso de técnicas numéricas en el diseño de atomizadores ha permitido evaluar el desempeño de diferentes configuraciones geométricas y condiciones de operación, buscando alcanzar una mayor eficiencia y control del proceso de atomización, que de otra forma implicarían numerosos experimentos, que no sólo implicarían un alto costo, sino también un alto consumo en tiempo.

Debido a la alta complejidad asociada al proceso de atomización de metal, muchos de los estudios realizados con CFD, simulan el proceso de atomización, teniendo en cuenta sólo el gas [3,4,5,6]. Esta simplificación, se encuentra en trabajos realizados por numerosos investigadores quienes presentan simulaciones del flujo de gas, sin incluir el líquido a atomizar. Sin embargo, no es común encontrar estudios multifásicos del proceso de atomización de metal. Además no se cuenta con una metodología que facilite la construcción de una simulación de este tipo. Por esta razón, se considera útil el desarrollo de una propuesta metodológica para la simulación gas-metal.

1.2 OBJETIVO GENERAL DEL PROYECTO

Desarrollar una metodología para la simulación del flujo multifásico presente en un atomizador de Osprey de gas confinado, a partir de la identificación y caracterización de los fenómenos de transporte asociados, mediante el uso de CFD.

1.3 OBJETIVOS ESPECÍFICOS DEL PROYECTO

- Definir las características de la estructura del flujo presente en un atomizador Osprey a partir de condiciones de operación como: flujos másicos de metal y gas, presión del gas, entre otras, de atomizadores Osprey con gas a alta presión, encontrados en la literatura.

- Identificar criterios que permitan simplificar la simulación numérica del flujo multifásico de un atomizador Osprey de gas confinado.

- Evaluar la sensibilidad de los resultados de las simulaciones ante los cambios en las condiciones de operación y en las características geométricas del atomizador.

- Correlacionar los resultados de una propuesta de simulación numérica del proceso de atomización Osprey, con resultados obtenidos en pruebas experimentales y/o bibliografía disponible.

- Construir una metodología que permita implementar una simulación de flujo multifásico de un proceso de atomización, orientada a la evaluación del diseño de un atomizador Osprey de gas confinado.

1.4 ESQUEMA DEL DOCUMENTO

Este documento tiene como objetivo presentar no sólo la propuesta metodológica para la simulación multifásica de un atomizador de metal, sino también presentar la forma como fue desarrollada esta metodología. Con este fin, el documento ha sido dividido en siete capítulos principales, siendo este el primer capítulo.

En el segundo capítulo se presenta el marco teórico, incluyendo una descripción cualitativa del proceso de atomización; una clasificación de los tipos de atomizadores, una presentación simplificada de las inestabilidades que son observadas en un chorro, y una presentación de los regímenes de atomización comúnmente identificados en la literatura. Además, se presentan de forma resumida los modelos de turbulencia utilizados con mayor frecuencia y conocimientos básicos del modelamiento de un medio multifásico.

En el tercer capítulo denominado "Modelamiento del fenómeno de atomización", se presenta una clasificación de la bibliografía y una recopilación de los supuestos y resultados de los modelos de simulación encontrados en la literatura. En el cuarto capítulo denominado "Simulaciones y resultados", se presentan las características de las diferentes simulaciones construidas como parte de este proyecto. En este capítulo se abordan simulaciones monofásicas, simulaciones de agua inyectada en aire en reposo, simulaciones con flujo coaxial agua-aire y una simulación con flujo gas-metal. Además se presenta un análisis de sensibilidad de los resultados de las simulaciones ante variaciones en la presión de alimentación y/o en el diámetro externo del tubo de alimentación de metal.

En el quinto capítulo se presenta la discusión de resultados obtenidos a partir de las simulaciones, además de establecer los diferentes tipos de simplificaciones utilizadas para su construcción. En el sexto capítulo se presenta la propuesta metodológica para la simulación de un atomizador de metal. La parte central de este capítulo es un diagrama de flujo que resume la metodología propuesta. Finalmente, en el séptimo capítulo se presentan las conclusiones obtenidas a partir de este proyecto y los trabajos futuros propuestos.

2 MARCO TEÓRICO

Este capítulo, está dividido en siete partes, en la primera se presenta una descripción cualitativa del proceso de atomización; en la segunda una clasificación de los tipos de atomizadores. En la tercera parte se hace una presentación simplificada de las inestabilidades observadas en un chorro, y en la cuarta se hace una presentación de los regímenes de atomización comúnmente identificados en la literatura.

En la quinta parte se presentan unos conocimientos básicos del modelamiento de un medio multifásico, en la sexta se presentan las ecuaciones fundamentales para el caso de atomización y finalmente en la última parte (séptima) se presenta una descripción simplificada de los modelos de turbulencia disponibles en el software ANSYS FLUENT ®.

2.1 DESCRIPCIÓN CUALITATIVA DE LA ATOMIZACIÓN

El proceso de atomización consiste en el rompimiento de una fase continua de líquido en gotas individuales que evolucionan en un medio gaseoso. La atomización hace referencia específica a la formación de gotas con diámetros mucho menores que el diámetro del chorro original. Cada gota tiene su propio diámetro y velocidad y puede chocar o unirse con otras gotas [1].

Diversos procesos industriales involucran el uso de líquidos dispersos en una fase continua (sprays). Como es el caso de recubrimientos para aplicaciones farmacéuticas, preparación de mezclas para combustión, pinturas industriales, aplicaciones en agricultura (control de plagas, riego, etc.), aplicaciones metalúrgicas (fabricación de polvos, formación por spray, recubrimientos, etc.), entre otros[7].

Comúnmente la entrada del líquido tiene forma de chorro o de lámina, y su desintegración ocurre debido a una perturbación de la tensión superficial que consolida al líquido, por medio de la acción de una fuerza interna (por la energía cinética del propio líquido) o externa, bien sea por su exposición ante aire o gas a alta velocidad, o como resultado de la aplicación externa de energía mecánica a través de rotación o vibración [1].

La atomización de un líquido puede ser resumida como la sucesión de las siguientes tres etapas: (a) la salida del flujo líquido, (b) la atomización primaria y (c) la atomización secundaria. La atomización primaria cubre desde la primera deformación del flujo líquido hasta la primera producción de fragmentos de líquido aislados, y la atomización secundaria cubre desde el rompimiento de los primeros fragmentos de líquido (obtenidos en la atomización primaria), hasta la obtención de gotas estables[7]. A partir del mapa de Reitz (Figura 4) es posible establecer si se presenta o no atomización secundaria, como se verá en la sección 2.4.

Cuando un chorro líquido emerge de una boquilla como un fluido continuo de forma cilíndrica, se establece una competencia en la superficie entre las fuerzas de cohesión y las de perturbación dando lugar a inestabilidades y oscilaciones. Bajo condiciones favorables, las oscilaciones son amplificadas y el líquido se desintegra en gotas. Este proceso se conoce como atomización primaria. Si las gotas formadas exceden el tamaño crítico, después se desintegran en gotas más pequeñas en un proceso que se conoce como atomización secundaria[8].

Tan pronto como el líquido entra en contacto con el gas, aparecen deformaciones en la interface líquido-gas; estas deformaciones se deben principalmente a las inestabilidades que son producto del efecto cortante que se presenta en la superficie del líquido a causa de la velocidad relativa entre ambos fluidos. Estas deformaciones crecen con el tiempo y el espacio, y eventualmente resultan en la separación de fragmentos de líquido del flujo principal, esta etapa se conoce como atomización primaria [7].

Después, los fragmentos aislados de líquido también se distorsionan y desintegran en elementos más pequeños, repitiéndose este proceso hasta obtener gotas estables, esta etapa se conoce como atomización secundaria. Las gotas estables se obtienen cuando se alcanza el tamaño crítico de gota, es decir, cuando las fuerzas de tensión superficial son lo suficientemente grandes para asegurar la cohesión del fragmento líquido [7].

En la Tabla 1, se presentan las tres etapas antes mencionadas, una descripción simplificada de cada una y una imagen que representa lo que ocurre físicamente en cada una de las etapas. Para mayor claridad sobre esta división, referirse al artículo de Dumouchel [7].

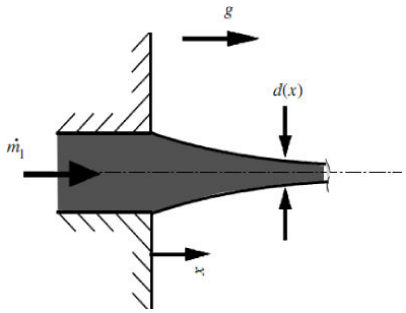
ETAPA		DESCRIPCIÓN	IMAGEN	REFE-RENCIA
1	Salida del flujo líquido	Salida del líquido a través de la boquilla, debido a la fuerza gravitacional.		[9]
2	Atomización Primaria	Iniciación y crecimiento de las inestabilidades, hasta generar la ruptura en grandes fragmentos.		[2]
3	Atomización secundaria	Ruptura sucesiva de los fragmentos hasta obtener gotas estables		[9]

Tabla 1: Etapas del proceso de atomización

La importancia relativa de cada etapa del proceso de atomización depende de la energía inicial del flujo del líquido. Para el caso de energía inicial baja, la atomización primaria puede ser suficiente para producir gotas estables o puede producir fragmentos de líquido grandes que pueden sufrir una segunda atomización. Para el caso de energía inicial alta, la atomización secundaria ejerce una influencia dominante en las características del spray final [7]. Por lo tanto, el rango final de tamaño de gotas producidas en un spray depende no sólo del tamaño de las gotas producidas en la atomización primaria, sino también de la desintegración que ocurre durante la atomización secundaria [1].

El rompimiento de chorros líquidos usualmente se basa en la hipótesis de que una perturbación se propaga a lo largo del chorro e incrementa su amplitud hasta el punto de ruptura [10]. La atomización primaria se modela considerando una creciente onda de inestabilidad en la interface líquido-gas o una combinación entre las perturbaciones debidas a la turbulencia (condición inicial del líquido) y la inestabilidad producida por efectos aerodinámicos[8].

El desarrollo del chorro y el crecimiento de las pequeñas perturbaciones que eventualmente conducen a la desintegración, son de gran importancia para determinar la forma del spray resultante, así como sus características (caída de velocidad, distribuciones de tamaño de gota como funciones del tiempo y del espacio, entre otras). Todas estas características dependen de un gran número de variables, entre ellas, la geometría de la boquilla, las propiedades físicas del líquido a atomizar, y las propiedades físicas, características de turbulencia, y condiciones de flujo del gas circundante[1].

2.2 TIPOS DE ATOMIZADORES

Existen diferentes tipos de atomizadores con características que favorecen ciertas aplicaciones, sin embargo, los empleados con mayor frecuencia son: (a) los atomizadores por presión, (b) los atomizadores por fuerza centrífuga y (c) los atomizadores de doble

fluido [1]. En la Figura 1, se presenta un diagrama simplificado, incluyendo sólo estos tres tipos de atomizadores.

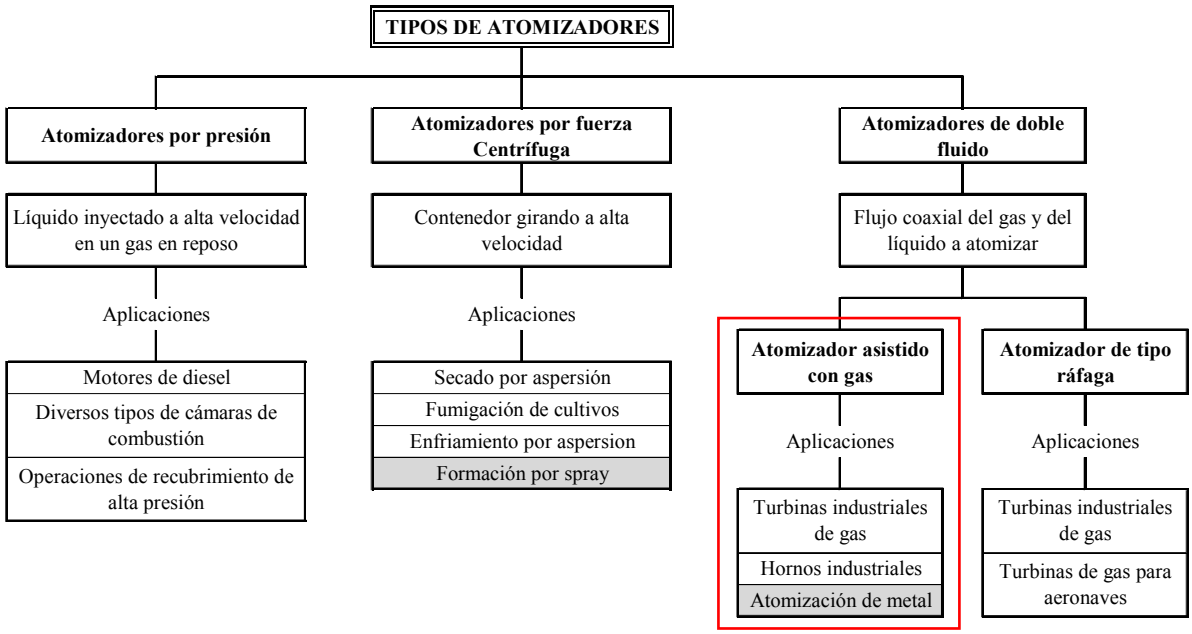
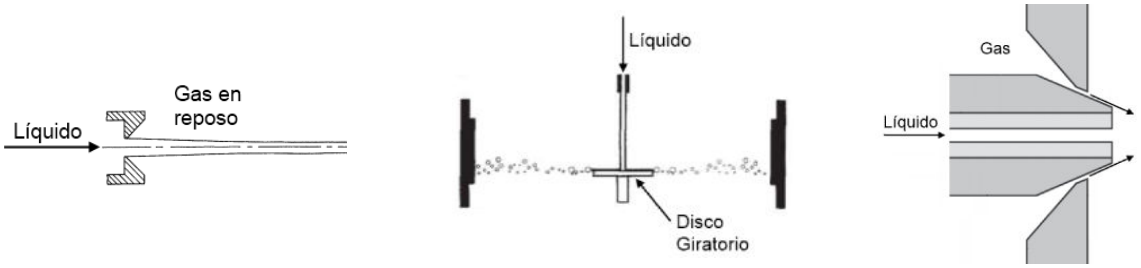


Figura 1. Diagrama simplificado de tipos de atomizadores

Los atomizadores por presión consisten en un líquido inyectado a alta velocidad en un gas en reposo. Se utilizan principalmente en aplicaciones de combustión, incluyendo turbojets, motores de diesel, y motores de cohetes, entre otros [1]. Este tipo de atomizador no se emplea en la atomización de metal.



(a) (b) (c)

Figura 2. Esquema de los tipos de atomizadores presentados en el diagrama. (a) Atomizador por presión [7]. (b) Atomizador por fuerza centrífuga [11]. (c) Atomizador de doble fluido [12]

Los otros dos tipos de atomizadores (el de fuerza centrífuga y el de doble fluido), se utilizan entre otras aplicaciones, para la formación por spray. En la atomización centrífuga, el contenedor del líquido gira a una velocidad tal que la fuerza centrífuga en la periferia vence las fuerzas de tensión superficial y de viscosidad, haciendo que el líquido se torne inestable y se fraccione, este tipo de atomizador tiene una aplicación restringida a la fabricación de anillos [11].

Finalmente, dentro de la categoría de atomizadores de doble fluido, se encuentran los atomizadores asistidos con gas y los atomizadores de ráfaga. Los atomizadores asistidos con gas, emplean pequeñas cantidades de gas a muy alta velocidad (usualmente en el régimen sónico y supersónico), es muy útil para atomizar efectivamente líquidos de alta viscosidad. Por otro lado, los atomizadores de ráfaga emplean grandes cantidades de gas que fluye a una velocidad mucho más baja (<100 m/s), son ideales para la atomización de combustibles líquidos en sistemas de combustión de flujo continuo [1].

Dentro de los atomizadores de doble fluido, sólo el asistido con gas se utiliza para la atomización de metal, debido a las altas viscosidades asociadas a los metales fundidos. Usualmente este tipo de atomizador está formado por un tubo interno para el flujo del líquido (metal fundido) y un tubo externo para el gas (gas inerte para evitar degradación del material).

Comparando el atomizador asistido con gas y el atomizador de presión, en el primero se presenta una mayor velocidad relativa entre el gas y el líquido lo que conlleva a una atomización más eficiente y más controlable, además se obtiene una longitud de ruptura menor, el tamaño de las gotas también es menor y el ángulo del spray obtenido es más amplio [10].

Como se mencionó anteriormente, para el proceso Osprey, el atomizador de fuerza centrífuga presenta restricción en cuanto a las geometrías a fabricar, porque sólo permite obtener geometrías de revolución, mientras que el atomizador asistido con gas permite una mayor variedad de geometrías.

El atomizador de interés para este trabajo es del tipo asistido con gas (señalado con rojo en la Figura 1). En este tipo de atomizador, el rompimiento de la fase continua de metal fundido ocurre principalmente debido a efectos aerodinámicos. La energía cinética del gas se usa para aumentar repentinamente la energía del metal líquido posibilitando la desintegración y la posterior generación de gotas [4].

Los atomizadores asistidos con gas se clasifican básicamente en dos tipos: el de caída libre y el de tipo confinado. La diferencia entre estos dos atomizadores radica en el lugar donde el gas y el metal líquido se encuentran. En el proceso de caída libre la distancia entre la salida del líquido y la del gas varía entre 10 cm y 30 cm, y el líquido cae sin restricción hasta la región donde ocurre la atomización (ver Figura 3) [4].

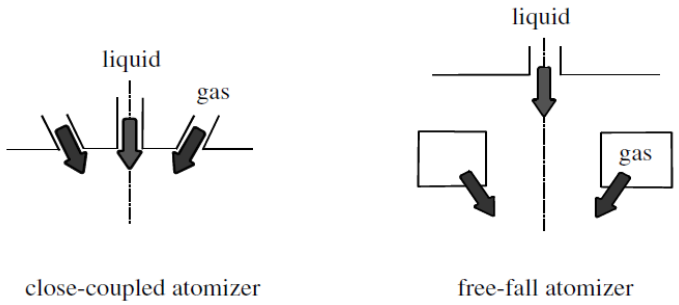


Figura 3. Atomizador de caída libre y de gas confinado para la generación de polvos de metal y formación por spray [9].

Por otro lado, en el atomizador de tipo confinado, el gas atomiza el metal fundido directamente a la salida de la boquilla (ver Figura 3), por lo tanto la energía cinética del gas que es aprovechada es mayor en comparación con los atomizadores de caída libre. Además se presenta una mejor interacción entre las dos fases del flujo (gas-líquido) y por

consiguiente se logra un mejor rompimiento de la fase líquida, permitiendo obtener diámetros de gota más pequeños [4]. Sin embargo, este proceso es difícil de implementar, debido a la falta de conocimiento del efecto de recirculación del gas en la zona de atomización y cómo ésta se relaciona con la distorsión y distribución inicial del flujo de metal que precede a la atomización [3]. Además, el atomizador confinado es más susceptible al enfriamiento del metal a la salida de la boquilla, debido a la expansión del gas que sale del atomizador cerca del flujo de metal. Este problema de enfriamiento es especialmente relevante para aplicaciones discontinuas, debido a que tiene mayor impacto en la fase inicial del proceso [9].

2.3 DESCRIPCIÓN FÍSICA DEL PROCESO DE ATOMIZACIÓN

Un chorro líquido completamente turbulento puede romperse sin la aplicación de ninguna fuerza externa, una vez que las componentes radiales de la velocidad no son limitadas por las paredes del tubo de alimentación y sólo son restringidas por la tensión superficial. El chorro se desintegra debido a que la tensión superficial tiende a llevar al líquido a una forma esférica, porque esta forma presenta la mínima energía de superficie [1].

Cuando un chorro líquido es descargado en un gas en reposo, se torna inestable y se rompe en gotas. Usando argumentos de energía de superficie, Plateau (1873) propuso que, para alcanzar un estado de mínima energía de superficie, un chorro cilíndrico de diámetro D_L debe romperse en segmentos iguales con una longitud aproximada a $4.5\ D_L$ [13].

A continuación, Rayleigh empleó el método de pequeñas perturbaciones para predecir las condiciones necesarias para causar el rompimiento de un chorro líquido a baja velocidad, usando para esto, un chorro de agua, inyectado en aire en reposo [1]. Rayleigh (1879) demostró que la ruptura de un chorro cilíndrico resulta de una inestabilidad hidrodinámica causada por la tensión superficial y ocurre a un número de Reynolds relativamente bajo para el chorro [13].

A partir del análisis de Rayleigh del rompimiento de chorros líquidos no viscosos bajo condiciones de flujo laminar, se establece, que todas las perturbaciones en un chorro con longitudes de onda mayores que su circunferencia ($\lambda > \pi D_L$), crecerán. Aunque los chorros líquidos reales son viscosos, turbulentos, y están sometidos a la influencia del aire circundante, las conclusiones de Rayleigh han tenido una buena aceptación en teorías posteriores, considerándolas como una primera aproximación válida[14].

Posteriormente, Weber (1931) extendió el análisis de Rayleigh y demostró que la viscosidad del líquido tiene un efecto estabilizador que reduce la rata de ruptura y aumenta el tamaño de las gotas observadas. A mayores números de Reynolds, el chorro se vuelve ondulado debido a efectos aerodinámicos, y a números de Reynolds aún mayores (del orden de 10^5) se presenta la atomización debido a inestabilidad a cortante [13].

Las principales fuerzas que intervienen en un proceso de atomización son: La tensión superficial del líquido, las fuerzas viscosas (a consecuencia del esfuerzo cortante) y las fuerzas aerodinámicas (debidas principalmente a la diferencia de velocidad relativa entre las fases involucradas). Normalmente no se considera relevante el efecto de la gravedad a menos que el flujo sea perpendicular a ella [1].

Por un lado se encuentra la viscosidad del líquido, que ejerce una influencia estabilizadora oponiéndose a cualquier cambio en la geometría del sistema. Su función es inhibir el crecimiento de las inestabilidades y en general retrasar la desintegración. Por lo tanto, cuando la viscosidad del líquido aumenta, se incrementa el tiempo de ruptura. Esta propiedad es de gran importancia, debido al hecho de que afecta no sólo la distribución del tamaño de la gota en el spray, sino también la rata de flujo de la boquilla y el patrón de spray. Un aumento en la viscosidad disminuye el número de Reynolds del líquido y también dificulta el desarrollo de cualquier inestabilidad natural del chorro o lámina [1].

El efecto de la viscosidad en el flujo al interior de la boquilla es complejo. Un aumento en la viscosidad del líquido siempre tiene un efecto adverso en la calidad de la atomización, porque cuando las pérdidas viscosas son altas, menos energía está disponible para la atomización y se obtienen tamaños de gota mayores. En los atomizadores de doble fluido, las velocidades del líquido son usualmente más pequeñas que en las boquillas a presión. En consecuencia, los tamaños de gota producidos por boquillas de doble fluido tienden a ser menos sensibles a variaciones en la viscosidad del líquido[1].

Por otro lado se encuentra la tensión superficial, que es importante en la atomización porque representa la fuerza que resiste la formación de una nueva área superficial. La mínima energía requerida para la atomización es igual a la tensión superficial multiplicada por el aumento en el área superficial del líquido. Cuando ocurre una atomización bajo condiciones donde las fuerzas de tensión superficial son importantes, el número de Weber (que es la razón entre las fuerzas inerciales y las fuerzas de tensión superficial), es un parámetro adimensional útil para correlacionar datos de tamaño de gota. Una alta tensión superficial conduce a un retraso de la desintegración y a un mayor tamaño de gota en el spray [1].

Por último, pero no menos importante, se tienen las fuerzas aerodinámicas que actúan sobre la superficie del líquido promoviendo el proceso de perturbación, por medio de la aplicación de una fuerza externa sobre la superficie del líquido continuo. La ruptura ocurre justamente cuando la magnitud de las fuerzas perturbadoras excede las fuerzas de tensión superficial y de viscosidad [1].

Para chorros de alta velocidad se cree que la interacción hidrodinámica con el gas circundante (la cual aumenta con la densidad del gas) es la principal causa de atomización, aunque la turbulencia del chorro y la cavitación en la boquilla contribuyen, porque distorsionan la superficie del chorro, haciéndolo más susceptible a los efectos aerodinámicos [1].

Como se mencionó anteriormente, normalmente hay tres fuerzas que actúan sobre el líquido (sin incluir fuerzas electromagnéticas) y son determinantes del proceso de atomización. Estás fuerzas son:

Fuerzas inerciales: $\rho_L L^2 V^2$

Fuerza de tensión superficial: σL

Fuerzas viscosas: $\mu_L LV$

Donde L y V son la longitud y velocidad característica, respectivamente, para el posterior análisis adimensional [15]. Para el caso de inyección de chorros, la velocidad y la longitud características corresponden, respectivamente, a la velocidad promedio del chorro y el diámetro (para chorros cilíndricos) o el espesor de la lámina (para flujos que forman una membrana) [16].

A partir de estas tres fuerzas resultan los siguientes grupos adimensionales, que se emplean comúnmente para la caracterización de procesos de atomización de un líquido rodeado por gas en reposo [7]:

Número de Reynolds del líquido:

$$Re_L = \frac{\rho_L D_L U_L}{\mu_L} = \frac{\text{Fuerzas inerciales}}{\text{Fuerzas Viscosas}} \quad \textbf{(1)}$$

Número de Weber del gas:

$$We_g = \frac{\rho_g U_L^2 U_L}{\sigma} = \frac{\text{Fuerzas inerciales}}{\text{Tensión superficial}} \quad \textbf{(2)}$$

Número de Ohnesorge del líquido:

$$Oh = \frac{\sqrt{We_L}}{Re_L} = \frac{\mu_L}{(\rho_L D_L \sigma)^{1/2}} \approx \frac{\text{Fuerzas viscosas}}{\sqrt{\text{Inercia} \cdot \text{Tensión superficial}}} \quad \textbf{(3)}$$

Los números adimensionales empleados para establecer el régimen de atomización en el caso de un chorro cilíndrico asistido con gas coaxial son:

Número de Reynolds del líquido:

$$Re_L = \frac{\rho_L D_L U_L}{\mu_L} = \frac{\text{Fuerzas inerciales}}{\text{Fuerzas Viscosas}} \quad \textbf{(4)}$$

Número de Weber del gas:

$$We_g = \frac{\rho_g \left(U_g - U_L\right)^2 D_L}{\sigma} = \frac{\text{Fuerzas inerciales}}{\text{Tensión superficial}} \quad \textbf{(5)}$$

Número de Weber del líquido:

$$We_L = \frac{\rho_L \left(U_g - U_L\right)^2 D_L}{\sigma} = \frac{\text{Fuerzas inerciales}}{\text{Tensión superficial}} \quad \textbf{(6)}$$

Número de Ohnesorge del líquido:

$$Oh = \frac{\sqrt{We_L}}{Re_L} \approx \frac{\text{Fuerzas viscosas}}{\sqrt{\text{Inercia*Tensión superficial}}} \quad \textbf{(7)}$$

Con base en los números adimensionales mencionados anteriormente se han establecido clasificaciones de los regímenes de ruptura, este tema será abordado en la siguiente sección.

Además de las fuerzas antes mencionadas (fuerzas de tensión superficial, inerciales y viscosas), también se considera un factor relevante en el proceso de atomización, las características iniciales del flujo líquido (nivel de turbulencia, cavitación, etc.). Actualmente no se cuenta con un análisis completo de la atomización de doble fluido que tenga en cuenta todas las posibles características del flujo, por esto no es claro si la desintegración se debe principalmente a las perturbaciones iniciales del líquido o a las fuerzas aerodinámicas que se desarrollan a lo largo de la interface gas-líquido[10]. Sin embargo, debe tenerse en cuenta que entre mayor sea el número de Weber, mayores son las

fuerzas de deformación externa en comparación con las fuerzas de tensión superficial (2). Haciendo que la influencia de las fuerzas aerodinámicas sean determinantes en las características del spray obtenido.

La influencia conjunta de estas fuerzas, así como de las condiciones iniciales del flujo líquido en el proceso de atomización es innegable. Sin embargo, con el objetivo de predecir las características del flujo a partir de las condiciones de operación y las propiedades de los materiales involucrados (líquido y gas) en los últimos años se han realizado diversos análisis del proceso de atomización a partir de experimentos y/o de simulaciones.

Desde el punto de vista experimental, los estudios de atomización consistían inicialmente en correlaciones entre las características del spray (tales como ángulo del cono, longitud de ruptura o diámetro medio de la partícula) y parámetros de operación seleccionados, tales como las propiedades de los fluidos, la relación de los flujos másicos (relación gas-metal), dimensiones de la boquilla, presión de inyección, entre otros [7].

Sin embargo, el surgimiento de nuevas técnicas experimentales como la fotografía y la cinematografía de alta velocidad, la anemometría doppler de fases (PDA), entre otras técnicas; ha permitido realizar estudios más profundos sobre la atomización primaria, que es el enlace entre la salida del líquido de la boquilla y el spray completamente desarrollado.

En cuanto a las simulaciones, se cuenta con resultados de simulación numérica directa y con resultados de dinámica de fluidos computacional. En el siguiente capítulo se presentan de forma explícita aplicaciones de estas técnicas para el proceso de atomización, así como experimentos al respecto encontrados en la literatura.

Como se mencionó anteriormente, las fuerzas involucradas en el proceso de atomización favorecen o no la ruptura dependiendo de si favorecen o no la evolución de las

inestabilidades a lo largo del chorro. Por consiguiente, se considera pertinente mencionar a continuación los tipos de inestabilidades que se presentan normalmente en los chorros líquidos, así como los regímenes de atomización que se establecen con base en estas inestabilidades y cuyos rangos se fijan a partir de números adimensionales.

2.4 REGÍMENES DE ATOMIZACIÓN

Los fenómenos de ruptura de chorros se han dividido en regímenes que reflejan diferencias en la apariencia de los chorros a medida que las condiciones de operación cambian. Los regímenes se deben a la acción de las fuerzas dominantes en el chorro, que conducen a su ruptura. En la sección anterior se identificaron estas fuerzas y los números adimensionales que surgen a partir de sus relaciones y en esta sección se presentan los regímenes de atomización a partir de estos números adimensionales [14].

2.4.1 Chorro cilíndrico inyectado en un gas en reposo:

Una de las primeras clasificaciones de los regímenes de atomización, fue establecida por Ohnesorge para el caso de líquido inyectado en un gas en reposo. A partir de registros fotográficos de la desintegración de chorros, Ohnesorge clasificó los datos de acuerdo a la importancia relativa de las fuerzas gravitacionales, inerciales, de tensión superficial, y viscosas. Él utilizó un análisis adimensional para mostrar que el mecanismo de ruptura de un jet puede ser expresado en tres etapas, cada etapa caracterizada por la magnitud del número de Reynolds y el número de Ohnesorge [1].

En estudios más recientes, Reitz, trató de resolver las incertidumbres alrededor de la gráfica de Ohnesorge. Su análisis de basó en la interpretación de datos de sprays de diesel obtenidos por él mismo y por otros investigadores. De acuerdo a los estudios de Reitz, se encontraron los siguientes cuatro regímenes de atomización, a medida que se aumentaba progresivamente la velocidad de inyección [1]:

a) **Ruptura de Rayleigh o no viscosa:** Es causado por el crecimiento de oscilaciones axisimétricas, inducida por la tensión superficial. Los diámetros de las gotas exceden el diámetro del chorro.

b) **Primera ruptura inducida por el viento:** debida a la inestabilidad de Kelvin-Helmholtz. Como en el régimen I, el rompimiento ocurre a muchos diámetros de distancia de la boquilla. Los diámetros de gota son similares al diámetro del chorro.

c) **Segunda ruptura inducida por el viento:** debida a la inestabilidad de Rayleigh-Taylor. Las gotas se producen por el crecimiento inestable de ondas de superficie de corta longitud de onda causadas por el movimiento relativo del chorro y el gas. La ruptura ocurre a varios diámetros de distancia de la salida de la boquilla. Los diámetros de gota promedio son mucho menores que el diámetro del eje.

d) **Atomización:** El chorro es fragmentado completamente a la salida de la boquilla. Los diámetros de gota promedio son mucho menores que el diámetro del chorro.

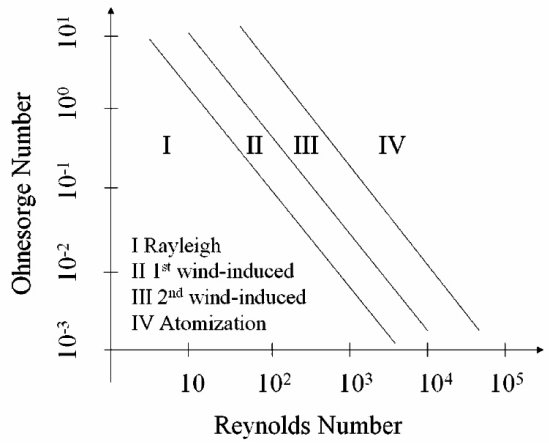


Figura 4. Clasificación de los regímenes de desintegración propuesta por Reitz [17].

Una vez que se establecen la geometría del atomizador, las condiciones de operación a analizar y las propiedades de los materiales involucrados (líquido y gas), se pueden calcular los números adimensionales para establecer a partir del mapa de Reitz (Figura 4) el régimen de ruptura que se espera obtener. Si el régimen esperado es el de atomización quiere decir que se presentará atomización secundaria, mientras que si el régimen esperado es cualquiera de los otros del mapa, es muy probable que sólo se presente atomización primaria.

Cuando se espera obtener un spray como resultado de un proceso de ruptura, una de las condiciones a evitar es el goteo en la salida de la boquilla, para esto se realiza un balance entre la fuerza de inercia y la fuerza de tensión superficial para una columna de líquido libre, estableciendo el siguiente criterio para que no ocurra goteo: $We_L = \frac{\rho_L U^2 D_L}{\sigma} > 8$ [14].

Otra de las condiciones relevantes en el análisis de un atomizador es si es o no despreciable el efecto del gas circundante. Ranz (1956) sugirió que el efecto del gas circundante deja de ser despreciable una vez que las fuerzas inerciales del gas alcanzan el 10% de la fuerza de tensión superficial. Este punto corresponde al comienzo del primer régimen de ruptura inducido por el viento, y se establece por medio del siguiente criterio, $We_g = \frac{\rho_2 U^2 D_L}{\sigma} < 0.4$ [14].

A pesar de que el mapa de Reitz permite establecer el régimen de ruptura que se presenta en un proceso de atomización en particular a partir de los números adimensionales Ohnesorge y Reynolds del líquido, se han establecido puntos de transición entre un régimen y otro a partir del número de Weber del gas. Los criterios para el establecimiento del régimen de atomización de chorros líquidos cilíndricos se presentan en la Tabla 2. Para mayor información al respecto, referirse al trabajo de Dumouchel [7].

Régimen	Descripción	Mecanismo predominante de formación de gota	Criterio para transición al siguiente régimen
1	Ruptura tipo Rayleigh	Fuerza de tensión superficial	$We_g < 0.4$ $We_g < 1.2 + 3.4Oh^{0.9}$
2	Primera ruptura inducida por el viento	Fuerza de tensión superficial; presión dinámica del aire	$1.2 + 3.4Oh^{0.9} < We_g < 13$
3	Segunda ruptura inducida por el viento	Presión dinámica del aire opuesta a la tensión superficial inicial	$13 < We_g < 40.3$
4	Atomización	Desconocido	$We_g > 40.3$

Tabla 2. Resumen regímenes de atomización para el caso de un chorro líquido inyectado en un gas en reposo [1,14].

Las gotas obtenidas en los regímenes de ruptura Rayleigh y primera ruptura inducida por el viento presentan diámetros del orden del diámetro del chorro. Mientras que las gotas obtenidas en los regímenes de segunda ruptura inducida por el viento y atomización, presentan diámetros mucho menores que el diámetro del chorro [14]. Esto se puede observar con mayor claridad en la Figura 5, donde se presentan imágenes de chorros correspondientes a los diversos regímenes de ruptura, observados experimentalmente en el estudio de Leroux 1996.

(a) (b) (c) (d)

Figura 5. Ejemplo de chorros observados experimentalmente. (a) Régimen de Rayleigh. (b) Primer régimen inducido por el viento. (c) Segundo régimen inducido por el viento. (d) Régimen de atomización. **[7]**

Otra de las características del flujo que tiene una fuerte influencia en el proceso de desintegración, es el perfil de velocidad del chorro que emerge de la boquilla. Para el flujo laminar, la distribución de velocidad en el chorro inmediatamente a la salida del orificio varía de forma parabólica, yendo desde cero en la superficie externa a un valor máximo en el eje del chorro. Si el chorro es inyectado en aire en reposo o con baja velocidad, no hay una diferencia apreciable de velocidad entre la capa externa del chorro y el aire adyacente. En consecuencia, no existen las condiciones necesarias para la atomización por fuerzas de fricción del aire. Sin embargo, después de cierta distancia, los efectos combinados de la fricción del aire y de las fuerzas de tensión superficial crean irregularidades en la superficie que finalmente conducen a la desintegración del chorro[1].

2.4.2 Chorro cilíndrico asistido con gas coaxial.

Para el caso de flujo coaxial (líquido-gas), existen además regímenes de ruptura a partir de la morfología del chorro, como describen Chigier y Reitz en su trabajo[18].

Las clasificaciones de los modos de desintegración desarrollados por Ohnesorge, Miesse y Reitz, muestran los modos de atomización como función de los números de Reynolds y Ohnesorge. Sin embargo, esta representación no incluye la velocidad relativa entre el gas y el líquido que se presenta en los atomizadores de doble fluido. Análisis dimensionales de la desintegración de chorros líquidos en aire en reposo, flujo paralelo, y de gotas esféricas en un flujo de gas han demostrado que se necesitan como mínimo cuatro grupos adimensionales independientes para garantizar similitud entre los experimentos [19].

El análisis presentado por Faragó y Chigier[19], sobre los modos de atomización de chorros de agua en un flujo de aire (coaxial), sólo son función de dos parámetros: el número de Reynolds del líquido y el número de Weber aerodinámico. Para otros fluidos, las razones de densidad y viscosidad aparecen como grupos adimensionales adicionales.

Los modos de desintegración de chorros líquidos en un flujo coaxial establecidos por Faragó y Chigier[19] para un rango del número de Reynolds de 200 a 20,000 y para un rango del número de Weber aerodinámico de 0,001 hasta 600, a partir de experimentos realizados con agua atomizada con aire coaxial.

Faragó y Chigier[19] establecieron las siguientes tres categorías para la atomización de chorros:

1) Ruptura tipo Rayleigh (We_g< 25): Las dos características más representativas de esta categoría son: (a) El diámetro medio de las gotas es del orden del diámetro del chorro, y el máximo diámetro de las gotas es el doble del diámetro del chorro. (b) El chorro se divide en gotas sin la formación de ligamentos de tipo membrana o fibra. Esta categoría se divide en dos subgrupos así:

   a) Ruptura tipo Rayleigh axisimétrico (We_g< 15):

      La longitud de ruptura disminuye casi a la mitad en comparación con el caso de gas en reposo. Aunque el chorro muestra una leve tendencia a formar una hélice a lo largo de eje, el comportamiento general del chorro, los ligamentos y las gotas es axisimétrico. El límite entre los modos Rayleigh axisimétrico y no-axisimétrico no está bien definido [18].

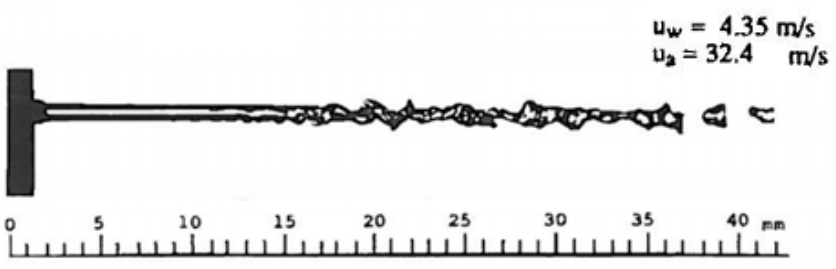


Figura 6.- Ruptura tipo Rayleigh axisimétrico (U_L=4,35 m/s; U_g=32,4 m/s) **[19]**

b) Ruptura tipo Rayleigh no axisimétrico ($15<We_g< 25$):

La formación de la onda en el chorro es causada por la inestabilidad de Kelvin-Helmholtz y la interacción líquido-gas. Las fuerzas aerodinámicas disminuyen el diámetro del chorro, pero la ruptura como tal ocurre debido al mecanismo de Rayleigh. La ruptura de todo el chorro ocurre sin la formación intermedia de membranas o fibras.

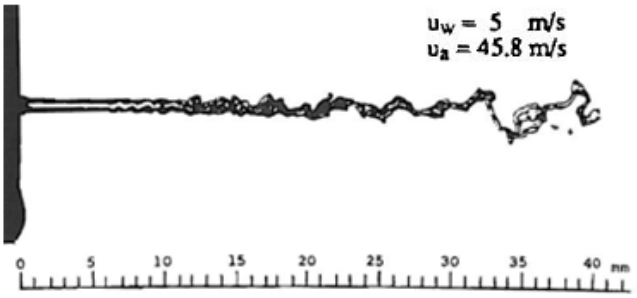


Figura 7. Ruptura tipo Rayleigh no axisimétrico ($\boldsymbol{U_L}$=5 m/s; $\boldsymbol{U_g}$= 45,8 m/s) [19]

2) Ruptura tipo membrana ($25<We_g< 70$): El chorro cilíndrico forma una lámina delgada de líquido (membrana), que forma ondas de Kelvin-Helmholtz. La ruptura ocurre por medio del mecanismo de Rayleigh no-axisimétrico. El diámetro medio de las gotas es de un orden menor que el diámetro del chorro.

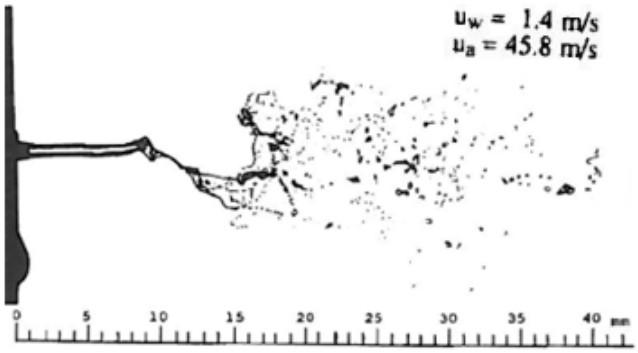


Figura 8. Ruptura vía ligamentos tipo membrana ($\boldsymbol{U_L}$= 1,4 m/s; $\boldsymbol{U_g}$= 45,8 m/s) [19]

3) Ruptura tipo fibra ($100<We_g< 500$): A ratas de flujo de aire aún más altas, la atomización comienza con la formación de fibras que se desprenden del líquido principal. Las fibras se rompen en gotas por el mecanismo de Rayleigh no-axisimétrico, produciendo gotas muy pequeñas. El diámetro de estas gotas es mucho menor que el diámetro del chorro original. Aguas abajo, el líquido principal se vuelve ondulado y se rompe en ligamentos, de los que después se desprenden nuevas fibras. El diámetro de las nuevas gotas formadas aumenta a medida que aumenta la distancia axial desde la salida de la boquilla. En este último régimen, las fuerzas dominantes en la ruptura del chorro, son las fuerzas aerodinámicas.[2]

Figura 9. Ruptura vía ligamentos tipo fibra ($\boldsymbol{U_L}$=0,6 m/s, $\boldsymbol{U_g}$=35 m/s) [20]

Con respecto a la clasificación de los regímenes de atomización, en la formación por spray el modo de atomización se ubica en el régimen de ruptura tipo fibra, cerca al régimen tipo membrana. Para un proceso de formación por spray típico para acero o cobre fundidos, el rango del número de Weber es $100 < We_g < 400$ [2].

La ruptura del chorro en flujos coaxiales es altamente inestable, y estructuras inestables del líquido suelen desintegrarse de forma espontanea y variable con el tiempo. Faragó y Chigier [19] se refieren a esto como los submodos de ruptura de pulsación y super-pulsación. Los tres regímenes de atomización antes vistos, presentan estos dos submodos:

a) Submodo de desintegración de pulsación:

Diferentes inestabilidades del chorro, tales como capilar, helicoidal y de Kelvin-Helmholtz, dominan los mecanismos de ruptura. Todos estos mecanismos están conectados con la formación de la onda, el desarrollo de la onda y la desintegración del chorro perturbado o ligamento una vez que se alcanza una forma de onda crítica. Esto produce un cambio periódico en el tiempo de la fracción de volumen del líquido y el número de densidad de gotas en el spray.

b) Submodo de desintegración de super-pulsación

Este tipo de desintegración aparece cuando se asocian un bajo flujo másico de líquido y muy altas velocidades del gas de atomización.

El criterio para establecer si el submodo de superpulsación domina el proceso de desintegración del chorro es $\frac{Re_L}{\sqrt{We_g}} < 100$

La distancia axial a la cual comienza la formación de la onda y la pulsación del spray disminuye, mientras que la amplitud de las pulsaciones aumenta, al reducir el número de Reynolds del líquido y/o incrementar el número de Weber aerodinámico [18]. La Figura 10, muestra fotografías del submodo de desintegración de superpulsación.

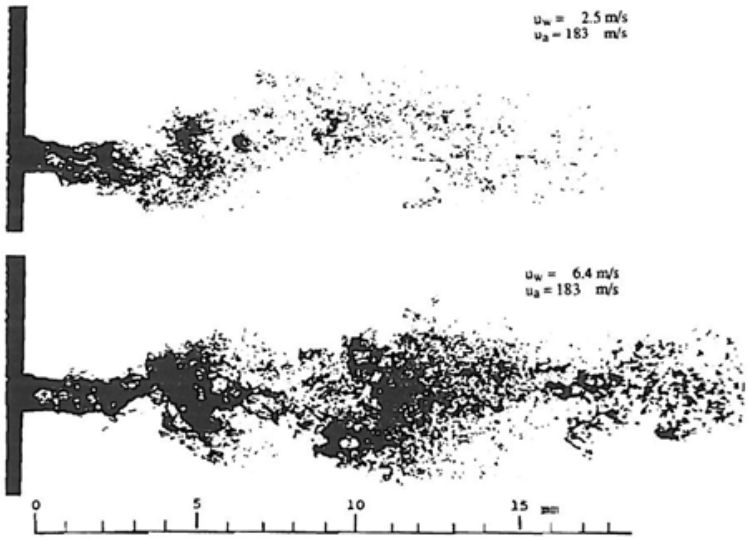


Figura 10. Submodo de desintegración de super-pulsación (diámetro de salida del chorro = 1mm) [19]

Para el caso del diseño de un atomizador, una vez se cuenta con las características geométricas del atomizador, las condiciones de operación específicas y las propiedades de los materiales involucrados (viscosidad, densidad, tensión superficial) se calculan los números adimensionales Ohnesorge y Reynolds de los flujos líquidos y se establece por medio del mapa de Reitz si se alcanza o no la atomización. Posteriormente se calcula el número de Weber del gas para establecer la morfología del chorro y el submodo de desintegración esperados. Conocer la morfología del chorro permite evaluar la posibilidad de aplicar simplificaciones en las simulaciones (por ejemplo axisimetría).

Además de los regímenes de ruptura, también es relevante poder predecir de forma aproximada la longitud de ruptura del chorro, debido a que esa información serviría como base para establecer la longitud del área por fuera de la boquilla a analizar en la simulación. Por esto existen varias propuestas de fórmulas empíricas para calcular la longitud de ruptura. Algunas de ellas se presentan en la Tabla 3.

Eroglu *et al* [21]	$\frac{L_c}{D_L} = 0{,}5\mathrm{We}_g^{-0,4}\mathrm{Re}_L^{0,6}$
Porcheron *et al* [7]	$\frac{L_c}{D_L} = 2{,}85\left(\frac{\rho_g}{\rho_L}\right)^{-0,38} Oh^{0,34}M^{-0,13}$
Leroux *et al* [7]	$\frac{L_c}{D_L} = \frac{10}{M^{0,3}}$

Tabla 3. Correlaciones para la longitud de ruptura en atomizadores asistidos con gas

Donde: L_c es la longitud de ruptura del chorro, M es rata de flujo de momentum y se calcula por medio de la ecuación (8).

$$M = \frac{\rho_g U_g^2}{\rho_L U_L^2} \quad \textbf{(8)}$$

2.5 ESTABILIDAD DEL CHORRO

Cuando se presentaron los diferentes regímenes de atomización (sección 2.4), se indicó que el modo de atomización en la formación por spray se ubica en el régimen de ruptura tipo fibra. Por esto se abordará el tema de inestabilidades, sólo para este régimen.

Una inestabilidad que involucra sólo la inercia del líquido, fuerzas viscosas del líquido, fuerzas de cuerpo del líquido, y la tensión superficial es denominada inestabilidad capilar. La inercia y la viscosidad del gas pueden modificar la inestabilidad de manera cuantitativa; sin embargo, estas propiedades no son esenciales en el mecanismo capilar [16].

Dos flujos paralelos, que tiene velocidades diferentes, están sometidos a inestabilidades. Cuando se presenta una variación continua de la velocidad paralela, esta inestabilidad se

denomina inestabilidad de Rayleigh para el caso no viscoso y Orr-Sommerfeld para el caso viscoso. Cuando la variación de la velocidad paralela involucra una discontinuidad en la interfase líquido-gas formando vórtices, el fenómeno se identifica como inestabilidad de Kelvin-Helmholtz. Cuando la inestabilidad es asociada con una aceleración en una dirección normal a la interfase líquido-gas, se identifica este comportamiento como inestabilidad de Rayleigh-Taylor. Cualquiera de estas inestabilidades puede conducir a la desintegración de un flujo líquido y a la formación de ligamentos o gotas de líquido más pequeños [16].

En el proceso de atomización por doble fluido, el orden de evolución de las inestabilidades en la atomización primaria es el siguiente: Inicia con la inestabilidad por cortante (se presentan ondas en la superficie), continúa con la inestabilidad transversal (formación de ligamentos), después se presenta la aceleración de las crestas (alargamiento de los ligamentos), hasta lograr la ruptura de los ligamentos [20]. Así que este será el orden a seguir para la presentación de las inestabilidades.

2.5.1 Inestabilidad por cortante en la interfase:

La diferencia de velocidad entre el chorro y los alrededores es un factor de gran importancia en la inestabilidad del chorro, esta diferencia de velocidades es la que produce un esfuerzo cortante en la interfase. Una interfase que separa dos flujos inicialmente paralelos y con velocidades diferentes es inestable por naturaleza: Este es el paradigma de Kelvin-Helmholtz [20].

El tipo de inestabilidad que se presente depende de las propiedades de la interfase de separación entre los dos flujos, tales como la tensión superficial o el espesor de capa límite, si el cruce entre el flujo rápido y el lento no ocurre de forma abrupta. El tipo de capa de vorticidad que se obtiene (delgada o gruesa) se establece con base en el número de Weber

calculado a partir del espesor de la capa cortante del gas δ, a partir de la siguiente expresión:

$$We = \rho_2 \left(U_L - U_g\right)^2 \delta/\sigma \text{ [20].} \tag{9}$$

Hay dos tipos de capa de vorticidad así:

2.5.2 Capa de vorticidad delgada: Límite de Kelvin-Helmholtz ($We \ll 1$)

Considere el flujo de dos fluidos incompresibles, no viscosos, con diferentes velocidades y densidades, de acuerdo a la Figura 11. En el caso de $We \ll 1$, Se considera que existe una discontinuidad en la velocidad, que corresponde a un espesor de vorticidad extremadamente pequeño $\delta_1 = \delta \to 0$ (Ver Figura 13) que separa a los dos flujos con velocidad constante [22]. En este caso, se presenta la inestabilidad de Kelvin-Helmholtz sobre la superficie del líquido.

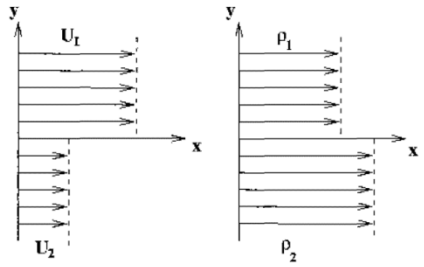


Figura 11. Esquema de la aproximación constante a una capa debida a cortante; la interfase está ubicada en y=0 [23]

La inestabilidad de Kelvin-Helmholtz se asocia al efecto Bernoulli que implica un cambio en la presión que actúa sobre la interfase causada por un cambio de velocidad debido a un desplazamiento, a de la superficie. Como se observa en la Figura 12. Por ejemplo, el desplazamiento del punto A en la Figura 12 causa un incremento en la velocidad local del fluido 1 y una disminución en la velocidad local del fluido 2, esto implica una diferencia de presión inducida en el punto A, que va a aumentar la amplitud de la distorsión, a. Tales fuerzas de Bernoulli dependen de la diferencia de velocidad entre los dos flujos. Es

necesario tener en cuenta que la tensión superficial cumple un rol de estabilización ante las inestabilidades [24]. Los efectos de la gravedad no se tienen en cuenta en el caso de flujo paralelo, ya que la dirección de los flujos normalmente coincide con la dirección de la gravedad.

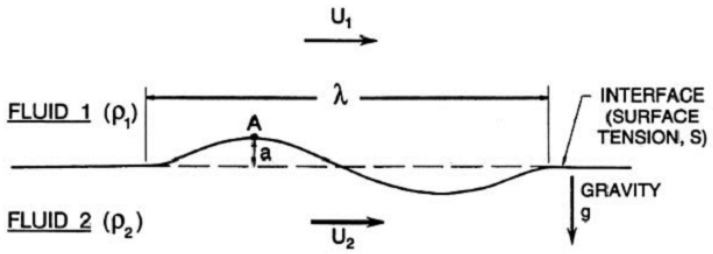


Figura 12. Esquema de la inestabilidad tipo Kelvin-Helmholtz [24].

2.5.3 Capa de vorticidad diferente de cero: Límite de Rayleigh ($We \gg 1$)

En el caso antes mencionado, el espesor de la capa de vorticidad es muy pequeño, pero cuando se tiene $We \gg 1$, el espesor de capa de vorticidad deja de ser despreciable. Una forma de producir cortante entre dos fluidos es conduciéndolos por canales rígidos separados, cada fluido forma una capa límite sobre el canal que lo conduce, resultando en un espesor de capa límite mayor, en el punto de encuentro de los fluidos (ver Figura 13).

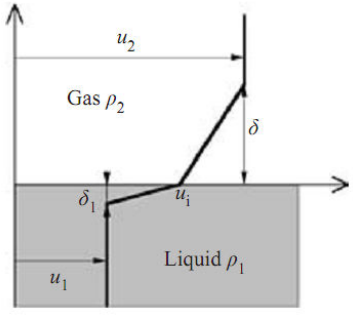


Figura 13. Perfil de velocidad lineal en la interfase [20]

Debido a la diferencia de velocidades entre los dos fluidos, se presenta los espesores de capa límite δ y δ_1 ver Figura 13, donde δ_1 y δ, corresponden al espesor de capa límite para el líquido y el gas, respectivamente.

La transición entre la capa de vorticidad delgada y la gruesa ocurre para:

$$We \sim \left(\frac{\rho_2}{\rho_1}\right)^{1/2} \tag{10}$$

Aún en presencia de tensión superficial, el esfuerzo cortante no afecta la capa para longitudes de onda menores que $\delta(\rho_1/\rho_2)^{1/2}$. El modo de Rayleigh supera al modo de Kelvin-Helmholtz siempre que se cumpla $\sigma/\rho_2 u_2^2 < \delta(\rho_1/\rho_2)^{1/2}$ [20].

2.5.4 Inestabilidad tranversal:

Una vez que se forman las crestas de onda primarias, se presenta una inestabilidad secundaria en la dirección acimutal, ver la Figura 14. En la inestabilidad transversal la longitud de onda acimutal $\lambda_\perp$ depende de la tensión superficial, mientras que la distancia entre las crestas primarias λ no depende. Además, $\lambda_\perp$ es proporcional a u_2^{-1}.

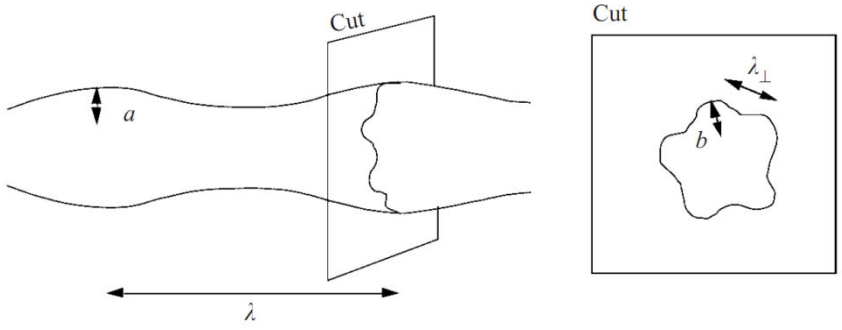


Figura 14. Desarrollo de la inestabilidad transversal [20]

Las formas de la cresta se vuelven singulares a medida que las ondas primarias crecen en amplitud, marcando el inicio de una membrana líquida, en forma de aro como se observa en la Figura 15. El movimiento inestable de la membrana conduce a una aceleración transitoria del líquido que es el detonador de la inestabilidad tipo Rayleigh-Taylor, produciendo hendiduras en el aro, que conducen a la formación de ligamentos y por último de gotas.

Figura 15. Formación de ligamentos a partir de la membrana [20]

2.5.5 Inestabilidad de Rayleigh Taylor:

La inestabilidad de Rayleigh-Taylor ocurre en la interfase entre un fluido de alta densidad y uno de baja densidad cuando el fluido más denso es acelerado por el fluido menos denso. La aceleración de la interfase es oscilatoria, orientada, bien sea hacia el gas o hacia el líquido (Figura 16). Cuando la aceleración es orientada hacia la fase más pesada, se considera inestable en el sentido de Rayleigh-Taylor [20].

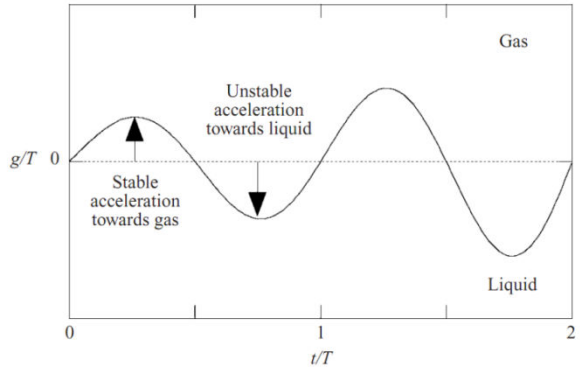


Figura 16. Aceleración sobre la interfase [20]

Las crestas formadas en la superficie del líquido son aceleradas con respecto al resto del líquido, debido al arrastre del aire, aumentando su longitud. Aunque la simetría acimutal se conserva. Esta aceleración, conduce a la formación de ligamentos, como se observa en la Figura 17, que también son posteriormente acelerados por el aire circundante hasta su separación del cuerpo líquido desde su base [20].

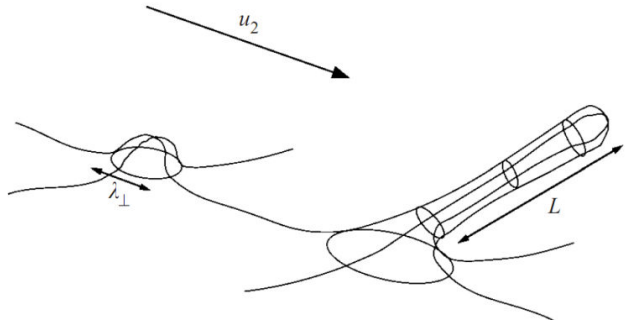


Figura 17. Esquema de la formación y alargamiento de un ligamento [20]

Un aumento en la viscosidad del líquido retrasa el desprendimiento de los ligamentos, permitiendo una mayor elongación de ellos antes de la ruptura y conduciendo a gotas más pequeñas.

2.6 ECUACIONES FUNDAMENTALES

Para las dos fases, la dispersa y la continua, se adopta una descripción Euleriana de múltiple fluido. La ventaja de esta aproximación es que puede aplicarse a cualquier región del flujo, sin importar el valor local de la fracción de volumen. Se asume puede existir penetración entre las fases, es decir, que las burbujas de gas estén dispersas en el líquido o que las gotas de líquido estén dispersas en el gas. El gas es compresible, mientras que el líquido no. No hay transferencia de masa ni calor entre las fases; se asume que el flujo de gas es adiabático[25].

Las ecuaciones de conservación de masa, momentum y energía se obtienen a través del flujo usando las ecuaciones de Navier-Stokes. Aunque las fluctuaciones turbulentas en el flujo se obtienen a través de la descomposición de las variables del flujo en el valor promedio y el valor fluctuante, así [26]:

$$\rho = \bar{\rho} + \rho' \tag{11}$$

Para obtener los valores promedios hay diferentes procedimientos. En este caso de flujo no estacionario, compresible, la densidad y la presión se descomponen usando el enfoque de Reynolds, mientras que para las otras variables se utiliza el procedimiento de densidad ponderada sugerido por Favre (1965). Se introduce el término de velocidad promediada en la masa $\tilde{u}_i$, definida como:

$$\tilde{u}_i = \frac{1}{\bar{\rho}} \lim_{T \to \infty} \int_t^{t+T} \rho(X, \tau)\, u_i(X, \tau)\, d\tau \tag{12}$$

Donde $\bar{\rho}$ es la densidad promediada con el enfoque tradicional de Reynolds. En términos del promedio por el enfoque de Reynolds, se tiene

$$\bar{\rho}\tilde{u}_i = \overline{\rho u_i} \tag{13}$$

Promediando por el enfoque de Reynolds se tiene:

$$\bar{\rho}\tilde{u}_i = \bar{\rho} U_i + \overline{\rho' u_i'} \tag{14}$$

Es necesario resaltar que promediar las variables por el enfoque de Favre, corresponde a una simplificación matemática y no física, utilizada para alcanzar ecuaciones de gobierno más similares a las que se utilizan para el flujo laminar.

Para promediar respecto a la masa las ecuaciones de conservación, a continuación se presenta la descomposición de las diferentes variables de flujo, teniendo en cuenta que como se mencionó anteriormente, la densidad y la presión se descomponen usando el enfoque de Reynolds, mientras que para las otras variables se utiliza el procedimiento de densidad ponderada sugerido por Favre [26].

$$\left.\begin{aligned} u_i &= \tilde{u}_i + u_i'' \\ \rho &= \bar{\rho} + \rho' \\ p &= P + p' \\ h &= \tilde{h} + h'' \\ e &= \tilde{e} + e'' \\ T &= \tilde{T} + T'' \end{aligned}\right\} \quad \textbf{(15)}$$

2.6.1 Conservación de masa:

La ecuación de continuidad promediada con el enfoque de Favre para el flujo compresible es:

$$\frac{\partial \bar{\rho}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i}(\bar{\rho}\tilde{u}_i) = 0 \quad \textbf{(16)}$$

2.6.2 Conservación de momentum:

La ecuación de conservación de momentum promediada con el enfoque de Favre para el flujo compresible es [26]:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\bar{\rho}\tilde{u}_i) + \frac{\partial}{\partial x_j}\left(\bar{\rho}\tilde{u}_j\tilde{u}_i\right) = -\frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\bar{t}_{ji} - \overline{\rho u_j'' u_i''}\right] \quad \textbf{(17)}$$

Para el flujo compresible, el tensor de esfuerzos viscosos, t_{ij}, involucra el segundo coeficiente de viscosidad, ς, y la viscosidad molecular, μ. La relación constitutiva entre esfuerzo y rata de deformación para un fluido Newtoniano es:

$$t_{ij} = 2\mu S_{ij} + \varsigma \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \delta_{ij} \quad \textbf{(18)}$$

Donde S_{ij} es el tensor de rata de deformación, y δ_{ij} es el delta de Kronecker. Y se relaciona el segundo coeficiente de viscosidad, a μ, asumiendo:

$$\varsigma = -\frac{2}{3}\mu \quad \textbf{(19)}$$

Además, aparece el tensor de esfuerzos de Reynolds promediado con el enfoque de Favre:

$$\tau_{ij} = -\overline{\rho u_i'' u_j''} \quad \textbf{(20)}$$

No se resuelven las tres ecuaciones de momentum para cada fase, sino que sólo se resuelven tres ecuaciones de momentum a lo largo del dominio, y el campo de velocidades resultante es compartido entre las fases. Estas ecuaciones dependerán de la fracción de volumen de todas las fases, a través de la densidad y la viscosidad [27].

Una de las limitaciones de esta aproximación de campos compartidos es que en el caso de grandes diferencias de velocidad entre las fases, la precisión de la velocidad calculada cerca a la interfase se ve seriamente afectada.

2.6.3 Conservación de energía:

La ecuación de la energía, que también se comparte entre las fases, se muestra a continuación [26]:

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\bar{\rho}\tilde{E}\right)+\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\bar{\rho}\tilde{u}_j\tilde{H}\right)$$
$$=\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\tilde{u}_i\left(\bar{t}_{ij}-\bar{\rho}\widetilde{u_i''u_j''}\right)\right] \quad \textbf{(21)}$$
$$+\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\kappa\frac{\partial\tilde{T}}{\partial x_j}-\bar{\rho}\widetilde{u_j''h''}+\widetilde{\tau_{ij}u_i''}-\bar{\rho}\widetilde{u_i''k}\right]$$

Donde E y H son la energía y la entalpía total respectivamente, incluyendo la energía cinética del campo turbulento fluctuante.

$$E=\tilde{e}+\frac{1}{2}\tilde{u}_i\tilde{u}_i+k \qquad \text{y} \qquad H=\tilde{h}+\frac{1}{2}\tilde{u}_i\tilde{u}_i+k \quad \textbf{(22)}$$

La energía cinética turbulenta está dada por la suma de los esfuerzos normales:

$$\bar{\rho}\tilde{k}=\frac{1}{2}\overline{\rho u_i''u_i''} \quad \textbf{(23)}$$

Al igual que para el campo de velocidades, la precisión de la temperatura cerca a la interfase es limitada en casos donde existen grandes diferencias de temperatura entre las fases. Este problema también se presenta en casos donde las propiedades de los fluidos difieren por varios órdenes de magnitud. Ejemplo: metal líquido atomizado con aire, la conductividad de estos materiales puede diferir hasta en cuatro órdenes de magnitud, conduciendo a limitaciones de precisión y convergencia [28].

2.7 MODELOS DE TURBULENCIA

Un modelo de turbulencia es un procedimiento computacional utilizado para cerrar el sistema de ecuaciones promediadas del flujo. Los modelos de turbulencia permiten calcular el flujo medio sin primero calcular todo el campo de flujo dependiente del tiempo.

Los modelos de turbulencia comúnmente utilizados son:

- Modelos de Simulación de Grandes Remolinos (Large Eddy Simulation – LES).

- Modelos basados en las ecuaciones de Navier-Stokes promediadas por Reynolds (Reynolds Averaged Navier-Stokes equations– RANS equations).

2.7.1 Large Eddy Simulation - LES

Las simulaciones de grandes escalas (LES) ofrecen una alternativa, en la que los grandes remolinos son procesados de forma explícita usando las ecuaciones de Navier-Stokes filtradas, mientras que los pequeños remolinos son modelados [26].

Teóricamente esto corresponde al filtrado matemático de las ecuaciones de conservación mediante el uso de ecuaciones de filtrado en el espacio. Sin embargo, para el caso de flujos con números de Reynolds altos, se requiere un alto recurso computacional, debido principalmente a la necesidad de resolver la energía contenida en los remolinos turbulentos en el dominio del tiempo y el espacio, lo que se vuelve más complejo en las regiones cercanas a la pared, donde las escalas a resolver son cada vez más pequeñas [29].

2.7.2 Modelos basados en las ecuaciones de Navier-Stokes promediadas por Reynolds (RANS):

Los modelos RANS se basan en el hecho de promediar las ecuaciones del fluido, para lo cual todas las magnitudes se sustituyen por la suma de su valor medio y una componente fluctuante. Después de promediarlas se obtienen términos adicionales que requieren la adición de otras ecuaciones para cerrar el sistema. Al momento de promediar, se presentan dos variantes principales: la de Reynolds y la de Favre. Esta última emplea magnitudes promediadas por unidad de masa, como se mencionó en el capítulo anterior [30].

En todos los casos la dificultad para el cierre del sistema de ecuaciones se deriva de la elección de ecuaciones para representar el tensor τ_{ij} que representa los esfuerzos turbulentos de Reynolds. Para ello, muchos modelos de turbulencia emplean la hipótesis de Boussinesq según la cual (no aplica para RSM) [26]:

$$\bar{\tau} = \mu_T \left(2\bar{S} - \frac{2}{3} \bar{I} (\nabla \cdot \bar{\bar{u}}) \right) \quad \textbf{(24)}$$

Donde μ_T es el coeficiente de viscosidad turbulenta. La aproximación de Boussinesq para la viscosidad turbulenta asume que los ejes principales del tensor de esfuerzos de Reynolds, $\bar{\tau}$, son coincidentes con los del tensor de rata de deformación, $\bar{S}$, en todos los puntos para un flujo turbulento. Esto es análogo a la aproximación de Stokes para flujos laminares. El coeficiente de proporcionalidad entre $\bar{\tau}$ y $\bar{S}$ es la viscosidad turbulenta. A diferencia de la viscosidad molecular que es una propiedad del fluido, la viscosidad turbulenta depende entre otras cosas de: la forma y naturaleza de la frontera de no deslizamiento, la intensidad de turbulencia del flujo libre, y quizá, lo más importante, de la historia del flujo. La evidencia experimental indica que los efectos de la historia del flujo sobre $\bar{\tau}$ normalmente persisten por largas distancias en un flujo turbulento, lo que plantea dudas sobre la validez de una simple relación lineal entre $\bar{\tau}$ y $\bar{S}$ [26].

En la Figura 18, se presenta una clasificación de los modelos de turbulencia, de acuerdo al número de ecuaciones adicionales que se deben resolver para establecer los esfuerzos turbulentos de Reynolds. En esta figura solo se incluyen modelos de turbulencia de 2 o más ecuaciones y no se incluyen los modelos cero o una ecuación.

El modelo seleccionado para este proyecto es el modelo de transición SST (modelo de 4 ecuaciones), que es una variación del modelo SST k-ω presentado en la Figura 18. El modelo de transición SST se basa en el acoplamiento de las ecuaciones de transporte del modelo SST k-ω con otras dos ecuaciones, una para la intermitencia y otra para el criterio de transición. En los capítulos 3 y 5 se presentan razones para la selección de este modelo, además de una comparación de los resultados obtenidos con este modelo y con el RSM.

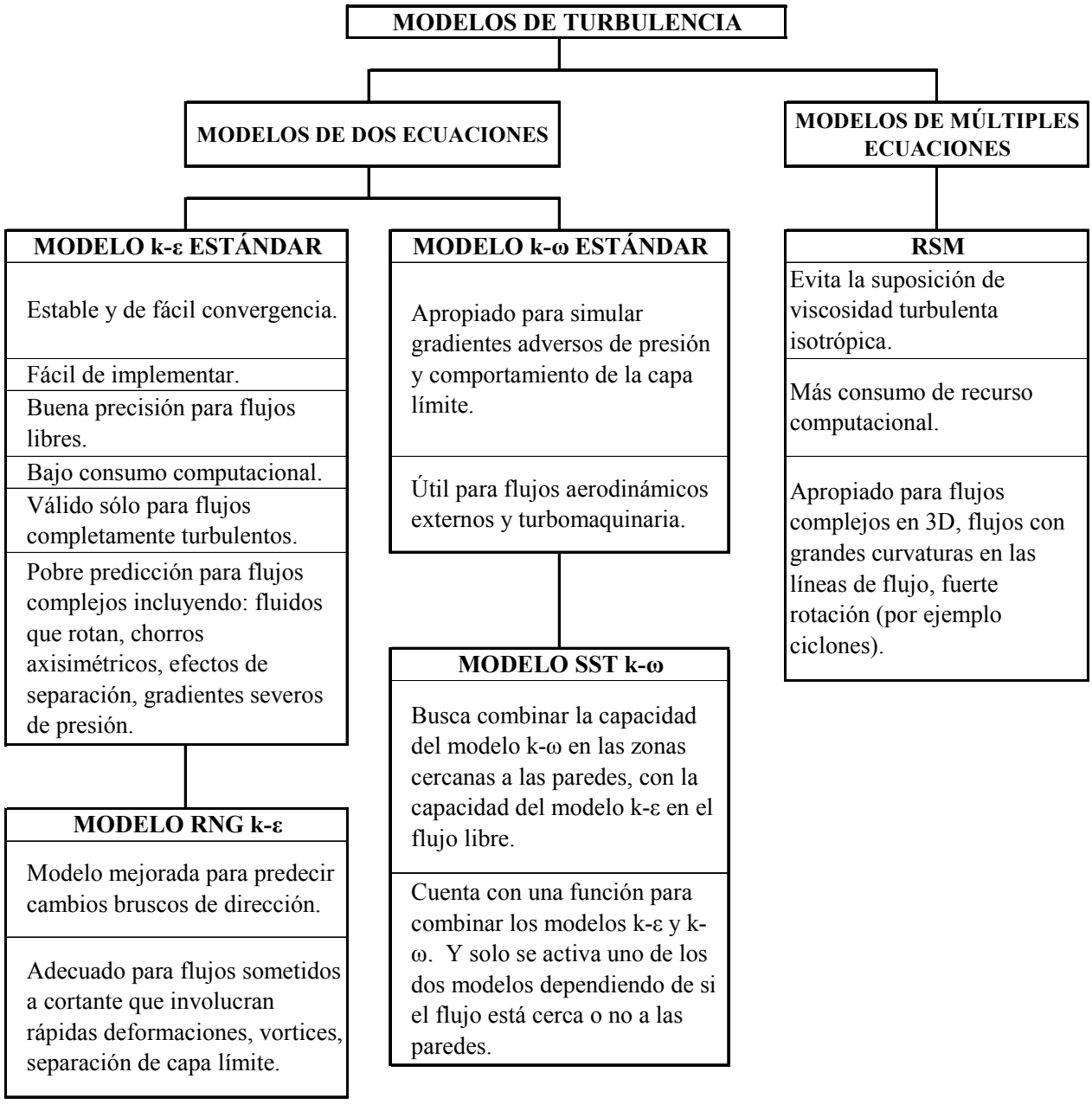


Figura 18. Diagrama de bloques modelos de turbulencia

Además de los modelos de turbulencia, existen otro tipo de modelos para la predicción del comportamiento del flujo, como es el caso de la Simulación Numérica Directa (Direct Numerical Simulation - DNS)

2.7.3 Simulación Numérica Directa

El modelo de simulación numérica directa trata de resolver las ecuaciones de Navier-Stokes de una forma directa, sin emplear más valores promedios o aproximaciones que las discretizaciones numéricas, por lo tanto es el más completo en cuanto a la exactitud de los resultados que ofrece.

El problema principal del modelo DNS que el costo requerido para resolver todo el rango de escalas es proporcional a Re_t^3, donde Re_t es el número de Reynolds turbulento. Por esto, a altos números de Reynolds, los costos se tornan excesivos [29].

2.8 MODELAMIENTO DE UN MEDIO MULTIFÁSICO:

Una de las formas para simplificar el modelamiento de un atomizador, es desacoplando el spray del atomizador. En este caso sólo se modela la dispersión del spray. Estos modelos usualmente emplean una descripción Euleriana para la fase continua y Lagrangiana para la fase dispersa (gotas) [25].

El problema de los modelos de atomización desacoplados, es que requieren las características del spray después de la ruptura de la fase continua. En algunos casos estos valores pueden estimarse o medirse con cierta precisión a partir de experimentos, pero normalmente no se cuenta con esta información. Por esta razón, se considera útil simular la ruptura [25].

Los avances en la mecánica computacional de fluidos han proporcionado una base para la mejor comprensión de la dinámica de flujos multifásicos. Actualmente existen dos enfoques para abordar flujos multifásicos dispersos: El enfoque Euler-Lagrange y el enfoque Euler-Euler [9].

En el enfoque Euler-Lagrange, para la fase continua se resuelven las ecuaciones de Navier-Stokes, mientras que la fase dispersa es resuelta por medio del seguimiento de un gran número de partículas, burbujas, o gotas a lo largo del campo de flujo calculado. Se hace seguimiento en escala del tamaño de gota a partículas individuales y su interacción local con sus alrededores. Algunas desventajas de este enfoque pueden resultar de la necesidad de promediar las propiedades individuales de las partículas para obtener la estructura del spray en una posición específica. Además, se debe hacer seguimiento a un gran número de partículas para obtener un promedio estadísticamente significativo [9].

En el enfoque Euler-Euler, las diferentes fases son tratadas matemáticamente como continuos que se compenetran. La fase dispersa es tratada en forma similar a un fluido secundario con propiedades promediadas en el espacio. Una de las desventajas de este enfoque es la dificultad de incluir los efectos microscópicos (en escala del tamaño de gota) en el análisis, como por ejemplo la interacción entre las gotas. Sin embargo, una de las ventajas de este enfoque es la posibilidad de usar procesadores numéricos casi idénticos para las fases, ya que las ecuaciones básicas para fases continuas y dispersas tienen estructuras similares [9].

El seguimiento de la interfase gas-líquido es necesario para identificar la ubicación de la fase líquida a lo largo del dominio. Los diferentes métodos de cálculo de la interfase pueden ser divididos en dos grandes categorías, dependiendo de la naturaleza, fija o móvil, de la malla utilizada en el volumen de las fases. En los métodos de malla fija, hay una malla pre-definida que no se mueve con la interface, lo que hace que tengan una

descripción relativamente simple y de fácil programación, por esto, son los que se utilizan con mayor frecuencia [31].

Dentro de los métodos de malla fija se han desarrollado dos métodos principales: El método de volumen de fluido (VOF)[32,33,34], y el método level-set [35]. Ambos métodos serán abordados a continuación de forma muy breve.

2.8.1 Métodos tipo volumen de fluido (VOF):

Es quizá uno de los métodos de seguimiento de superficie más utilizados. Su principal característica es el uso de la fracción de volumen α_L.

Con los métodos de tipo VOF puede modelar dos o más fluidos inmiscibles. Como el volumen de una fase no puede ser ocupado por las otras fases, se introduce el concepto de fracción de volumen de fase, que indica la fracción de una celda de malla que está lleno con un tipo de fluido en particular [34].

Esto requiere del cálculo del volumen del fluido en cada celda. Las celdas sin interface (celdas puras) tendrán una fracción de volumen de cero o uno. Mientras que las celdas que presentan mezcla tendrán una fracción de volumen en el intervalo de cero a uno (0, 1). Se han hecho adaptaciones al método VOF para incluir efectos de compresibilidad [31].

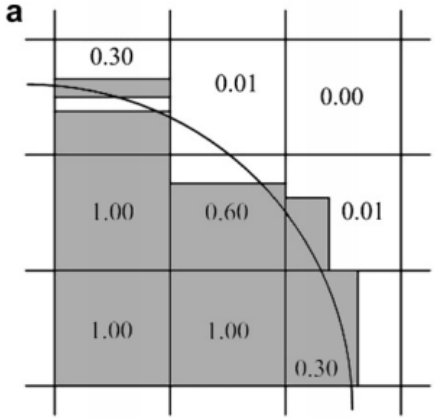


Figura 19. Distribución de la fracción de volumen para el VOF [31]

En el caso de dos fluidos, líquido y gas, la fracción de volumen se especifica como [31]:

$$\alpha_L = \begin{cases} 1, & \text{solo líquido} \\ 0 < \alpha < 1, & \text{mezcla líquido-gas} \\ 0, & \text{solo gas} \end{cases}$$

Las propiedades que aparecen en las ecuaciones de transporte son determinadas por la presencia de las fases en cada volumen de control. Por ejemplo, para un sistema de dos fases, donde las fases son representadas con subíndices 1 y 2, y si se hace seguimiento a la fracción de volumen de la fase secundaria (fase 2), la densidad en cada celda está dada por [36]:

$$\bar{\rho} = \alpha_2 \bar{\rho}_2 + (1 - \alpha_2)\bar{\rho}_1 \quad \textbf{(25)}$$

$$\bar{\mu} = \alpha_2 \bar{\mu}_2 + (1 - \alpha_2)\bar{\mu}_1 \quad \textbf{(26)}$$

Para la fase primaria (fase 1), la fracción de volumen se calcula usando la siguiente restricción general:

$$\sum_{i=1}^{n} \alpha_i = 1 \quad \textbf{(27)}$$

Donde n es el número de fases.

Para considerar la compresibilidad del gas, el método VOF es modificado para resolver una ecuación para la fracción de masa del líquido Y_L, en lugar de la fracción de volumen del líquido α_L. A partir de sus definiciones, la relación entre la fracción de volumen y la fracción de masa se deriva como [31]:

$$\alpha_L = \frac{\rho_g Y_L}{\rho_L - (\rho_L - \rho_g) Y_L}$$

Los métodos VOF son muy efectivos y ampliamente utilizados por varias razones [31]:

- Conservan la masa en forma natural como consecuencia directa de su formulación.
- El cambio de topología está implicito, por lo tanto no se necesita una disposición especial para la reconección de interfce o la ruptura.
- Fácil extensión de una configuración de dos dimensiones a una de tres dimensiones.
- Los esquemas VOF son locales en el sentido de que sólo la fracción de volumen de las celdas vecinas es necesario para actualizar el valor de la fracción de volumen en la siguiente celda.

2.8.2 Métodos de curvas de nivel (level set):

Aparte de los métodos de volumen de fluido para el seguimiento de interfaces dinámicas, otra categoría principal para resolver superficies móviles en problemas de fluidos son los métodos leve-set. Estos métodos fueron introducidos por Osher y Sethian y se basan en la representación implícita de la interface cuya ecuación de movimiento es aproximada numéricamente usando esquemas construidos a partir de leyes de conservación hiperbólicas [31].

Los métodos de curvas de nivel son muy útiles para problemas donde la topología de la interface está en varias dimensiones y con esquinas agudas.

La formulación de los métodos de curvas de nivel requiere la especificación de una función de curvas de nivel φ (similar a la fracción de volumen en el VOF). La función de curvas de nivel se especifica como cero en la interfase líquido-gas [31].

$$\varphi = \begin{cases} < 0, & \text{gas} \\ = 0, & \text{interfase} \\ > 0, & \text{líquido} \end{cases}$$

Al igual que para el método de volumen de fluido la viscosidad y la densidad se consideran constantes en cada fluido.

Es necesario tener en cuenta que debido al principio de funcionamiento del método de curvas de nivel, no es posible garantizar la conservación de volumen[34]. Por esto es muy común el uso de métodos combinado level-set/VOF.

El método seleccionado para la simulación multifásica en este proyecto es el de volumen de fluido, debido a que asegura la conservación de masa de forma natural y no requiere hacer reconección de la interfase, además, después de revisar la literatura disponible sobre simulaciones de procesos de atomización, fue posible identificar que varios fueron desarrollados empleando este modelo [9,37,36,38,27,29]. El modelo de volumen de fluido está incorporado en la herramienta comercial ANSYS FLUENT ® que se utilizará para las simulaciones realizadas como parte de este proyecto.

3 MODELAMIENTO DEL FENÓMENO DE ATOMIZACION

En los últimos 30 años, se han realizado diferentes estudios experimentales y numéricos, dirigidos a una o más etapas del proceso de atomización de líquidos. Los de tipo experimental se realizan con base en técnicas como: las imágenes ópticas de Schlieren, cámaras de alta velocidad, anemometría de fase doppler, entre otras, con el fin de capturar parámetros del proceso de atomización o medir las gotas. Por otro lado, los estudios numéricos se realizan a través de simulaciones, bien sea por simulación numérica directa (DNS) o por dinámica de fluidos computacional (CFD).

Para tener un mejor control de la literatura relevante disponible sobre estudios experimentales de atomización, en este proyecto se han clasificado los experimentos de acuerdo a las siguientes categorías: (1) estudios monofásicos (sólo gas), (2) estudio de líquidos inyectados en gases en reposo, (3) Atomización de doble fluido agua-aire, y (4) atomización de doble fluido metal-gas. En la literatura también se encuentran resultados de la atomización de doble fluido para otros líquidos diferentes al agua y al metal, como se puede observar en el trabajo de Marmottant y Villermaux [20] donde se atomiza además de agua, etanol y glicerol, con aire coaxial. También está el trabajo de Mansour y Chigier [39], donde se presenta la atomización para fluidos no-newtonianos, como la goma de xantano y la poliacrilamida. Estos trabajos referentes a atomización de materiales diferentes al agua y al metal no se incluyen en ninguna de las categorías antes mencionadas.

Además, se propone una clasificación para la literatura relativa a simulaciones por medio de CFD o por DNS. En la Tabla 4 se observa la clasificación propuesta de la bibliografía que presenta resultados de experimentos y/o simulaciones y que se consideran relevantes para el desarrollo de este proyecto.

TIPO	CATEGORÍA		ARTÍCULOS
Experimental	1	Estudios monofásicos (sólo gas)	[40], [41], [12]
	2	Estudio de líquidos inyectados en gases en reposo	[42], [17], [43], [44]
	3	Atomización agua-aire	[45],[13], [19], [43], [20], [14]
	4	Atomización gas-metal	[46], [47], [48], [2]
Simulación con CFD	5	Estudios monofásicos (sólo gas)	[40], [4], [49], [50], [51], [52]
	6	Atomización de gotas de metal	[4], [49], [50], [51]
	7	Atomización coaxial gas-metal	[36], [29]
	8	Estudio de atomizadores coaxiales en general	[53]
Simulación numérica directa (DNS)	9	Estudios monofásicos (sólo gas)	[5]
	10	Estudio de líquidos inyectados en gases en reposo	[54], [55], [56], [38]
	11	Estudio de atomizadores coaxiales en general	[27], [55],[47]
	12	Atomización coaxial gas-metal	[57], [27]

Tabla 4. Clasificación de la bibliografía

En los experimentos correspondientes a la primera categoría, se aborda la posibilidad de utilizar un experimento monofásico (sólo gas a alta presión) para evaluar el desempeño de un atomizador de metal de tipo confinado, correlacionando los resultados, con el diámetro medio de partícula obtenido en la atomización real de metal. Uno de las propuestas de evaluación del desempeño de las boquillas, es la presentada por Ünal [41], quien muestra en su trabajo la correlación entre la longitud del campo de velocidad supersónica y el diámetro de partícula obtenido. Para este estudio se analizan diferentes formas geométricas del tubo de alimentación de metal y diferentes presiones de alimentación del gas. Concluyendo que aquellas geometrías y presiones de alimentación que conducen a regiones

supersónicas más largas, corresponden a diámetros de partícula más pequeños en la atomización de la aleación de aluminio AA 2014.

Otra propuesta de evaluación, es la que se encuentra en el trabajo realizado por Anderson et al. [40]. Donde se presenta la correlación entre la presión en el punto de estancamiento y el tamaño de polvo obtenido. En esta propuesta, al igual que en la mencionada anteriormente, se analizan diferentes geometrías del tubo de alimentación de metal y diferentes presiones de alimentación del gas. Concluyendo, que aquellas geometrías y presiones de alimentación que conducen a mayores presiones de estancamiento en el experimento monofásico, corresponden a tamaños de partícula más finos en la atomización de la aleación de estaño Sn-5wt.%Pb.

Con base en las dos propuestas anteriores de evaluación, Mates [12,48], presenta la comparación entre una boquilla de tipo confinado, convergente y otra convergente-divergente. Los criterios utilizados para la evaluación monofásica (sólo aire) son la longitud de la región supersónica y la presión de estancamiento. Posteriormente, se presentan experimentos con estaño. Utilizando el diámetro de partícula como criterio de evaluación.

La segunda categoría de experimentos encontrados, corresponde a un líquido inyectado en un gas en reposo. Este tipo de experimentos se orientan al estudio de atomizadores por presión. Una de las propuestas de caracterización para este tipo de chorros es a través de la relación entre la velocidad del chorro y la longitud de ruptura [1,58,18].

Otros estudios dentro de esta misma categoría, se enfocan en el análisis de las inestabilidades en la superficie del chorro, uno de los estudios al respecto es el presentado por Hoyt y Taylor [43], que presentan la evolución del chorro a través de imágenes de alta velocidad para diferentes velocidades del agua, inyectada en aire en reposo. A partir de las fotografías obtenidas, concluyen que la longitud de onda aumenta a medida que aumenta la

distancia axial respecto a la salida del líquido. Por lo tanto, la longitud de onda de la inestabilidad que se desarrolla en la región cercana a la salida de la boquilla (hasta 10 diámetros del chorro) para un flujo líquido con un número de Reynolds alto, descargado en un gas en reposo es siempre muy corta en comparación con el diámetro del chorro.

La tercera categoría corresponde a la atomización de doble fluido agua-aire. Dentro de esta categoría se encuentran los trabajos realizados por Lasheras y Hopfinger [13] y por Lasheras et al.[45]. Que presentan una visión general sobre la atomización de chorros líquidos por medio de un gas anular a alta velocidad. Incluyendo una descripción de los regímenes de atomización, conceptos de atomización primaria y secundaria, efectos del flujo de gas en forma de espiral, entre otros conceptos. Estos trabajos son semiempíricos y hacen alusión a experimentos de atomización de agua.

El trabajo presentado por Hoyt y Taylor [43], también se incluye en la tercera categoría, presentando imágenes para el caso de flujo coaxial de agua y aire, que permiten identificar cambios en las inestabilidades del chorro, a medida que varía la velocidad relativa entre los fluidos. La desventaja de este reporte de investigación es que aunque presenta datos de velocidades y diámetros de alimentación, no permite construir geométricamente la boquilla para la reproducción del experimento.

El trabajo realizado por Faragó y Chigier [19], tiene como objetivo identificar los regímenes de atomización, así como los límites entre ellos, para números de Reynolds del flujo líquido en el rango 200 - 20.000, y para números de Weber aerodinámicos en el rango 0.001 – 600. En este artículo, sí se presenta un esquema de la boquilla, además de las velocidades de los dos fluidos (agua y aire), permitiendo utilizar estos experimentos como información para contrastar las simulaciones realizadas.

Finalmente, encontramos los experimentos de la última categoría (cuarta), que son experimentos de atomización de doble fluido gas-metal. Los experimentos de este tipo se

pueden estudiar mediante el uso de diversas técnicas, sin embargo las más utilizadas son la fotografía o cinematografía de alta velocidad y las imágenes de schlieren.

Dentro de los experimentos de atomización gas-metal, realizados por medio de cinematografía de alta velocidad, se encuentra el trabajo realizado por Ting, et al [59], en el que se atomiza acero inoxidable 304L, con argón, por medio de una boquilla de tipo confinado y hace referencia a la característica de pulsación que presenta el flujo durante la atomización. También, el trabajo presentado por Markus, et al [2], que presenta un acercamiento al proceso de atomización para un atomizador de caída libre, con imágenes de video de alta velocidad, para la atomización de agua, estaño y acero de bajo carbono 1035, donde se analizan las diferencias en las inestabilidades, debido a la diferencia en las propiedades del material a atomizar. Uno de los inconvenientes con estos artículos es que no presentan información detallada referente a la geometría de la boquilla, por esto no se consideran como una opción para corroborar los resultados obtenidos por medio de modelamiento computacional.

Otros experimentos de esta misma categoría (atomización gas-metal), han sido realizados por medio de fotografías de Schlieren, como por ejemplo el trabajo de Bruce See, y Johnston [60], donde se busca establecer el efecto de la velocidad de un flujo de Nitrógeno en la desintegración de chorros Plomo y Estaño líquido. El trabajo de Mates y Settles [48], también corresponde a esta categoría, en este caso se utilizan imágenes de Schlieren para establecer el efecto del tipo de boquilla (convergente, convergente-divergente) en el flujo obtenido, para el caso de estaño líquido atomizado con aire, este último artículo ha sido considerado dentro de las opciones para la elaboración del modelo a simular, debido a que la geometría está claramente establecida, así como las condiciones de operación.

Otra técnica también empleada para el análisis de experimentos es la anemometría doppler de fases (PDA), como se evidencia en el trabajo presentado por Aliseda et al [61], en el que se establecen los tamaños de gotas obtenidos por medio de un atomizador coaxial, para

diferentes líquidos no newtonianos, utilizados comúnmente en la industria farmacéutica, como por ejemplo soluciones del sistema glicerol-agua en concentraciones de 0%, 59% y 85%.

Cómo se mencionó al comienzo de este capítulo, además de los estudios experimentales, que ya fueron abordados, también se han realizado diversos estudios numéricos, bien sea por simulación numérica directa (DNS) o por dinámica de fluidos computacional (CFD).

La información sobre simulaciones bien sea por DNS o CFD se presenta en la Tabla 5. En esta tabla se incluyen datos sobre el objetivo de la simulación, las simplificaciones realizadas y los principales resultados obtenidos.

Como se puede observar en la Tabla 5, los modelos utilizados con mayor frecuencia son el k-ε [5,6,29] y el RSM [4,49,50,36,29]. Siendo entre estos dos, el RSM el de uso más frecuente.

De acuerdo al trabajo de Zhao et al. [29], los resultados obtenidos con el modelo RSM son más cercanos a los resultados experimentales que los obtenidos por medio del modelo k- ε, pero las diferencias entre resultados con los dos modelos son pequeñas. Sin embargo, en los trabajos de Mi *et al* [5,6], se especifica que utilizan un modelo k-ε modificado para obtener una mejor predicción en la capa límite.

Teniendo en cuenta que el comportamiento en la capa límite es importante en el proceso de atomización, el modelo de turbulencia seleccionado para la realización de este proyecto fue el modelo de transición SST (4 ecuaciones), que es un modelo de turbulencia que combina las ventajas del modelo k-ε con las del modelo k-ω. Permitiendo un mejor desempeño en la capa límite, del que presenta el modelo k-ε estándar.

ART.	SIMULACIÓN		DESCRIPCIÓN DE LA SIMULACIÓN	MODELO	RESULTADOS
[3]	**CFD**	Monofásica - solo Argón	Simulación axisimétrica, de un atomizador de tipo confinado. Sólo se tiene en cuenta la entrada anular de argón. Se presenta un análisis de la variación del campo de velocidades y de presiones para diferentes presiones de alimentación del gas 0,69MPa; 2,07MPa; 3,45MPa; 4,82MPa.	(1) Análisis monofásico. (2) Axisimétrico. (3) Geometría de la boquilla simplificada. (4) Se asume una entrada anular del argon, aunque en realidad son 25 entradas discretas. (5) Flujo de gas compresible. (6) Modelo de turbulencia RSM.	Para todas las presiones de alimentación se observa una aceleración y desaceleración de la velocidad a través de un conjunto de ondas de Prandtl-Meyer. Se observa además un sólo frente de estancamiento y un desplazamiento del punto de estancamiento a medida que aumenta la presión de alimentación del gas de 0,69MPa a 3,45MPa. Sin embargo, para la presión de alimentación de 4,82MPa, se presentan dos frentes de estancamiento y tres puntos de estancamiento.
[50]	**CFD**	(1) Monofásica - solo nitrógeno. (2) Ruptura de gotas de metal, con nitrógeno coaxial (sólo atomización secundaria).	Simulación axisimétrica, de un atomizador de tipo confinado, para dos boquillas diferentes la primera es una *annular slit nozzle* (ASN) y la segunda una *isentropic plug nozzle* (IPN). Para el análisis monofásico solo se tiene en cuenta la entrada de nitrógeno. Se presenta un análisis del campo de velocidades obtenido para cada boquilla. Además, para la IPN, se presenta un análisis de la variación del campo de velocidades para diferentes temperaturas del gas. Finalmente, se presenta un proceso de atomización de gotas, para tres diferentes diámetros de entrada de gota (1mm, 3mm, 5mm). Se emplean los algoritmos de inestabilidad de ruptura TAB (Taylor Analogy Break-up) y KH (Kelvin-Helmholtz).	(1) Análisis monofásico. (2) Axisimetrico. (3) Modelo de turbulencia RSM. (4) Condición de frontera a la salida de la región de análisis, pressure outlet. (5) Se asume un diámetro constante de gota a la entrada de la boquilla. (6) Flujo de gas compresible. (7) Software comercial FLUENT®	Para el caso monofásico, a partir de los perfiles de velocidad presentados, se observa que para la ASN se presenta un *mach disk*, que no se presenta en la IPN, permitiendo obtener con la segunda un chorro supersónico más sostenible. Para el análisis de la influencia de la temperatura del gas en el perfil de velocidad obtenido, se observa que a medida que aumenta la temperatura del gas (300K, 400K y 500K), también hay un aumento general en el perfil de velocidad, y el consumo de gas disminuye. Es importante resaltar que la posición del punto de estancamiento se conserva para las diferentes temperaturas. Para el análisis de rompimiento de gota, se observa que a medida que aumenta la temperatura del gas, se obtienen diámetros de gota más pequeños. Además, al comparar el desempeño de la ASN y la IPN, para 300K, se observa que con la IPN, se obtienen diámetros de gotas más pequeños que con las ASN.

Tabla 5. Descripción de simulaciones de la literatura y sus resultados.

ART.	SIMULACIÓN		DESCRIPCIÓN DE LA SIMULACIÓN	MODELO	RESULTADOS
[49]	**CFD**	(1) Monofásica - solo Nitrógeno (2) Ruptura de gotas de metal, con Nitrógeno coaxial (sólo atomización secundaria).	Simulación axisimétrica, de una atomizador de tipo confinado, para una *annular slit nozzle* (ASN). Para el análisis monofásico solo se tiene en cuenta la entrada de nitrógeno. Para el análisis de atomización de metal se introducen gotas de metal de tamaño constante a la salida de la boquilla (1mm, 3mm, 5mm). Se emplean los algoritmos de inestabilidad de ruptura TAB (Taylor Analogy Break-up) y KH (Kelvin-Helmholtz).	(1) Análisis monofásico. (2) Axisimetrico. (3) Modelo de turbulencia RSM. (4) Condición de frontera a la salida de la región de análisis, presión constante perpendicular a la región. (5) Se asume un diámetro constante de gota a la entrada de la boquilla. (6) Se utiliza la ley de gases ideales para modelar la densidad del Nitrógeno. (7) Flujo de gas compresible. (8) Software comercial FLUENT®	El perfil de velocidad que se obtiene para el análisis monofásico, permite identificar las zonas donde se presentan los choques oblicuos, el mach disk y el punto de estancamiento. A partir del análisis de ruptura de gotas se observa que las gotas conservan una alta temperatura en las primeras etapas de atomización a pesar de la rápida ruptura, y esta temperatura comienza a disminuir rápidamente cuando las gotas son muy finas. Se observa además, que las gotas de menor diámetro se aceleran más rápido, alcanzando una mayor velocidad de salida y reduciendo el tiempo que permanecen en el dominio.
[50, 51]	**CFD**	Ruptura de gotas de metal (γ-TiAl) con Nitrógeno coaxial	Simulación axisimétrica, de un atomizador de tipo confinado, para una isentropic plug nozzle (IPN). En esta simulación se presenta una integración de los modelos de ruptura de gotas KH y TAB y del un modelo de enfriamiento de gotas incluyendo: el enfriamiento en estado líquido, subenfriamiento, recalescencia, solidificación segregada inicial, transformación peritéctica, solidificación segregada posterior y enfriamiento en estado sólido. Se utilizan tres diferentes diámetros de gota para el análisis (1mm, 3mm, 5mm) ingresadas en la entrada de la boquilla de alimentación de metal, además, se analiza las variaciones en los resultados, cuando las gotas de 5mm se ingresan en el punto de estancamiento.	(1) Axisimétrico. (2) Modelo de turbulencia RSM. (3) Condición de frontera a la salida de la región de análisis, pressure outlet. (4) Se asume un diámetro constante de gota a la entrada de la boquilla. (5) No se considera el efecto de la variación de la viscosidad en el tamaño de la gota. (6) Flujo de gas compresible. (7) Software comercial FLUENT®	A partir de los resultados de los tamaños de gota obtenidos, se establece que a menor tamaño de gota ingresada, menor es el diámetro final obtenido, además, también es menor la distancia axial a la que se presenta este diámetro. Para el caso de 5mm, se obtiene un menor diámetro final para las gotas que se ingresan a la salida de la boquilla, que para las que se ingresan en el punto de estancamiento. En cuanto a la temperatura de las gotas, los cambios más drásticos se presentan para las gotas de menor tamaño, es decir 1mm y 3mm. Lo cual coincide con el hecho de que para estos dos diámetros de gotas de entrada (1mm y 3mm) es para los únicos que se alcanza la solidificación completa. Aunque se alcanza primero para las gotas que ingresan con un diámetro de 1mm. A partir de los resultados de este artículo, se concluye que la historia térmica de las gotas es fuertemente dependiente del tamaño de gota inicial, debido a que esto afecta el proceso de aceleración, enfriamiento y ruptura de las gotas.

Tabla 5: Descripción de simulaciones de la literatura y sus resultados (Continuación)

ART.	SIMULACIÓN		DESCRIPCIÓN DE LA SIMULACIÓN	MODELO	RESULTADOS
[6]	**DNS**	Monofásica - solo Argón	Simulación numérica de un atomizador de gas a alta presión, de tipo confinado, Para diferentes geometrías del tubo de alimentación de metal (7 geometrías diferentes), buscando determinar el efecto en el flujo del gas, debido a variaciones geométricas de la boquilla. El gas empleado es argón. Los resultados se comparan con los resultados obtenidos utilizando analogía hidráulica.	(1) Flujo estacionario. (2) Axisimetrico. (3) Flujo de gas compresible. (4) Flujo monofásico. (5) Modelo de turbulencia k-ε, con una función para las zonas cercanas a las paredes, para ajustar el efecto viscoso. (6) Gas ideal	Para asegurar la estabilidad del flujo de metal, se debe buscar una presión de vacío en la salida del flujo líquido. Además, para asegurar menores tamaños de gota (mayor eficiencia en la atomización), se debe buscar un gradiente de presión alto a lo largo de la base de la boquilla que conduzca el líquido radialmente hacia la capa cortante más fuerte. Una mayor longitud del tubo de alimentación de metal, conduce a una mayor presión de vacío, pero a un menor gradiente de presión en la base de la boquilla. En cuanto al ángulo de inclinación del tubo de alimentación de metal, un ángulo pequeño conduce a condiciones de presión de vacio deseables, pero un mayor ángulo de inclinación conduce a gradientes de presión mayores a lo largo de la base de la boquilla. Al momento de diseñar la boquilla la selección de la longitud del tubo de alimentación y su ángulo de inclinación son decisivos, debido a la negociación permanente entre estabilidad y eficiencia de la atomización.
[5]	**DNS**	Monofásica - solo Argón	Simulación monofásica de un atomizador de alta presión, de tipo confinado. Se caracteriza el flujo obtenido para diferentes presiones de operación, buscando establecer las variaciones en el flujo a causa de variaciones en la presión de alimentación. El gas empleado es argón.	(1) Flujo estacionario. (2) Axisimetrico. (3) Flujo de gas compresible. (4) Flujo monofásico. (5) Modelo de turbulencia k-ε, con una función para las zonas cercanas a las paredes, para ajustar el efecto viscoso. (6) Gas ideal. (7) Presión atmosférica a la salida de la región de análisis.	Las características del flujo analizadas son principalmente: intensidad en la región de recirculación, intensidad en la capa de mezcla y la estructura de las ondas de choque. Para el caso de la intensidad de la región de recirculación, se evaluó el número de Mach alcanzado en esta región. Para el caso de la intensidad de la capa de mezcla se utiliza la energía cinética turbulenta como un indicador. Los resultados obtenidos indican que la intensidad de la región de recirculación y de la capa de mezcla aumenta a medida que aumenta la presión de estancamiento. Por otro lado, a altas presiones se presenta un *mach disk* en la linea central, este *mach disk* se desplaza aguas abajo a medida que aumenta la presión de estancamiento, mientras que al mismo tiempo su fuerza aumenta.

Tabla 5: Descripción de simulaciones de la literatura y sus resultados (Continuación)

ART.	SIMULACIÓN		DESCRIPCIÓN DE LA SIMULACIÓN	MODELO	RESULTADOS
[52]	**DNS**	Monofásica - solo aire	Se utiliza un modelo numérico unificado propuesto, para simular el flujo de gas compresible en un atomizador. Se presenta el análisis para el caso de solo aire. El análisis se realiza para el caso de una boquilla anular y para el caso de salidas discretas de gas.	(1) Simulación 2D (no axisimétrico). (2) Flujo de gas compresible.	La densidad y la presión obtenida a partir de la simulación coincide con el resultado obtenido en el análisis teórico basado en la suposición de flujo unidimensional isentrópico. A partir de los resultados obtenidos, se evidencia que la evolución del perfil de presión es periódica. Además, para el caso de las boquillas discretas, el pico de máxima presión ocurre más lejos aguas abajo, que para el caso de la boquilla anular.
[36]	**CFD**	Gas-Metal. Nitrógeno- Metal líquido. CFD	Se analizan tres tipos de geometrías diferentes: Atomizador de boquilla anular, atomizador de gas giratorio y atomizador de chorro de gas interno.	(1) Modelo 3D. (2) VOF. (3) Modelo de turbulencia RSM. (4) Software comercial FLUENT®.	A partir de la fracción de volumen obtenida para cada atomizador y sus respectivos perfiles de velocidad, se establece que el atomizador de gas giratorio inhibe el proceso de atomización al estabilizar el flujo de metal. Mientras que el atomizador de chorro de gas interno mejora la generación de polvo.
[29]	**CFD**	Gas-Metal. Nitrógeno-Aleación TiAl líquido.	Se analizan cuatro geometrias diferentes, variando el ángulo de intersección de la boquilla de gas (5º, 35º, 55º, 65º), utilizando los modelos de turbulencia k-ε y RSM, para identificar las variaciones en los resultados: ángulo de dispersión del gas, velocidad axial del gas, presión estática, entre otros.	(1) Modelo axisimétrico. (2) VOF. (3) Modelos de turbulencia k-ε y RSM. (4) Software comercial FLUENT®. (5) Flujo de gas compresible (Ley de gases ideales)	A partir de la comparación establecida entre los resultados de la simulación (utilizando los modelos de turbulencia k-ε y RSM) y resultados experimentales, se estableció que los resultados obtenidos por medio del modelo RSM son más cercanos a los experimentales, que los resultados obtenidos con el modelo k-ε. A partir de los resultados de la simulación, se observa que el ángulo de dispersión del gas aumenta a medida que aumenta el ángulo de intersección de la boquilla de gas aumenta de 5º a 65º. Lo mismo ocurre con la velocidad axial en el eje central. Bajo las condiciones de operación empleadas, a la salida de la boquilla se presenta un área de alta presión que hace que la columna de líquido se transforme en una placa de líquido (membrana).

Tabla 5: Descripción de simulaciones de la literatura y sus resultados (Continuación)

Después de revisar la literatura sobre atomización en general, incluyendo estudios experimentales y numéricos, ha sido posible seleccionar algunos para construir simulaciones en la herramienta comercial FLUENT ®. Con el objetivo de establecer una base para el desarrollo de la propuesta metodológica para la simulación de un atomizador de metal.

La selección de estos artículos incluye criterios como:

- Disponibilidad de geometría completamente definida
- Disponibilidad de las condiciones de operación
- Disponibilidad de resultados que permitan establecer comparaciones cualitativas o cuantitativas.

Los artículos seleccionados para la validación de resultados se presentan en la Tabla 6.

Artículo	Tipo de simulación	Artículo	Observaciones respecto al artículo
1	Flujo monofásico (solo argón)	A computational fluid dynamics (CFD) investigation of the wake closure phenomenon [3].	Estudio numérico de la variación de los perfiles de velocidad y presión ante variaciones en la presión de alimentación del gas
2	Flujo monofásico (solo aire)	A study of liquid metal atomization using close-coupled nozzles, Part 1: Gas dynamic behavior [12]	Estudio experimental por medio de imágenes de Schlieren del chorro de aire obtenido para diferentes presiones de alimentación.
3	Flujo bifásico (Agua-Aire en reposo)	Waves on water jets [43].	Estudio experimental de la formación de ondas en la superficie de un chorro de agua inyectado a presión en aire en reposo
4	Flujo Bifásico (Agua-aire flujo coaxial)	Morphological classification of disintegration of round liquid jets in a coaxial air stream [19]	Estudio experimental de la forma del chorro en los diferentes regímenes de atomización, para el caso de flujo coaxial agua-aire.
5	Flujo bifásico (Metal-gas flujo coaxial)	A study of liquid metal atomization using close-coupled nozzles, Part 2: Atomization behavior [48]	Se presentan imágenes del Schlieren para los flujos obtenidos con diferentes relaciones gas metal y presiones de alimentación del gas.

Tabla 6. Listado de artículos para la construcción de simulaciones y su validación.

4 SIMULACIONES Y RESULTADOS

Para establecer la propuesta metodológica para la simulación de un atomizador de metal, se seleccionaron los artículos mencionados en la Tabla 6 para construir las simulaciones. Con el fin de construir el modelo de forma gradual en cuanto a complejidad, se seleccionaron resultados experimentales o de simulaciones siguiendo este orden: (a) simulación monofásica, (b) simulación bifásica (agua inyectada en aire en reposo), (c) Simulación bifásica (Flujo coaxial de agua y aire), y finalmente (d) Simulación bifásica (gas-metal) sin incluir efectos de solidificación.

Las geometrías empleadas son las establecidas en los artículos de la Tabla 6. Además, en la Tabla 7 se presentan las características principales de estas simulaciones. Es necesario resaltar que las simulaciones monofásicas y bifásicas (aire en reposo) son las únicas para las que se utilizó la simplificación por axisimetría, mientras que los demás modelos fueron construidos de forma tridimensional.

En todos los casos se estableció un paso temporal inicial que cumpliera con un número de Courant (C) inferior a 1. Sin embargo en caso de no alcanzar la convergencia deseada, es decir valores residuales inferiores a 1e-5, se utilizó un paso temporal inferior.

La temperatura de entrada de los fluidos es 300K, excepto en los casos en los que se mencione lo contrario, como por ejemplo en el caso de atomización de metal. Es necesario tener en cuenta que la temperatura de alimentación del metal debe ser superior a la temperatura de liquidus (aproximadamente 100K por encima) para asegurar su flujo continuo y evitar la solidificación prematura. En la simulación realizada, se estableció una temperatura de 150K por encima de la temperatura de fusión del estaño (metal atomizado en este caso). Es común que el estaño se utilice como metal a atomizar en experimento y

prototipos, debido a su baja temperatura de fusión (504,35 ± 0,05K), respecto a otros metales.

La presión atmosférica utilizada es 1 atm, a menos que en alguna simulación se indique lo contrario más adelante.

Como fluido atomizador, en estas simulaciones se ha utilizado el argón y el aire. A pesar del bajo costo del aire, no es ampliamente utilizado en proceso de atomización, debido a que puede conducir a oxidación y por lo tanto degradación del material atomizado, razón por la cual es más común utilizar gases inertes. El gas utilizado en las simulaciones monofásicas fue el argón, a pesar de que en estudios previos se estableció que el Helio conduce a un tamaño de polvo fino, mientras que el argón conduce a tamaños de gota mayores [36].

Para las cuatro simulaciones monofásicas iniciales, se tomó como referencia el trabajo de Ting y Anderson [3]. En este trabajo se utiliza una boquilla de tipo confinado, que tiene forma convergente. La geometría de la cámara de alimentación del gas no se tiene en cuenta, para el análisis. En la Tabla 5 se presenta información detallada sobre los modelos presentados en el trabajo de Ting y Anderson [3], así como los resultados obtenidos. Para estas primeras simulaciones, se construye un modelo axisimétrico, se tiene en cuenta la compresibilidad del gas y se utiliza la ley de gases ideales para calcular el valor de la densidad. El factor de compresibilidad del argón para el caso de la presión 3,45MPa y 300K es 0,99, razón por la cual se considera válido utilizar la aproximación de gas ideal, teniendo en cuenta que esta es la máxima presión de alimentación del gas que se va a emplear en este primer set de simulaciones (tres simulaciones monofásicas – solo argón).

Las condiciones de frontera de las simulaciones presentadas a lo largo de este trabajo, se pueden observar en la Tabla 7.

It	Tipo de simulación	Modelo	Características del modelo Transitorio	GAS			LÍQUIDO			Modelo de turbulencia	Artículo
				Material	propiedades gas	Condición de entrada	Material	Propiedades líquido	Condición de entrada		
1	Monofásica	Axisimétrico	Time step 5e-7 s Tiempo total 8,24e-2 s	Argón	Densidad - gas ideal Calor específico - Constante Cond. Térmica - Varía con T Viscosidad - Varía con T Peso molecular - constante	Pressure-inlet - 0,69 MPa	N.A.	N.A.	pressure-outlet 0 Pa	SST	[3]
2	Monofásica	Axisimétrico	Time step 1e-7 s Tiempo total 2,25e-2 s	Argón	Densidad - gas ideal Calor específico - Constante Cond. Térmica - Varía con T Viscosidad - Varía con T Peso molecular - constante	Pressure-inlet - 2,07 MPa	N.A.	N.A.	pressure-outlet 0 Pa	SST	[3]
3	Monofásica	Axisimétrico	Time step 5e-8 s Tiempo total 1,22e-2 s	Argón	Densidad - gas ideal Calor específico - Constante Cond. Térmica - Varía con T Viscosidad - Varía con T Peso molecular - constante	Pressure-inlet - 3,45 MPa	N.A.	N.A.	pressure-outlet 0 Pa	SST	[3]
4	Bifásica (Agua inyectada en aire en reposo)	Axisimétrico	Time step 1e-8 s Tiempo total 3,4e-3 s	Aire	Densidad - constante Viscosidad - Constante	Aire en reposo	Agua	Densidad - constante Viscosidad - Constante	Velocity-inlet 25,3 m/s	SST	[43]
5	Bifásica (Agua inyectada en aire en reposo)	Axisimétrico	Time step 1e-8 s Tiempo total 3,4e-3 s	Aire	Densidad - constante Viscosidad - Constante	Aire en reposo	Agua	Densidad - constante Viscosidad - Constante	Velocity-inlet 10,97 m/s	SST	[43]
6	Bifásica (flujo coaxial agua-aire)	3D	Time step 5e-5 s Tiempo total 1,44e-1 s	Aire	Densidad - Constante Viscosidad - Constante	mass-flow-inlet 0,00236 Kg/s	Agua	Densidad - Constante Viscosidad - Constante	Velocity-inlet 0,473m/s	SST	[19]

Tabla 7. Características de las simulaciones construidas.

It	Tipo de simulación	Modelo	Características del modelo Transitorio	GAS			LÍQUIDO			Modelo de turbulencia	Artículo
				Material	propiedades gas	Condición de entrada	Material	Propiedades líquido	Condición de entrada		
7	Bifásica (flujo coaxial agua-aire)	3D	Time step 5e-6 s Tiempo total 8,46e-2 s	Aire	Densidad - Constante Viscosidad - Constante	mass-flow-inlet 0,00236 Kg/s	Agua	Densidad - Constante Viscosidad - Constante	Velocity-inlet 0,55 m/s	SST	[19]
8	Bifásica (flujo coaxial agua-aire)	3D	Time step 1e-5 s Tiempo total 2,51 s	Aire	Densidad - Constante Viscosidad - Constante	mass-flow-inlet 0,00236 Kg/s	Agua	Densidad - Constante Viscosidad - Constante	Velocity-inlet 1,02 m/s	SST	[19]
9	Bifásica (flujo coaxial agua-aire)	3D	Time step 5e-5 s Tiempo total 4,47e-1 s	Aire	Densidad - Constante Viscosidad - Constante	mass-flow-inlet 0,00334 Kg/s	Agua	Densidad - Constante Viscosidad - Constante	Velocity-inlet 0,225 m/s	SST	[19]
10	Monofásica	3D	Time step 1e-7 s Tiempo total 2,25e-2 s	Aire	Densidad - Varia con T y P Calor específico - Varía con T Cond. Térmica - Varía con T Viscosidad - Varía con T Peso molecular - constante	Pressure-inlet - 4,5 MPa	N.A.	N.A.	pressure-outlet 0 Pa	SST	[12]
11	Bisfásica (gas-metal)	3D	Time step 1e-7 s Tiempo total 6,29e-3 s	Aire	Densidad - Varia con T y P Calor específico - Varía con T Cond. Térmica - Varía con T Viscosidad - Varía con T Peso molecular - constante	Pressure-inlet - 4,5 MPa	Estaño líquido	Densidad - Polinomio Calor específico - constante Cond. Térmica - constante Viscosidad - Constante Peso molecular - constante	mass flow - inlet 0,015Kg/s	SST	[48]

Tabla 7. Características de las simulaciones construidas (Continuación)

Las características de las simulaciones realizadas están incluidas en la tabla anterior. Exceptuando las simulaciones construidas como parte del diseño de experimentos.

4.1 CONSTRUCCIÓN DE LA MALLA:

Se recomienda emplear una malla estructurada, debido a que conduce a una mayor precisión numérica. Esta malla debe refinarse en los alrededores de la punta de la boquilla y a lo largo del eje central (ver Figura 20), para tener una mejor predicción de los efectos de desprendimiento en la capa límite.

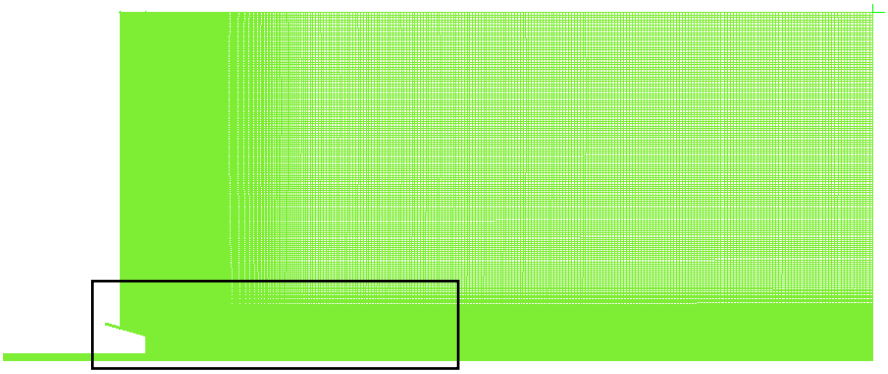


Figura 20. Refinamiento de malla.

Se construyen mallas 2D para los siguientes grupos de simulaciones: simulaciones monofásicas con Argón a partir del trabajo de Ting y Anderson [3]. Simulaciones de agua inyectada en gas en reposo a partir del trabajo de Hoy y Taylor [43]. Simulaciones monofásicas de aire que forman parte del diseño de experimentos virtuales presentado en la sección 4.6, a partir del trabajo de Mates y Settles [12].

Se construyen mallas 3D para los siguientes grupos de simulaciones: simulaciones de agua atomizada con aire en flujo coaxial [19]. Simulación monofásica con aire a partir del trabajo de Mates y Settles [12] y simulación de aire-estaño a partir del trabajo de Mates y Settles [48].

Para los casos axisimétricos (mallas 2D) se emplean cerca de la boquilla elementos de aproximadamente 9e-5mm de lado. Para las mallas 3D se emplean alrededor de la boquilla elementos de aproximadamente 0,23mm de lado. No se construyen mallas más refinadas en 3D debido a las limitaciones en cuanto a recurso computacional.

4.2 SIMULACIONES MONOFÁSICAS:

Las dimensiones globales de la geometría empleada en las primeras tres simulaciones, así como las respectivas condiciones de frontera se presentan en la Figura 21, la malla es estructurada, en 2D. Los elementos que se encuentran en la zona donde deben presentarse las ondas de choque son más pequeños, así como los que están cercanos a las paredes.

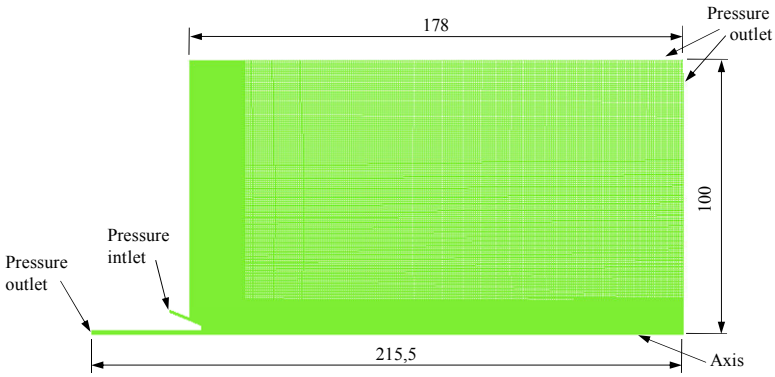


Figura 21. Malla y condiciones de frontera primeras tres simulaciones. Dimensiones en mm

Las condiciones de las simulaciones monofásicas, con entrada solo de argón, con base en el trabajo de Ting y Anderson [3], se presentan en la Tabla 7, en las filas de la 1 a la 3. Los perfiles de velocidad obtenidos para las diferentes presiones de alimentación del argón se presentan en la Figura 22.

Para realizar la evaluación de las simulaciones, se establece ±15% como límite de error permitido, debido a que este porcentaje corresponde al nivel de variación encontrado por

Eroglu *et al* [21] en sus experimentos de atomización coaxial agua-aire. No se encontraron en la literatura criterios de evaluación para el flujo monofásico, o para otro de los casos simulados.

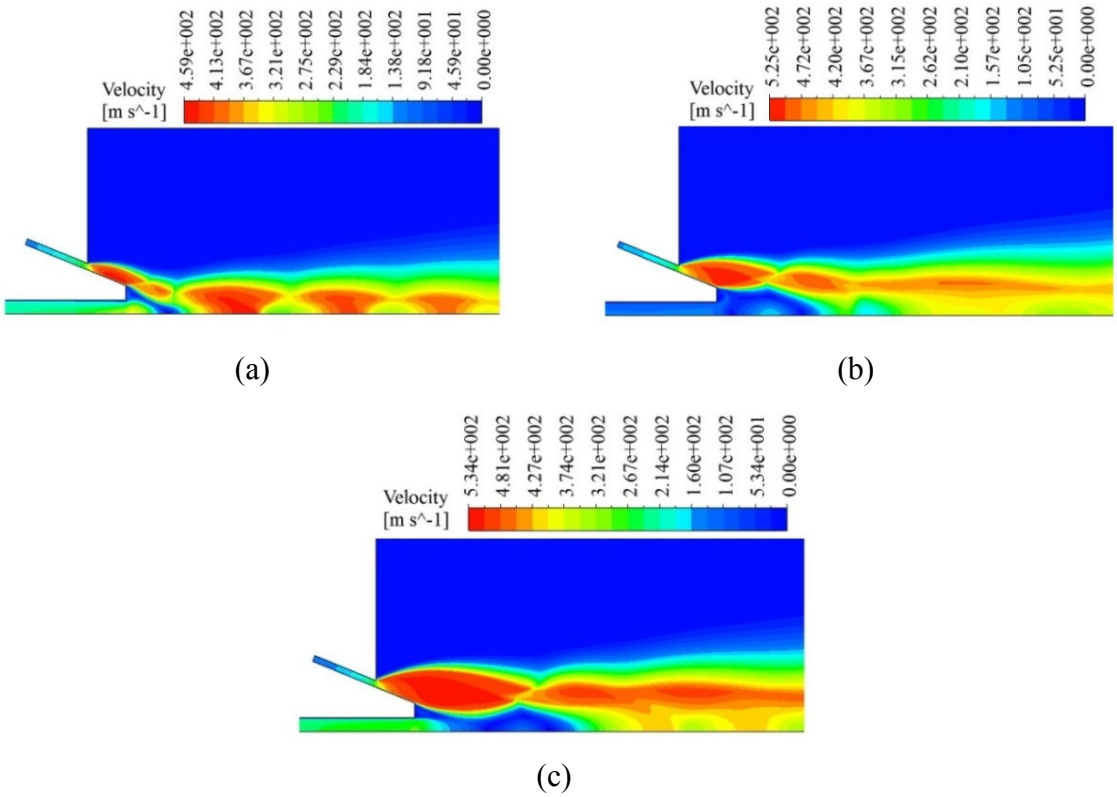


Figura 22. Magnitud de velocidad por medio de contornos para 0,69MPa (a), 2,07MPa (b), 3,45MPa (c).

Como se observa en la Figura 22, para las diferentes presiones de alimentación del gas se presentan ondas de Prandtl-Meyer de acuerdo a lo esperado para el caso de flujos supersónicos. Además, la velocidad máxima del gas se presenta cerca al borde de la boquilla, y a medida que aumenta la presión de entrada del gas, aumenta su velocidad máxima y aumenta la longitud del área de máxima velocidad.

Al comparar las velocidades máximas obtenidas en estas simulaciones, respecto a las presentadas por Ting y Anderson [3] en su trabajo, se observa que para el caso de 0,69MPa, la velocidad máxima obtenida excede en 2m/s la velocidad máxima del artículo, lo que

corresponde a un error del 0,44%. Para la presión de 2,07MPa, la diferencia es de 11m/s, que corresponde a un error del 2,14%. Y finalmente, para la presión de 3,45MPa esta diferencia entre velocidades máximas es de 6m/s, que corresponde a un error del 1,14%.

Además, como se observa en la Figura 22, la longitud del área de recirculación, aumenta a medida que aumenta la presión de alimentación. Este comportamiento corresponde con el comportamiento observado por Mi *et al* [5] en su trabajo. Esto también se ve reflejado en un desplazamiento del punto de estancamiento, como se observa con mayor facilidad en las figuras de la Tabla 8.

Adicional a los perfiles de velocidad por medio de contornos antes mencionados, en la Tabla 8 se presentan los perfiles de velocidad axial (lado izquierdo) y de presión (lado derecho) obtenidos sobre el eje de simetría a partir de la salida de la boquilla. En todos los casos se presentan los resultados obtenidos (color azul), comparados contra los presentados por Ting y Anderson en su trabajo [3] (color negro). La distancia está establecida en diámetros de boquilla y el cero corresponde a la punta de la boquilla.

En la Tabla 8, se presenta el perfil de velocidad axial para la presión de alimentación de 0,69MPa, 2,07MPa y 3,45MPa. En las imágenes de la Tabla 8 es posible observar que las curvas obtenidas para los perfiles de velocidad axial y presión estática tienen una forma similar a la presentada en el trabajo de Ting y Anderson [3], aunque en algunos casos se presentan desfases o variaciones en la amplitud.

Como se observa en las figuras (a), (c) y (e), la velocidad axial máxima a lo largo del eje de simetría es coincidente con el obtenido por Ting y Anderson en su trabajo [3], esto mismo se observa para la gráfica de presión estática (b), aunque para las presiones de 2,07MPa y 3,45MPa (gráficas (d) y (f)), se obtienen errores máximos de 15% y del 26,4% respectivamente. Además, el lugar donde se presentan las máximas presiones y velocidades no coincide en todos los casos.

Como se mencionó anteriormente, otra de las características a comparar es la posición del punto de estancamiento, el cual de acuerdo a lo esperado, se aleja de la boquilla a medida que aumenta la presión de alimentación. Sin embargo, su posición difiere de la posición presentada en el artículo en una distancia entre 0,2 y 0,4 diámetros de boquilla. Lo que equivale a un error del 50%.

Estas variaciones en los resultados pueden presentarse por varias razones, entre ellas a la forma de ingresar las propiedades del argón para la simulación y al modelo de turbulencia empleado. En este proyecto se utiliza una aproximación lineal por trozos para las propiedades, y el modelo de turbulencia SST, mientras que en el artículo no se especifica. Además, también puede deberse a que la condición de frontera de la entrada del líquido (aunque en este caso no ingresa líquido), no está claramente establecida en el trabajo de Ting y Anderson. En este proyecto se utiliza la frontera tipo Pressure outlet.

La condición de frontera de tipo Pressure outlet asume un valor constante de la presión en toda el área, con una dirección determinada. La presión utilizada en este caso fue la presión atmosférica, con una dirección normal a esa región. Y es necesario resaltar que la longitud del tubo de alimentación del líquido se desconoce y es un parámetro que afecta la posición del punto de estancamiento.

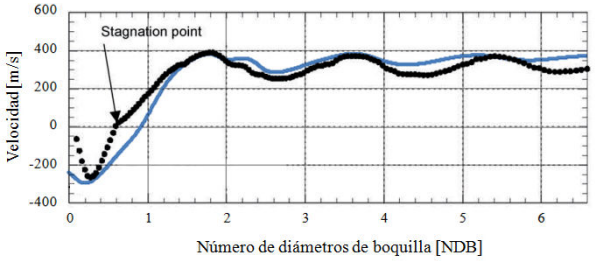
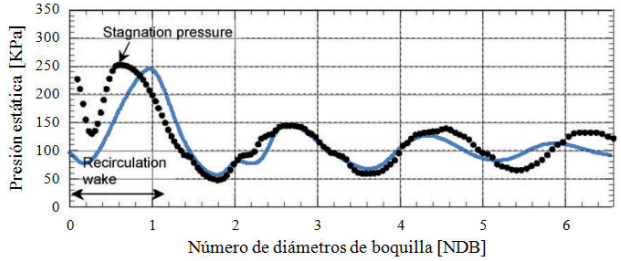
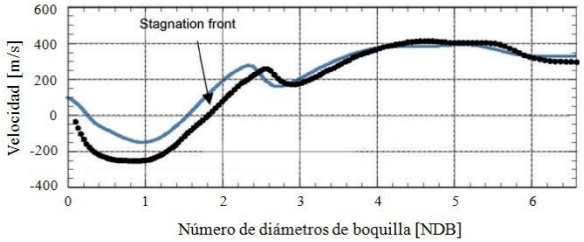
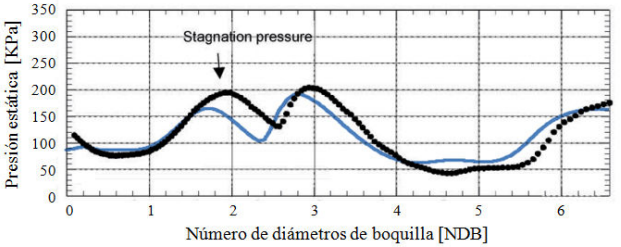
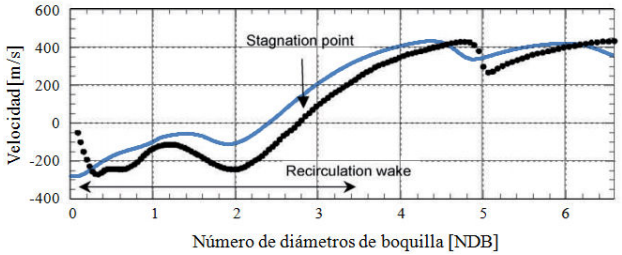
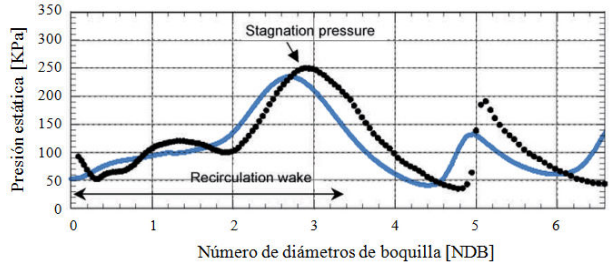
PRESIÓN ENTRADA	PREFIL DE VELOCIDAD AXIAL	PERFIL DE PRESIÓN ESTÁTICA
0,69MPa	 (a)	 (b)
2,07MPa	 (c)	 (d)
3,45MPa	 (e)	 (f)

Tabla 8. Resumen de los resultados de las simulaciones número 1, 2 y 3. Los puntos negros corresponden a los resultados presentados por Ting y Anderson **[3]**, y los azules corresponden a los resultados obtenidos en las simulaciones del presente trabajo.

4.3 SIMULACIONES DE INYECCIÓN DE AGUA EN AIRE EN REPOSO

Para el segundo grupo de análisis, se realizan dos simulaciones bifásicas de agua inyectada en gas en reposo. Las dimensiones de los diámetros se establecieron a partir del trabajo de Hoyt y Taylor [43]. En su trabajo se presentan imágenes para chorros de agua a diferentes distancias de la boquilla, identificando variaciones en la superficie del chorro, debido a las inestabilidades. En las simulaciones realizadas no es posible establecer este tipo de variaciones en la superficie del chorro, por esto se ha decidido realizar un análisis de autosimilaridad, buscando establecer si estos modelos bifásicos son consistentes o no con lo esperado.

Las geometrías y las mallas empleadas se presentan en la Tabla 9. Se realiza un análisis axisimétrico, utilizando el modelo multifásico VOF, las propiedades de los fluidos se asumen constantes debido a las bajas velocidades involucradas. La presión atmosférica es 1atm.

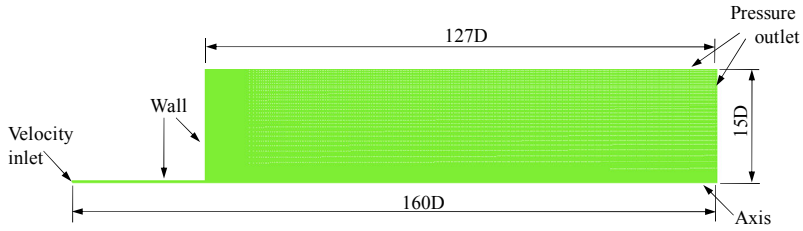
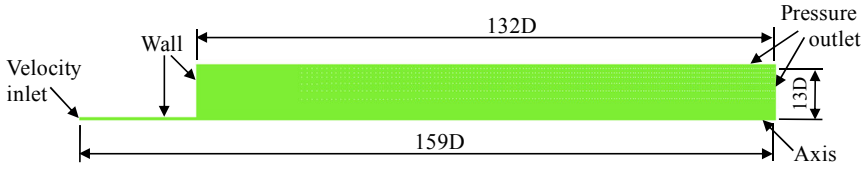
DIÁMETRO TUBO	MALLA Y CONDICIONES DE FRONTERA
0,25in	
0,125in	

Tabla 9. Malla y condiciones de frontera simulaciones 4 y 5 (de acuerdo a la Tabla 7)

La velocidad axial sobre el eje de simetría es la primera característica que se analiza en el chorro. De acuerdo a lo esperado, a la salida de la boquilla la velocidad debe ser mayor y debe disminuir a lo largo del eje. Este comportamiento se observa en el esquema presentado en la Figura 23. En la Figura 24 se presenta la evolución del perfil de velocidad axial a lo largo del eje central, para la simulación número 4 (ver Tabla 7). Desde la salida de la boquilla, hasta 124 diámetros de boquilla.

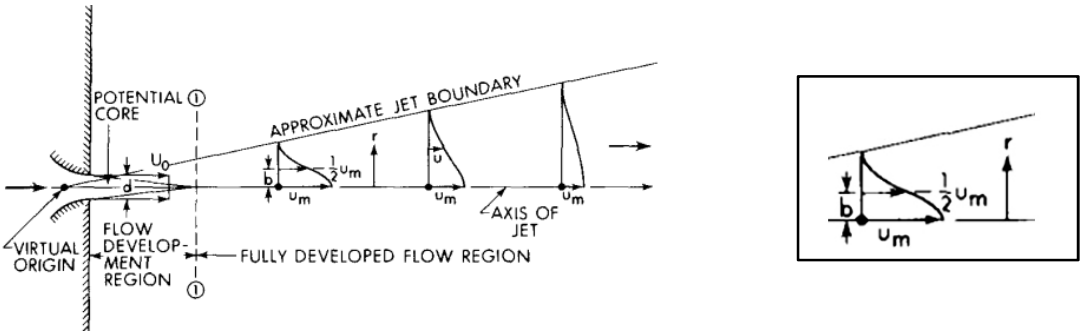


Figura 23. Esquema de un chorro circular turbulento (a), detalle perfil de velocidad (b) **[62]**

En la Figura 24 se observa que de acuerdo a lo esperado a la salida de la boquilla la velocidad axial es mayor siendo para este caso de 29m/s y disminuye inicialmente de forma rápida y posteriormente se va estabilizando en 25,5m/s a una distancia axial cercana a 90 diámetros de boquilla de la salida. Este comportamiento es coherente, de acuerdo a lo esperado para el caso de chorros libres (ver Figura 23).

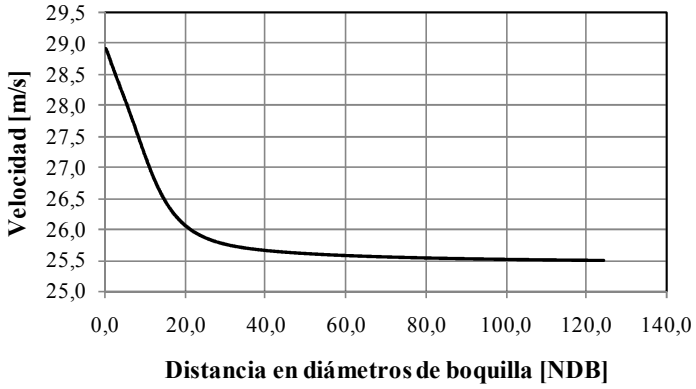


Figura 24. Velocidad axial en el eje de simetría (simulación número 4)

Además de la velocidad axial en el eje central, se analiza también la velocidad axial a diferentes distancias del eje central, para diferentes distancias axiales a partir de la salida de la boquilla. Es decir, para una distancia axial de 7,9NDB, se establece una línea perpendicular al eje, sobre la que se observa la velocidad axial. El resultado de estas velocidades se presenta en la Figura 25. Donde se observa que a mayor distancia axial de la salida de la boquilla, la velocidad se conserva durante una mayor distancia radial, coincidiendo con lo esperado de acuerdo a la Figura 23.

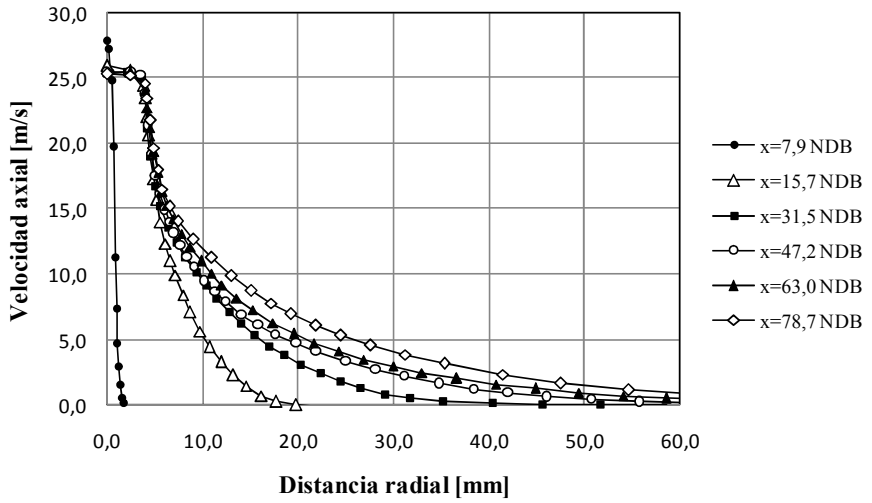


Figura 25. Velocidad axial a diferentes distancias radiales del eje de revolución (simulación No. 4)

Para la simulación número 5 (ver Tabla 7), se establece la distribución de velocidad axial a lo largo del eje central. En la Figura 26, se observa que a la salida de la boquilla la velocidad es mayor, siendo 12,9m/s. Y disminuye rápidamente hasta una distancia axial desde la salida de la boquilla de 40 NDB, lugar a partir del cual la velocidad empieza a disminuir más lentamente.

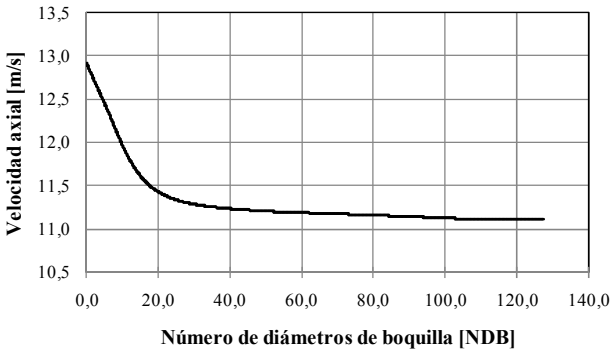


Figura 26. Velocidad axial en el eje de simetría (simulación número 5)

Para esta simulación también se evalúa la velocidad axial a diferentes distancias radiales del eje, para construir esta gráfica se utiliza la misma técnica que se empleó para construir la Figura 25. En este caso también se observa que a medida que la distancia axial a partir de la salida de la boquilla aumenta, la velocidad axial sobre el eje central (velocidad máxima) disminuye. La velocidad central a una distancia axial de 1,6NDB de la salida del líquido por ejemplo es de 12,8m/s. Mientras que la velocidad central a una distancia axial de 75NDB es de 11,2m/s.

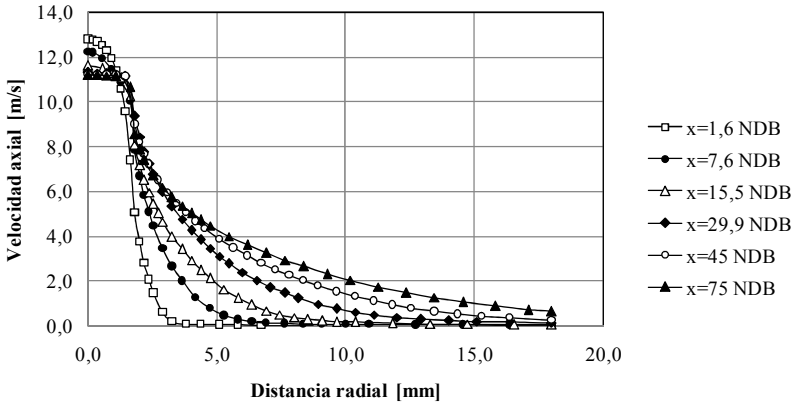
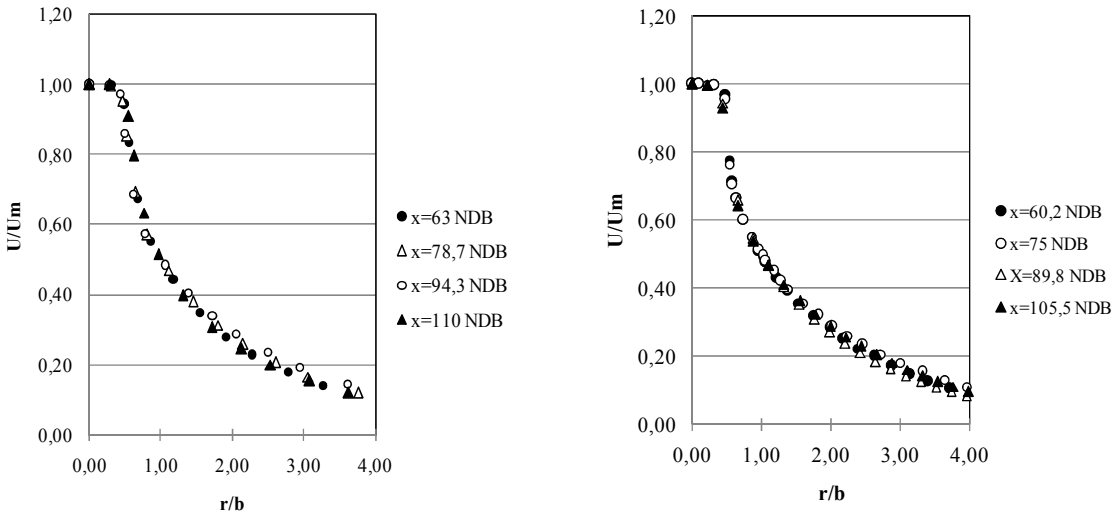


Figura 27. Velocidad axial a diferentes distancias radiales del eje de revolución (simulación No. 5)

Para establecer si los perfiles de velocidad axial a lo largo del chorro son similares, se grafican los valores adimensionales correspondientes a U/Um, contra r/b (ver Figura 28). Para entender mejor que valores se grafican, se debe tener en cuenta que a una distancia axial x determinada, se traza una línea perpendicular al eje, sobre esta línea se medirá la velocidad axial *U* para diferentes posiciones r (distancia radial medida desde el eje, sobre la línea trazada). *Um* corresponde a la velocidad central del chorro, que se tenga para esa misma posición x, y b corresponde a la distancia a la que se presenta una velocidad equivalente a la mitad de la velocidad del centro. Para mayor claridad ver la Figura 23 (b).



(a) . (b) .

Figura 28. Distribución de la velocidad axial a diferentes distancias de la boquilla en forma adimensional simulación No. 4 (a), simulación No. 5 (b).

En la Figura 28 se presentan los perfiles de velocidad axial de forma adimensional. Y a partir de estos resultados, se puede concluir que los chorros obtenidos por medio de estas simulaciones cumplen con la condición de autosimilaridad; debido a que a lo largo de cada chorro, los perfiles de velocidad axial a diferentes distancias de la boquilla, presentan una forma similar. A partir de la revisión bibliográfica no fue posible establecer la distancia a partir de la cual se debe cumplir la condición de autosimilaridad, para el caso de un chorro de agua inyectado en un gas en reposo, sin embargo durante la construcción de estas

gráficas, se observó que esta condición se cumplía después de 60 diámetros de boquilla, para estos casos particulares.

4.4 SIMULACIONES DE FLUJO COAXIAL AGUA-AIRE:

Hasta ahora se han presentado los resultados correspondientes a simulaciones monofásicas y simulaciones de agua inyectada en aire en reposo. Por esto el paso lógico siguiente es la simulación del flujo coaxial agua-aire. Como se observa en la Tabla 7, el trabajo de Faragó y Chigier [19] se utiliza como referencia para construir estas simulaciones bifásicas.

En este caso, se presenta un flujo paralelo del agua y del aire, siendo la entrada del aire de forma anular exterior a la entrada del agua. Las velocidades de alimentación de los dos fluidos se mantienen constantes en cada simulación, pero varían entre simulaciones. Las temperaturas de alimentación de los fluidos es de 300K y la presión atmosférica es de 101KPa.

En el trabajo de Faragó y Chigier [19] se presentan cuatro boquillas con geometrías diferentes, pero solo se presentan fotografías para el flujo obtenido con la primera de ellas. El flujo mínimo de aire que se utiliza en los experimentos es de 8,5Kg/h, que corresponde a una velocidad de 22,9m/s, y a un número de Reynolds de 13.065. Por otro lado, el flujo másico del agua varía entre 0,65 y 52Kg/h, lo que corresponde a un rango de velocidad entre 0,24 y 19,6m/s y a un rango del número de Reynolds de 240 a 18.960. El objetivo del trabajo de Faragó y Chigier [19], es establecer una clasificación morfológica de los regímenes de atomización. Debido a la imposibilidad de hacer un seguimiento morfológico efectivo a la evolución del chorro por medio de simulaciones de CFD basadas en VOF, no se considera la morfología del chorro como una característica útil para validar las simulaciones. De esta forma, surge la propuesta de utilizar el gradiente de la fracción de volumen como un indicador para ubicar el punto de ruptura del líquido.

El trabajo de Faragó y Chigier [19], parte de resultados de experimentos previos, presentados por Eroglu *et al* [21] en su trabajo. En sus experimentos Eroglu *et al* [21] midieron la longitud de ruptura de chorros de agua cilíndricos con flujos de aire coaxial anular. Durante estos experimentos se tomaron entre cuatro y siete fotografías para cada condición de flujo. Debido a las pulsaciones del chorro líquido, la longitud de ruptura observada para diferentes instantes de tiempo en las fotografías es diferente para las mismas condiciones de flujo. Por esto, fue necesario calcular el promedio de la longitud de ruptura en el tiempo para cada condición de flujo. Este valor promedio, puede considerarse entonces como la longitud de ruptura del líquido promediada en el tiempo. De acuerdo a lo reportado en el artículo, dependiendo de las diferentes condiciones de operación, la longitud de ruptura instantánea presentaba variaciones de aproximadamente ±15% [21].

Los resultados experimentales obtenidos por Eroglu *et al* [21] son consistentes con lo esperado de acuerdo a la teoría, es decir, la longitud de ruptura disminuye con el número de Weber aerodinámico y aumenta con el número de Reynolds del chorro líquido. En su trabajo, además proponen una ecuación empírica para predecir la longitud de ruptura con base en estos números adimensionales[18]:

$$\frac{L_C}{d} = \mathbf{0.5We^{-0.4}Re^{0.6}} \tag{28}$$

Donde L_c es la longitud de ruptura del líquido, y d es el diámetro interno del tubo de alimentación de líquido, y los números de Weber y Reynolds se calculan por medio de las ecuaciones (29(30), de acuerdo al artículo de Eroglu *et al* [21].

$$\mathrm{We} = d\rho_A u_R^2 / 2\sigma \tag{29}$$

$$\mathrm{Re} = d\rho_L u_L / \mu_L \tag{30}$$

Donde d es el diámetro interno del tubo de alimentación del líquido, ρ_A es la densidad del aire, u_R es la velocidad relativa entre el aire y el líquido, σ es la tensión superficial, y ρ_L, u_L, μ_L son la densidad, velocidad y viscosidad del líquido respectivamente. La variación de la longitud promedio de ruptura con respecto a variaciones en el número de Weber y/o el número de Reynolds se presenta en la Figura 29.

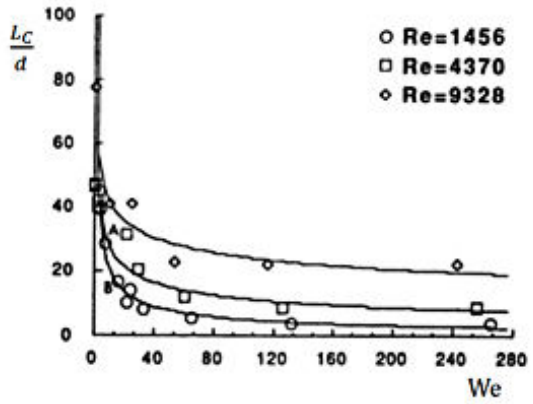


Figura 29. Longitud de ruptura promedio en un flujo coaxial de gas como función de del número de Weber We_g y el número de Reynolds Re_L

Para realizar estas simulaciones de atomización de agua, se construyó inicialmente una malla 2D, con un modelo axisimétrico; sin embargo, los resultados obtenidos no se encontraron satisfactorios, por no tener sentido físico, por esto fue necesario construir una malla 3D. El modelo multifásico utilizado para las simulaciones es el de volumen de fluido (VOF). Además, se utiliza el modelo de turbulencia SST. Las propiedades del agua y del aire se asumen constantes debido a las bajas velocidades y temperaturas involucradas en este proceso de atomización.

La malla final utilizada, así como las condiciones de frontera del modelo, se presentan en la Figura 30. En esta figura se presenta sólo una sección 2D de la malla, aunque la malla utilizada en las simulaciones es 3D. Para información sobre la geometría de la boquilla, referirse al trabajo de Faragó y Chigier [19].

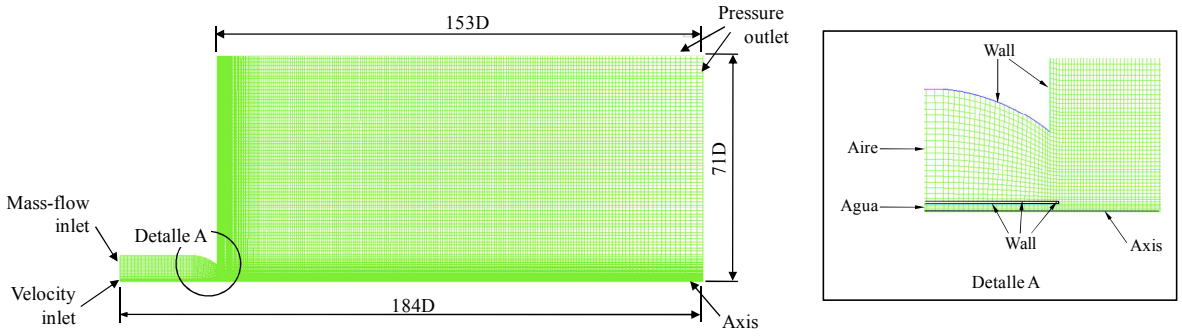


Figura 30. Malla y condiciones de frontera para modelos de atomización de agua con flujo de aire coaxial. (Filas de la 6 a la 9 Tabla 7)

Como se mencionó anteriormente, la propuesta en este caso es utilizar el gradiente de fracción de volumen como criterio de comparación con los resultados experimentales. A partir de la posición de los mínimos del gradiente de fracción de volumen se establece la longitud de ruptura y se compara con la calculada utilizando la ecuación empírica propuesta por Eroglu *et al* [21]. Aplicando las ecuaciones (28), (29) y (30), se establece la longitud de ruptura promedio, esperada. Estos datos se presentan en la Tabla 10.

En la primera columna de la Tabla 10 se presentan las velocidades de entrada de los flujos de agua y aire; en la segunda columna se presentan las fotografías del chorro obtenido para las respectivas condiciones de entrada. En la tercera columna se presentan la fracción de volumen y el gradiente de la fracción de volumen a lo largo de la línea central del atomizador. Y en la última columna se presenta la longitud de ruptura calculada con la ecuación (28).

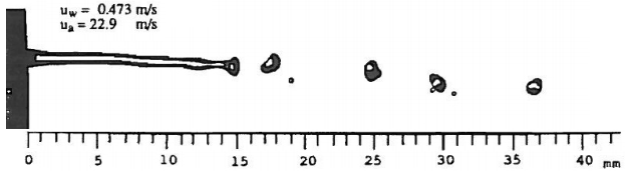
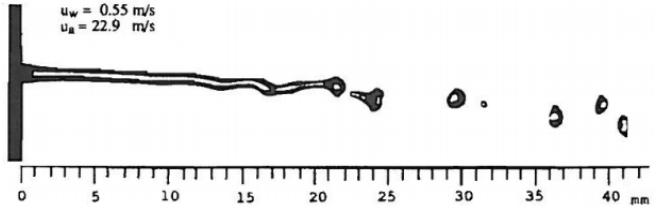
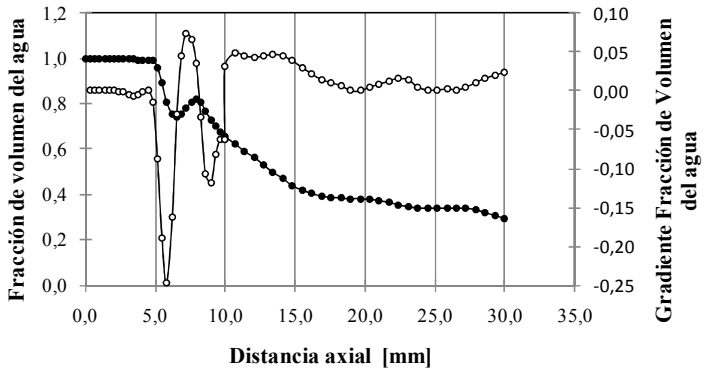
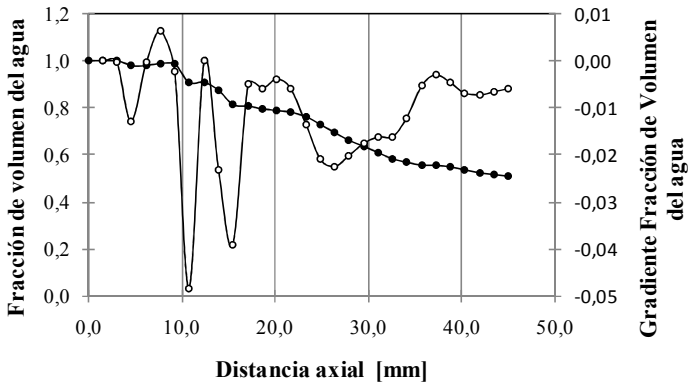
CONDICIONES DE ENTRADA (m/s)	Vagua=0,473 Vaire= 22,9 Fig. 5b - Ref. [19]	Vagua=0,55 Vaire=22,9 Fig 5c - Ref. [19]
IMAGEN TOMADA DEL ARTÍCULO REFERENCIA [19]	 (a)	 (c)
DATOS SOBRE LA LÍNEA CENTRAL – SIMULACIÓN	 (b)	 (d)
LONGITUD DE RUPTURA CALCULADA	Lc=11,0mm	Lc=12,1mm

Tabla 10. Comparación de los resultados obtenidos de la simulación de atomización de agua con flujo de aire coaxial. Los puntos negros representan la fracción de volumen y los puntos blancos el gradiente de la fracción de volumen.

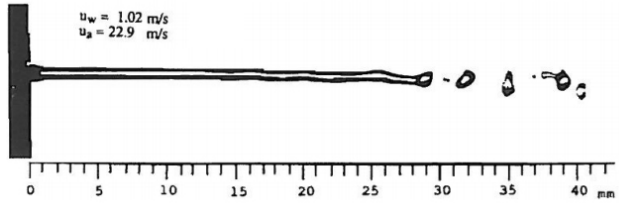
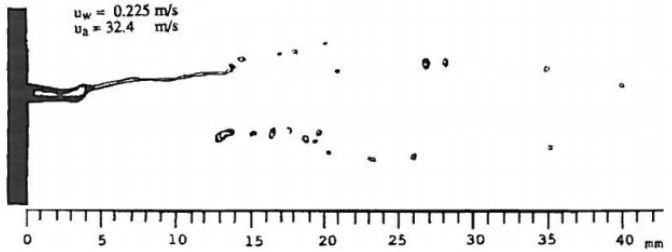
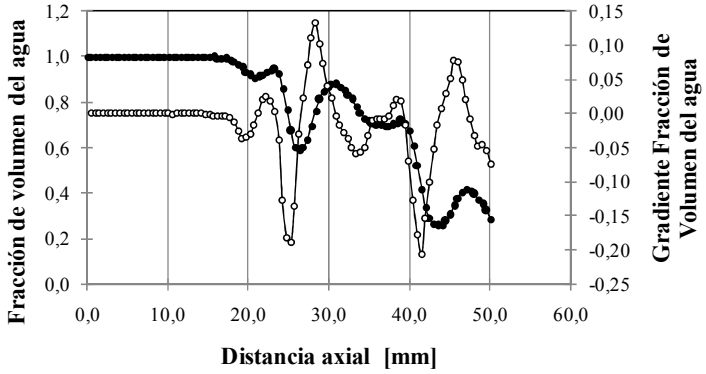
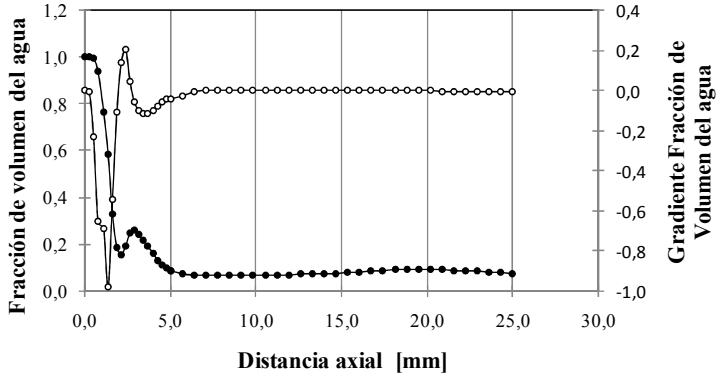
CONDICIONES DE ENTRADA (m/s)	Vagua=1,02 Vaire=22,9 Fig. 5d - Ref. [19]	Vagua=0,225 Vaire=32,4 Fig. 6a - Ref. [19]
IMAGEN TOMADA DEL ARTÍCULO REFERENCIA [19]	 (e)	 (g)
DATOS SOBRE LA LÍNEA CENTRAL – SIMULACIÓN	 (f)	 (h)
LONGITUD DE RUPTURA CALCULADA	Lc=17,9mm	Lc=5,3mm

Tabla 10. Comparación resultados simulación de atomización de agua con flujo de aire coaxial. (Continuación)
Los puntos negros representan la fracción de volumen y los puntos blancos el gradiente de la fracción de volumen.

A partir de los datos de la Tabla 10 se calcula el error obtenido entre la longitud de ruptura establecida a partir de las simulaciones y la longitud de ruptura calculada con la ecuación empírica (28). Estos resultados se presentan en la Tabla 11. En esta tabla se observa que para dos de los casos el error supera el 15%, establecido como referencia para evaluar los resultados de las simulaciones, debido a que corresponde al nivel de variación encontrado por Eroglu *et al* [21] en sus experimentos.

Datos de origen	**Longitud de ruptura calculada**	**Longitud de ruptura de la simulación**	**Error**
Tabla 10 (a) (b)	11,0	8,97	18,5%
Tabla 10 (c) (d)	12,1	10,9	9,9%
Tabla 10 (e) (f)	17,9	19,2	7,3%
Tabla 10 (g) (h)	5,3	3,95	25,5%

Tabla 11. Error entre la longitud de ruptura calculada y la obtenida en las simulaciones

Es necesario resaltar que a pesar de que el mayor error se presenta para los datos de la última fila de la Tabla 10, la longitud de ruptura obtenida a partir de la simulación es coherente con la fotografía reportada en la figura (g) de la Tabla 10. Además, en algunos casos, la longitud de ruptura calculada no coincide con el primer pico (mínimo) del gradiente de la fracción de volumen, sino con otro de los picos, como se puede observar por ejemplo en las figuras (b) y (d) de la Tabla 10.

Solo en la mitad de los casos simulados, se observa coincidencia entre la ubicación de los puntos más bajos del gradiente y la longitud de ruptura calculada, lo que impide concluir con certeza respecto a la utilidad del gradiente de la fracción de volumen para establecer la longitud de ruptura de un chorro.

4.5 SIMULACIÓN GAS-METAL

Hasta aquí se han presentado los resultados de tres simulaciones monofásicas, dos simulaciones de agua inyectada en aire en reposo y cuatro simulaciones bifásicas de agua con flujo coaxial de aire. Por lo tanto, la siguiente simulación a construir sería la de metal con flujo coaxial de gas. Para este caso se utiliza como punto de partida el trabajo presentado por Mates y Settles [12,48].

En la se presenta una sección 2D de la malla, aunque la malla utilizada en las simulaciones es 3D. Para las simulaciones monofásicas de aire el área de entrada del líquido tiene condición de frontera pressure-outlet, para la simulación estaño-aire, esta misma área tiene condición de frontera mass flow-inlet. Para información sobre la geometría de la boquilla, referirse al trabajo de Mates y Settles [12,48].

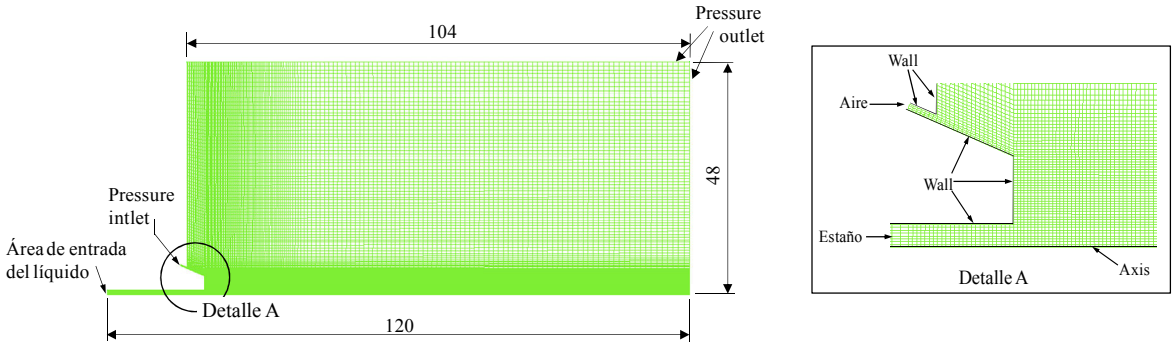
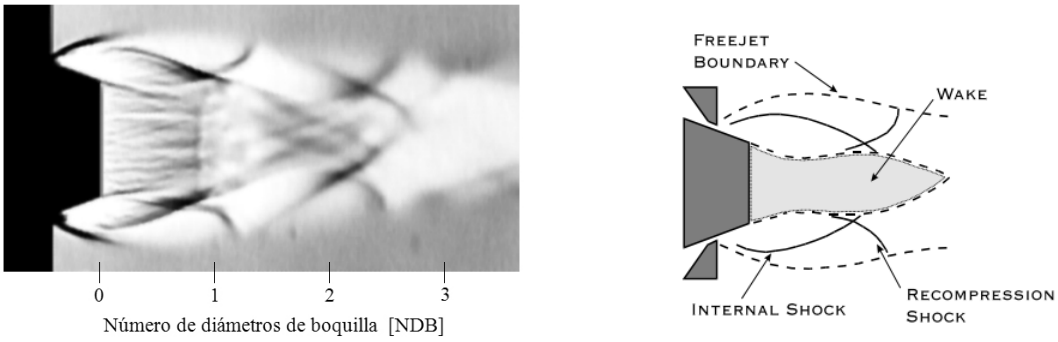


Figura 31. Malla y condiciones de frontera para modelo de atomización de estaño con flujo de aire coaxial. (Filas de la 10 y 11 Tabla 7)

El trabajo de Mates y Settles es de tipo experimental y está dividido en dos partes, primero un análisis monofásico, con sólo aire y después un análisis de atomización de estaño con aire. Para ambos casos se presentan fotografías de Schlieren (ver Figura 32 (a)). En estas fotografías, las zonas de alta densidad (zonas de compresión) se presentan de color más oscuro (negro), mientras que las zonas de menor densidad (zonas de expansión) se presentan de color más claro. Aunque estas imágenes sirven como referencia para validar

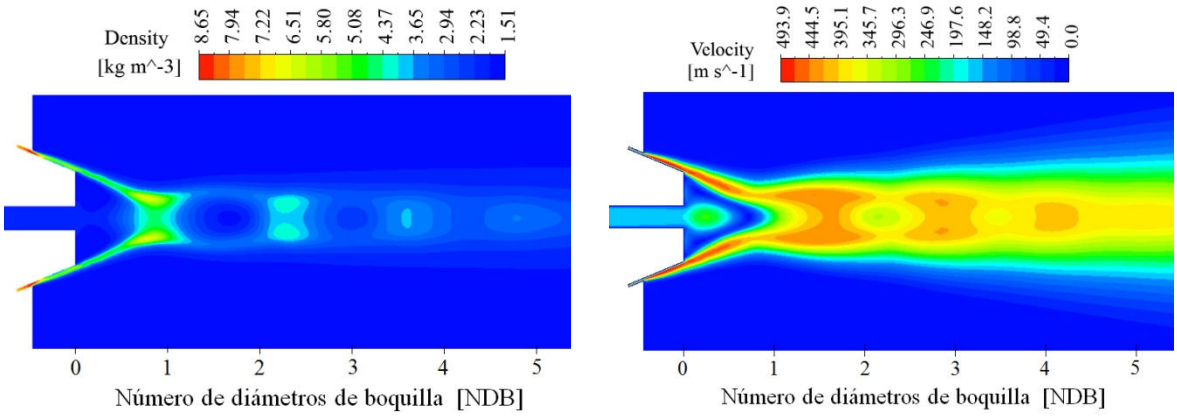
los resultados de la simulación, no permiten hacer una comparación cuantitativa del campo de densidades.



(a) (b)

Figura 32. Fotografía de Schlieren para una presión de 4,5MPa (a), esquema del campo de flujo para el caso de estela abierta (b).

En el trabajo de Mates y Settles [12] se presentan también las formas de las estelas que se obtienen dependiendo de las condiciones de operación (abierta o cerrada). Para el caso de una presión de alimentación de 4,5MPa, la estela esperada es abierta, y su forma corresponde con la presentada en la Figura 32 (b).



(a) (b)

Figura 33. Resultados de la simulación (a) Perfil de densidad, (b) perfil de velocidad.

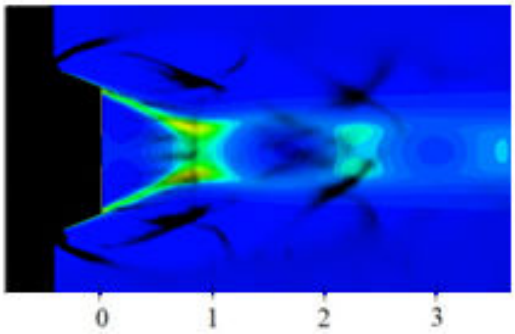


Figura 34. Superposición de imágenes. Perfil de densidad obtenido en la simulación (en el fondo) y Fotografía de Schlieren (al frente) para una presión de 4,5MPa.

Al comparar los resultados de la Figura 32 (a), con los de la Figura 33 (a), observamos que la ubicación de los puntos de alta y baja densidad coinciden entre el resultado experimental y la simulación. Por ejemplo, el punto donde se encuentran la onda interna de choque y la de recompresión, está ubicado aproximadamente a 0,8NDB. Además, en la fotografía, se observa una zona de baja densidad ubicada entre 1 y 1,6NDB; región que coincide con la zona de bajas densidades ubicada entre 1,1 y 2NDB, en los resultados de la simulación. Los segundos puntos de alta densidad se encuentra ubicados a aproximadamente 2,2NDB en ambas imágenes. Y entre 2,8 y 3,4NDB se encuentra otra zona de baja densidad en ambos resultados. Esto se puede apreciar mejor en la Figura 34.

Los resultados de la simulación monofásica (solo aire) coinciden con los resultados experimentales presentados por Mates y Settles [12], confirmando lo esperado a partir de las primeras tres simulaciones de tipo monofásico que se presentaron al comienzo de este capítulo.

Ahora se considera pertinente pasar a la simulación de flujo gas-metal. Para esta simulación se utiliza la geometría propuesta por Mates y Settles [48], para la boquilla de tipo convergente.

En este caso, al atomizador entran Estaño líquido y aire a alta presión. La temperatura entrada del metal es 655K (150K por encima de la temperatura de fusión del Estaño) y la temperatura del aire es 300K. Las condiciones de frontera empleadas se presentan en la Tabla 7.

Las propiedades utilizadas para el Estaño líquido son las presentadas en la Tabla 12.

Densidad	$7308{,}67 - 0{,}000641\,T$	Kg/m^3
Cp	243,11	J/Kg-K
Conductividad Térmica	33,12	W/m-K
Viscosidad	0,00135	Kg/m-s

Tabla 12. Propiedades metal líquido utilizadas en la simulación

La finalidad de estas simulaciones es predecir la forma del chorro a la salida del tubo de alimentación del metal, debido a que normalmente se presentan dos formas diferentes, la forma de fuente y la forma de membrana.

Para la simulación, es necesario establecer un paso temporal muy pequeño (1e-7), debido a la alta velocidad de aire. Y una vez que el flujo del gas alcanza el estado estacionario (no presenta variaciones en el perfil de velocidad en 1000 pasos temporales), es posible aumentar el paso temporal, sin afectar el nivel de convergencia de la simulación. En este caso el segundo paso temporal fue de 1e-6.

La fracción de volumen de las fases a lo largo del dominio se presenta en la Figura 35. La longitud del tubo de alimentación de metal utilizado para este caso fue de 20mm.

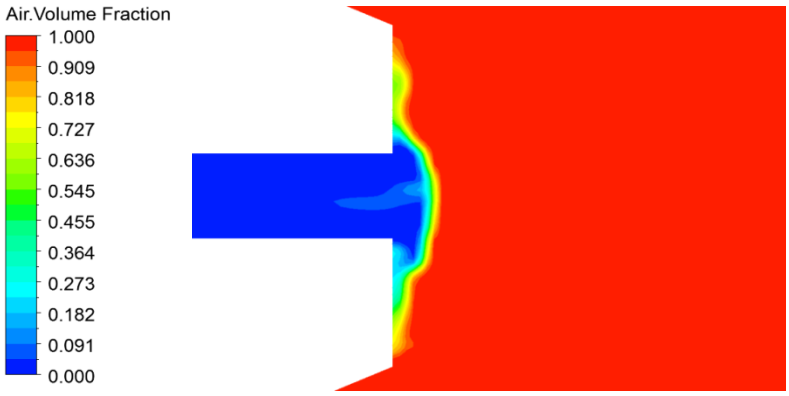


Figura 35. Fracción de volumen para un atomizador de metal

La forma del chorro obtenida en la simulación no coincide con lo esperado de acuerdo a la literatura. Esto puede deberse al modelo de turbulencia empleado, debido a que en la literatura las simulaciones encontradas de gas-metal utilizan el modelo de turbulencia RSM, que permite una mejor predicción para flujos en 3D, mientras que el empleado en este trabajo fue el SST.

A partir de la literatura disponible no fue posible establecer criterios de evaluación para de las simulaciones gas-metal. De tal forma que hasta ahora sólo se propone una evaluación cualitativa, a partir de la forma del chorro, donde el tamaño de gota es menor para la forma de fuente con respecto al tamaño de gota de los chorros que presentan forma de membrana.

4.6 ANÁLISIS DE SENSIBILIDAD

Con el fin de establecer la sensibilidad de los resultados de las simulaciones ante variaciones geométricas o en las condiciones de operación, se realiza un diseño de experimentos virtuales para la geometría presentada por Mates y Settles en su trabajo [12], para el caso de flujo monofásico de aire. Los datos de entrada requeridos para el diseño de experimentos virtuales son los factores experimentales virtuales, el nivel de los factores y el tipo de diseño de experimentos. Un factor experimental es una variable cuyo efecto sobre

la variable respuesta se quiere cuantificar, en este caso se seleccionaron 2 factores experimentales: (a) presión de alimentación del gas, y (b) diámetro externo del tubo de alimentación de metal. El nivel de los factores es la condición dada a un factor experimental, en este caso se escogieron dos niveles para cada factor (bajo y alto). Los factores y niveles establecidos se presentan en la Tabla 13.

La malla construida para el diseño de experimentos virtuales es bidimensional y se presenta en la Figura 31. No se tiene en cuenta la entrada de Estaño, sino sólo la entrada de aire. El modelo de turbulencia empleado en estas simulaciones es el SST.

		NIVELES DE LOS FACTORES	
FACTORES	**UNIDADES**	**1**	**2**
Presión de alimentación del gas	MPa	2,10	4,5
Diámetro externo tubo de alimentación	mm	6,8	9,2

Tabla 13. Factores y niveles para el diseño de experimentos virtuales.

Las variables respuesta seleccionadas para el diseño de experimentos son: (a) Longitud de la región supersónica (Número de Mach mayor que 1 – M>1) y (b) Presión de estancamiento. En el próximo capítulo se menciona la importancia de estas variables como parte de los criterios de evaluación de un atomizador de metal.

El número de Mach se calcula por medio de la ecuación (31). Donde M es el número de Mach, u es la velocidad del flujo y a es la velocidad del sonido en el medio.

$$M = \frac{u}{a} \tag{31}$$

El tipo de diseño de experimentos seleccionado es el de superficie de respuesta. Específicamente el diseño central compuesto, con trece réplicas, cuatro combinaciones de

tratamiento del factorial, 4 combinaciones de tratamientos en los puntos axiales del diseño y 5 réplicas en el centro. Se utiliza el software Minitab ®, para crear el diseño de experimentos virtuales y establecer el respectivo polinomio para cada variable de respuesta.

Las combinaciones de los factores y los niveles establecidos para las simulaciones a construir y las variables de respuesta obtenidas después de la simulación se presentan en la Tabla 14.

	VARIABLES DE ENTRADA		**VARIABLES DE RESPUESTA**	
Simulación	Presión	Diámetro	Longitud supersónica	Presión de estancamiento
	[MPa]	[mm]	[mm]	[KPa]
1	2,1	9,2	49,44	196,87
2	3,3	6,3	48,48	259,21
3	2,1	6,8	45,56	224,07
4	3,3	9,7	53,94	209,49
5	1,6	8,0	45,45	191,85
6	3,3	8,0	51,52	229,57
7	4,5	9,2	56,71	223,41
8	3,3	8,0	51,77	230,70
9	3,3	8,0	51,50	229,49
10	4,5	6,8	51,67	272,55
11	3,3	8,0	51,36	230,90
12	3,3	8,0	51,81	228,86
13	5,0	8,0	53,94	247,41

Tabla 14. Combinaciones de factores y niveles a simular

Para cada una de las variables de respuesta se debe construir un polinomio de segundo orden así:

$$Y_1 = \beta_0 + \beta_1 X_1 + \beta_2 X_2 + \beta_{11} X_1^2 + \beta_{22} X_2^2 + \beta_{12} X_1 X_2$$

$$Y_2 = \beta_0 + \beta_1 X_1 + \beta_2 X_2 + \beta_{11} X_1^2 + \beta_{22} X_2^2 + \beta_{12} X_1 X_2$$

Donde Y es la variable de respuesta. En este caso para el primer polinomio Y_1 será la longitud supersónica en mm, y para el segundo polinomio Y_2 será la presión de estancamiento en KPa. Y las variables X_1 y X_2 corresponden a las variables de entrada, en este caso la presión de alimentación del gas (en MPa) y el diámetro externo del tubo de alimentación del líquido (en mm) respectivamente. En el polinomio se incluye un término constante, dos términos lineales, dos términos cuadráticos y un término de interacción.

Para el caso de la longitud supersónica, se establece el análisis de varianza para el modelo de superficie de respuesta cuadrático y se presenta en la Tabla 15.

Fuente de variación	Grados de libertad	Sume de cuadrado	Cuadrados medios	Valor P
Regresión	5	113,511	22,7022	0,000
Lineal (X_1, X_2)	2	107,912	53,9562	0,000
Cuadrática (X_1^2, X_2^2)	2	5,547	2,7734	0,000
Interaction (X_1X_2)	1	0,052	0,0519	0,332
Residual Error	7	0,334	0,0478	
Falta de ajuste	3	0,184	0,0613	0,317
Error puro	4	0,15	0,0376	
Total	12	113,845		

Tabla 15. Análisis de varianza para el modelo de superficie de respuesta cuadrático

Se realizan entonces las pruebas de hipótesis sobre el modelo de segundo orden, utilizando un nivel de significancia $\alpha = 0{,}05$:

Las hipótesis de interés en el análisis son:

1. Significancia del modelo completo de segundo orden:
   Hipótesis nula (H_0): El modelo completo de segundo orden no es significativo.
   H_0: $\beta_1 = \beta_2 = \beta_{11} = \beta_{22} = \beta_{12} = 0$
   En la Tabla 15 se observa que el valor P para la regresión es menor que el nivel de significancia $P < 0{,}05$. Por lo tanto, se rechaza la hipótesis nula H_0 y se concluye que al menos uno de los términos tiene algún efecto sobre el modelo cuadrático.

2. Significancia de las componentes lineales para el modelo:

   Hipótesis nula (H_0): las componentes lineales no tienen efecto sobre el modelo de segundo orden.

   H_0: $\beta_1 = \beta_2 = 0$

   En la Tabla 15 se observa que el valor P para las componentes lineales es menor que el nivel de significancia $P < 0{,}05$. Por lo tanto, se rechaza la hipótesis nula H_0 y se concluye que al menos uno de los componentes lineales puede tener algún tipo de efecto sobre el modelo cuadrático.

3. Significancia de las componentes cuadráticas para el modelo:

   Hipótesis nula (H_0): las componentes cuadráticas no tienen efecto sobre el modelo de segundo orden.

   H_0: $\beta_{11} = \beta_{22} = 0$

   En la Tabla 15 se observa que el valor P para las componentes cuadráticas es menor que el nivel de significancia $P < 0{,}05$. Por lo tanto, se rechaza la hipótesis nula H_0 y se concluye que al menos uno de los términos cuadráticos puede tener algún efecto sobre el modelo cuadrático.

4. Significancia de la interacción para el modelo

   Hipótesis nula (H_0): La interacción entre los factores no tiene efecto sobre el modelo de segundo orden.

   H_0: $\beta_{12} = 0$

   En la Tabla 15 se observa que el valor P para la interacción X_1X_2 es mayor que el nivel de significancia $P = 0{,}332 > 0{,}05$. Por lo tanto, se acepta la hipótesis nula H_0 y se concluye que la interacción entre los factores no tiene efecto sobre el modelo cuadrático.

5. Significancia de la falta de ajuste al modelo cuadrático:
   Hipótesis nula (H_0): la falta de ajuste al modelo cuadrático no es significativa.
   En la Tabla 15 se observa que el valor P para la falta de ajuste al modelo es mayor que el nivel de significancia $P = 0{,}317 > 0{,}05$. Por lo tanto, se acepta la hipótesis nula y se considera que la falta de ajuste al modelo cuadrático no es significativa.

De acuerdo a los resultados obtenidos, el modelo completo de regresión cuadrática es significativo, excepto la interacción entre los factores, además la falta de ajuste al modelo cuadrático no es significativa; entonces se puede concluir que el modelo de segundo orden es una aproximación adecuada a la superficie de respuesta real. El coeficiente de determinación (R^2) obtenido para este caso es del 99,5%.

El polinomio para la longitud supersónica quedaría entonces de la siguiente forma:

$$Y_1 = \beta_0 + \beta_1 X_1 + \beta_2 X_2 + \beta_{11} X_1^2 + \beta_{22} X_2^2$$

Y los coeficientes de este polinomio se presentan en la Tabla 16.

Termino	**Coeficientes**	
Constante	β_0	19,148
X_1	β_1	6,029
X_2	β_2	2,902
X_1^2	β_{11}	-0,620
X_2^2	β_{22}	-0,094

Tabla 16. Coeficientes del polinomio para la longitud supersónica

A partir la Tabla 16, podemos observar que la relación entre la longitud de ruptura y los términos lineales es directamente proporcional, mientras que la relación entre la longitud de ruptura y los términos cuadráticos es inversamente proporcional. En este caso la constante del polinomio es positiva.

Respecto a los coeficientes, el coeficiente que acompaña al término lineal de la presión de alimentación del gas, tiene un valor de 6,029 y el coeficiente que acompaña a su término cuadrático es -0,620. El coeficiente que acompaña al término lineal del diámetro externo del tubo de alimentación de metal es 2,902 y el coeficiente que acompaña a su término cuadrático tiene un valor de -0,094. Cuando se mantiene constante el diámetro externo del tubo de alimentación de metal y la presión de alimentación del gas se incrementa en 1MPa, la longitud supersónica aumenta en 5,409mm. Si por el contrario, la presión de alimentación del gas permanece constante y el diámetro externo del tubo de alimentación del metal se incrementa en 1mm, la longitud supersónica aumenta en 2,808mm. Además, cuando la presión de alimentación del gas se incrementa en 1MPa y el diámetro del tubo de alimentación se incrementa en 1mm, la longitud supersónica aumenta 8,217mm en total.

Es necesario tener en cuenta que una vez que se ha fabricado la boquilla, el diámetro externo del tubo de alimentación del líquido es un parámetro fijo y difícil de modificar, mientras que la presión de alimentación del gas puede ser modificado con mayor facilidad, hasta un valor límite establecido por el sistema.

Para el caso de la presión de estancamiento, se realiza el mismo procedimiento que se describió anteriormente para la longitud supersónica. En este caso, la falta de ajuste tampoco es significativa, al igual que para la longitud supersónica. Pero la interacción de los factores si es significativa, debido a que presenta un valor $P < 0{,}001$ y por lo tanto, menor que el nivel de significancia $\alpha = 0{,}05$. El factor de determinación para este caso es del 99,74%.

El polinomio para la presión de estancamiento tiene la siguiente forma:

$$Y_2 = \beta_0 + \beta_1 X_1 + \beta_2 X_2 + \beta_{11} X_1^2 + \beta_{22} X_2^2 + \beta_{12} X_1 X_2$$

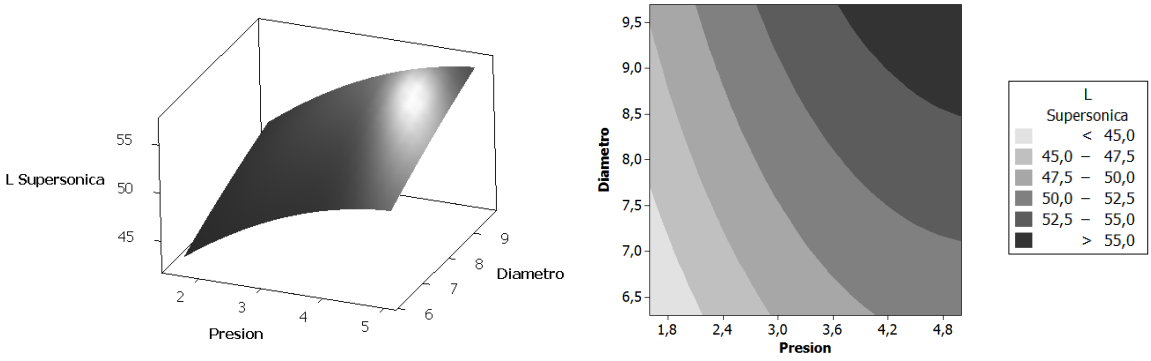
Y los coeficientes de este polinomio se presentan en la Tabla 17.

Termino	Coeficientes	
Constante	β_0	276,019
X_1	β_1	71,231
X_2	β_2	-32,425
X_1^2	β_{11}	-3,298
X_2^2	β_{22}	1,936
X_1X_2	β_{12}	-4,157

Tabla 17. Coeficientes del polinomio para la presión de estancamiento

En este caso, la presión de estancamiento (variable de respuesta) presenta una relación directamente proporcional con el término lineal de la presión y el término cuadrático del diámetro. Y presenta una relación inversamente proporcional con los demás términos. En este caso la constante del polinomio es positiva.

Los polinomios se grafican, para identificar las superficies a las que hacen referencia y sus mapas de contornos. Ver Figura 36 y Figura 37.

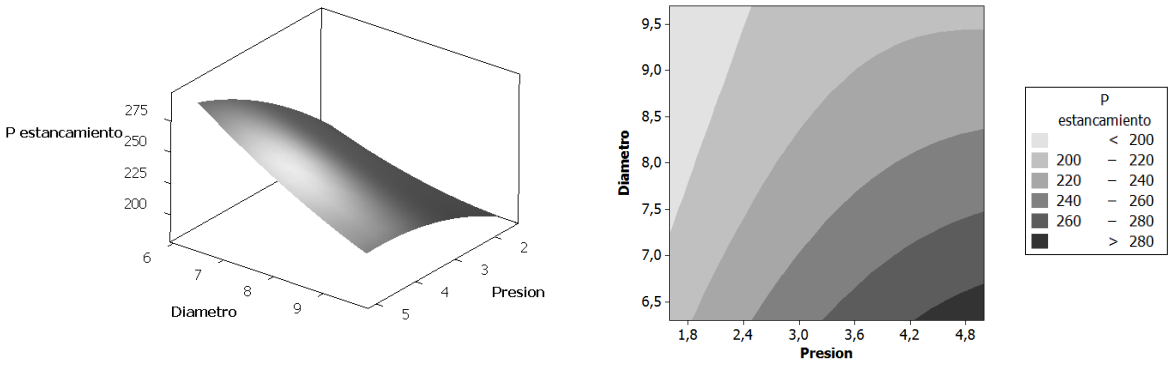


(a) (b)

Figura 36. Superficie (a) y mapa de contornos (b) para la longitud supersónica

Como se observa en la superficie de presentada en la Figura 36 (a), la longitud supersónica aumenta a medida que aumenta la presión de alimentación del gas y aumenta el diámetro

exterior del tubo de alimentación. Este comportamiento es coherente con el polinomio establecido. Además, la máxima longitud supersónica para este caso, se presentaría para la combinación de máximo diámetro exterior del tubo de alimentación y la máxima presión de alimentación del gas, como se observa en la esquina superior derecha del mapa de contornos (Figura 36 (b)).



(a) (b)

Figura 37. Superficie (a) y mapa de contornos (b) para la presión de estancamiento

Por otro lado, como se ve en la superficie de la Figura 37 (a), la presión de estancamiento aumenta a medida que aumenta la presión de alimentación del gas y disminuye el diámetro exterior del tubo de alimentación de metal. Este comportamiento al igual que para la variable de respuesta anterior, también es coherente con el polinomio establecido. Además, la máxima presión de estancamiento para este caso, se presentaría para la combinación de mínimo diámetro exterior del tubo de alimentación y la máxima presión de alimentación del gas, como se observa en la esquina inferior derecha del mapa de contornos presentado en la Figura 37 (b).

Finalmente, es necesario verificar el cumplimiento del supuesto de normalidad de los residuales estadísticos para las dos superficies de respuesta, longitud de ruptura (ver Figura 38) y presión de estancamiento (ver Figura 39). Los residuales estadísticos se calculan a partir de la diferencia entre el valor que se obtiene para la variable de respuesta con el

polinomio y los valores obtenidos a partir de la simulación (datos de origen para construir el polinomio).

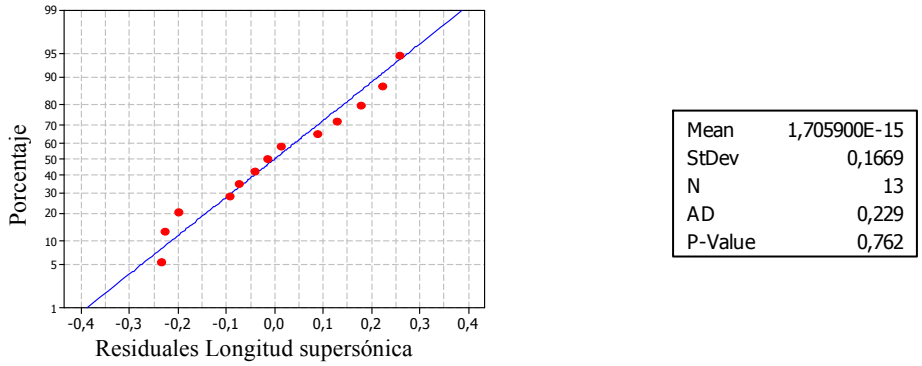


Figura 38. Gráfico de Normalidad para los residuales estadísticos de la longitud supersónica

La prueba formal empleada para la validación del supuesto de normalidad es la Anderson-Darling. Para los residuales de la longitud supersónica se obtiene un valor $P = 0{,}726 \gg \alpha = 0{,}05$, y para los residuales de la presión de estancamiento se obtiene un valor $P = 0{,}476 \gg \alpha = 0{,}05$. Por lo tanto se considera razonable la normalidad del error para ambos casos.

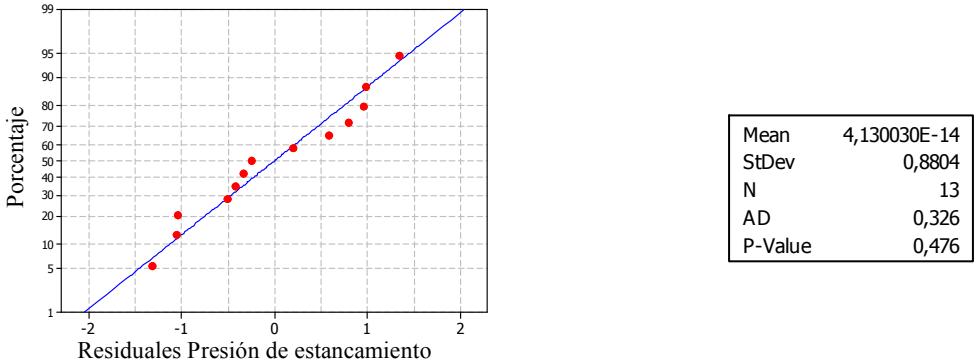


Figura 39. Gráfico de Normalidad para los residuales estadísticos de la presión de estancamiento

Con esto finaliza el análisis de la sensibilidad de los resultados, específicamente la longitud supersónica y la presión de estancamiento, ante variaciones en el diámetro externo del tubo de alimentación y/o variaciones de la presión de alimentación del gas.

4.7 CORRELACIÓN DE SIMULACIONES CON DATOS DE LA BIBLIOGRAFÍA

Utilizando los polinomios propuestos dentro del diseño de experimentos virtuales mencionado en la sección anterior. Se establece una correlación con datos de la bibliografía. Sin embargo, el principal problema es encontrar bibliografía que especifique valores para estas variables de respuesta, longitud supersónica y presión de estancamiento.

Para el caso de la presión de estancamiento, se decide utilizar como referencia el trabajo de Ting y Anderson [3], en el que presenta la variación de la presión a lo largo del eje central del atomizador, incluyendo el valor de la presión de estancamiento, para una simulación monofásica con Argón.

En la Tabla 18 se presenta la correlación para la presión de estancamiento. Los resultados presentados por Ting y Anderson [3] se presentan en la columna denominada bibliografía y los resultados obtenidos a partir del polinomio grado dos establecido en la sección 4.6 se presentan en la columna denominada calculado.

Presion de alimentación del gas	Diámetro exterior tubo de alimentación de metal	Presión de estancamiento		Error relativo
		Bibliografía	Calculado	
2,1	6,6	250,00	222,86	10,86%
3,5	6,6	250,00	258,17	3,27%
4,8	6,6	320,00	280,81	12,25%

Tabla 18. Correlación de los resultados para la presión de estancamiento

Como se puede observar en la última columna de la tabla anterior, el máximo error se presenta para la máxima presión de alimentación del gas (4,8MPa) y es del 12,25%, valor que se encuentra dentro del límite de error permitido (15%). Sin embargo, debido a que la correlación se está evaluando con tan pocos datos, no se puede asegurar su adecuada predicción de la presión de estancamiento.

Para el caso de la longitud supersónica se utiliza como referencia el trabajo de Mates y Settles [12], donde se presenta la variación del número de Mach a lo largo de la línea central, para el caso experimental de atomización monofásica de aire.

En la Tabla 19 se presenta la correlación para la longitud supersónica. Los resultados presentados por Mates y Settles [12] se presentan en la columna denominada bibliografía y los resultados obtenidos a partir del polinomio grado dos establecido en la sección 4.6 se presentan en la columna denominada calculado.

Presion de alimentación del gas	Diámetro exterior tubo de alimentación de metal	Longitud Supersónica		Error relativo
		Bibliografía	Calculado	
1,5	8,0	68,00	44,07	35,20%
2,9	8,0	124,00	48,70	60,73%
4,9	8,0	260,00	51,01	80,38%

Tabla 19. Correlación de los resultados para la longitud supersónica

Como se puede observar en la última columna de la tabla anterior, el máximo error se presenta para la máxima presión de alimentación del gas y es del 80,38%, valor que se encuentra muy por encima del límite de error permitido (15%). De tal forma que el polinomio establecido para esta variable de respuesta no permite predecir de forma acertada la longitud de la zona supersónica.

Sin embargo, al observa el comportamiento de la longitud supersónica calculada, es posible identificar que presenta un comportamiento similar al reportado en el trabajo de Mates y Settles [12], ya que la longitud supersónica calculada se incrementa a medida que se incrementa la presión de alimentación del gas. Posibilitando de esta forma una evaluación por comparación entre diferentes atomizadores.

4.8 INDEPENDENCIA DE MALLA

Para cada una de las diferentes geometrías empleadas se realizó un análisis de independencia de malla, en el cual se utilizaron mínimo tres tamaños de malla diferentes, donde cada uno presenta aproximadamente un 30% más de elementos que la malla anterior.

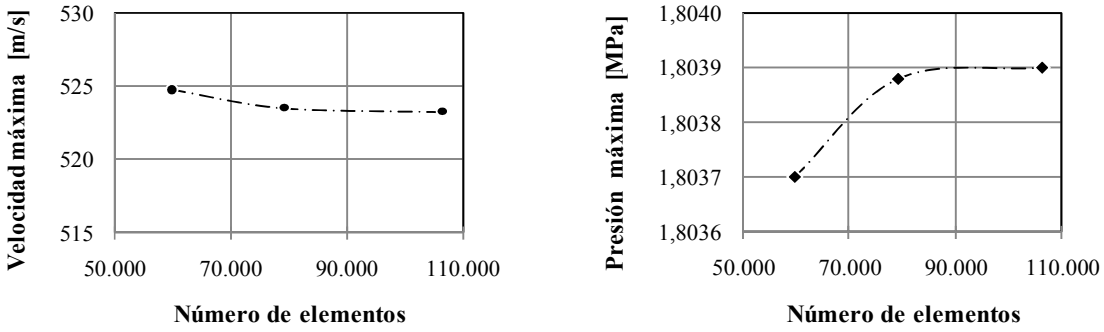
A continuación se presentan los resultados para las tres mallas empleadas en el análisis monofásico con Argón (simulaciones de la 1 a la 3 en la Tabla 7). Este análisis fue realizado para la presión de entrada del gas de 3,45MPa, debido a que es la mayor presión de alimentación empleada con esta geometría.

En la Tabla 20 se presentan los resultados obtenidos de velocidad y presión máximas, para tres diferentes tamaños de malla. Así como las variaciones de estas variables de respuesta entre una y otra malla. Como se puede observar en esta tabla, ninguna de las variaciones supera el 1%. Normalmente es aceptable una variación del 3%.

Número de elementos	Velocidad máxima [m/s]	Variación Velocidad	Presión máxima [Mpa]	Variación Presión
59845	534,26	-	3,0124	-
79169	533,04	-0,23%	3,0127	0,01%
106469	532,73	-0,06%	3,0129	0,01%

Tabla 20. Independencia de malla para el caso monofásico con Argón.

En las Figura 40 se presentan las curvas obtenidas para estas variables con respecto al número de elementos de las mallas construidas. En estas curvas se observa un comportamiento asintótico, el cual junto con la baja variabilidad en las variables de respuesta, permite concluir que se ha alcanzado la independencia de malla.



(a) (b)

Figura 40. Curvas de independencia de malla para el caso monofásico con Argón.

5 DISCUSION DE RESULTADOS

Para desarrollar la metodología propuesta en este trabajo, se consideró pertinente hacer diferentes simulaciones, con diferentes grados de complejidad, con el fin de establecer las simplificaciones que permiten obtener resultados satisfactorios para cada nivel de dificultad.

Siguiendo esta idea, se realizaron simulaciones monofásicas, de inyección de agua en aire en reposo, de inyección de agua con flujo coaxial de aire y por último, de inyección de metal con flujo coaxial de aire. Debido a la falta de equipos en general para realizar pruebas experimentales, fue necesario recurrir a experimentos publicados por medio de artículos, para utilizarlos como fuente para construir las simulaciones.

El hecho de no contar con pruebas experimentales fue un factor limitante al momento de construir las simulaciones, debido a que sólo se simularon procesos con base en artículos que presentan geometrías y condiciones de operación detalladas. Otro de los inconvenientes de emplear experimentos de la bibliografía como base para validar las simulaciones es que en algunos casos la información suministrada como resultado no permite establecer comparaciones cuantitativas con los resultados de las simulaciones, como es el caso de fotografías de alta velocidad y fotografías de Schlieren.

Después de revisar algunos de los resultados numéricos y experimentales encontrados en la literatura, se determinó que las simplificaciones que se aplican con mayor frecuencia son: (a) simplificación de fases del flujo (análisis monofásico), (b) simplificación de propiedades de los fluidos, (c) simplificación por axisimetría, (d) simplificación geométrica de la boquilla, (e) inclusión directa de las gotas en el atomizador, para excluir la atomización primaria (ruptura de la fase continua en fragmentos).

A continuación se presenta una ampliación para estos tipos de simplificación:

La simplificación monofásica consiste en excluir el flujo de líquido asociado al proceso de atomización, de tal forma que sólo el flujo de gas es tenido en cuenta. Una simulación o un experimento monofásico difiere en gran medida de su respectiva simulación o experimento gas-metal, debido a que las fuerzas viscosas y de tensión superficial asociadas al líquido no son tenidas en cuenta, y estas fuerzas tienen una gran influencia en la forma en que evoluciona el flujo tanto de líquido como de gas. Es necesario resaltar, que mayores fuerzas viscosas tienden a retrasar la atomización, mientras que mayores fuerzas de tensión superficial tienden a acelerarla.

Los perfiles de densidad, velocidad y presión obtenidos para el gas en un análisis monofásico no coinciden con los perfiles obtenidos en un análisis de atomización gas-metal. Esto sin mencionar el perfil de temperatura que para el caso de atomización de metal líquido presenta gradientes relevantes, debido a que se espera una temperatura de alimentación del metal superior a 500K, mientras que normalmente el gas se introduce a temperatura ambiente (300K).

En la Figura 41 se presentan dos fotografías de Schlieren, una para el caso en que solo entra aire (izquierda) y otra para el caso de entrada de estaño líquido y de aire (derecha). Como se observa en estas imágenes, el campo de densidades varía, lo que implica una variación en el campo de velocidades y de presiones. Estas variaciones del campo de densidades se observan con mayor claridad al observar las variaciones en la posición de los puntos de alta densidad (puntos oscuros) de la fotografía.

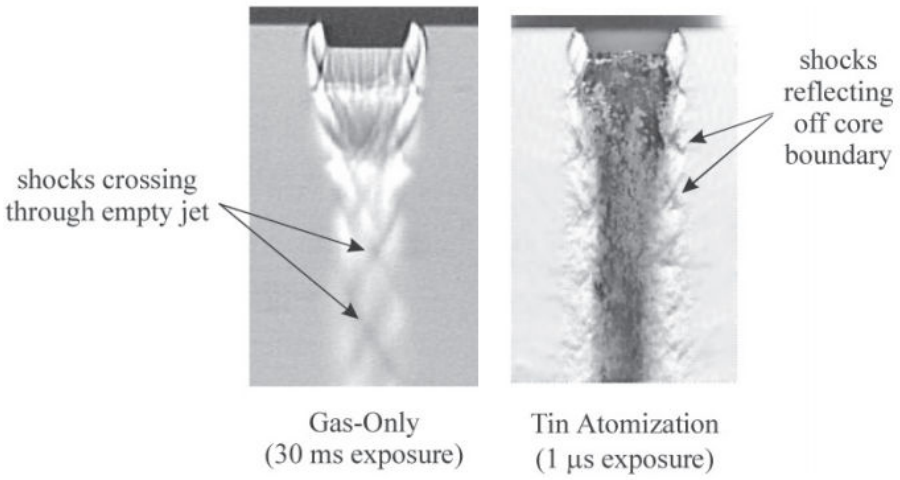


Figura 41. Estructura del flujo obtenido con y sin ingreso de metal [48]

A pesar de que los perfiles obtenidos del proceso monofásico no coincidan con los del proceso real (gas-metal), se han establecido correlaciones que permiten predecir variaciones en el desempeño del proceso a partir de los perfiles de velocidad y de presiones obtenidos en el análisis monofásico.

Existen diversos criterios de evaluación de atomizadores de metal a partir de análisis monofásicos, entre ellos están:

La propuesta de Ünal [41], que plantea utilizar la longitud de la zona de velocidad supersónica como criterio de evaluación. De tal forma que se espera un mejor desempeño (menor tamaño de gota) para aquellos atomizadores que presentan una zona supersónica más larga, es decir que conservan la velocidad supersónica durante una mayor distancia, medida a partir de la salida del líquido.

Otro criterio es el propuesto por Mi et al en su trabajo [5], donde se plantea que para asegurar la estabilidad del flujo de metal, se debe buscar una presión de vacío en la salida del flujo líquido y para asegurar menores tamaños de gota (mayor eficiencia en la

atomización), se debe buscar un gradiente de presión alto a lo largo de la base de la boquilla que conduzca el líquido radialmente hacia la capa cortante más fuerte. De tal forma que aquellos atomizadores con un mayor gradiente de presión en la dirección radial, conducirán a menores tamaños de gota.

Otra propuesta es la presentada por Zeoli y Gu en su trabajo [4]. De acuerdo a su propuesta, se obtiene un mejor desempeño para aquellos atomizadores en los que a pesar de que el flujo alcanza velocidades supersónicas, no se presentan discos Mach.

De estos tres criterios identificados para la evaluación del desempeño de un atomizador de metal con base en un análisis monofásico, sólo el primero fue establecido únicamente a partir de resultados experimentales, para los otros dos, se utilizaron además de resultados experimentales, resultados de simulaciones numéricas.

Como se mencionó anteriormente, otra de las simplificaciones más utilizadas en la simulación de atomizadores de metal es la simplificación de las propiedades de los fluidos. Para identificar si este tipo de simplificación aplica en un caso en particular, se deben tener en cuenta varios aspectos así: (a) en el modelamiento de un gas compresible con la ley de gases ideales para la densidad, se debe establecer el factor de compresibilidad del gas y si el número obtenido es cercano a 1, se considera razonable utilizar esta simplificación. (b) Deben identificarse los gradientes de temperatura a los que van a estar sometidos los fluidos para establecer el nivel de variación de sus propiedades para estos rangos de temperatura. El comportamiento de las propiedades de los fluidos para los rangos de temperatura en cuestión son determinantes para establecer si se considera válido o no asumir valores constantes para las propiedades de los fluidos con la temperatura (viscosidad, conductividad térmica, calor específico, entre otras).

Hasta ahora se han mencionado la simplificación de fases del flujo (análisis monofásico) y la simplificación de propiedades de los fluidos, además de estas simplificaciones, otra

comúnmente utilizada es la simplificación por axisimetría. Su validez depende principalmente de la geometría de la boquilla y del modo de desintegración en el que se ubique el proceso de atomización a analizar, ya que si el régimen tiene características axisimétricas es más acertado realizar esta simplificación, que en el caso de regímenes que no presentan este comportamiento. Es necesario recordar que el fenómeno de turbulencia es un fenómeno por defecto tridimensional y no bidimensional, así que cuando los efectos turbulentos son relevantes, el resultado obtenido con modelos axisimétricos puede no ser el más acertado.

En las simulaciones realizadas se utilizó la simplificación de axisimetría en la simulación monofásica de solo argón y en caso de agua inyectada en gas en reposo. Se trató de utilizar también en el caso de atomización de agua con flujo coaxial de aire, pero los resultados obtenidos no fueron satisfactorios ni siquiera para el caso ruptura tipo Rayleigh axisimétrico, por no tener sentido físico (en este trabajo no se incluyen estos resultados). Por esto no se recomienda aplicar esta simplificación para simular flujos multifásicos.

El cuarto tipo de simplificación mencionada es la simplificación geométrica de la boquilla. Con este tipo de simplificación se hace referencia específicamente a la geometría de la cámara a la que entra el gas antes de salir a la boquilla y a la geometría interna del tubo de alimentación del líquido. Mayores detalles sobre el efecto de la forma exterior del tubo de alimentación en la forma del flujo obtenido, se encuentran en los trabajos de Veistinen et al. [63] y al trabajo de Mi et al [5].

Dentro de las variaciones en la geometría interna de la cámara de alimentación de gas se encuentran por ejemplo los tubos de Hartmann. Los cuales son utilizados normalmente en la entrada del gas para obtener un flujo supersónico con pulsaciones (ver Figura 42). Estas características del flujo actúan de forma positiva en la atomización. La oscilación en la presión del flujo de gas conduce a gotas más pequeñas y a una mejor distribución del tamaño de gota [64].

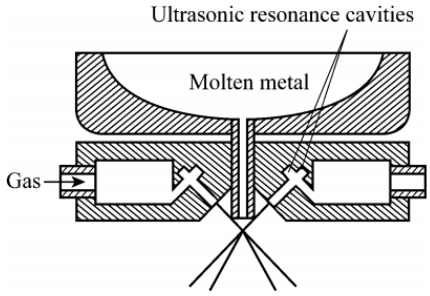


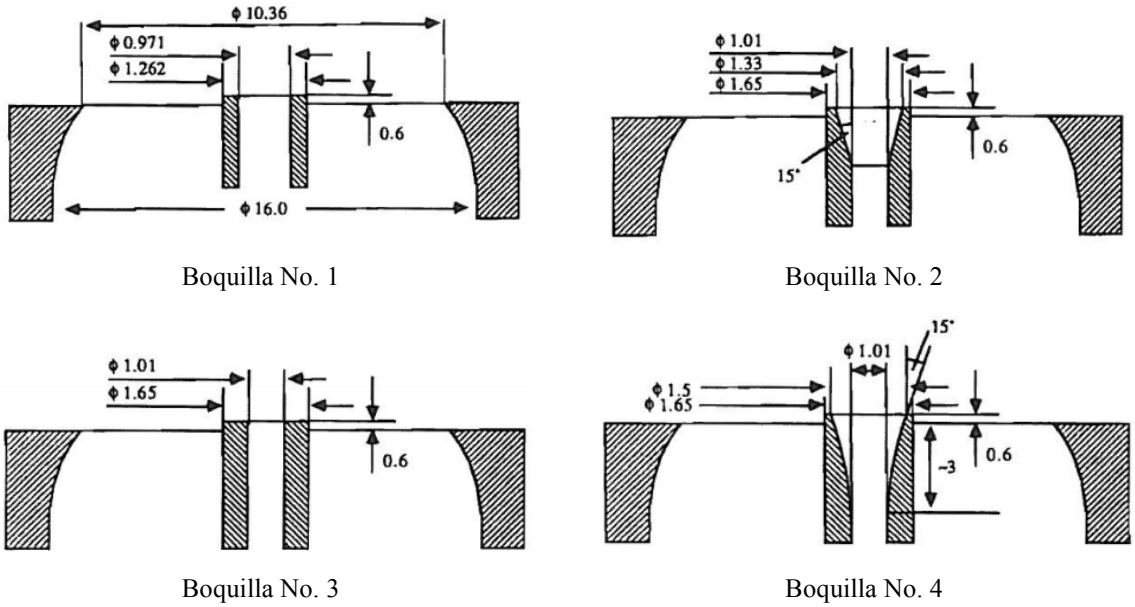
Figura 42. Boquilla del atomizador con tubos de Hartmann [52].

Existen además, diferentes configuraciones en cuanto a la forma de entrada del gas a la cámara de atomización, las más comunes son la entrada anular y el arreglo de entradas discretas. De acuerdo a los resultados de Tong y Browne [52], existen diferencias en el flujo obtenido con las boquillas discretas, respecto a la boquilla anular, y estas variaciones se deben principalmente a la distancia entre el orificio de salida del gas y la superficie exterior del tubo de alimentación del líquido. Los valores máximos de presión coinciden en ambos casos (boquillas discretas y boquilla anular), pero la ubicación de estos picos de máxima presión varía. La posición del máximo pico de presión para el caso de boquillas discretas es aproximadamente 0,75 diámetros de boquilla más abajo (en la dirección de flujo) que para el caso de la boquilla anular.

En el trabajo de Ting y Anderson también se utiliza esta simplificación de la entrada del gas, asumiendo una entrada anular, aunque en realidad se trata de 25 entradas discretas. En este caso no se presenta una comparación entre ambos casos.

Como se ha mencionado hasta el momento, ciertas variaciones en la geometría de alimentación del gas pueden afectar las características del flujo. Sin embargo, no es común encontrar este nivel de detalle sobre la geometría de las boquillas en la literatura, por esto, estos detalles no se incluye en las simulaciones realizadas en este proyecto.

En cuanto a la geometría interna del tubo de alimentación del líquido, de acuerdo al estudio publicado por Eroglu et al. [21], la longitud de ruptura del líquido no presentó variaciones significativas para las diferentes geometrías presentadas en la Tabla 21.



Boquilla No. 1 Boquilla No. 2

Boquilla No. 3 Boquilla No. 4

Tabla 21. Boquilla de flujo coaxial estudiadas por Eroglu *et al*. en su trabajo de atomización de agua [21].

Sin embargo, de acuerdo al trabajo de Eroglu *et al*. [21] a pesar de que la longitud de ruptura no se ve afectada por estas variaciones del tubo de alimentación de metal, la longitud de la zona de recirculación es diferente para las diferentes geometrías de boquilla. Las fotografías presentadas en su trabajo [21] y en el posterior trabajo de Faragó y Chigier [19] corresponden únicamente a la boquilla 1, por esta razón, esta fue la geometría que se utilizó para las simulaciones.

El último tipo de simplificación por mencionar es el de inclusión de gotas a la salida de la boquilla. Normalmente este tipo de simplificación se utiliza para analizar la atomización secundaria. En este sentido se encuentra análisis experimentales y numéricos. Dentro de los análisis experimentales más citados en la bibliografía se encuentra el trabajo realizado por Liu y Reitz [65], donde se insertan gotas de diesel de forma perpendicular a un chorro

de aire, con el fin de identificar los diferentes regímenes de ruptura y sus respectivas características, identificando la importancia del número de Weber como factor determinante de la ruptura, y no el número de Reynolds.

Además de los análisis experimentales, también se encuentran análisis numéricos, como los mencionados en la Tabla 5. Donde se observa la evolución de los perfiles de velocidad y temperatura, y la evolución del tamaño de las gotas, para diferentes diámetros de gota iniciales.

Este proyecto está centrado en la atomización primaria, por esta razón, no se construyeron simulaciones donde se inserten gotas de líquido a la entrada de la boquilla.

Hasta este momento, se han mencionado los tipos de simplificaciones normalmente empleados en la simulación de procesos de atomización de metal. Otro de los temas por tratar y que se podría considerar como un tipo de simplificación es el de los modelos de turbulencia. En este documento se presenta un resumen de los modelos de turbulencia en la sección 2.7. Después de revisar la literatura se identificó que los modelos utilizados con mayor frecuencia son el k-ε [5,6,29] y el RSM [4,49,50,36,29]. Siendo entre estos dos, el RSM el de uso más frecuente.

Debido a que los trabajos de Mi *et al* [5,6], especifican el uso de un modelo k-ε modificado para obtener una mejor predicción en la capa límite. Se ha decidió utilizar un modelo SST. Debido a que este modelo combina los beneficios del modelo k-ε para el flujo libre, con los beneficios del modelo k-ω para efectos de capa límite.

En este trabajo se utilizó el modelo RSM en simulaciones monofásicas y de inyección de agua en aire en reposo, los resultados obtenidos con los dos modelos (RSM y SST) no presentaron variaciones considerables, sin embargo el tiempo de procesamiento si presentó grandes variaciones, siendo mayor para las simulaciones con el modelo RSM. Por esta

razón en todas las simulaciones presentadas en este trabajo se utilizó el modelo de turbulencia SST. Obteniendo resultados satisfactorios, como se observa en el capítulo anterior.

En la Tabla 22, se presenta una comparación entre los resultados obtenidos con el modelo SST y con el modelo RSM, para el caso de agua inyectada en aire en reposo. Los datos de estas simulaciones se presentan en las filas 4 y 5 de la Tabla 7.

Diámetro de entrada del agua	Velocidad de entrada del agua	Modelo de Turbulencia	Velocidad máxima	Error relativo
in	m/s		m/s	
0,125	10,97	SST	12,924	1,61%
		RSM	13,136	
0,25	25,3	SST	28,963	3,48%
		RSM	30,007	

Tabla 22. Comparación de resultados con los modelos de turbulencia SST y RSM.

Respecto a las condiciones de frontera, teniendo en cuenta las opciones que ofrece FLUENT, para el caso de flujo de gas supersónico, la entrada de gas recomendada es del tipo *pressure inlet*, debido a que se deben incluir efectos de compresibilidad del gas. En el caso monofásico se recomienda emplear el procesador basado en la densidad, debido a los grandes cambios de densidad causados por las altas velocidades involucradas en el proceso. Esta opción no está disponible para el caso de flujo multifásico, aunque se tienen en cuenta los efectos de compresibilidad.

Como se observa en la Figura 30, la región de análisis por fuera de la boquilla tiene condiciones de frontera de tipo pressure outlet, con esta condición de frontera se establece una presión a la salida, en este caso, la presión ambiente. Se realizaron además simulaciones donde la condición de frontera de la extrema derecha era presure outlet, pero la línea superior de la región de análisis tenía condición de frontera tipo wall. En este caso,

los resultados obtenidos también fueron satisfactorios para aquellas geometrías, donde el ancho de la región de análisis era lo suficientemente grande como para que los efectos viscosos debidos al no deslizamiento sobre la pared no afectaran el chorro.

Respecto a las temperaturas de los fluidos, como se menciona en el capítulo anterior la temperatura usada es de 300K, a menos de que se indique lo contrario. De acuerdo al trabajo de Zeoli y Gu [4], para el análisis de rompimiento de gota, se observa que a medida que aumenta la temperatura del gas, se obtienen diámetros de gota más pequeños. Por esto se recomienda utilizar el gas con una temperatura mayor a 300K. En las simulaciones realizadas en este proyecto no se analiza el efecto de la variación de la temperatura de entrada del gas.

Otro aspecto importante por establecer al momento de construir una simulación es el tipo de simulación requerida, es decir estacionaria o transitoria. Para los casos asociados a fenómenos de ruptura se recomienda optar por simulaciones transitorias, utilizando como punto de partida para el paso temporal el número de Courant (Ecuación (32)) igual a uno. Todas las simulaciones presentadas en este documento son de tipo transitorio, además los pasos temporales para cada uno se presentan en la Tabla 7.

$$C = \frac{\Delta t}{\Delta x/_u}. \qquad \textbf{(32)}$$

Donde C es el número de Courant, Δt es el paso temporal, Δx es el intervalo de espacio (se establece a partir del tamaño de la malla) y u es la velocidad del flujo.

Para las simulaciones de flujo coaxial agua-aire, se calcula la longitud de ruptura esperada por medio de la ecuación empírica propuesta por Eroglu *et al* [21]. En la siguiente figura se presentan en negro los resultados publicados en su trabajo y en rojo (círculos rellenos) los resultados obtenidos a partir de las simulaciones realizadas en este trabajo.

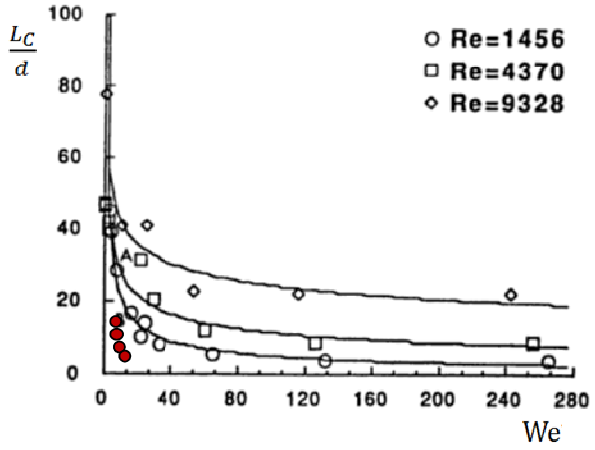


Figura 43. Relación entre la longitud de ruptura y los números adimensionales Re y We.

Como se puede observar en la figura anterior, estos resultados parecen coherentes, debido a que el máximo número de Reynolds alcanzado en las simulaciones es de 996.

Respecto al método de acoplamiento de la velocidad y la presión, se utilizó el método SIMPLE, que fue previamente utilizado en la simulación de atomización de metal realizada por Zhao et al. [29]. Este método de acoplamiento se considera válido para esta aplicación

Las variaciones en el flujo del gas obtenido a partir de un análisis monofásico (solo gas), debido a variaciones en la geometría de la boquilla y a variaciones de las condiciones de operación se presentan de forma resumida en la Tabla 23. Estas variaciones se establecieron a partir de la revisión bibliográfica.

VARIACIONES EN LAS ENTRADAS	REF.	VARIACIONES EN LAS SALIDA
Variaciones de la presión de alimentación	[5]	La intensidad de la región de recirculación aumenta. Para establecer la intensidad de la región de recirculación se evúa el número de Mach alcanzado en esta región
		La intensidad de la capa de mezcla aumenta a medida que aumenta la presión de estancamiento. Para la intensidad de la capa de mezcla se utiliza la energía cinética turbulenta como un indicador
	[3]	Desplazamiento aguas abajo del punto de estancamiento a medida que aumenta la presión de alimentación (si se presenta flujo de estela abierta)
Variaciones de longitud del tubo de alimentación de metal	[6]	Una mayor longitud del tubo de alimentación de metal, conduce a una mayor presión de vacío. La presión de vacío a la salida de la boquilla incentiva el flujo continuo de metal.
		Una mayor longitud del tubo de alimentación del metal conduce a un menor gradiente de presión en la base de la boquilla. El gradiente de presión en la base de la boquilla conduce el líquido radialmente hacia la capa cortante más fuerte, permitiendo obtener menores diámetros de gota.
Variaciones del ángulo de inclinación del tubo de alimentación de metal	[6]	Un ángulo de inclinación pequeño conduce a presiones de vacio a la salida de la boquilla
		Un ángulo de inclinación mayor conduce a mayores gradientes de presión a lo largo de la base de la boquilla.

Tabla 23. Variaciones en el flujo debido a variaciones en el atomizador

Como se menciona al comienzo de este capítulo, para desarrollar la metodología propuesta en este trabajo, se realizaron diferentes simulaciones, con diferentes grados de complejidad. Hasta ahora se han mencionado las diferentes simplificaciones normalmente utilizadas en la simulación de atomizadores de metal y su impacto en los resultados obtenidos, haciendo especial énfasis en las simplificaciones que se utilizaron a lo largo de este proyecto. Se mencionan además, los modelos de turbulencia normalmente utilizados, así como el modelo de turbulencia seleccionado para este proyecto.

En cuanto al análisis de sensibilidad realizado, con dos factores: presión de alimentación del gas y diámetro externo de la boquilla, y con dos variables de respuesta: presión de estancamiento y longitud de la región supersónica, permitió establecer que la presión de

estancamiento presenta un incremento, a medida que aumenta la presión de alimentación del gas y disminuye el diámetro exterior del tubo de alimentación. Mientras que la longitud de la región supersónica se incrementa a medida que aumentan la presión de alimentación del gas y el diámetro exterior del tubo de alimentación simultáneamente. Para estas dos variables de respuesta, el parámetro de mayor influencia es la presión de alimentación del gas.

Como se menciona al comienzo de este capítulo, lo deseable en el caso de la atomización de metal es una presión de estancamiento negativa que incentive el flujo continuo de metal y una región supersónica larga, debido a que de acuerdo a los resultados obtenidos por Ünal [41] los atomizadores que conservan durante una mayor distancia la velocidad supersónica conducen a tamaños de gota más pequeños.

Después de realizar el análisis de sensibilidad, se propusieron dos polinomios para correlacionar los factores del diseño de experimentos virtuales (presión de alimentación del gas y diámetro externo del tubo de alimentación), con las variables de respuesta seleccionadas (longitud supersónica y presión de estancamiento).

La correlación obtenida para la presión de estancamiento fue evaluada por medio de tres datos solamente provenientes de resultados de simulaciones presentadas en la literatura. Y en ninguno de los casos el error obtenido superó el 15%. Sin embargo, debido a la baja cantidad de puntos evaluados, no se puede asegurar que el polinomio permita predecir de forma acertada la presión de estancamiento en un atomizador.

Para el caso de la longitud supersónica, el polinomio se evaluó por medio de tres puntos obtenidos de datos experimentales de la literatura (aunque uno de estos puntos está por fuera del rango de presión de alimentación del gas utilizado para establecer el polinomio). El error obtenido en este caso superó el 80%. Por esta razón no se considera razonable utilizar este polinomio como herramienta de predicción de la longitud supersónica.

La longitud supersónica obtenida experimentalmente y la longitud supersónica obtenida a partir de las simulaciones, difieren considerablemente (Error superior al 50%). Y por lo tanto la longitud supersónica calculada con el polinomio establecido en la sección 4.6, también difiere de los resultados experimentales.

La diferencia entre los resultados de las simulaciones y los experimentales puede deberse a varias razones, entre ellas, las que se consideran más relevantes son: la longitud del tubo de alimentación de metal no se especifica; tampoco se especifica la forma de la cámara de alimentación del gas, la simulación realizada es axisimétrica y además, en la simulación se utilizan simplificaciones para las propiedades del aire.

6 PROPUESTA DE LA METODOLOGÍA

En este capítulo se presenta una propuesta metodológica para la simulación de un atomizador de metal de tipo confinado. Esta metodología inicia con el establecimiento de una geometría y condiciones de operación iniciales para la boquilla, posteriormente se deberá construir una simulación monofásica con el fin de establecer la velocidad del aire y calcular los respectivos números adimensionales. Posteriormente, se debe establecer de acuerdo al mapa de Reitz, el régimen de ruptura que se debe presentar, de ser necesario se deberán modificar la geometría o las condiciones de operación, hasta alcanzar el régimen de ruptura de tipo atomización.

En caso de que las modificaciones sean requeridas, deberá realizarse nuevamente la simulación monofásica y calcular nuevamente los números adimensionales. Una vez que se obtenga un régimen de ruptura esperado (tipo atomización), se deberá establecer el modo de ruptura, la clasificación recomendada en este trabajo es la presentada por Faragó y Chigier [19]. El modo de ruptura deseable para el caso de atomización de metal es el de tipo fibra. Además, también se puede realizar una evaluación preliminar del atomizador a partir de este flujo monofásico, utilizando los criterios establecidos en el capítulo anterior.

Una vez que se establece el modo de ruptura, se pueden establecer con mayor facilidad las simplificaciones a aplicar durante en las simulaciones. El paso siguiente es construir las simulaciones de flujo de metal con gas coaxial. Siendo el resultado deseable en estas simulaciones obtener un chorro con forma de fuente, y no con forma de membrana. Debido a que la forma de fuente conduce a menores tamaños de gota.

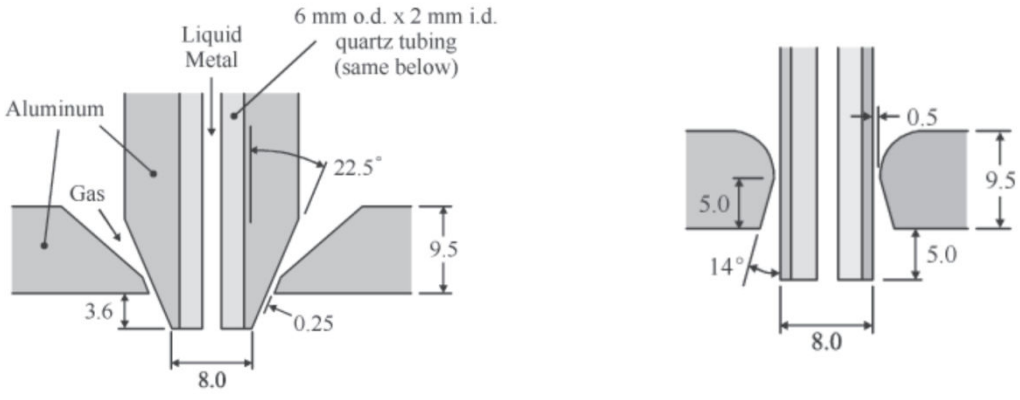
La metodología propuesta tiene como finalidad facilitar la evaluación de un atomizador de metal por medio de CFD y se presenta en la Tabla 24, por medio de un diagrama de flujo. A continuación se presentará el desarrollo paso a paso de este diagrama:

PASO 1: Identificar la necesidad de atomización. Para identificar aplicaciones de atomización en general o de metales en particular, referirse a la introducción de este documento.

PASO 2: Establecer la propuesta de diseño (geometría) y las condiciones de operación mínimas para construir la simulación monofásica (solo gas). La idea en este paso de la metodología es establecer una geometría base para el atomizador de metal de tipo confinado, así como unas condiciones de operación.

Las boquillas de tipo confinado utilizadas normalmente son: de tipo convergente o convergente divergente, en la Figura 44 (Dimensiones en mm) se presentan dos geometrías utilizadas por Mates y Settles en sus experimentos [48], estas geometrías se pueden utilizar como referencia para generar las geometrías base, aunque se debe tener en cuenta que estos esquemas no incluyen información sobre la geometría de la cámara de alimentación de gas, ni sobre la longitud del tubo de alimentación de metal.

Para identificar algunas variaciones esperadas en el flujo debido a la geometría de la boquilla, como por ejemplo variaciones en la forma interna y externa del tubo de alimentación del líquido, revisar el capítulo anterior de este documento.



(a) (b)

Figura 44. (a) Boquilla convergente, (b) boquilla convergente-divergente [48].

PASO 3: Construir la simulación monofásica. A partir de los resultados de la simulación, se pueden calcular los números adimensionales presentados en el capítulo 2, sección 2.4. Además se puede realizar una evaluación preliminar del atomizador de metal utilizando los criterios mencionados en el capítulo anterior. Si por ejemplo no se alcanza una presión de estancamiento negativa, se recomienda regresar al paso 2.

PASO 4: Calcular los números adimensionales (Re_L, We_g; Oh). Las entradas requeridas para estos cálculos son mínimo: velocidad de las dos fases, diámetro del chorro, tensión superficial, densidad de las dos fases y viscosidad del líquido.

PASO 5: Establecer el régimen de ruptura que se presenta para un proceso de atomización en particular, a partir de los números adimensionales y haciendo uso del mapa de Reitz.

PASO 6: Si se cumple que el proceso esté en el régimen de atomización, se avanza al paso 7, sino se debe regresar al paso 2 donde se deben modificar las características geométricas del atomizador o las condiciones de operación y realizar nuevamente los pasos del 3 al 6.

PASO 7: Una vez que se establece que el proceso conduce a la atomización, se debe establecer a partir de la clasificación morfológica propuesta por Faragó y Chigier [19], el modo de desintegración que se presenta para ese proceso de atomización en particular. Esta información es útil al momento de decidir aplicar simplificaciones como por ejemplo la axisimetría.

PASO 8: Establecer las simplificaciones a aplicar. En el capítulo anterior se presentan criterios para simplificar la simulación.

PASO 9: Construir la simulación multifásica para evaluar el diseño propuesto. La simulación debe ser de tipo transitorio.

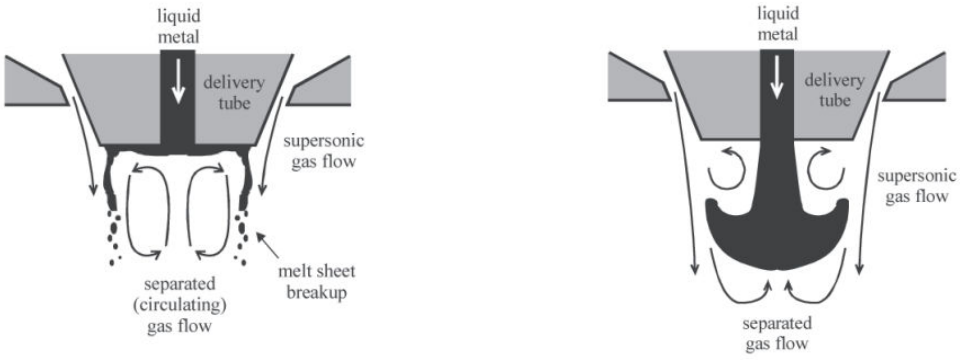
ID	ACTIVIDAD	ENTRADAS		SALIDAS		REFERENCIA
1	INICIO					
2	PROPONER UN DISEÑO Y CONDICIONES DE OPERACIÓN INICIALES	1	MATERIAL A ATOMIZAR	1	PROPUESTA DE DISEÑO	[12]
		2	GAS PARA LA ATOMIZACIÓN	2	PROPUESTA DE CONDICIONES DE OPERACIÓN INICIALES	
		3	GEOMETRÍA BASE DE UN ATOMIZADOR DE TIPO CONFINADO			
3	CONSTRUIR LA SIMULACIÓN MONOFÁSICA (SOLO GAS) / NO SE ALCANZA PRESIÓN DE ESTANCAMIENTO NEGATIVA	1	GEOMETRÍA	1	PERFIL DE PRESIÓN	Capítulo 4
		2	CONDICIONES DE OPERACIÓN	2	PERFIL DE VELOCIDAD	
		3	PROPIEDADES DEL GAS	3	PERFIL DE DENSIDAD	
		4	TIPO DE SIMULACIÓN (ESTACIONARIA O TRANSITORIA)	4	EVALUACIÓN CON LOS CRITERIOS PROPUESTOS	
4	CALCULAR NÚMEROS ADIMENSIONALES: Re, We, Oh	1	VELOCIDAD DE LAS DOS FASES	1	Re_L	[18]
		2	DIÁMETRO DEL CHORRO	2	We_g	
		3	TENSIÓN SUPERFICIAL	3	Oh	
		4	DENSIDAD DE LAS DOS FASES			
		5	VISCOSIDAD DEL LÍQUIDO			
5	ESTABLECER EL RÉGIMEN DE RUPTURA	1	Re_L	1	RÉGIMEN DE RUPTURA	[17]
		2	Oh			
		3	MAPA DE REITZ			
6	HAY ATOMIZACIÓN? / NO → 2 / SI	1	RÉGIMEN DE RUPTURA			[17]
7	IDENTIFICAR EL MODO DE DESINTEGRACION	1	Re_L	1	MODO DE DESINTEGRACIÓN	[19]
		2	We_g			
8	ESTABLECER SIMPLIFICACIONES A APLICAR	1	MODO DE DESINTEGRACIÓN	1	SIMPLIFICACIÓN DE AXISIMETRÍA	Capítulo 5
		2	TEMPERATURAS DE ENTRADA DE LOS FLUIDOS	2	SIMPLIFICACIÓN DE PROPIEDADES	
		3	VARIACION DE LAS PROPIEDADES DE LOS FLUIDOS CON LA TEMPERATURA	3	SIMPLIFICACIONES GEOMÉTRICAS	
		4	GEOMETRIA DEL ATOMIZADOR			
9	CONSTRUIR LA SIMULACIÓN MULTIFÁSICA	1	PROPIEDADES DE LOS FLUIDOS	1	PERFIL DE VELOCIDAD	Capítulo 4
		2	CONDICIONES DE OPERACIÓN	2	FRACCIÓN DE VOLUMEN EN LA LINEA CENTRAL	
		3	PASO TEMPORAL	3	FORMA DEL CHORRO LÍQUIDO A LA SALIDA DE LA BOQUILLA	
		4	MODELO DE TURBULENCIA			
10	ANALIZAR LOS RESULTADOS	1	PERFIL DE VELOCIDAD	1	GRADIENTE DE LA FRACCIÓN DE VOLUMEN Y POSIBLE LONGITUD DE RUPTURA DEL LÍQUIDO	Capítulo 5
		2	FRACCIÓN DE VOLUMEN EN LA LINEA CENTRAL	2	COMPARACIÓN ENTRE LA FORMA DEL CHORRO OBTENIDA Y LA ESPERADA	
		3	FORMA DEL CHORRO LÍQUIDO A LA SALIDA DE LA BOQUILLA			
11	EL DISEÑO REQUIERE MODIFICACIONES? / SI → 2 / NO	1	FORMA DEL CHORRO:LA FORMA DE FUENTE ES LA DESEADA			
12	FIN					

Tabla 24. Metodología para la simulación multifásica en un atomizador de metal.

PASO 10: Realizar el análisis de resultados.

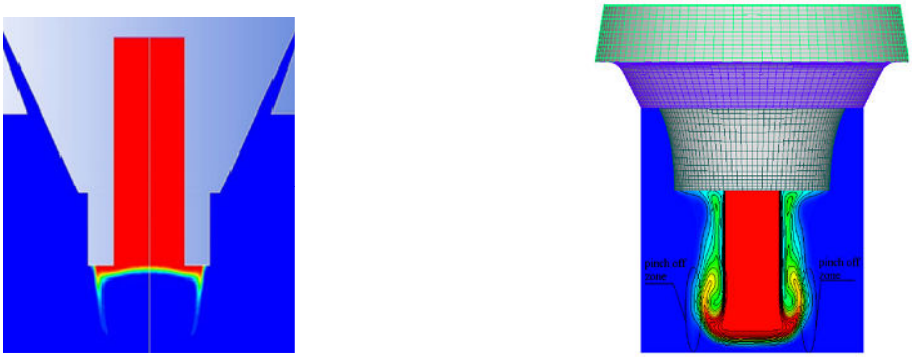
Se propone utilizar la simulación bifásica con el gas en reposo, en casos donde no se tenga claridad sobre las condiciones de frontera a utilizar. De tal forma que se considerarían razonables en caso de que se cumpla la condición de autosimilaridad a lo largo del chorro (en este trabajo solo se ha evaluada para el caso de agua inyectada en aire en reposo).

Finalmente se realiza la simulación bifásica con ambos fluidos en movimiento (gas-metal). El criterio mínimo para la evaluación de un atomizador en este caso sería la forma del chorro obtenido a la salida de la boquilla. De acuerdo a la literatura, se ha identificado que el chorro obtenido a la salida de la boquilla presenta normalmente una de las formas que se observan en la Figura 45 [48]. Además, las simulaciones encontradas al respecto coinciden con esta forma del chorro como se puede observar en la Figura 46.



(a) (b)

Figura 45. Modelos de atomización primaria (a) tipo membrana, (b) tipo fuente [48].



(a) (b)

Figura 46. Fracción de volumen para (a) chorro con forma de placa[29], (b) chorro con forma de fuente [36].

La forma deseable para el chorro, es la de fuente, ya que corresponde al régimen de ruptura tipo fibra, que es el régimen para el que se obtienen los menores diámetros de gota, mientras que la otra forma del chorro (la de membrana), corresponde al régimen de ruptura de membrana.

Así que para evaluar el desempeño del atomizador, se puede utilizar como criterio la forma del chorro a la salida de la boquilla. Esperándose un mejor desempeño en cuanto a tamaño de gota, para los chorros que presentan forma de fuente.

PASO 11: Si el diseño no cumple con la forma del chorro (forma de fuente), el usuario de la metodología puede decidir si regresa al paso 2 o conserva este diseño.

PASO 12: En caso de que el resultado obtenido sea satisfactorio, finaliza el proceso de diseño del atomizador. Quedaría pendiente simplemente detallar la geometría y formalizar las condiciones de operación del atomizador.

7 CONCLUSIONES Y TRABAJOS FUTUROS

Las características de la estructura del flujo dependen del régimen de ruptura que se presenten en el proceso. Este régimen de ruptura se establece con el número de Reynolds del líquido y el número de Ohnesorge, a partir del Mapa de Reitz. Para un atomizador de metal, el régimen de ruptura requerido es el de atomización, debido a que si se presenta este régimen es probable que ocurra no solo la ruptura primaria, sino también la secundaria, conduciendo a menores tamaños de gota, característica deseable en un proceso de atomización de metal.

Además, los números de Reynolds del líquido y Weber aerodinámico permiten establecer el modo de ruptura, el cual está asociado a una morfología del chorro. Los procesos de atomización de metal se ubican en los regímenes de ruptura tipo membrana o tipo fibra. Siendo el tipo fibra el que conduce a los menores tamaños de gota, por estar asociado a mayores fuerzas inerciales (ver sección 2.4).

De acuerdo a la literatura, el chorro obtenido en un atomizador de metal puede presentar dos formas: forma de placa y forma de fuente. La forma de placa se presenta para bajos flujos másicos de metal, debido a que las fuerzas de recirculación del gas empujan el líquido contra la punta de la boquilla, haciendo que adquiera la forma de un tubo de pared delgada. Por otro lado, la forma de fuente se presenta para flujos másicos del metal mayores, los cuales a pesar de la fuerza de recirculación conservan la forma cilíndrica del chorro.

Otra característica importante del flujo obtenido en un atomizador de metal está relacionada con el flujo del gas. Para identificar con mayor claridad las características del flujo de gas, normalmente se hace referencia a simulaciones monofásicas (solo gas) a pesar de diferir del resultado obtenido para el caso gas-metal. En cuanto al flujo del gas, algunas de las

características normalmente analizadas son: la presión de estancamiento, el gradiente de presión en la punta de la boquilla, la posición del punto de estancamiento y la fuerza en la zona de recirculación. Estas características presentan diferentes variaciones de acuerdo a modificaciones geométricas del atomizador o modificaciones de las condiciones de operación. Por ejemplo: la presión de estancamiento aumenta cuando aumenta la longitud y cuando disminuye el ángulo de inclinación del tubo de alimentación de metal, también aumenta cuando aumenta la presión de alimentación del gas (ver capítulo 5, Tabla 23).

Los criterios para la simplificación de la simulación numérica del flujo multifásico en un atomizador de metal son principalmente: la finalidad de la simulación, la morfología del chorro, la variación de las propiedades de los fluidos en los rangos de temperatura y presión asociados al proceso (ver capítulo 5).

Si la finalidad de la simulación es evaluar rápidamente el desempeño de un atomizador de metal, una opción sería la simulación monofásica, en este tipo de simulación solo se tiene en cuenta la entrada del gas y no se incluye la entrada del líquido. Aunque esta simulación no permite obtener resultados de flujo cercanos a la realidad, permite evaluar el desempeño de un atomizador a partir del comportamiento de variables como: la longitud de la región supersónica, el gradiente de presión en la punta de la boquilla, y la presencia de altas velocidades en el flujo obtenido, sin presentar discos mach.

Por otro lado, si la finalidad de la simulación es analizar la ruptura secundaria, también es común simplificar el proceso introduciendo gotas en el punto donde normalmente saldría líquido continuo, y se analiza su evolución, hasta obtener el diámetro final alcanzado por las gotas. De esta forma se evita incluir la ruptura primaria, y solamente se tiene en cuenta la secundaria.

La morfología del chorro es otro criterio de simplificación, y es establecida de acuerdo al modo de ruptura que se presenta en el proceso de atomización. Dependiendo de la forma

del chorro, la simplificación por simetría axial se considera viable o no. Como se mencionó anteriormente, para el proceso de atomización de metal el modo de ruptura esperado es tipo membrana o tipo fibra, estos modos de ruptura presentan una forma no axisimétrica, haciendo que esta simplificación no sea viable. Sin embargo procesos de atomización con modo de ruptura de tipo Rayleigh axisimétrico pueden ser modelados adecuadamente utilizando esta simplificación.

Otro de los criterios de simplificación mencionados, es la variación de las propiedades de los fluidos en los rangos de temperatura y presión asociados al proceso. Si la variación en estos rangos es pequeña, asumir propiedades constantes para los fluidos es una buena opción. Sin embargo, la atomización de metal se caracteriza por altos gradientes de temperatura y de presión. Los latos gradientes de temperatura se deben principalmente a la diferencia de entre la temperatura del metal líquido (aproximadamente 150K por encima de la temperatura de fusión) y la del gas (generalmente temperatura ambiente). Y los altos gradientes de presión se deben principalmente a la expansión que sufre el gas cuando sale de la boquilla pasando de presiones del orden de megapascales al interior de la boquilla a presiones del orden de kilopascales cuando entra en la cámara de atomización. Con rangos de temperatura y presión tan amplios es muy poco probable encontrar fluidos (metal líquido y gas) que presenten una variación despreciable en sus propiedades (densidad, viscosidad, conductividad térmica, entre otras).

A partir del análisis de sensibilidad realizado, con dos factores: presión de alimentación del gas y diámetro externo de la boquilla, y con dos variables de respuesta: presión de estancamiento y longitud de la región supersónica, fue posible establecer que la presión de estancamiento presenta un incremento, a medida que aumenta la presión de alimentación del gas y disminuye el diámetro exterior del tubo de alimentación. Mientras que la longitud de la región supersónica se incrementa a medida que aumentan la presión de alimentación del gas y el diámetro exterior del tubo de alimentación simultáneamente. Para estas dos

variables de respuesta, el parámetro de mayor influencia es la presión de alimentación del gas (ver capítulo 4, sección 4.6).

Para cada una de las variables de respuesta (longitud supersónica y presión de estancamiento) seleccionadas para el diseño de experimentos virtuales se establece una correlación con las variables de entrada (diámetro externo del tubo de alimentación de metal y presión de alimentación del gas).

Para el caso de la longitud supersónica se establece un polinomio de segundo orden, que no incluye la interacción entre los factores ni el término cuadrático del diámetro por considerarse que su efecto sobre la variable de respuesta no era significativo. La relación entre la longitud supersónica y los términos lineales es directamente proporcional, mientras que la relación entre la longitud de ruptura y los términos cuadráticos es inversamente proporcional. Respecto a los coeficientes, el coeficiente que acompaña al término lineal de la presión de alimentación del gas, tiene un valor de 6,029 y el coeficiente que acompaña a su término cuadrático es -0,620. El coeficiente que acompaña al término lineal del diámetro externo del tubo de alimentación de metal es 2,902 y el coeficiente que acompaña a su término cuadrático tiene un valor de -0,094. Cuando se mantiene constante el diámetro externo del tubo de alimentación de metal y la presión de alimentación del gas se incrementa en 1MPa, la longitud supersónica aumenta en 5,409mm. Si por el contrario, la presión de alimentación del gas permanece constante y el diámetro externo del tubo de alimentación del metal se incrementa en 1mm, la longitud supersónica aumenta en 2,808mm. Además, cuando la presión de alimentación del gas se incrementa en 1MPa y el diámetro del tubo de alimentación se incrementa en 1mm, la longitud supersónica aumenta 8,217mm en total. (Ver capítulo 4, sección 4.6).

Para el caso de la presión de estancamiento, también se establece un polinomio de segundo orden, pero en este caso se considera el polinomio completo, incluyendo la interacción entre los factores. Para este caso, la presión de estancamiento tiene una relación

directamente proporcional con la presión de alimentación y el término cuadrático del diámetro exterior del tubo de alimentación del líquido. Y una relación inversamente proporcional con los otros coeficientes. Cuando se mantiene constante el diámetro externo del tubo de alimentación de metal, y la presión de alimentación aumenta en 1MPa, la presión de estancamiento aumenta en 67,933KPa. Si por el contrario, la presión de alimentación permanece constante y el diámetro del tubo de alimentación aumenta 1mm, la presión de estancamiento disminuye en 30,489KPa. Además, cuando la presión de alimentación aumenta en 1MPa y el diámetro exterior del tubo de alimentación aumenta en 1mm, la presión de estancamiento aumenta en 33,287KPa. (Ver capítulo 4, sección 4.6).

La presión de alimentación del gas es un parámetro relativamente fácil de modificar, en comparación con el diámetro exterior del tubo de alimentación del metal. Sin embargo, este es considerado como un criterio para evaluar la eficiencia en atomizadores, debido a que aumentar la presión de alimentación del gas conduce a un aumento en los costos del proceso, por lo tanto siempre será necesario hacer una negociación entre los costos del proceso y el tamaño de gota obtenido.

Los criterios propuestos para evaluar las simulaciones fueron, el perfil de velocidades y de presiones para el caso de flujo monofásico, la característica de autosimilaridad para chorros de agua inyectados en aire en reposo, el gradiente de la fracción de volumen en el eje central para el caso de flujo coaxial (agua-aire), y finalmente la forma del chorro para el caso de flujo gas-metal, teniendo básicamente dos posibles formas, la forma de fuente y la de placa, siendo en este caso la forma de fuente la que conduce a un mejor desempeño del atomizador.

Para establecer si los resultados obtenidos a partir de las simulaciones se consideran satisfactorios o no, se utiliza como punto de partida la variabilidad en la longitud de ruptura del chorro observado por Eroglu *et al* [21]. De acuerdo a su trabajo, debido a las pulsaciones del chorro líquido, la longitud de ruptura observada para diferentes instantes de

tiempo en las fotografías es diferente para las mismas condiciones de flujo. Dependiendo de las diferentes condiciones de operación, la longitud de ruptura instantánea presentaba variaciones de aproximadamente ±15% [21]. Por esta razón, el límite de error considerado aceptable en este trabajo es del 15%.

Los resultados obtenidos de las simulaciones monofásicas con argón, son comparados con el trabajo de Ting y Anderson [3], y presentan resultados de velocidad máxima sobre el eje de simetría, con un máximo error del 7%, estando dentro del límite de error permitido de acuerdo a la bibliografía. Sin embargo, los valores máximos de la presión estática sobre el eje de simetría, no fueron satisfactorios al alcanzar un error máximo del 26,4%. En cuanto al punto de estancamiento, se obtuvo un comportamiento de acuerdo a lo esperado, al alejarse de la boquilla a medida que aumentaba la presión de alimentación. Sin embargo, su posición presentó diferencias considerables con la posición presentada en el artículo en una distancia entre 0,2 y 0,4 diámetros de boquilla. Lo que equivale a un error máximo del 50%, superando considerablemente el error permitido (15%).

Para las simulaciones de agua inyectada en aire en reposo, se realizó un análisis de autosimilaridad, que se cumplió para los perfiles de velocidad obtenidos a una distancia superior a 60 diámetros de boquilla medidos aguas abajo desde el punto de salida del líquido.

Para el caso de flujo coaxial agua-aire, se utilizó como criterio de comparación la longitud de ruptura, establecida a partir del gradiente de la fracción de volumen sobre el eje del atomizador. Sin embargo sólo se alcanzaron resultados satisfactorios (error<15%) para dos de las cuatro simulaciones realizadas, obteniendo errores máximos del 7,3% y 9,9% para los casos exitosos y del 18,5% y 25,5% para los casos no exitosos. Lo que impide concluir con certeza respecto a la utilidad del gradiente de la fracción de volumen para establecer la longitud de ruptura de un chorro (Ver capítulo 4, sección 4.4)

Las correlaciones establecidas para la longitud supersónica y la presión de estancamiento tienen validez para diámetros del tubo de alimentación del metal entre 6,8 y 9,2mm, y para presión de alimentación del gas entre 2,1 y 4,5MPa. Para el caso de la presión de estancamiento se logró un error inferior al 13%. Sin embargo, debido a que la correlación se está evaluando con tan pocos datos (solo tres), no se puede asegurar su adecuada predicción de la presión de estancamiento.

Para el caso de la longitud supersónica el error entre el valor calculado y el de los experimentos superó el 80%. La diferencia entre los resultados de las simulaciones y los experimentales puede deberse a varias razones, entre ellas, las que se consideran más relevantes son: la longitud del tubo de alimentación de metal no se especifica; tampoco se especifica la forma de la cámara de alimentación del gas, la simulación realizada es axisimétrica y además, en la simulación se utilizan simplificaciones para las propiedades del aire.

La metodología propuesta tiene como punto de partida la geometría y condiciones de operación del atomizador a evaluar, con esta información se construye un modelo monofásico, teniendo en cuenta solo la entrada del gas, y a partir del perfil de velocidades obtenido con este modelo, se calculan los números adimensionales y se establece el régimen de ruptura y posteriormente el modo de desintegración. Finalmente se realiza la simulación multifásica, una vez que se han obtenido el régimen y el modo de ruptura deseados, (recomendación: régimen atomización y modo de ruptura tipo fibra para el caso de atomización de metal). Y el desempeño del atomizador se evalúa a partir de la forma del chorro a la salida de la boquilla. La metodología propuesta permite concluir a partir del análisis monofásico o multifásico de acuerdo a la decisión del usuario.

TRABAJOS FUTUROS

Para tener una mayor claridad de los fenómenos asociados al proceso de atomización, se recomienda implementar ensayos experimentales que permitan obtener datos de la evolución del proceso de atomización. Para de esta forma no depender únicamente de los experimentos de la literatura, sino poder validar las simulaciones con datos propios provenientes de experimentos. Actualmente, el Grupo de Investigación en Recubrimientos Duros y Aplicaciones Industriales, de la Escuela de Materiales de la Universidad del Valle, cuenta con una boquilla de atomización, pero no se cuenta con el equipo requerido para la captura de los datos del flujo, como: cámaras de alta velocidad, velocimetría de imagen de partículas (PIV), anemometría de fase doppler (PDA), entre otros.

El Grupo de Investigación de Dinámica de Fluidos de la Escuela de Ingeniería Mecánica de la Universidad del Valle, es quien ha liderado el desarrollo de este proyecto. Y adicionalmente está trabajando actualmente en el campo de la dinámica de fluidos computacional. Respecto a las simulaciones se recomienda:

- Realizar el análisis del proceso de atomización incluyendo la geometría detallada de la cámara de alimentación del gas y analizar el efecto sobre el flujo, puede ser para el atomizador presentado por Mates y Settles en su trabajo [12,48].

- Identificar parámetros del proceso de atomización o de la geometría que sirvan como referencia para establecer las características deseadas en la malla.

- Realizar el análisis de autosimilaridad para otros fluidos de trabajo diferentes a agua inyectada en aire en reposo.

- Completar el análisis de la utilidad del gradiente de la fracción de volumen a lo largo del eje central como parámetro para establecer de forma aproximada la longitud de ruptura del chorro.

- Realizar simulaciones de metal con las propiedades del metal variables. Con el fin de observar las diferencias entre estos modelos y los que consideran constantes sus propiedades.

- Incluir en la simulación del proceso de atomización los efectos de solidificación para el caso de metales. Debido a que los fenómenos de transferencia de calor entre las fases asociados a la solidificación se consideran relevantes en este caso.

8 BIBLIOGRAFÍA

[1] Arthur Lefebvre, *Atomization and sprays*. West Lafayette: Taylor and Francis, 1989.

[2] S. Markus, U. Fritsching, and K. Bauckhage, "Jet break up of liquid metal in twin fluid atomisation," *Materials Science and Engineering A*, vol. 326, pp. 122-133, 2002.

[3] Jason Ting and I. E. Anderson, "A computational fluid dynamics (CFD) investigation of the wake closure phenomenon," *Materials Science and Engineering A*, vol. 379, no. (1-2), pp. 264-276, 2004.

[4] N. Zeoli and S. Gu, "Computational validation of an isentropic plug nozzle design for gas atomisation," vol. 42, pp. 245-258, 2008.

[5] J., Figliola, R. S., Anderson, I. E. Mi, "A numerical simulation of gas flow field effects on high pressure gas atomization due to operating pressure variation.," *Materials Science and Engineering A*, vol. 208, no. 1, pp. 20-29, 1996.

[6] J. Mi, R. S. Figliola, and I. E. & Anderson, "A numerical investigation of gas flow effects on high-pressure gas atomization due to melt tip geometry variation," *Metallurgical and Materials Transactions B: Process Metallurgy and Materials Processing Science*, vol. 28, no. 5, pp. 935-941, 1997.

[7] Christophe Dumouchel, "On the experimental investigation on primary atomization of liquid streams," vol. 45, pp. 371-422, 2008.

[8] Nasser Ashgriz, J. Abraham, M. Ahmed, and S.V. Apte, *Handbook of Atomization and Sprays Theory and Applications*. New York: Springer, 2011.

[9] Udo Fritsching, *Spray Simulation: Modeling and numerical simulation of spray forming metals*. Cambridge: Cambridge University Press, 2004.

[10] U Shavit, "Gas-liquid interaction in the liquid break-up region of twin-fluid atomization," vol. 31, pp. 550-557, 2001.

[11] P.S. Grant, "Spray Forming," *Progress in Materials Science*, vol. 39, pp. 497-545, 1995.

[12] Settles G. S. Mates S. P., "A study of liquid metal atomization using close-coupled nozzles, part 1: Gas dynamic behavior," *Atomization and Sprays*, vol. 15, no. 1, pp. 19-40, 2005.

[13] J. C. Lasheras and E. J. Hopfinger, "Liquid jet instability and atomization in a coaxial gas stream," vol. 31, pp. 275-308, 2000.

[14] S. P. Lin and R. D. Reitz, "Drop and spray formation from a liquid jet," *Annual Review of Fluid Mechanics*, vol. 30, pp. 85-105.

[15] W.A. Sirignano and C. Mehring, "Review of theory of distortion and disintegration of liquid streams," vol. 26, pp. 609–655, 2000.

[16] William A. Sirignano, *Fluid dynamic and transport of droplet and sprays*. Cambridge: Cambridge University Press, 2010.

[17] H. Vahedi Tafreshi and B. Pourdeyhimi, "The effects of nozzle geometry on waterjet breakup at high reynolds numbers.," *Experiments in Fluids*, vol. 35, no. 4, pp. 364-371, 2003.

[18] Norman Chigier and Rolf D. Reitz, "Regimes of jet breakup and breakup mechanisms (physical Aspects)," in *Recent advances in spray combustion: spray atomization and drop burning phenomena*. Danvers: AIAA, Inc., 1996, pp. 109-135.

[19] Zoltán Faragó and Norman Chigier, "Morphological classification of disintegration of round liquid jets in a coaxial air stream," *Atomization and Sprays*, vol. 2, pp. 137-153, 1992.

[20] P. H. Marmottant and E. & Villermaux, "On spray formation," *Journal of Fluid Mechanics*, vol. 498, pp. 73-111, 2004.

[21] H. Eroglu, N. Chigier, and Z. Farago, "Coaxial atomizer liquid intact lengths," *Physics of Fluids A*, vol. 3, no. 2, pp. 303-308, 1991.

[22] J. Eggers and E. Villermaux, "Physics of liquid jets," *Reports on Progress in Physics*, vol. 71, no. 3, p. art. no. 036601 , 2008.

[23] W.O. Criminale, Jackson T.L., and Joslin R.D., *Theory and computation of*

hydrodynamic stability. Cambridge: Cambridge University Press, 2003.

[24] Christopher E. Brennen, *Fundamentals of Multiphase Flows*. Pasadena, California: Cambridge University Press, 2005.

[25] K. Pougatch, M. Salcudean, E. Chan, and B. Knapper, "A two-fluid model of gas-assisted atomization including flow through the nozzle, phase inversion, and spray dispersion," *International Journal of Multiphase Flow*, vol. 33, no. 7, pp. 661-675, 2009.

[26] David C. Wilcox, *Turbulence Modeling for CFD*. La Cañada, California: DCW Industries, 1994.

[27] Mikhael Gorokhovski and Marcus Herrmann, "Modeling primary atomization," *Annual Review of Fluid Mechanics*, vol. 40, pp. 343-366, 2008.

[28] FLUENT,.

[29] W. Zhao et al., "A computational fluid dynamics (CFD) investigation of the flow field and the primary atomization of the close coupled atomizer," *Computers and Chemical Engineering*, vol. 40, pp. 58-66, 2012.

[30] J.A. Capote, D. Alvear, O.V. Abreu, Lázaro M., and Espina P., "Influencia del modelo de turbulencia y del refinamiento de la discretización espacial en la exactitud de las simulaciones computacionales de incendios," *Revista Internacional de Métodos Numéricos para Cálculo y Diseño en Ingeniería*, vol. 24, no. 3, pp. 227-245, 2008.

[31] X., Siamas, G. A., Jagus, K., & Karayiannis, T. G. Jiang, "Physical modelling and advanced simulations of gas-liquid two-phase jet flows in atomization and sprays," vol. 36, no. 2, pp. 131-167, 2010.

[32] C.W. Hirt and B.D. Nichols, "Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries," *Journal of Computational Physics*, vol. 39, no. 1, pp. 201-225, 1981.

[33] R. Scardovelli and S. Zaleski, "Direct numerical simulation of free-surface and interfacial flow," *Annual Review of Fluid Mechanics*, vol. 31, pp. 567-603, 1999.

[34] M. Rudman, "Volume-tracking methods for interfacial flow calculations," vol. 24, no.

7, pp. 671-691, 1997.

[35] Stanley Osher and Ronald Fedkiw, *Level Set Methods and Dynamic Implicit Surfaces*. New York: Springer Verlag, 2003.

[36] N. Zeoli, H. Tabbara, and S. Gu, "CFD modeling of primary breakup during metal powder atomization," *Chemical Engineering Science*, vol. 66, no. 24, pp. 6498-6504, 2011.

[37] D. Fuster et al., "Simulation of primary atomization with an octree adaptive mesh refinement and VOF method," *International Journal of Multiphase Flow*, vol. 35, no. 6, pp. 550-565, 2009.

[38] D. Fuster, G. Agbaglah, C. Josserand, S. Popinet, and S Zaleski, "Numerical simulation of droplets, bubbles and waves: State of the art," *Fluid Dynamics Research*, vol. 41, no. 6, 2009.

[39] A. Mansour and N. Chigier, "Air-blast atomization of non-newtonian liquids," *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, vol. 58, pp. 161-194, 1995.

[40] I. E. Anderson, R. S. Figliola, and H. Morton, "Flow mechanisms in high pressure gas atomization," *Materials Science and Engineering*, vol. 148, pp. 101-114, 1991.

[41] A. Ünal, "Influence of gas flow on performance of "confined" atomization nozzles," *Metallurgical Transactions B*, vol. 20B, pp. 833-843, 1989.

[42] G. M., Hsiang, L. -., & Wu, P. -. Faeth, "Structure and breakup properties of sprays," *International Journal of Multiphase Flow*, vol. 21, pp. 99-127, 1995.

[43] J. W., & Taylor, J. J. Hoyt, "Waves on water jets," *Journal of Fluid Mechanics*, vol. 83, no. 1, pp. 119-127, 1977.

[44] R. D., & Bracco, F. V. Reitz, "Mechanism of atomization of a liquid jet.," *Physics of Fluids*, vol. 25, no. 10, pp. 1730-1742, 1982.

[45] J. C. Lasheras, E. Villermaux, and E. J. Hopfinger, "Break-up and atomization of a round water jet by a high-speed annular air jet," *Journal of Fluid Mechanics*, vol. 357, pp. 351-379, 1998.

[46] J., Peretti, M. W., & Eisen, W. B Ting, "The effect of wake-closure phenomenon on gas atomization performance," *Materials Science and Engineering A*, vol. 326, no. 1, pp. 110-121, 2002.

[47] A Ünal, "Liquid break-up in gas atomization of fine aluminum powders," *Metallurgical Transactions B*, vol. 20, no. 1, pp. 61-69, 1989.

[48] S.P. Mates and G.S. Settles, "A study of liquid metal atomization using close-coupled nozzles, Part 2: Atomization behavior," *Atomization and sprays*, vol. 15, no. 1, pp. 41-59, 2005.

[49] N., & Gu, S. Zeoli, "Numerical modelling of droplet break-up for gas atomisation.," *Computational Materials Science*, vol. 38, no. 2, pp. 282-292, 2006.

[50] N. Zeoli and S. Gu, "Computational simulation of metal droplet break-up, cooling and solidification during gas atomisation," *Computational Materials Science*, vol. 43, no. 2, pp. 268-278, 2008.

[51] N., Gu, S., & Kamnis, S. Zeoli, "Numerical modelling of metal droplet cooling and solidification.," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 51, no. (15-16), pp. 4121-4131, 2008.

[52] M., & Browne, D. J. Tong, "Modelling compressible gas flow near the nozzle of a gas atomiser using a new unified model," *Computers and Fluids*, vol. 38, no. 6, pp. 1183-1190, 2009.

[53] R. D., & Rutland, C. J Reitz, "Development and testing of diesel engine CFD models.," *Progress in Energy and Combustion Science,* vol. 21, no. 2, pp. 173-196, 1995.

[54] J., & Umemura, A. Shinjo, "Simulation of liquid jet primary breakup: Dynamics of ligament and droplet formation," *International Journal of Multiphase Flow*, vol. 36, no. 7, pp. 513-532, 2010.

[55] J., & Umemura, A. Shinjo, "Surface instability and primary atomization characteristics of straight liquid jet sprays," *International Journal of Multiphase Flow*, vol. 37, no. 10, pp. 1294-1304, 2011.

[56] J. Shinjo and A. Umemura, "Detailed simulation of primary atomization mechanisms in Diesel jet sprays (isolated identification of liquid jet tip effects)," *Proceedings of the Combustion Institute*, vol. 33, no. 2, pp. 2089-2097, 2011.

[57] M., & Browne, D. J Tong, "Direct numerical simulation of melt-gas hydrodynamic interactions during the early stage of atomisation of liquid intermetallic," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 202, no. (1-3), pp. 419-427, 2008.

[58] S., Dumouchel, C., & Ledoux, M. Leroux, "The stability curve of newtonian liquid jets," *Atomization and Sprays*, vol. 6, no. 6, pp. 623-647, 1996.

[59] Jason Ting, Jeffery Connor, and Stephen Ridde, "High-speed cinematography of gas-metal atomization," *Materials Science and Engineering*, vol. 390, pp. 452–460, 2005.

[60] J. Bruce See and G.H. Johnston, "Interactions between nitrogen jets and liquid lead and tin streams," *Powder Technology*, vol. 21, no. 1, pp. 119-133, 1978.

[61] A. Aliseda et al., "Atomization of viscous and non-newtonian liquids by a coaxial, high-speed gas jet. Experiments and droplet size modeling," *International Journal of Multiphase Flow*, vol. 34, no. 2, pp. 161-175, 2008.

[62] N Rajaratnam, *Turbulent jets*. Amsterdam: Elsevier Scientific Publishing Company, 1976.

[63] M. K. Veistinen, E. J. Lavernia, M. Abinante, and N. J. Grant, "Effects of geometry and position of the metal delivery tube on ultrasonic gas atomization," *Materials Letters*, vol. 5, no. 10, pp. 373-379, 1987.

[64] B. Li, G. Hu, and Z. Zhou, "Numerical simulation of flow in hartmann resonance tube and flow in ultrasonic gas atomizer," *Applied Mathematics and Mechanics (English Edition)*, vol. 28, no. 11, pp. 1415-1426, 2007.

[65] Z. Liu and R. D. Reitz, "An analysis of the distortion and breakup mechanisms of high speed liquid drops," *International Journal of Multiphase Flow*, vol. 23, no. 4, pp. 631-650, 1997.

[66] P. Fima, R. Nowak, and N. Sobczak, "Effect of metal purity and testing procedure on surface tension measurements of liquid tin," *Journal of Materials Science*, vol. 45, no.

8, pp. 2009-2014, 2010.

[67] M.V. Peralta-Martinez and W.A. Wakeham, "Thermal conductivity of liquid tin and indium," *International Journal of Thermophysics*, vol. 22, no. 2, pp. 395-403, 2001.

[68] Ihsan Barin, *Therrnochernical data of pure substances*. Weinheim: VCH Verlagsgesellschaft, 1995.

[69] Automations Creations, Incorporation. MatWeb material property data.

[70] P. G., Reid, W. H. Drazin, *Hydrodynamic stability*. Cambridge: Cambridge University Press, 2004.

[71] J. Mi et al., "Multiphysics modelling of the spray forming process," *Materials Science and Engineering* , vol. 477, pp. 2-8, 2008.

9 ANEXOS

9.1 ESQUEMA DEL FLUJO A LA SALIDA DE UN ATOMIZADOR

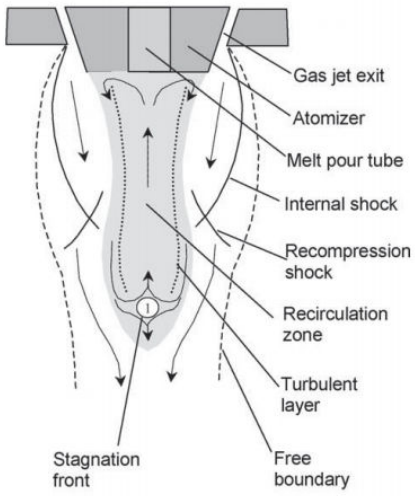


Figura 47. Descripción esquemática de la zona de recirculación, para el caso de estela abierta [59]

9.2 TABLAS DE PROPIEDADES ESTAÑO LÍQUIDO

A continuación se presentan las propiedades del Estaño líquido, en función de la temperatura. Estos datos se consideran relevantes para el caso de construir modelos con propiedades del metal variables.

Propiedad	Densidad	
Rango de temperatura	523–1023	K
Densidad	$7,001 - 0,001(T - 505)$	g/cm3

Tabla 25. Densidad para el estaño líquido **[66]**

Propiedad	Tensión superficial	
Rango de temperatura	523–1023	K
Tensión superficial	$576,7-0,1307\left(T-505\right)$	mN/m

Tabla 26. Tensión superficial para el estaño líquido **[66]**

Propiedad	Temperatura de fusión	
Temperatura de fusión	$504,35\pm0,05$	K

Tabla 27. Temperatura de fusión para el estaño **[66]**

Propiedad	Conductividad térmica	
Rango de temperatura	530-730	K
Conductividad térmica	$-10,204+32,063\left(T/273,15\right)-5,686\left(T/273,15\right)^2$	W/m-K

Tabla 28. Conductividad térmica estaño líquido **[67]**

Calor específico	
Temp	Cp
K	J/(Kg-K)
505,06	250,14
600	242,65
700	239,84
800	239,82

Tabla 29. Calor específico estaño líquido **[68]**

Viscosidad	
Temp	Viscosidad
K	Kg/m-s
273	0,273
273	0,273
273	0,273
273	0,273
273	0,273

Tabla 30. Viscosidad estaño líquido **[69]**