



UNIVERSIDAD MICHOACANA DE
SAN NICOLÁS DE HIDALGO

DIVISIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO DE LA
FACULTAD DE INGENIERÍA MECÁNICA

Análisis termo-hidráulico para la extracción de calor en un pozo geotérmico
utilizando un sistema de *airlift*.

TESIS

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

PRESENTA

M. en C. Javier Gutiérrez Martínez

DIRECTOR DE LA TESIS

Dr. J. Jesús Pacheco Ibarra

CO-DIRECTOR DE LA TESIS

Dra. Alicia Aguilar Corona

Morelia Michoacán, Enero 2025.



CONAHCYT

CONSEJO NACIONAL DE HUMANIDADES
CIENCIAS Y TECNOLOGÍAS

Dedicatoria	III
Agradecimientos	IV
Resumen	VI
Estructura de la tesis	XII
Lista de figuras	XIV
Lista de tablas	XVII
Nomenclatura	XVIII

Dedicatoria

Para mi esposa Faviola e hijos Bryan y Fabiola.

Agradecimientos

A Dios padre todo poderoso Jesucristo que me ha permitido vivir esta oportunidad de formación académica. A mi esposa Faviola que me ha acompañado en este viaje durante 22 años, y me ha impulsado en mi crecimiento personal y académico. A mis hijos Bryan y Fabiola, quienes son unos líderes y tienen la sonrisa más bonita de todas y me gusta que siempre sean alegres y que lean muchos libros, esa es nuestra esencia, y ser su padre ha sido la tarea más importante en esta vida, y que me llena de orgullo y motivación seguir estando junto a ustedes en familia, son la más grande motivación. Mi madre, un ejemplo de tenacidad, fortaleza, superación personal y profesional, disciplina y buena actitud, ante todo. A mi padre que descansa en paz, y quien nos enseñó a mis hermanos Alberto, Lourdes y a mí, a tener carácter para enfrentar las situaciones difíciles de la vida. Los hermanos que tengo son mis compadres y son un gran orgullo para mí, son profesionales en lo que hacen, son personas de bien y amán a sus familias, a mi cuñada Ruth, mi cuñado Daniel, quienes también son personas profesionales, de bien y vienen de familias muy bonitas y, mi sobrina Ana Sofía, que fue muy deseada por sus papas y por todos nosotros que hemos vivido de cerca su llegada y la hemos visto crecer a la distancia. También, para la familia de mi esposa, mis cuñados Heduin y Luis Miguel, que he tenido el gusto de convivir con ellos y sus familias que son lindas; así como para mi suegra que es una persona con un corazón enorme, mis padrinos, mis primos, mis tíos y personas con las que he convivido en el trabajo, en el deporte y en la escuela y con quienes hemos pasado momentos que me han permitido aprender de cada uno de ellos. Para todos los integrantes de las familias Gutiérrez, Martínez, Castro y Doñate, con mucho cariño y aprecio. Agradezco a la UMSNH mi alma máter desde 1992 que inicié preparatoria, al Conahcyt por su apoyo económico invaluable, al LIPC de la UNAM por sus valiosas aportaciones técnicas, al Greener por ser parte fundamental en mi formación académica y permitirme participar y aprender en diversos proyectos de energías renovables. En especial para mí asesor el Dr. J. Jesús Pacheco Ibarra, mi co-asesora la Dra. Alicia Aguilar Corona, y mis sinodales: el Dr. Bernardo Figueroa Espinoza, el Dr. Carlos Rubio Maya y Dr. José Apolinar Cortés y mis profesores Dra. Ma. del Carmen Chávez Parga Dra. Laura Alicia Ibarra Bracamontes Dr. Crisanto Mendoza Covarrubias M. en C. Hugo Cuauhtémoc

Gutiérrez Sánchez M. en C. Leonardo Sáenz Báez Dr. Fernando Garibay Bonales. Por su invaluable enseñanza y guía durante este proceso formativo. A las personas que me han colaborado para forjar mi carácter.

Muchas gracias a todos, disfruten del camino siempre, mientras logramos nuestras metas. Lo que se quedó atrás en el camino nos ayuda a aprender, lo que encontraremos en el futuro no lo sabemos, pero actuaremos bien, y el presente es solo un breve instante en el tiempo y espacio, disfrutémoslo al máximo.

Resumen

El transporte aéreo, comúnmente denominado *airlift*, es una técnica común de transporte de masa, momento o energía en ingeniería.

Aunque el transporte aéreo no es una técnica aplicada en el campo de la geotermia, en este trabajo se presenta el análisis termo-hidráulico de la implementación de un sistema *airlift* en un pozo geotérmico existente, con el propósito de aprovechar el calor en la superficie, bien sea para generación de energía eléctrica por alguno de los métodos existentes o cualquier otra aplicación que se deseé. Para esto, se montó un sistema de transporte aéreo o *airlift* sobre la boca del pozo geotérmico existente y se realizaron pruebas de inyección de aire para ver si era posible excitar el pozo o lograr que el pozo fluyera, es decir, que el fluido geotérmico lograra salir a la superficie al propiciar una mezcla bifásica en el interior del pozo, con lo cual se tuvo éxito.

El pozo geotérmico existente cuenta con una profundidad de 1344 m, con un perfil de temperaturas que va desde los 40°C en su espejo de agua hasta los 140 °C a una profundidad de 180 m y presentando una ligera disminución conforme avanza en la profundidad, lográndose mantener en los 140 °C aproximadamente.

Se trabajó con los parámetros de diseño de las boquillas de inyección de aire, en los diámetros de los orificios de las boquillas de inyección y por consiguiente en el área de inyección, se probaron diferentes relaciones de inmersión de aire en el interior del pozo geotérmico con el propósito de obtener el mayor flujo de agua geotérmica y con la mayor temperatura posible.

Adicionalmente se trabajó en una investigación experimental de la bomba de transporte aéreo (*airlift*) anular, a nivel laboratorio, centrándose en el impacto de diferentes configuraciones de boquillas de inyección del aire. Los experimentos utilizaron inyección radial y axial, así como un número variable de perforaciones, permitiéndonos tener una mayor información de lo que pasaba con el sistema de transporte aéreo en el interior del pozo geotérmico, en la aplicación real en la que se trabajó.

Para la investigación experimental en el laboratorio se utilizó visualización de cámara de alta velocidad para categorizar los regímenes resultantes como flujo *bubbly*, *slug* y *slug-churn* para diferentes velocidades de flujo de gas. Se empleó un análisis dimensional para evaluar la eficiencia energética de la bomba y se introdujo un grupo adimensional para predecir el efecto de las boquillas en el caudal de líquido de salida.

Con los resultados de campo y con los resultados a nivel laboratorio, se observó una dependencia significativa de la relación de inmersión y la relación de perforaciones de las boquillas e inyección con respecto al área de la tubería de entrada. Las discrepancias con un modelo teórico, que también se realizó para este trabajo, pueden explicarse en términos de un número adimensional, cuya estructura es similar a un coeficiente de restricción, y que adquiere importancia cuando el número de Reynolds es grande. Además, un grupo adimensional específico permitió agrupar todos los resultados en una sola curva para el régimen donde el índice de inmersión era grande (mayor que 0,8).

También se trabajó en un análisis por Segunda Ley de la termodinámica de generación de entropía, para el proceso inyección de aire con el sistema *airlift* y el aprovechamiento de la energía geotérmica, con los datos obtenidos de los experimentos en campo y el modelo teórico desarrollado, se concluye que la generación de entropía disminuye para una mayor relación de inmersión, así como para mayores áreas de inyección de gas (aire) a un caudal constante; aumentando así la temperatura de la salmuera extraída y el índice de productividad. Sin embargo, este comportamiento se ralentizó en las mayores inmersiones debido a la disminución en el incremento de la temperatura con la profundidad, asociado posiblemente, con la filtración de algún acuífero de menor temperatura existente en la zona.

Por tanto, y de manera adicional, se puede concluir de acuerdo con el análisis termo hidráulico que: al aumentar la relación de inmersión, así como las áreas totales de inyección de aire en las boquillas, la velocidad del agua geotérmica en la tubería de elevación del pozo es mayor, de tal forma que se reduce la pérdida de calor hacia el reservorio por transferencia de calor, aumentando así la temperatura y el gasto del líquido extraído, incrementándose la extracción de calor que es lo que se buscaba.

Palabras clave: bomba de transporte aéreo, relaciones de inmersión, inyectores de gas, flujo multifásico, generación de entropía, extracción de calor.

Abstract

The air pump system, commonly called *airlift*, is a common technique for transporting mass, momentum or energy in engineering.

Although air transport is not a common technique applied in the field of geothermal energy, this work presents the thermo-hydraulic analysis of the implementation of an *airlift* system in an existing geothermal well, with the purpose of taking advantage of the heat on the surface either for the generation of electrical energy by one of the existing methods or any other desired application. For this, an *airlift* system was mounted on the mouth of the existing geothermal well and air injection tests were carried out to see if it was possible to excite the well or make the well flow, that is, for the geothermal fluid to achieve come to the surface by promoting a two-phase mixture inside the well, which was successful.

The existing geothermal well has a depth of 1,344 m, with a temperature profile that goes from 40°C in its water mirror to 140°C at a depth of 180 m and shows a slight decrease with increasing depth managing to maintain approximately 140 °C.

We worked with the design parameters of the air injection nozzles, the diameters of the injection nozzle holes and therefore in the injection area, different air immersion ratios were tested inside the geothermal well with the purpose of obtaining the greatest flow of geothermal water and with the highest possible temperature.

Additionally, we worked on an experimental investigation of the annular *airlift* pump, at the laboratory level, focusing on the impact of different configurations of air injection nozzles. The experiments used radial and axial injection, as well as a variable number of perforations, allowing us to have greater information about what was happening with the air transport system inside the geothermal well in the real application in which we had worked. For the experimental investigation in the laboratory, high-speed camera visualization was used to categorize the resulting regimes as bubbly, slug, and slug-churn flow for different gas flow rates. Dimensional analysis was used to evaluate the energy efficiency of the pump, and a dimensionless group was introduced to predict the effect of the nozzles (configuration /characteristics /geometry /design) on the output liquid flow rate.

With the field results and with the laboratory results, a significant dependence of the immersion ratio and the perforation ratio of the nozzles and injection with respect to the area of the inlet pipe was observed. The discrepancies with a theoretical model, which was also carried out for this work, can be explained in terms of a dimensionless number, whose structure is similar to a constraint coefficient, and which becomes important when the Reynolds number is large. Furthermore, a specific dimensionless group allowed all results to be grouped into a single curve for the regime where the immersion index was large (greater than 0.8).

Additionally, an analysis was developed by Second Law of the thermodynamics of entropy generation, for the air injection process with the *airlift* system and the use of geothermal energy, with the data obtained from the field experiments and the theoretical model developed, it is concluded that the generation of entropy decreases for a higher immersion ratio, as well as for larger gas (air) injection areas at a constant flow rate; thus, increasing the temperature of the extracted brine and the productivity index. However, this behavior slowed down in the longer dives due to the decrease in the increase in temperature with depth, associated with the filtration of some lower temperature aquifer existing in the area.

Therefore, and additionally, it can be concluded according to the thermohydraulic analysis that: by increasing the immersion ratio, as well as the total air injection areas in the nozzles, the velocity of the geothermal water in the riser pipe. of the well is greater, in such a way that the heat loss to the reservoir due to heat transfer is reduced, thus increasing the temperature and consumption of the extracted liquid, increasing the heat extraction, which is what is sought.

Keywords: *airlift* pump, submergence ratios, gas injectors, multiphase flow, entropy generation, heat extraction.

Estructura de la tesis

Capítulo 1. Inicialmente, en este capítulo se presenta información general del proyecto. Incluyendo la motivación, el alto potencial de reservas geotérmicas de mediana y baja entalpías, probables, posibles y probadas, en México. Por otra parte, se habla brevemente de la historia del *airlift*, y aunque fue descubierto hace algunos siglos, el interés en su uso y su desarrollo continúa, lo cual puede confirmarse con la revisión bibliográfica. En varios campos de la industria e investigación tecnológica el sistema de bombeo *airlift* es utilizado en algunos casos con boquillas, algunos otros sin estas, pero además se analiza la inyección de aire de forma, axial y radial. Posteriormente, se muestran los patrones de flujo típicos que se presentan para su descripción en este sistema de bombeo.

Capítulo 2. En el segundo capítulo se presenta un análisis sobre la generación de entropía y el índice de productividad durante la extracción de calor en salmuera geotérmica utilizando un sistema de bombeo *airlift* con boquillas de diferentes áreas totales de inyección de gas. Este estudio se desarrolló a partir de datos obtenidos de un proyecto de campo montado sobre un pozo geotérmico real con una profundidad de 1344 m. De forma general, el modelo de bomba de calor sobre el pozo geotérmico consistió en colocar una tubería de suministro de aire en el interior de un pozo geotérmico de tubos concéntricos, es decir, el pozo además de la tubería de recubrimiento se le colocó otro tubo en el interior quedando de esta manera un pozo con dos tubos concéntricos. La tubería de suministro de aire del sistema *airlift* se colocó en el centro de la tubería interna del pozo, de tal forma que cuando el pozo fluyera lo hiciera por tubo interno y al ser un lazo cerrado, el fluido geotérmico se reinyectaba al pozo por el ánulo entre los dos cilindros. Así, al retornar al pozo lleva una temperatura menor, teniendo una pérdida de calor entre el fluido que sale del pozo y el fluido que regresa al mismo, además, de las pérdidas de calor por las paredes de este. De esta manera, se propuso un modelo de análisis sobre el que se aplicó la segunda ley de termodinámica para determinar la entropía generada (S_{gen}), y se evaluó la transferencia de calor hacia el reservorio geotérmico que se encuentra más frío que la salmuera que se eleva en el interior del *airlift*. Diferentes áreas totales de inyección de aire se utilizaron con algunas de las boquillas utilizadas en el capítulo siguiente. Finalmente, se realiza un análisis termo- hidráulico.

Capítulo 3. En el capítulo tercero, se presenta un estudio experimental, a nivel laboratorio, de un sistema *airlift* anular (tubo concéntrico): en este se trató de visualizar el efecto del diseño de la boquilla de inyección. Primero, los resultados experimentales se comparan con un modelo teórico, mostrando resultados consistentes; se estudia el sistema con números adimensionales encontrando diferencias al aumentar el número de Reynolds debido a la restricción de flujo en la boquilla. Además, se presenta el análisis con imágenes de la cámara de alta velocidad en donde se observan mejores resultados en el flujo *slug*, ya que, al incrementar el flujo de gas, se presenta un flujo inverso en la parte superior de la tubería de elevación en concordancia con el trabajo de Ref. [54]. Posteriormente, se introduce un coeficiente Ca^* para caracterizar el sistema, el cual se encuentra en función de la relación entre el área total de inyección de aire y el área del tubo de inyección; así como de las relaciones de inmersión. Finalmente, con la información obtenida fue posible estudiar el sistema de bombeo *airlift* y concluir que el efecto del diseño de la boquilla sobre la operación del sistema es de importancia sobre la eficiencia debido a que las boquillas con mayores áreas totales de inyección de gas presentaron los mejores resultados en el flujo multifásico de tipo *slug*, en todos los casos, siendo las mayores eficiencias para SR mayores.

Capítulo 4. Por último, en el capítulo cuarto se presentan las conclusiones, habiéndose realizado un análisis termo-hidráulico del sistema de bombeo *airlift* para extracción de salmuera geotérmica a diferentes relaciones de inmersión en el pozo geotérmico Z-3. De igual manera, se obtuvo información experimental de un sistema de bombeo *airlift* en el laboratorio haciendo uso de las mismas boquillas utilizadas en el pozo geotérmico, además de aplicar las mismas relaciones de inmersión a escala y utilizando los mismos diámetros de tubería tanto para la inyección del gas, como para la elevación de la mezcla bifásica hacia la superficie. Se utilizó una cámara de alta velocidad para caracterizar los patrones de flujo que se forman durante la operación y se relacionaron con la generación de entropía e índice de productividad, encontrando mayores rendimientos para la extracción de calor, con las boquillas de mayores área y mayores relaciones de inmersión, asociados al patrón de flujo bifásico *slug*.

Lista de figuras.

Figura 1.1: Sistema de bombeo <i>airlift</i> con inyección de aire concéntrica	4
Figura 1.2: Sistema de bombeo <i>airlift</i> con tubo en U a la izquierda y con tubo ascendente a la derecha.	11
Figura 1.3: Conformación de un sistema de bombeo <i>airlift</i> con inyección de aire externa.	11
Figura 1.4: Representación característica de los regímenes de flujo: (a) flujo tipo <i>Bubbly</i> (b) flujo tipo <i>slug</i> (c) flujo tipo <i>churn</i> (d) flujo tipo <i>anular</i> .	12
Figura 2.1: Terminación de pozo geotérmico Z-3 y secuencia estratigráfica	21
Figura 2.2: Ubicación del pozo geotérmico, en Simirao a 19°53'54" de latitud norte y 100°49'50" de longitud oeste	24
Figura 2.3: Configuración del sistema de bombeo <i>airlift</i> instalado sobre un pozo geotérmico.	25
Figura 2.4: Tubería de reinyección de agua en el pozo Z-3, y al fondo el sistema de bombeo <i>airlift</i> funcionando.	26
Figura 2.5: Tubería de elevación del sistema de bombeo <i>airlift</i> y el sistema de sujeción en la parte superior del pozo Z-3	26
Figura 2.6: Tubería de extracción de salmuera geotérmica en el pozo Z-3 (que hace un recorrido y enseguida regresa para la reinyección).	26
Figura 2.7: El volumen de control (CV) del sistema de transporte aéreo se ve delimitado por las líneas	28
Figura 2.8: Cabezal para inyección del gas en el pozo.	28
Figura 2.9: Inyectores de gas que se instalaron en el extremo inferior del sistema <i>airlift</i> con diferentes áreas totales de inyección.	29
Figura 2.10: Perfil mecánico y termodinámico de la salmuera en el pozo geotérmico.	30
Figura 2.11: El flujo extraído del pozo Z-3	31
Figura 2.12 Muestra los mejores resultados obtenidos en la experimentación con la boquilla con mayor área para inyección de gas (BR130P8MM).	41
La figura 2.13. Discusión de resultados obtenidos en la experimentación con la boquilla de mayor área para inyección de gas (BR130P8MM)	47

Figura 3.1: Configuración experimental para la bomba de transporte aéreo	53
Figura 3.2: Esquema de las tuberías coaxiales (inyección de aire y riser), mostrando la medida del índice de inmersión	54
Figura 3.3: Configuración de boquilla para inyección de aire	55
Figura 3.4: Inyección de aire para diferentes tipos de boquilla	60
Figura 3.5: Patrones de flujo para: a) $Q_a = 2 \text{ m}^3/\text{h}$, b) $Q_a = 6 \text{ m}^3/\text{h}$, c) $Q_a = 8 \text{ m}^3/\text{h}$ y d) $Q_a = 14 \text{ m}^3/\text{h}$. Boquilla R1005	61
Figura 3.6: Patrón de flujo para $Q_a = 2 \text{ m}^3/\text{h}$, para diferentes tiempos.	62
Figura 3.7: Patrón de flujo para $Q_a = 14 \text{ m}^3/\text{h}$ en tiempos posteriores: a) $t = 0$, b) $t = 1,88 \text{ s}$, c) $t = 4,23 \text{ s}$, d) $t = 5,65 \text{ s}$, y e) $t = 10,82 \text{ s}$.	63
Figura 3.8: Flujo volumétrico de líquido extraído en términos de flujo volumétrico	65
Figura 3.9: Eficiencia, η , en términos del número adimensional π_1 para diferentes valores de relación de inmersión $SR=0,80$, $SR=0,85$, $SR=0,90$ y $SR=0,91$	66
Figura 3.10: Eficiencia en términos de π_2 (relación entre fuerzas de presión y flujo. de aire).	67
Figura 3.11: Relación C entre los caudales de líquido experimentales y teóricos, en función del número de Reynolds, Re , para diferentes relaciones de inmersión, SR .	70
Figura 3.12: Coeficiente C^* re-escalado en función del número de Reynolds para diferente relación de inmersión, SR .	71
Figura 3.13: Coeficiente adimensional promediado Ca^* en función de SR .	73
Figura 3.14: π_3 función de la relación de flujo volumétrico (Q_w/Q_a)	74
Figura A1.: Reconocimiento de la revista Journal of Fluids Engineering por la publicación del trabajo: “Experimental Investigation on the Effect of Nozzle Design on <i>Airlift</i> Pump Performance”.	94
Figura A.2: Participación en el XXVII Congreso de la División de Dinámica de Fluidos (2022)	95
Figura A.3: Participación en el LXIV Congreso Nacional de Física (2021).	96

Figura A.4: Participación en el 16 Congreso Nacional de Ciencia e Innovación (2021)	97
Figura A.5: Participación en el XIV Congreso Iberoamericano de Ingeniería Mecánica (2019)	98
Figura A.6: Participación en el XXV Congreso de la Sociedad mexicana de Ingenieros Mecánicos (2019)	99
Figura A.7: Participación en el XV Encuentra de la mujer en la ciencia (2018)	100

Lista de tablas

Tabla 1.1 Trabajos recientes sobre sistemas de bombeo airlift en sistemas geotérmicos y otras aplicaciones	5
Tabla 2.1 Caracterización fisicoquímica de la salmuera geotérmica en el pozo Z-3	22
Tabla 2.2 Estado mecánico del pozo geotérmico Z-3	25
Tabla 2.3 Identificación de las áreas totales de inyección de gas	29
Tabla 2.4 Tasa de incertidumbre combinada UF para los datos experimentales	39
Tabla 2.5 Muestra las propiedades termo-hidráulicas de la experimentación	43
Tabla 3.1 Configuración de boquillas	56
Tabla 3.2 Incertidumbres experimentales para los parámetros adimensionales	58

Nomenclatura

Q_a ; caudal volumétrico de aire (m^3/s).

Q_w ; caudal volumétrico de agua (m^3/s).

ρ_w ; densidad del agua (kg/m^3).

ρ_a ; densidad del aire (kg/m^3).

g ; aceleración de la gravedad $9,81 (m/s^2)$.

S ; relación de deslizamiento.

F ; factor de fricción [60]

k ; parámetro de fricción = $(4fZ) / D$

SR ; relación de inmersión

a b c ; coeficientes adimensionales de la ley de potencias

A ; área de sección transversal de la tubería de elevación (m^2).

A_N ; área total de inyección (activa) de la boquilla (m^2).

ΔP ; diferencia de presión ($Kg. f/cm^2$).

h ; distancia desde el punto de inyección a la superficie del líquido (m).

Z ; distancia desde el punto de inyección de aire hasta la extracción de líquido (m).

D ; diámetro del elevador (m).

β ; relación entre el área total de la tubería de entrada de aire y el área de perforaciones activas.

E/D ; rugosidad relativa de la pared interna de la tubería.

L_s ; longitud desde la parte inferior del tubo ascendente hasta el nivel de salmuera, en (m)

L_g ; longitud desde la parte inferior del tubo ascendente, hasta el punto de inyección de aire, en (m)

l ; longitud total del tubo de elevación de la mezcla líquido-gas, en (m)

q_{br} ; flujo de calor transferido en el volumen de control por unidad de tiempo, en $(kW)_{th}$

\bar{Q}_k ; flujo de calor transferido en el volumen de control por unidad de tiempo, en $(kW)_{th}$

\bar{Q}_a ; flujo de calor transferido en el volumen de control por unidad de tiempo, en $(kW)_{th}$

q_{vc} ; flujo de calor transferido desde el tubo ascendente al contador. Aire actualmente inyectado por unidad de tiempo, en $(kW)_{th}$.

Q_{vc2} ; flujo de calor transferido en el volumen de control por unidad de tiempo, en $(kW)_{th}$

q_{br} ; flujo de calor transferido en el volumen de control por unidad de tiempo, en $(kW)_{t\acute{e}rminos}$

g ; aceleración de la gravedad, en (m/s^2)

$T_{b,e}$; temperatura de la salmuera a la salida del sistema, en (K).

$T_{b,i}$; temperatura de la salmuera en la entrada del sistema, en (K).

y ; relación masa aire/salmuera, adimensional

$T_{b,i}$; temperatura a la que la salmuera llega al punto de inyección de aire.

T_b ; temperatura a la que permanece la mezcla l-g

A_o ; área de superficie del tubo exterior por la que se pierde calor. (m^2)

ϵ ; emisividad

T_{sav} ; temperatura media de la superficie exterior del tubo vertical.

$T_{a,i}$; temperatura del aire en la entrada del sistema, en (K).

$T_{a,e}$; temperatura del aire a la salida del sistema, en (K).

C_b ; calor específico de la salmuera, en $(J/kg \text{ } ^\circ C)$

C_{pa} ; calor específico del aire, en $(J/kg \text{ } ^\circ C)$

$Z_{a,i}$; nivel de aire de referencia en el punto de inyección en el sistema, en (m).

$Z_{a,e}$; nivel de aire de referencia a la salida del sistema, en (m)

$Z_{b,i}$; nivel de referencia de salmuera a la entrada del sistema, en (m)

$Z_{b,e}$; nivel de aire de referencia en la salida del sistema, en (m)

$V_{b,i}$; velocidad de la salmuera a la entrada del sistema, en (m/s).

$V_{b,e}$; velocidad de la salmuera a la salida del sistema, en (m/s)

$V_{a,i}$; velocidad del aire a la entrada del sistema, en (m/s).

$V_{a,e}$; velocidad del aire a la salida del sistema, en (m/s).

$P_{a,i}$; presión absoluta del aire a la entrada del sistema, en (KPa)

$P_{a,e}$; presión de aire absoluta en la salida del sistema, en (KPa)

P_o ; presión en estado muerto, en (KPa)

T_o ; temperatura en estado muerto, en (K)

S_{gen} ; entropía de generación, en (kW/K)

$\dot{m}_{a,e}$; flujo másico de aire a la salida del sistema (kg/s)

$\dot{m}_{b,e}$; flujo másico de salmuera a la salida del sistema (kg/s)

$\dot{m}_{a,i}$; flujo másico de aire en la entrada del sistema (kg/s)

$\dot{m}_{b,i}$; flujo másico de salmuera en la entrada del sistema (kg/s)

T_{sx} ; temperatura local de la superficie exterior de la tubería, en (K).

T_{asurr} ; temperatura del entorno del reservorio, en (K).

CAPÍTULO 1

Introducción

Contenido Capítulo 1.

1.1 Motivación	3
1.2 Descripción e historia del airlift	4
1.3 Revisión bibliográfica sobre el uso del sistema de bombeo airlift para fluidos geotérmicos	6
1.4 Revisión bibliográfica sobre el uso del sistema de bombeo airlift en general	8
1.5 Configuraciones del airlift e inyección del gas	10
1.6 Tipos de regímenes de flujo	12
1.7 Objetivos	13
1.8 Hipótesis	13
1.9 Aportaciones	14

1.1 Motivación

En nuestro planeta la actividad humana para lograr la supervivencia y bienestar demanda un uso creciente de energía y debido a la capacidad reducida del cuerpo humano para realizar trabajo, se ha buscado la ayuda de fuentes externas de energía que permitan cubrir esta necesidad. Desde que la humanidad descubrió la manera de aprovechar la biomasa en la antigüedad y los combustibles fósiles en tiempos modernos, se han provocado efectos en el medio ambiente que ya se padecen en la actualidad. Los combustibles fósiles en el año 2010 representaban un 80.6 % del consumo mundial de energía, reportado por la Secretaría de Energía en México [1]. Con la problemática de que su combustión está contribuyendo a el cambio climático que resulta en desastres naturales causados en las últimas décadas y con bajas eficiencias en el aprovechamiento de la energía procedente de combustibles fósiles, por mencionar las eficiencias para el automóvil menores al 30 % y para las centrales termoeléctricas que transforman la energía química de los derivados del petróleo en energía eléctrica con rendimientos entre el 30 y 35 %.

El uso de las energías renovables va en aumento a escala global, el potencial energético que representan las hace factibles de manera técnica y económica para utilizar un flujo neto de energía procedente del viento, radiación solar, la fuerza del agua, calor geotérmico, entre otros recursos limpios, para dejar de consumir paulatinamente los combustibles fósiles convencionales que se agotan y generan emisiones de CO₂.

En México se utilizan recursos geotérmicos de alta entalpía para la generación de electricidad, sin embargo, existe una reserva geotérmica de media y baja temperatura en el centro del país y en el norte con temperaturas promedio de 125 y 135 °C, con un potencial estimado de aprovechamiento de 31,498 MWe y 14,317 MWe, respectivamente (Gobierno de México, 2015) [1].

Ante esta situación, el aprovechamiento del recurso geotérmico para generación de energía representa una fuente de energía renovable de alta importancia. Sin embargo, en la mayoría de los casos, los sistemas geotérmicos con estas temperaturas, al momento de perforar para aprovechar el potencial energético, no fluyen de manera natural, por lo que

es necesario buscar tecnologías o técnicas que permitan disponer del recurso geotérmico en superficie.

Es por esto que en particular la búsqueda de alternativas como el sistema de bombeo *airlift* para la extracción de salmuera geotérmica es relevante ya que este recurso es muy abundante y poco aprovechado respecto a su potencial.

1.2 Descripción e historia del *airlift*

Un *airlift pump*, sistema de transporte aéreo, es un dispositivo comúnmente utilizado para elevar líquidos o mezclas de líquidos y sólidos (mayormente líquidos) a través de una tubería vertical parcialmente sumergida en un líquido, por medio de aire comprimido introducido a través de una tubería cerca del extremo inferior [2]. La elevación de la mezcla se genera derivado de la diferencia de presión creada al suministrar el aire a una presión tal que debe vencer tanto la columna de agua estática como dinámica y la reducción de la densidad del agua al crear la mezcla bifásica líquido-gas (ver Figura 1.1). Es importante destacar que: el transporte aéreo es simple, de bajo costo y requiere poco espacio o mantenimiento adicional, sin partes móviles [3,4,5,6,].

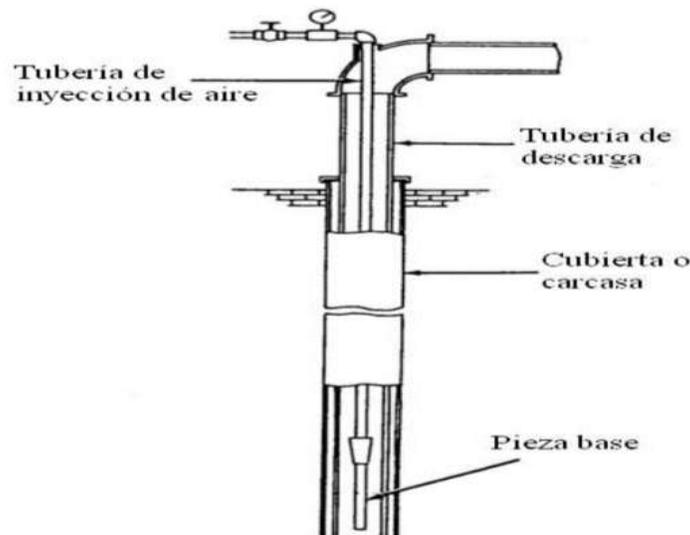


Figura 1.1: Sistema de bombeo *airlift* con inyección de aire concéntrico.

El concepto de *airlift pump* fue descubierto por un Ingeniero Alemán en la industria de la minería llamado Carl E. Loescher en 1797 donde él encontró esta útil forma de bombeo en pozos [7]. En 1846 se utilizó en los campos petroleros en Pensilvania, Estados Unidos de América. Sin embargo, el estudio del sistema de bombeo *airlift* continúa siendo de interés. En la tabla 1.1 se muestran algunos estudios recientes en las áreas de hidrodinámica, fluidodinámica, imagenología, oceanografía, geotérmica y termodinámica.

Tabla 1.1 Trabajos recientes sobre sistemas de bombeo *airlift* en general y en sistemas geotérmicos.

Año	Autores	Tipo de estudio	Área de aplicación
2024	Gutierrez, J; et al. [73]	Estudio experimental de un sistema de transporte aéreo anular (tubo concéntrico): efecto del diseño de la boquilla de inyección.	Hidrodinámica
2021	Choi, K. H; et al. [14]	Predicción de retención de gas en varios tipos de reactores <i>airlift</i>	Hidrodinámica
2020	Zuo, J; et al [37]	Estudio experimental sobre las características hidráulicas de una bomba elevadora neumática.	Fluidodinámica
2020	Ligus, G; et al [38]	Un nuevo método para seleccionar la eficiencia óptima de la bomba de transporte aéreo con relaciones de inmersión bajas mediante el uso de análisis de imágenes.	Imagenología
2020	Wang, Z; et al [55]	Investigación de la estructura interna del flujo gas-líquido en bombas de transporte aéreo.	Imagenología
2019	Pan, Y; et al [19]	Una prueba en el mar del concepto de elevación artificial con <i>airlift</i> de surgencias artificiales en el mar de China Oriental.	Oceanografía
2018	Quiang, Y; et al [44]	Efectos de los parámetros operativos y el método de inyección sobre el desempeño de un afloramiento artificial mediante el uso de una bomba de transporte aéreo.	Oceanografía

2017	Baujard, C; et al [5]	Caracterización hidrotermal de los pozos GRT-1 y GRT-2 en Rittershoffen, Francia: implicaciones para la comprensión de los sistemas de flujo natural en el Rin Graben.	Geotermia
2017	Ouelasti, A: et al [40]	El efecto de la temperatura del líquido en el rendimiento de una bomba de transporte aéreo.	Termodinámica
2016	Lund, J. [21]	Utilización directa de la energía geotérmica.	Geotermia
2016	Ahmed, W.H; et al [39]	Métodos de inyección de aire: la clave para un mejor rendimiento de las bombas de transporte aéreo.	Fluidodinámica
2015	Fisch, H; et al [6]	Pruebas hidráulicas y caracterización de yacimientos de baja entalpia del sitio de Taufkirchen en la cuenca bávara de Molasse, Alemania.	Geotermia
2011	Julia, J. E; et al [53]	Criterios de transición del régimen de flujo para flujo de dos fases en un espacio anular vertical.	Fluidodinámica
2011	Hanafizadeh, P; et al [26]	Análisis de exergía de sistemas de transporte aéreo: enfoque experimental.	Termodinámica

1.3 Revisión bibliográfica sobre el uso del sistema de bombeo *airlift* y para fluidos geotérmicos.

Los sistemas de transporte aéreo, *airlift*, tienen amplias aplicaciones, como el bombeo de fluidos corrosivos o tóxicos [3,8,9], bombeo de petróleo en pozos débiles [10], aireación de tanques y reactores [11,12,13], biorreactores [14], refrigeración por adsorción [15], acuicultura [16], aplicaciones médicas [17], así como ciencias ecológicas, cuando se aplican al afloramiento artificial de algas oceánicas [18,19], y tecnología de perforación en pozos geotérmicos ultra profundos [20]. Finalmente, la tecnología *airlift* ha sido utilizada en el campo de la energía e ingeniería geotérmica [21,22].

Es conocido que, se puede generar electricidad a partir de recursos geotérmicos de media y baja entalpía utilizando algunas tecnologías [23]. Para la extracción de salmuera se requieren bombas de fondo de pozo, especialmente en sistemas de uso directo a gran escala. Los dos tipos más comunes son: bombas de eje lineal o vertical y bombas sumergibles. En aplicaciones geotérmicas convencionales, las bombas de eje lineal se prefieren a las bombas sumergibles por dos razones principales: El menor costo de la bomba de eje lineal, porque tiene un historial comprobado [24]. Sin embargo, presentan fallas técnicas y operativas relacionadas con la abrasión y la corrosión. Lo cual requiere un mantenimiento con cierta periodicidad, lo que provoca tiempos de inactividad. Tal es el caso de una central eléctrica en Soultz, Francia, equipada con una bomba de eje lineal que fue retirada siete veces entre 2008 y 2015 [22]. Por su parte, las bombas sumergibles son requeridas para profundidades mayores a 250 m [24], con la desventaja de que estas bombas normalmente solo pueden trabajar con valores bajos de entalpía líquida y temperaturas de hasta 120 °C [25]. En la literatura, una técnica muy utilizada en la extracción de petróleo es la llamada bomba de transporte neumático o puente aéreo [26], también se ha utilizado para la extracción de salmuera geotérmica, donde el fluido extraído se reinyecta a un segundo pozo llamado inyector.

En Taufkirchen, en la cuenca bávara de Molasse, Alemania, se llevaron a cabo pruebas preliminares utilizando la técnica de producción de puente aéreo [6]. En Rittershoffen, Francia, se realizaron pruebas de caracterización hidrotermal en los pozos GRT1 y 2. Dentro del pozo GRT-1, de 2580 m de profundidad, se realizó inyección de aire con puente aéreo a 300 m y 500 m de profundidad, con un récord de máxima temperaturas de 157 y 158 °C respectivamente. El índice de productividad del pozo podría estimarse en 0,45 l/s/bar [5].

Por otro lado, en las pruebas hidráulicas y caracterización del yacimiento del sitio de Taufkirchen en la cuenca bávara de Molasse, en Alemania, se llevaron a cabo pruebas preliminares y limpieza con puente aéreo [6]. También, ha sido utilizado: para evaluar el rendimiento y la estabilidad del bombeo aéreo considerando la expansión de las burbujas [27].

1.4 Revisión bibliográfica sobre el uso del sistema de bombeo *airlift* en general

En el área de la medicina, se utilizaron en el almacenamiento de perfusión cardíaca para transfusión [17].

Asimismo, se ha utilizado para:

- Describir la relación entre la velocidad superficial del gas y la velocidad de circulación del líquido, con las ecuaciones teóricas para reactores de bucle tipo *airlift* [28]
- Evaluar el efecto del diámetro del tubo (< 25 mm) en el rendimiento de la bomba de transporte aéreo, considerando la tensión superficial sobre la velocidad de la burbuja y una relación de inmersión [29]
- Simular bombas de transporte aéreo utilizando diferentes correlaciones [30]
- Predecir el gradiente de presión para el flujo de *slug* y para estudiar el desempeño del sistema de bombeo de puente aéreo mediante parámetros variables [31]
- El análisis de un sistema de flujo aéreo trifásico utilizando un pseudo-líquido compuesto por líquido y fase sólida [32].
- Simulación numérica de una bomba de transporte de aire para pozo de aguas profundas [33].
- Estudiar la aplicación del bombeo aéreo en ciclos de refrigeración por absorción, donde este sistema de bombeo dependía en gran medida de la relación de inmersión [15].
- Comprender el mecanismo de mejora del rendimiento con una investigación hidrodinámica utilizando un tubo de elevación cónico [34].
- Medir el rendimiento y régimen de transición del bombeo de puente aéreo donde se utilizó la velocidad superficial del gas y el líquido de la superficie como coordenadas del mapa [35].
- Desarrollar un nuevo enfoque físico numérico para simular un flujo de dos fases en el tubo ascendente de la bomba de transporte aéreo [36].
- Evaluar en geoingeniería la logística del despliegue en el mar y la durabilidad de los equipos en condiciones hidrodinámicas extremadamente complejas [190].

- Aflorar de manera artificial agua del océano [18].
- Evaluar la influencia de diferentes modos de entrada de aire y diámetros de tuberías de elevación en el rendimiento de un bombeo de puente aéreo, donde los resultados mostraron que en el bombeo la eficiencia disminuyó con áreas de entrada más pequeñas en las boquillas y, las diferentes distribuciones de disparos no tuvieron una influencia significativa en el caudal de líquido y la eficiencia de bombeo no fue significativa [37].
- Desarrollar un método para seleccionar el régimen operativo óptimo de bombeo de transporte aéreo, que proporcione estabilidad y eficiencia del transporte de líquidos, además del cual se puede aplicar para determinar la correlación entre la eficiencia total de elevación y el flujo de gas requerido [38].
- Evaluar los diferentes modos de inyección de aire constante y pulsante, donde los resultados demostraron que el rendimiento de las bombas *airlift* depende del diseño del inyector de aire y de la dinámica del método de inyección, donde los mejores resultados se obtuvieron con ambos modos de inyección axial y dual pulsante atribuidos a la disminución del flujo inverso de agua en la tubería de subida [39].
- Estudiar el efecto de la temperatura del líquido en el rendimiento del puente aéreo, donde se obtiene un alto valor de eficiencia a un valor de flujo de gas bajo a una relación de inmersión y temperatura alta [40].
- Modelar una bomba de transporte aéreo, mediante el cálculo de la generación de entropía y análisis exegético, a diferentes relaciones de inmersión y regímenes de flujo, donde los resultados demostraron que la generación de entropía era menor en el régimen de tipo slug con una tasa de inyección baja de flujo de aire volumétrico [26].

Con base en la revisión de la literatura, ningún estudio disponible consideró el efecto de la temperatura del líquido presurizado en un pozo geotérmico para un sistema no adiabático, las relaciones de inmersión, el diseño de las boquillas con distintas áreas totales de inyección y el modo de inyección del aire; para determinar la generación de entropía y el índice de productividad con el sistema de bombeo *airlift*.

Con los sistemas de bombeo mecánico y aéreo o *airlift*, el objetivo es obtener los mayores caudales volumétricos posibles de líquido y temperaturas en la superficie, para lo cual las propiedades termodinámicas se evalúan en función de la presión y la temperatura [41].

Aunque un sistema geotérmico puede operar de manera continua durante todo el año, existen aquellos que presentan media y baja entalpía, y que requieren del uso de tecnologías que permitan extraer la salmuera hacia la superficie, y es ahí donde toma relevancia el presente trabajo. Además, el excedente de energía eléctrica producida no se puede almacenar completamente ante la falta de baterías suficientes en el mundo hoy en día, por lo que se busca transformarla a otro tipo de energía como puede ser: energía química, térmica y/o mecánica, para su posterior uso. Una de varias opciones de transformación a energía mecánica consiste en comprimir gases para su almacenamiento [43]. Posteriormente, estos gases podrían aprovecharse con un sistema de bombeo aéreo *airlift* para la extracción de salmuera geotérmica para calefacción, generación de energía eléctrica u otras aplicaciones.

1.5 Configuraciones del *airlift* e inyección del gas

Se pueden utilizar diferentes tipos de tubos ascendentes, como un tubo ascendente sumergido [44]; o un tubo en U [40] (ver Figura 1.2). La selección depende principalmente de la configuración de entrada de líquido. La inyección de aire se puede realizar a través de boquillas axiales [37], radialmente con una camisa de aire alrededor del tubo ascendente [11,46,47]; a través de una boquilla giratoria [39], o utilizando una unión en T [31,47]. También se han estudiado otras formas de inyección de aire, como el régimen pulsante [39]. Hay muchos aspectos diferentes que tienen efecto en la eficiencia, como el efecto de la temperatura del líquido [40], o la relación longitud-diámetro de la tubería [7,48,49].



Figura 1.2: Sistema de bombeo *airlift* con tubo en U a la izquierda y con tubo ascendente a la derecha.

Un sistema de bombeo airlift está conformado por: un compresor que suministra el aire, una tubería de inyección del gas, y una tubería de elevación de la mezcla para su descarga en la superficie, (ver Figura 1.3).

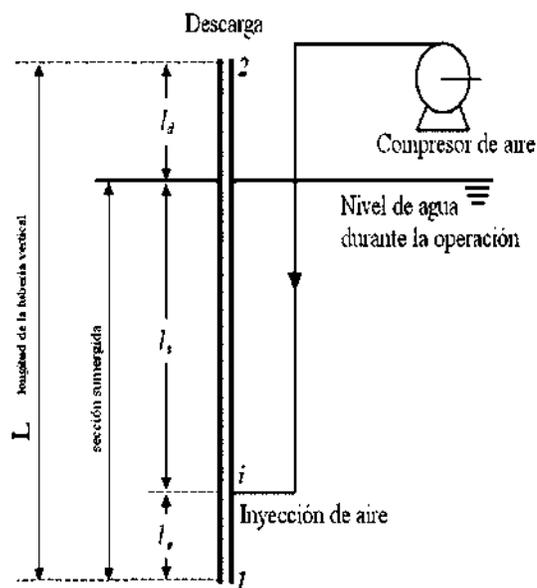


Figura 1.3: Conformación de un sistema de bombeo *airlift* con inyección de aire externa.

1.6 Tipos de regímenes de flujo

La mezcla gas-líquido en el interior del *riser* o tubería de elevación puede adoptar cuatro regímenes de flujo diferentes tanto para tubos circulares [51], como para geometría anular [52,53]: a). bubbly, b). slug, c). churn y d). anular. El régimen observado depende principalmente de las velocidades de fase, así como de las dimensiones y geometría del riser, ver (Figura 1.4). En general, el flujo burbujeante no tiene suficiente impulso para provocar que el líquido suba. Los regímenes de slug y churn presentan mejores eficiencias [3,50], porque las burbujas grandes actúan como pistones neumáticos que se elevan a través de la tubería. El flujo anular tiene una eficiencia menor que el flujo de slug o el de agitación debido al efecto de tensión de corte de la interfaz aire-agua. Las transiciones entre regímenes se han estudiado utilizando procesamiento de imágenes avanzado [38], sondas de conductividad [54], y velocimetría láser Doppler [55]. Además, se ha estudiado el flujo *slug* utilizando PIV [47] dadas las eficiencias relativamente grandes reportadas para este régimen.

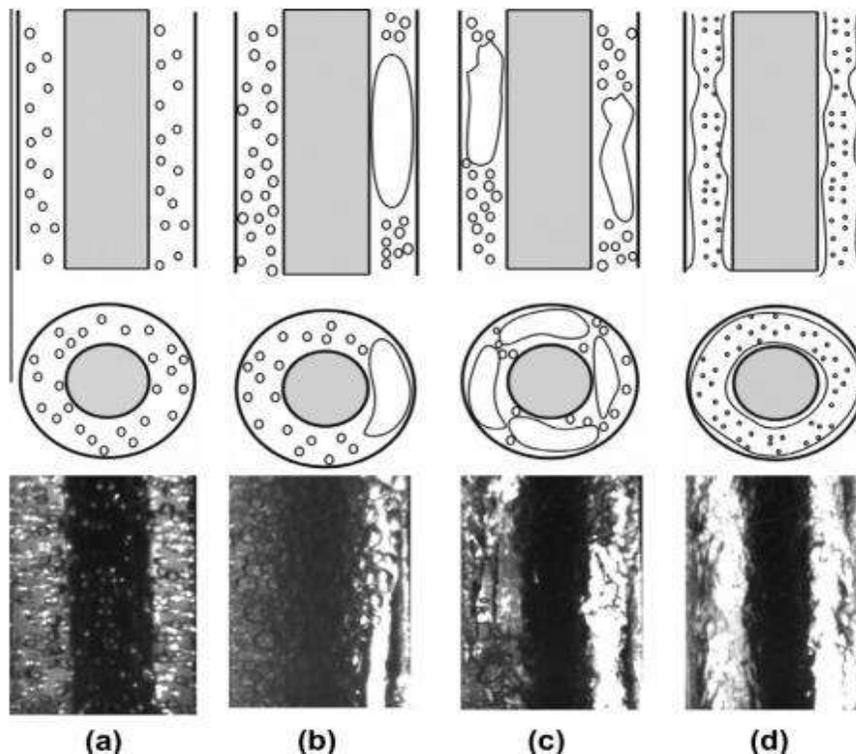


Figura 1.4: Representación característica de los regímenes de flujo: (a) flujo tipo Bubbly (b) flujo tipo slug (c) flujo tipo churn (d) flujo tipo anular.

1.7 Objetivos

Objetivo Generales

Caracterizar el efecto de las variables termo hidráulicas en un pozo geotérmico de media temperatura, sobre la extracción de calor utilizando un sistema *airlift*.

Objetivos Específicos

- Identificar el estado mecánico de un pozo geotérmico.
- Caracterizar termodinámicamente el pozo geotérmico donde se instalará el sistema *airlift*.
- Instalar el sistema *airlift* en el pozo geotérmico.
- Llevar a cabo la extracción de calor en el pozo geotérmico, utilizando el sistema *airlift* y caracterizar las condiciones operativas
- Determinar en forma experimental la funcionalidad de la extracción de calor utilizando el sistema *airlift*.
- Evaluar el funcionamiento del sistema y efecto de las siguientes condiciones: diferentes profundidades, diseño de las boquillas y flujo de aire de entrada sobre la extracción de calor.
- Desarrollar un modelo matemático que relacione la extracción de calor y las variables de operación en el sistema.

1.8 Hipótesis

El sistema basado en el uso de *airlift* es viable para la extracción de calor en pozos geotérmicos a profundidades someras. Su implementación en un pozo geotérmico de media temperatura permitirá determinar las condiciones de aprovechamiento energético como lo es caudal y calor mediante variables como profundidad, diámetros de tuberías, caudales de aire y tipo de boquillas.

1.9 Aportaciones

Aportaciones

- Se mejora la extracción de calor de la salmuera geotérmica, de manera experimental utilizando *airlift* a mayores relaciones de inmersión, y con el uso de boquillas con mayores áreas de inyección de gas.
- Se cubre un vacío de información referente al calor extraído de un pozo geotérmico utilizando un sistema de bombeo *airlift*; la generación de entropía, el índice de productividad y el calor transferido con el reservorio geotérmico, en función de diferentes relaciones de inmersión y áreas totales para inyección de gas con las boquillas y sus configuraciones axial y radial.
- Se caracteriza el sistema de bombeo *airlift* en términos de la boquilla para inyección del gas, utilizando configuraciones radiales como axiales (con diferente número de perforaciones, diámetros de perforación y carcasa de extremo abierto sin boquilla), variando el área total de inyección, así como los parámetros de diseño experimental, como los caudales de gas inyectado, y las relaciones de inmersión.
- Se analiza extracción de flujo bifásico líquido-gas, en función de los regímenes de flujo observados; flujo bubbly, slug y slug-churn para caudales de gas volumétricos bajos y altos, respectivamente.

CAPÍTULO 2

Análisis de generación de entropía y productividad mediante el uso de (*airlift*) y diferentes inyectoros para extraer calor de un pozo geotérmico.

Contenido Capítulo 2.

2.1 Descripción general del proyecto	17
2.2 Entornos geológicos y geotérmicos regionales	18
2.3 El área geológica de Morelia	19
2.4 Descripción general del pozo Z-3	20
2.4.1 Temperatura y composición del agua	21
2.4.2 Medición térmica y mecánica en el pozo Z-3	23
2.5 Descripción del sistema	23
2.5.1 Método y diseño experimental	24
2.5.2 Procedimiento experimental	25
2.5.2.1 Profundidades a las que se realizó la inyección del gas	27
2.5.2.2 Boquillas utilizadas para inyección del gas	28
2.5.3 Análisis termodinámico para determinar S_{gen}	29
2.6 Prueba hidráulica del reservorio	31
2.6.1 Pruebas de producción en el Pozo Z-3	31
2.7 Propiedades termodinámicas, transferencia de calor, y S_{gen}	32
2.7.1 Propiedades termodinámicas	32
2.7.2 Transferencia de calor y S_{gen}	33
2.8 Incertidumbre combinada	38
2.9 Resultados y Discusión	39
2.9.1 Resultados	40
2.9.2 Discusión	42
2.10 Conclusiones	49

2.1 Descripción general del proyecto

El CeMIE-Geo (Centro Mexicano de Innovación en Energía-Geotérmica) se puede considerar como el centro de conocimiento unificado sobre energía geotérmica más importante de México, para contribuir al fortalecimiento de la industria geotérmica. Su objetivo general fue establecer una alianza academia-industria para promover el desarrollo y la innovación en energía geotérmica, la formación de recursos humanos especializados y el fortalecimiento de infraestructura y laboratorios especializados.

En el marco del proyecto CeMIE-Geo, se desarrollaron tecnologías para la perforación y el aprovechamiento de recursos geotérmicos de media y baja entalpía en algunos de sus proyectos. Además, se trabajó en pozos ya perforados, que corresponde al caso del presente trabajo. Un pozo trabajado en los proyectos del CeMIE-Geo, corresponde al pozo Z-3, localizado en el campo geotérmico de Araró, cerca de la comunidad de San Nicolás Simirao Municipio de Zinapécuaro Mich; Mex. Dicho sistema está diseñado para extraer agua caliente a 135 °C y entregar un flujo de calor de 2 MW térmicos a una planta prototipo de generación eléctrica híbrida (solar-geotérmica) perteneciente a la UMSNH.

El proyecto se inició en 2014 como parte de la cartera de proyectos CeMIE-Geo que concluyó en 2019, el cual contribuyó a mejorar el acceso a una energía limpia, renovable y fuente constante de energía. Posteriormente, se continuaron realizando estudios con los recursos materiales e infraestructura que fueron adquiridos.

Araró es un sistema geotérmico, que forma parte del Cinturón Volcánico Transmexicano (TMVB) desarrollado dentro de un entorno tectónico extensional resultante de la subducción de las placas Rivera y Cocos debajo de la Placa Norteamericana, fue explorado por la Comisión Federal de Electricidad (CFE) de 1976 a 1981 y de 1989 a 1991. En el segundo período se llevaron a cabo nuevos estudios geológicos, geofísicos y geoquímicos, incluyendo el pozo de exploración profunda (Z-3) ubicado dentro del área de Simirao. Este pozo fue programado para alcanzar una profundidad de 2000 m, pero se terminó a 1344 m de profundidad debido a las bajas temperaturas medidas [56].

Para el desarrollo del proyecto del CeMIE-Geo, 2014-2019, debido a las reformas en políticas energéticas nacionales, no se obtuvo el permiso para perforar un segundo pozo de inyección del fluido geotérmico al yacimiento, por lo que la alternativa que se determinó

para desarrollar el proyecto fue reinyectar el fluido en el mismo pozo por la parte exterior del tubo ascendente para poder realizar los trabajos de campo. La prueba de circulación se realizó durante agosto-septiembre de 2019.

2.2 Entornos geológicos y geotérmicos regionales

El pozo geotérmico Z-3 se encuentra ubicado en la zona geotérmica de Araró, cerca de la comunidad de San Nicolás Simirao Municipio de Zinapécuaro Michoacán, México. La principal zona de aguas termales, conocida como Simirao, se encuentra a $19^{\circ}53'54''$ de Latitud Norte y $100^{\circ}49'50''$ de Longitud Oeste. Las aguas termales se encuentran en las proximidades del pueblo de San Nicolás Simirao [57]. El pozo geotérmico Z-3 se encuentra ubicado alrededor 40 km al noreste de la ciudad de Morelia y forma parte de la Faja Volcánica Mexicana (Parte Central de México), 20 km al oeste del campo geotérmico Los Azufres (planta de energía geotérmica operativa de 242 MW) en Hidalgo Michoacán, [58,59]. En resumen, el sitio se encuentra dentro de una depresión tectónica de dirección general este-oeste conocida como Graben Cuitzeo-Maravatío, la cual forma parte de la Faja Volcánica Mexicana, en la parte central de México. [56,58,59].

Las fallas más relevantes, conocidas como la Falla Huingo y la Falla Araró-Simirao, presentan esa misma dirección y actúan como conductos para el movimiento de fluidos hidrotermales, con temperaturas superficiales entre 31 y 98°C. La actividad volcánica más reciente está representada por lavas y conos cineríticos de composición andesítica y basáltica, con edades entre 0,6 y 0,7 millones de años, pero también emergen domos y lavas riolíticas y tobas riolíticas con intercalaciones de flujos piroclásticos con edades entre 0,9 y 1,6 millones de años. En la zona existen manantiales termales con zonas de escape y alteración de gases, agrupados en varias áreas, de las cuales la más importante es la conocida como San Nicolás Simirao (48-99°C en una superficie de 10 hectáreas) [59].

La CFE ha realizado estudios geológicos, geoquímicos y geofísicos detallados, tanto en la zona de mayor interés como en otras cercanas a ella. En el pozo denominado Z-3 se registró una temperatura de fondo de 101°C, con una máxima de 135°C a 550 metros de profundidad. La mineralogía hidrotermal revela temperaturas que en el pasado debieron estar entre 250 y 300°C, mientras que los estudios de inclusiones fluidas indican paleo temperaturas entre 218 y 247°C. Se considera que el yacimiento geotérmico estaría

contenido en una secuencia de rocas andesíticas más antiguas que las que emergen en la periferia, de probable edad del Mioceno y similares a las que albergan los fluidos en el campo Los Azufres, las cuales presentan una fuerte fracturación [56,59].

Una posible explicación a esto es que el sistema geotérmico de Araró se ha ido enfriando con el tiempo, debido a procesos de autosellado que probablemente se han alternado con procesos de hidro fracturación, como lo indican las brechas hidrotermales. Bajo ese supuesto, es probable que hace algún tiempo en Araró (especialmente en la zona de Simirao) se presentara una temperatura alta (250°C o más) a poca profundidad (alrededor de 300 metros), como lo sugieren epidota, anfíbol y talco. Después de un proceso de autosellado, esta alta temperatura se profundizó hasta profundidades de alrededor de 1.000 metros, como parecen indicar las inclusiones de líquido. Por ahora, una temperatura similar existiría a profundidades mayores (al menos a 1344 metros, quizás más de 2000 metros), como lo sugería la geo termometría de fluidos y gases [56].

2.3 El área geológica de Morelia

Las rocas volcánicas del Oligoceno y edades más jóvenes ampliamente expuestas en el centro de México generalmente se refieren a dos arcos volcánicos principales, la Sierra Madre Occidental (SMO) y el Cinturón Volcánico Mexicano (MVB) [59]. La estructura del MVB entre Guadalajara y Ciudad de México está dominada por fallas normales laterales izquierdas de E-O a ENE que se desarrollaron principalmente entre finales del Mioceno medio y el Cuaternario. Estas fallas ocurren en tres áreas. Una de estas fallas se desarrolla en el sureste alrededor del lago Cuitzeo y Morelia desde el Mioceno posterior al temprano. El movimiento extensional aún está activo en la parte oriental del sector [60].

La historia tectónica de la zona de Morelia se asemeja a la del rift de Chapala. Dominan las fallas principales de E-W a ENE como resultado de una complicada evolución tectónica. Los movimientos de falla más antiguos fueron de tipo transcurrente lateral izquierdo, seguidos por movimientos laterales izquierdos normales y, posteriormente, por movimientos normales [59]. En realidad, el movimiento extensional aún está activo en la parte oriental del sector [61] como marcan los indicadores geológicos y morfotectónicos a

lo largo de la falla de Venta de Bravo y el graben de Acambay (a unos 120 km al este de Morelia).

El área se ubica dentro de una depresión tectónica de dirección general este-oeste, conocida como Graben de Cuitzeo Maravatío, la cual parece ser parte de una trinchera tectónica más grande que se extiende desde Chapala, Jalisco, hasta Tepetongo, México. Las fallas más relevantes, conocidas como la Falla Huingo y la Falla Araró-Simirao, presentan esa misma dirección y actúan como conductos para el movimiento de fluidos hidrotermales [59].

2.4 Descripción general del pozo Z-3

Según las rocas excavadas en el pozo Z-3 en el subsuelo de Araró, existe una fina capa (~3 metros) de un depósito de sinterización que incluye sedimentos lacustres con diatomeas, junto con algunos clastos andesíticos provenientes de profundidad y probablemente debidos a procesos con explosiones hidrotermales. Esto parece indicar una antigua descarga superficial del sistema. Debajo del sinterizado se encuentran alrededor de 33 metros de tobas de caída de aire depositadas en un ambiente lacustre, pertenecientes a la unidad superficial Qal, de edad Plioceno-Pleistoceno. Estas tobas están constituidas por clastos de ceniza y lapilli de plagioclasa, biotita y piedra pómez. A partir de los 36m de profundidad se encuentran rocas intermedias y básicas representadas por andesitas y basaltos, y en un intervalo rocas piroclásticas (tobas líticas y vítreas). Todas estas rocas fueron agrupadas como pertenecientes a la unidad superficial Tpa, no existiendo afloramientos en el pozo Z-3 se observaron varios intervalos con brechas hidrotermales [56]. Los minerales de alteración hidrotermal corresponden a sistemas donde el cloruro de sodio de fluidos geotérmicos calientes de pH casi neutro, ha interactuado con la roca huésped. Incluyen minerales arcillosos (esmeclita-illita e illita), calcita, cuarzo (como cripto y microcristalino) y cantidades menores de cloritas (penninita a poca profundidad), epidota (que reemplaza a las plagioclasas y augita) y pirita (formada a partir de epidota y a menudo parcialmente alterado a hematita). Minerales aún más escasos son las zeolitas (laumontita), anfíboles y talco, que se muestran sólo a poca profundidad y hacia el fondo del pozo (1340 metros) [56].

En la Figura 2.1, se muestran las características mecánicas y estratigráficas del pozo Z-3.

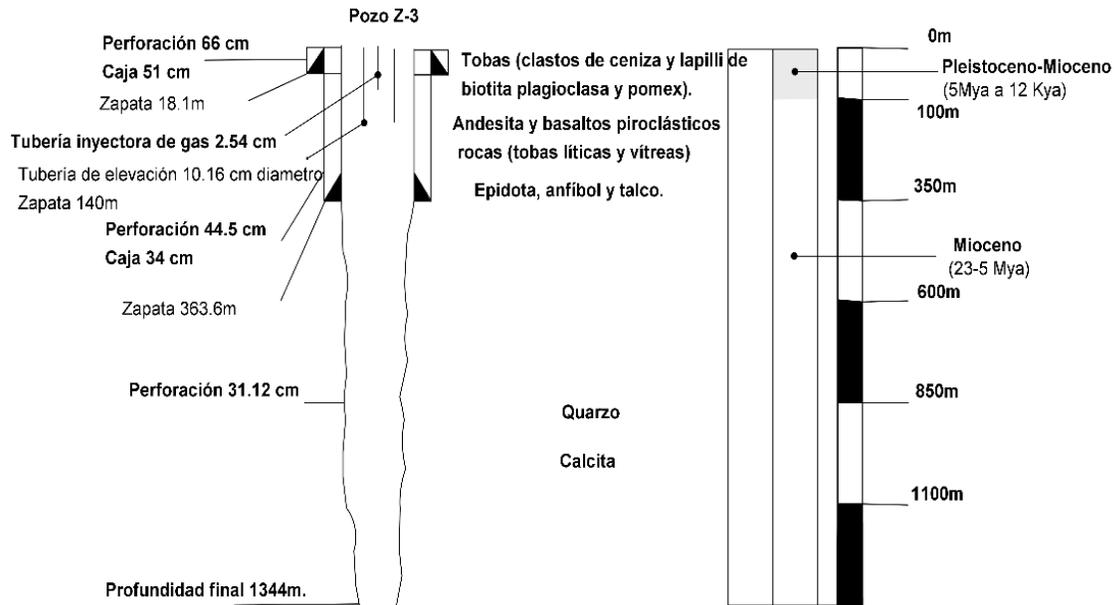


Figura 2.1: Terminación de pozo geotérmico Z-3 y secuencia estratigráfica.

2.4.1 Temperatura y composición del agua.

Se analizó el agua producida por el pozo Z-3. Es del tipo cloruro de sodio con 2740 ppm de sólidos disueltos totales, 1064 ppm de cloruros, más de 70 ppm de boro y alrededor de 0-1 ppm de magnesio. Esta composición es ligeramente superior a la composición media de las aguas termales superficiales. Se considera que esto es así porque el agua del pozo procedía de una parte más profunda del acuífero y luego estaba menos hervida. La baja concentración de magnesio sugiere que la interacción agua-roca se produjo a altas temperaturas [56]. La temperatura de equilibrio agua-roca se calculó entre 220 y 240°C, después de los geotermómetros Na/K y H₂/Ar. El análisis gráfico de la relación molar H₂/Ar frente a CO₂/Ar sugiere que los gases están en equilibrio con la fase líquida a temperaturas de aproximadamente 200°C. Además, se encontraron algunas inclusiones de fluido en cristales de cuarzo y calcita a una profundidad de 900-1080 m en el pozo Z-3 [56].

La presencia en el pozo Z-3 de minerales como epidota, anfíbol y talco implican un antiguo perfil de temperatura superior a 250°C en el intervalo entre 200 y 300m de profundidad. Se encontraron temperaturas relativamente altas (~230°C), más o menos

comparables, en inclusiones de fluido atrapadas a alrededor de 1000 m de profundidad en los minerales hidrotermales del pozo. La geo-termometría líquida y gaseosa de los fluidos del pozo indica también temperaturas comparables (220-240°C), así como algunos geotermómetros líquidos aplicados a las muestras de aguas termales provenientes de la zona de Simirao [56].

Además, se realizaron estudios fisicoquímicos de la salmuera geotérmica del pozo Z-3 en abril del 2018, para contar con información más reciente debido a que los últimos estudios que se tiene referencia fueron realizados por CFE en 1990 y 1991, (ver tabla 2.1).

Tabla 2.1 Caracterización fisicoquímica de la salmuera geotérmica en el pozo Z-3

*CFE/**CEMA		*Nov-1990	*Oct-1991	**Abr-2018
Parámetros	Unidades	Concentración	Concentración	Concentración
Temperatura	°C	71.00	111-135	-
Ph	Unidades	7.78	7.96	7.55
Cloro residual	mg/l		---	< 0.1
Sodio	mg/l	693.00	737.00	759.00
Potasio	mg/l	47.50	70.20	49.53
Sulfatos	mg/l	102.50	158.60	56.14
Calcio	mg/l	31.70	74.00	16.00
Magnesio	mg/l	2.0	0.1	14.29
Bicarbonatos	mg/l	165.4	183.6	190.0
Boro	mg/l	55.5	71.4	174.11
Litio	mg/l	5.40	7.00	---
Cloro	mg/l	825.30	1064.00	---
SiO ₂	mg/l	207.50	---	---
B	mg/l	55.50	71.40	---
Rb	mg/l	0.62	0.70	---
Cs	mg/l	1.35	2.20	---
As	mg/l	---	---	8.3

2.4.2 Medición térmica y mecánica en el pozo Z-3

El registro más reciente y representativo del perfil de equilibrio térmico y mecánico se realizó el 08 de abril de 2011 (el registro se realizó hacia abajo). La temperatura máxima registrada en el pozo hasta los 550 m de profundidad se encontró en 146 °C (profundidad vertical real). Del análisis del perfil de temperaturas no se observa claramente una zona permeable, hay un ligero descenso de temperatura a partir de los 250 m, lo que se infiere a una zona permeable por debajo de los 530 m, que tendría una temperatura ligeramente inferior a la medida a los 250 m. Para esas fechas, el nivel estático del agua se situaba a 3 m, lo que indica que el nivel estaba casi en la superficie. El perfil de presión muestra un comportamiento típico de un gradiente hidrostático. Según la curva de Clapeyron, termodinámicamente, la columna dentro del pozo se encuentra en la zona de líquido subenfriado, estando en el primer metro 20°C por debajo de la curva de saturación, mientras que, a partir de los 530 m, la temperatura medida está 118°C por debajo de esta. Desde la superficie hasta aproximadamente 98 m, la temperatura aumenta exponencialmente hasta los 141°C. A continuación, la temperatura aumenta hasta 146 °C a los 225 m de profundidad y es constante: 6,3 °C/100 m. A partir de los 250 m hay un descenso de 4°C hasta los 550 m lo que se infiere a una zona permeable por debajo de los 530 m (ver Figura 2.10).

2.5 Descripción del sistema

El sistema de bombeo *airlift* se introdujo en el pozo Z-3 en las instalaciones de la planta híbrida de energía (geotérmica-solar) en la comunidad de Simirao. La tubería de elevación de la mezcla (l-g) se introdujo a 140 m de profundidad, y la tubería de inyección del gas (aire), se introdujo de forma concéntrica en el interior de la tubería de elevación variando (desde 33 a 72) m de inmersión. Para cada serie de inmersiones, se colocó en la parte inferior de la tubería para inyección de gas, una boquilla distinta (tres radiales y una axial).

2.5.1 Método y diseño experimental

La experimentación se realizó en las instalaciones de una planta híbrida geotérmica-solar perteneciente a la UMSNH y localizada a un costado del pozo Z3, ya descrito anteriormente. El sistema de bombeo aéreo se instaló sobre el pozo geotérmico como se muestra en la Figura 2.2.



Figura 2.2: Ubicación del pozo geotérmico, en Simirao a $19^{\circ}53'54''$ de latitud norte y $100^{\circ}49'50''$ de longitud oeste [58].

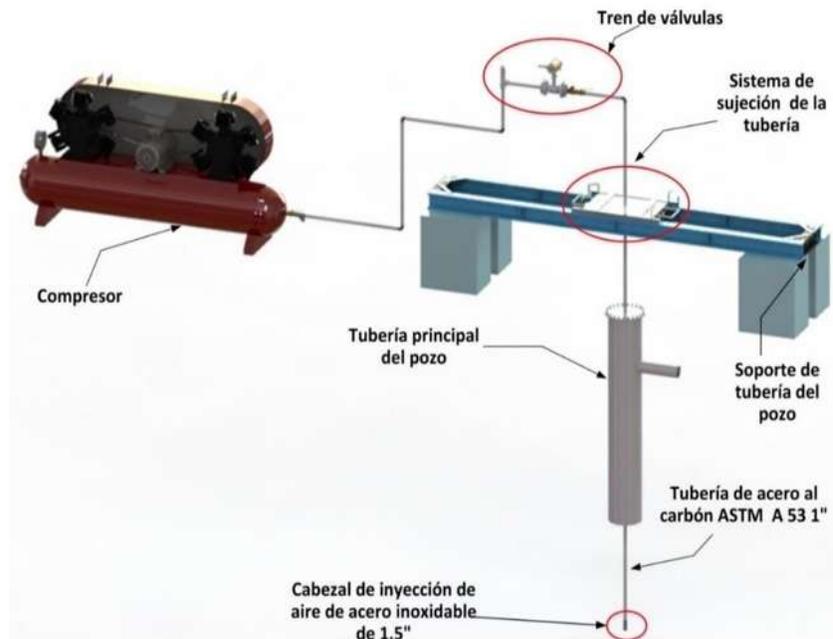
El sistema de bombeo *airlift* está construido con un tubo de elevación de acero de longitud y diámetro de 140 y 0,1016 m respectivamente, y con un tubo de inyección de aire de acero de 0.00254 m de diámetro, el cual se introdujo en el pozo geotérmico Z-3 de forma concéntrica a cuatro diferentes inmersiones SR (0.80, 0.85, 0.90 y 0.91).

Además, cuenta con un sistema de sujeción de tuberías, válvulas y compresor que suministra el gas (ver Figura 2.3). El nivel del líquido en el depósito geotérmico se encuentra a 3 m por debajo de la superficie donde se introdujo la tubería para elevar la mezcla de l-g.

Adicionalmente, el pozo geotérmico Z-3 en donde se introdujo el sistema de bombeo *airlift*, presenta el estado mecánico que se presenta en la tabla 2.2

Tabla 2.2 Estado mecánico del pozo geotérmico Z-3.

Diámetro del pozo (cm)	Diámetro del tubo (cm)	Profundidad (m)	Descripción
66.04	50.8	18.1	Pozo
44.45	33.973	363.6	Pozo
31.11	Sin tubo	1344	Pozo

**Figura 2.3: Configuración del sistema de bombeo *airlift* instalado sobre un pozo geotérmico.**

2.5.2 Procedimiento experimental

Se midieron las variables de presión y temperatura de la mezcla en la parte superior del tubo de elevación y se condujo 50 m en la superficie de manera horizontal a través del mismo tubo de acero hasta un silenciador abierto a la atmósfera donde se permitía la salida del aire, dejando solo el líquido que se midió en un caudalímetro de placa con orificio en la tubería de retorno al mismo pozo, en ausencia de un segundo pozo de inyección.

En la Figura 2.4 se muestran las instalaciones de la planta de generación de energía híbrida geotérmica-solar en Simirao. Posteriormente en la Figura 2.5 se muestran la

estructura de sujeción y las tuberías de extracción, y en la Figura 2.6 se muestra la tubería para reinyección de la salmuera extraída, misma que entra a un circuito de enfriamiento para simular una caída de temperatura y regresa al pozo geotérmico para su reinyección por la parte externa de la tubería concéntrica.



Figura 2.4: Tubería de reinyección de agua en el pozo Z-3, y al fondo el sistema de bombeo *airlift* funcionando.



Figura 2.5: Tubería de elevación del sistema de bombeo *airlift* y el sistema de sujeción en la parte superior del pozo Z-3



Figura 2.6: Tubería de extracción de salmuera geotérmica en el pozo Z-3

2.5.2.1 Profundidades a las que se realizó la inyección del gas

Además, la profundidad a la que se inyectó el aire se incrementó a 30, 42, 66 y 72 m de profundidad en diferentes pruebas para controlar la relación de inmersión SR [26]. La relación de inmersión (SR) que se representa con la ec. (2.1), es una relación de longitudes (desde el punto de inyección hasta el nivel del líquido, con respecto a la longitud desde el punto de inyección hasta la superficie) [26]. Como se muestra en la Figura 2.7

$$SR = \frac{(L_s - L_g)}{(L - L_g)} \quad (2.1)$$

Las profundidades de inyección de aire corresponden a las relaciones de inmersión SR de 0.80, 0.85, 0.90 y 0.91, respectivamente, y para cada uno de estos se utilizaron cuatro inyectoros diferentes. Para el suministro de aire comprimido se utilizó un compresor tipo tornillo con una potencia de 49 hp, un regulador de presión y un caudalímetro de área variable. El suministro de aire comprimido se realizó con un caudal volumétrico constante de 87 l/s a través de la tubería de acero hasta el inyector de aire a presiones en el rango de 4.20 a 6.00 kg.f/cm₂ y una temperatura de 40 °C. Para calcular la densidad del aire de entrada, se registraron la presión y la temperatura instantáneas del aire cada 10 minutos durante 4 horas para cada prueba y luego se calculó el caudal másico instantáneo. Los inyectoros se atornillaron al extremo inferior del tubo ascendente para las 4 inmersiones, y de inmediato se realizó la inyección de aire del compresor. Además, se observa la tubería metálica utilizada para inyectar el gas en el interior del pozo. En la Figura 2.8 se muestra el cabezal de inyección con instrumentos para controlar el gasto y la presión que se inyectan en el pozo, además de medir la temperatura y se cuenta con una válvula de seguridad. En la Figura 2.9 se muestra a la izquierda la estructura de sujeción de la tubería en el pozo y la estructura metálica utilizada para introducir la tubería en el pozo. A la derecha, se observa la tubería para inyección del gas en el pozo.



Figura 2.9: Inyectores de gas que se instalaron en el extremo inferior del sistema *airlift* con diferentes áreas totales de inyección.

Tabla 2.3 Identificación de las áreas totales de inyección de gas con los diferentes inyectores.

Nomenclatura	Forma de inyección	Número de perforaciones	Diámetro de cada perforación (mm)	Área total de inyección (m ²)
BR130P8MM	Radial	130	8	0.006534513
BR130P6MM	Radial	130	6	0.003675663
BR130P4MM	Radial	130	4	0.001633628
BA21P2.5MM	Axial	21	2.5	0.001030840

2.5.3 Análisis termodinámico para determinar la generación de entropía, S_{gen}

El análisis termodinámico de energía [26], se ajustó al presente trabajo para determinar la generación de entropía durante el proceso de extracción de salmuera bajo las relaciones de inmersión antes mencionadas. Adicionalmente, se consideró como un proceso de extracción de salmuera no adiabático. Por lo tanto, también se considera la transferencia de calor desde la tubería de elevación hacia al reservorio y al gas inyectado, debido a que estos dos últimos procesos enfrían la mezcla líquido-gas que sube hacia el exterior,

Las ecuaciones de la primera y segunda ley de la termodinámica se utilizan para cada sección del elevador aéreo descrita como volumen de control, dentro del rango de operación que se desarrolla en este trabajo con las SR, para estudiar el efecto de las diferentes boquillas utilizadas en el *airlift* con diferentes áreas totales de inyección de gas.

En la Figura 2.10, se identifican las temperaturas y presiones registradas al interior del pozo Z-3 hasta los 530 m de profundidad, donde se introdujo una sonda electrónica denominada K-10, con una precisión de $\pm 0,025\%$ para presión y $\pm 0,5$ °C para la temperatura. Como se puede observar en la figura, el pozo está en condiciones de líquido comprimido bajo las condiciones de vapor saturado [57], y en la gráfica se trazó con línea roja la temperatura del pozo, con línea verde la temperatura de saturación correspondiente a cada valor de presión marcado con la línea azul.

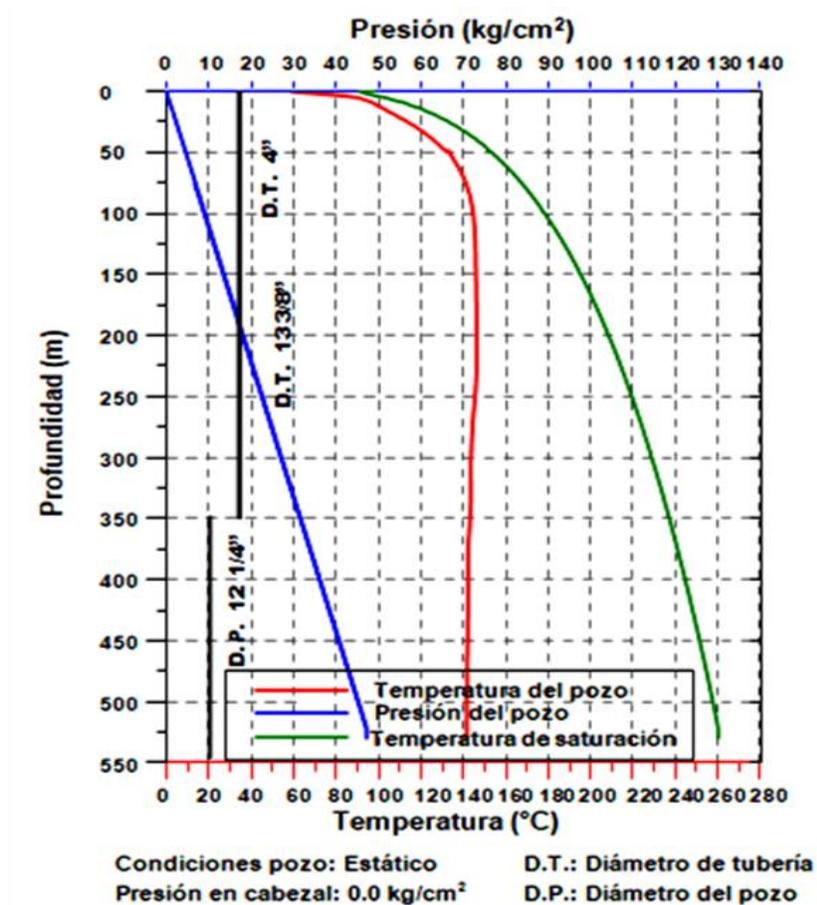


Figura 2.10: Perfil mecánico y termodinámico de la salmuera en el pozo geotérmico.

2.6 Prueba hidráulica del reservorio.

Las pruebas hidráulicas consistieron en la limpieza del pozo, producción de salmuera, mediciones, estabilización del flujo y obtención del índice de productividad (gasto (l/s)/ caída de presión (kg.f/cm²)).

2.6.1 Pruebas de producción en el Pozo Z-3

Las operaciones de limpieza del pozo se realizaron entre el 24 y 26 de agosto de 2019, con un gasto promedio de 7.25 l/s (durante 4 horas/día), de forma similar se realizó este proceso en las Ref. [5,6]. En la Figura 2.11 se observan las tuberías a la salida del pozo durante una purga a la tubería, previo a las pruebas. En donde se observa un gasto característico durante todas las pruebas experimentales realizadas en este trabajo. La producción comenzó con *airlift* sin inyector de gas, a una inmersión de 36 m. Luego de esta fase de limpieza de pozos, la fase de pruebas de producción inició el 27 de agosto a las 10:00 am y finalizó el 4 de septiembre de 2019 (inyección de aire a 36, 42, 66 y 72 m de profundidad), y se presentaron gastos de salmuera extraída en el rango de (1.7 a 8.0) l/s, durante cuatro horas de prueba con cada boquilla (inyector) y cuatro relaciones de inmersión para cada inyector. Se puede observar un video sobre el proceso de instalación y pruebas de campo en: <https://www.facebook.com/reel/390783423286696>

Las mediciones de PT (Presión-Temperatura) de salmuera extraída durante la experimentación, se realizaron encima del sistema a 0 m durante la producción. El flujo se estabilizó limpiando y calentando el pozo un día antes de la recolección de datos, extrayendo líquido a diferentes inmersiones.



Figura 2.11: Limpieza y Purga del sistema de extracción de la salmuera.

Cuatro relaciones de inmersión con cada inyector de gas a 30, 42, 66 y 72 m, presentaron diferentes caudales y temperaturas de salmuera. Los datos se recogieron bajo las mismas condiciones meteorológicas en días cálidos. La producción se realizó utilizando bombeo *airlift* con un compresor de 60 hp. El flujo se estabilizó mejor con los inyectores con áreas de inyección mayores y relaciones de inmersión más altas. Además, la productividad del pozo en estas condiciones podría estimarse en $2.33 \text{ l/s/Kg-f/cm}^2$. La temperatura máxima registrada de la salmuera obtenida fue de $108.5 \text{ }^\circ\text{C}$ con un caudal de 8.0 l/s .

2.7 Propiedades termodinámicas, transferencia de calor, y Sgen.

Se consideró una longitud, del sistema de inyección de aire, de setenta y dos metros en el interior del pozo geotérmico correspondiente a la mayor inmersión a la que se realizó la inyección de aire (para realizar los balances de energía y cálculos de transferencia de calor) y así determinar las propiedades termodinámicas y su relación con la generación de entropía, utilizando la segunda ley de la termodinámica y la transferencia de calor. Para realizar el estudio de generación de entropía, transferencia de calor con el reservorio y extracción de calor en la salmuera geotérmica y su relación con la generación de entropía, se utilizaron cuatro inyectores de gas diferentes para cuatro inmersiones a 30, 42, 66 y 72 metros de profundidad en el pozo geotérmico.

Se consideró como referencia para la realización de los cálculos la mayor inmersión (cuando la inyección de aire se realizó a una profundidad de 72 m), y se consideró a esa profundidad la temperatura que se midió al realizar el perfil termodinámico del pozo con la sonda. En todos los casos estudiados se consideró para el análisis el estado estable, cada prueba tuvo una duración de 4 horas y se tomaron lecturas de presión, temperatura y flujo cada diez minutos.

2.7.1 Propiedades termodinámicas

Las propiedades termodinámicas de la salmuera se evaluaron (ver tabla 2.5) en función de la temperatura, presión y molalidad del cloruro de sodio NaCl (número de moles de soluto/Kg de solvente) [41]. Se encontró que la concentración de NaCl contenida en la salmuera era 759 miligramos/litro. Además, se evaluó la temperatura a la que llega el aire

para mezclarse con la salmuera dentro del pozo, antes de ascender por la tubería como una mezcla bifásica con la salmuera a la superficie [62].

2.7.2 Transferencia de calor y Sgen

Enseguida, se calcula la transferencia de calor desde el tubo ascendente al reservorio con la primera ley de la termodinámica, y la generación de entropía con la segunda ley de la termodinámica. La pérdida de calor de la mezcla de líquido y gas dentro del tubo ascendente hacia la salmuera del reservorio más frío a medida que se acerca a la superficie se transfirió desde la superficie exterior del tubo por convección natural (Q_{conv}) y radiación (Q_{rad}), ver ec. (2.2). La conducción térmica representó aproximadamente 3 % de la pérdida de calor, por lo tanto, se despreció (Q_{cond}), de acuerdo con otros trabajos [63,64].

$$Q_{out} = Q_{conv} + Q_{cond} + Q_{rad} \quad (2.2)$$

Las temperaturas que alcanzó la salmuera al llegar a la zona de mezcla líquido-gas se calcularon para los casos de las inmersiones a 30, 42 y 66 m, fueron 123.89, 131.68 y 141 °C, los coeficientes combinados de transferencia de calor (h_{av}) fueron 11500 J/s.m².K respectivamente, considerando convección y radiación [63].

Se calculó la pérdida de calor por radiación térmica entre las superficies exteriores de la tubería hasta la salmuera circundante, ver ec. (2.3) [63,64].

$$Q_{rad} = \epsilon F A_s (T_{sav}^4 - T_a^4) \quad (2.3)$$

Donde, $\epsilon=0,90$ emisividad de la tubería para hierro en bruto, O es la constante de Boltzmann Ref. [64]. A es la relación área/longitud, ver ec. (2.5), T_{asurr} es la temperatura de los alrededores del yacimiento, T_{sav} es la temperatura promedio de la superficie de la tubería vertical, para el intervalo de (0 a L) en metros, se calcula de la siguiente manera, ver ec. (2.4) [61].

$$T_{sav} = \frac{1}{L} \int_0^L T_{sx} dx \quad (2.4)$$

$$A_s = (\pi * D * L) \quad (2.5)$$

Donde, T_{sx} es la temperatura superficial local, D es el diámetro y L la longitud de la tubería.

La transferencia de calor por convección natural Q_{conv} se puede calcular con la ecuación de enfriamiento de Newton de la siguiente manera, ver ec. (2.6) [65,66].

$$Q_{conv} = h_{av} A_s (T_{sav} - T_{asurr}) \quad (2.6)$$

Donde, el coeficiente promedio de transferencia de calor por convección natural se puede calcular con la ec. (2.7)

$$h_{av} = (Q_{conv} + Q_{rad}) / A_s (T_{sav} - T_{asurr}) \quad (2.7)$$

La transferencia de calor se calculó a partir de la referencia de 72 m dentro del pozo, hasta el punto de mezcla l-g para los casos de inyección de aire a 30, 42 y 66 m, en los cuales la temperatura alcanzada por la salmuera T_{b1} , se calculó en 123.89, 131.68 y 141°C. La temperatura a la que el aire llegó a la zona de mezcla, T_a , se estimó inicialmente como el promedio de las temperaturas a las que llegó la salmuera a la zona de mezcla, así como la temperatura a la que salió la mezcla l-g hacia la superficie, más diez grados de manera inicial respecto a la temperatura evaluada en la zona de mezcla l-g. Posteriormente se recalculan todas las variables repitiendo el proceso de cálculo (considerando un intercambio de calor a contracorriente con la mezcla que fluyó por el tubo de elevación y el gas inyectado, además, de la transferencia de calor hacia el reservorio que se encontró más frío, ver ec. (2.8)).

$$T_a = (T_{ae} + T_{b1}) / 2 \quad (2.8)$$

Inmediatamente se produjo la mezcla de fases líquido-gas a diferentes temperaturas, transfiriendo calor de la salmuera al aire, ver ec. (2.9).

$$Q_{Mix} = (T_{b1} - T_{a1}) / ((1 / m_{ae} C_{p ae}) + (1 / m_b C_b)) \quad (2.9)$$

Con este intercambio térmico que se produjo durante el mezclado de las fases l-g se calculó la temperatura a la que permaneció la mezcla, mediante la ec. (2.10).

$$T_{b2} = T_{b1} + T Q_{mezcla} / T . m_b C_b \quad (2.10)$$

Salida de calor desde el tubo ascendente hacia el reservorio de salmuera.

Seguido de la experimentación, se utilizaron los datos obtenidos en los balances de energía, a través de la ecuación (2.11), aplicando la primera ley de la Termodinámica para cada medición, calculando una temperatura de descarga para la salmuera geotérmica que se evaluó con las temperaturas medidas en los instrumentos. Los balances de energía presentados se realizan con los datos obtenidos en la experimentación con el uso de un sistema de bombeo *airlift* [26].

$$\dot{Q}_{VC} + \sum \dot{m}_i (h_i + V_i^2/2 + gZ_i) = dE_{VC}/dt + \sum \dot{m}_e (h_e + V_e^2/2 + gZ_e) + \dot{W}_{VC} \quad (2.11)$$

No existe transferencia de trabajo a través de los límites del volumen de control, y se considera un proceso estacionario, obteniéndose la ecuación (2.12)

$$\dot{Q}_{VC} + \sum \dot{m}_i (h_i + V_i^2/2 + gZ_i) = \sum \dot{m}_e (h_e + V_e^2/2 + gZ_e) \quad (2.12)$$

Implementando la ecuación (2.10) para el volumen de control se obtiene la ecuación (2.13), donde el aire se representa con la letra (a), la salmuera con la letra (b), y el ingreso al sistema con la letra (i), y la salida del sistema con la letra (e),.

$$\dot{Q}_{VC} + m_{a_i} (h_{a_i} + V_{a_i}^2/2 + gZ_{a_i}) + m_{b_i} (h_{b_i} + V_{b_i}^2/2 + gZ_{b_i}) = m_{a_e} (h_{a_e} + V_{a_e}^2/2 + gZ_{a_e}) + m_{b_e} (h_{b_e} + V_{b_e}^2/2 + gZ_{b_e}) \quad (2.13)$$

Cuando se obtuvo la ecuación (2.13), el aire y la salmuera a la salida se consideran en equilibrio térmico. Luego entonces, dividiendo todos los términos por el flujo másico de salmuera (m_b) obtenemos la ecuación (2.14):

$$\dot{q}_{VC} = C_{p_a} y (T_{a_i} - T_{a_e}) + y (V_{a_i}^2 - V_{a_e}^2)/2 + yg (Z_{a_i} - Z_{a_e}) + C_b (T_{b_i} - T_{b_e}) + (V_{b_i}^2 - V_{b_e}^2)/2 + g (Z_{b_i} - Z_{b_e}) \quad (2.14)$$

Teniendo en cuenta que, por la ley de conservación de la materia, las masas de aire y salmuera que ingresan a la bomba de transporte aéreo corresponden a las que salen y se expresan en la ecuación (2.15) y (2.16). En la ecuación (2.17), se expresa a manera de fracción la relación másica aire-salmuera en la mezcla bifásica. Enseguida, en la ec. (2.18) se expresa el calor transferido desde la mezcla (l-g) en la tubería de elevación, hacia la salmuera del reservorio que se encuentra más fría conforme nos acercamos a la superficie.

$$\dot{m}_{a_i} = \dot{m}_{a_e} = \dot{m}_a \quad (2.15)$$

$$\dot{m}_{b_i} = \dot{m}_{b_e} = \dot{m}_b \quad (2.16)$$

$$\dot{m}_a / \dot{m}_b = y \quad (2.17)$$

$$Q_{k1} = \dot{q}_{VC} \dot{m}_b \quad (2.18)$$

Transferencia de calor desde el tubo ascendente con la mezcla l-g, hacia el aire que ingresa por la tubería de inyección hasta la zona de mezcla, ver ec. (2.19) [9].

La ec. (2.20) representa el calor transferido desde el *airlift* hacia la salmuera del reservorio que se encuentra más fría, considerando que el calor que se transfirió hacia el gas inyectado se queda en la mezcla (l-g)

$$Q_a = \dot{m}_a C_{pa}(T_2 - T_1) \quad (2.19)$$

$$Q_{br1} = Q_k - Q_a \quad (2.20)$$

A continuación, se calcula la temperatura a la que el aire llega a la zona de mezcla considerando que esta bomba de transporte de aire tiene dos tubos concéntricos de diferentes diámetros de los cuales, en el tubo interior de menor diámetro en donde se inyecta el aire y, por tanto, en el tubo exterior eleva la mezcla l-g, por lo que en este proceso hay un intercambio de calor a contracorriente [66]. A continuación, se calcula la tasa de calor específico con las ecuaciones (2.21) y (2.22).

$$C_{-n} = m_n C_n \quad (2.21)$$

$$C_{-f} = m_f C_f \quad (2.22)$$

Los subíndices f y n representan los fluidos frío y caliente, respectivamente, m_f y m_n son los flujos másicos, C_n y C_f son las tasas de calor específico, t_{f1} , t_{n1} son las temperaturas de entrada, t_{f2} , t_{n2} son las temperaturas de salida, k , es el coeficiente global de transferencia de calor que se consideró de 40 (Watt/m². K) para gases en convección forzada [65].

$$a = (C_{-n} + C_{-f}) / (C_{-n} \cdot C_{-f}) \quad (2.23)$$

$$a_n = (C_{-n} - C_{-f}) / (C_{-n} \cdot C_{-f}) \quad (2.24)$$

La temperatura de salida del flujo de aire frío t_f se calcula con la ec. (2.25) en función de la longitud L de la tubería y la superficie A de intercambio de calor en contracorriente y el gradiente de temperatura.

$$t_f = (t_{f2} - t_{f1}) \cdot e^{-a_n \cdot k \cdot A_0} / (1 - e^{-a_n \cdot k \cdot A_0}) + (t_{f1} - t_{f2}) e^{-a_n \cdot k \cdot A} / (1 - e^{-a_n \cdot k \cdot A_0}) \quad (2.25)$$

Enseguida, se calculó la transferencia de calor (con la temperatura a la que el gas (aire) alcanzó el punto de mezcla l-g y con la temperatura a la que se encontró la salmuera al inyectar el gas para cada una de las inmersiones, al momento de realizarse la mezcla de fases l-g). Posteriormente, se recalcula la temperatura a la que permanece la mezcla l-g en ese punto (repetiendo el proceso para evaluar nuevamente las variables) con las ecuaciones (2.8) y (2.9), y se continúa calculando nuevamente el proceso hasta la ecuación (2.25) para

determinar t_f , ya que en el primer cálculo se consideró un valor supuesto para la temperatura a la que llegó el gas inyectado a la zona de mezcla l-g.

A continuación, para los casos de inmersiones a 30, 42 y 66 m, cuando se calculó Q_{br} con la ec. (2.26) también se consideró el calor transferido desde los 72 m de profundidad dentro de la tubería, hasta el punto en la parte superior al que llegó la salmuera; es decir cuando subió desde los 72 m hasta los 66, 42 y 30 m, respectivamente, justo antes de formar la mezcla l-g, considerando que durante este recorrido se perdía calor de la salmuera hacia el reservorio más frío.

$$Q_{br2} = Q_k - Q_a + Q_{br} \quad (2.26)$$

Suponiendo la misma temperatura de salida para ambas fases, $T_{b,e} = T_{a,e}$, y aplicando la segunda ley de la termodinámica para el volumen de control, se puede escribir el balance de energía en la ecuación (2.27)

$$\frac{dS_{vc}}{dt} + \sum \dot{m}_s S_s - \sum \dot{m}_e S_e = \int_0^t (\dot{Q}_{VC}/T) dt + S_{gen} \quad (2.27)$$

Considerando enseguida, el estado estable como en el estudio de Hanafizadeh y colaboradores (2011), se obtiene la ecuación (2.28) [26].

$$\sum \dot{m}_s S_s - \sum \dot{m}_e S_e - \sum \dot{Q}_K / T_k = S_{gen} \quad (2.28)$$

Asimismo, se implementa esta ecuación para el tubo ascendente del sistema del *airlift* y al reorganizar se obtiene la ecuación (2.29)

$$(S_{b,s} - S_{b,e}) - \sum \dot{Q}_K / T_k = S_{gen} \quad (2.29)$$

Es conocido que los calores específicos a volumen y presión constantes son idénticos para sustancias incompresibles, de manera que se expresa en la ecuación (2.30) y obtenemos enseguida las ecuaciones (2.31) y (2.32) [67].

$$C_p = C_v = C \quad (2.30)$$

$$C_{prom} \ln(T_2 / T_1) = dS \quad (2.31)$$

$$s_2^0 - s_1^0 - R \ln(P_2 / P_1) = (s_2^0 - s_1^0) = dS \quad (2.32)$$

Además, si se considera el aire como un gas ideal, bajo el principio de los estados correspondientes, con calor específico constante, ya que $T_{reducida} > 2$ y $P_{reducida} \ll 1$, se obtiene la generación de entropía en la ecuación (2.33) [67].

$$\dot{m}_a (C_{p_{a,s}} \ln(T_{a,s} / T_{a,e}) - R \ln(P_{a,s} / P_{a,e})) + \dot{m}_b C_b \ln(T_{b,s} / T_{b,e}) - \sum \dot{Q}_K / T_k = S_{gen} \quad (2.33)$$

Finalmente, se calculó también el calor extraído en la salmuera geotérmica con la ecuación (2.34)

$$Q_{b_extraído} = \dot{m}_b C_b (T_b - T_{amb}) \quad (2.34)$$

2.8 Incertidumbre combinada

Para finalizar, se estimaron los errores de medición y la incertidumbre sobre los datos obtenidos en los instrumentos, para lo cual se utilizó la ecuación (2.35), que representa la ley de propagación de incertidumbres para determinar una incertidumbre combinada [4, 69].

$$U^2_F = \left(\frac{\partial F^2}{\partial X_1}\right)^2 UX_1^2 + \left(\frac{\partial F^2}{\partial X_2}\right)^2 UX_2^2 + \dots + \left(\frac{\partial F^2}{\partial X_n}\right)^2 UX_n^2 \quad (2.35)$$

Donde $\partial F^2 / \partial X_n$ es la derivación parcial de F con respecto a X_n como factor de sensibilidad. Los parámetros considerados son Productividad, Temperatura, $Q_{b_extraída}$ y $Q_{b_reservorio}$, y se expresan en la ecuación (2.35) con base en las siguientes variables

$$\text{Índice de Productividad} = (G_b, P_{a_e}, P_{a_i}) \quad (2.36)$$

$$\dot{Q}_{b_reservorio} = (T_{a_e}, T_{a_i}, T_{b_i}, T_{b_e}, C_b, \dot{m}_{a_i}, \dot{m}_{b_e}) \quad (2.37)$$

$$S_{gen} = (T_{a_e}, T_{a_i}, T_{b_i}, T_{b_e}, T_{k_prom}, P_{a_i}, C_b, \dot{m}_{a_i}, \dot{m}_{b_e}, \dot{Q}_{b_reservorio}) \quad (2.38)$$

$$\dot{Q}_{b_extraída} = (T_{alrededores}, T_{b_e}, C_b, \dot{m}_{b_e}) \quad (2.39)$$

Así pues, \dot{m}_{b_e} se calculó a partir del caudal volumétrico obtenido en un medidor de flujo de placa de orificio con una precisión de $\pm 2\%$; \dot{m}_{a_i} se calculó con un caudalímetro de área variable para aire a la salida del compresor con una precisión de $\pm 2\%$, las temperaturas T_{a_i} , T_{a_e} , T_{b_i} , T_{b_e} , se midieron en termómetros bimetálicos con una precisión

de $\pm 2\%$. Las incertidumbres de medición y las variables calculadas se resumen en la Tabla 2.4 en la que la tasa de incertidumbre es U_F , estimada en la ecuación (2.35), y la aproximación del error se define como la relación entre el valor de la incertidumbre y el valor de la variable, que se expresa como porcentaje.

Tabla 2.4 Tasa de incertidumbre combinada U_F para los datos experimentales.

Variables	Incertidumbre U_F
Δ (<i>Índice de Productividad</i>), (l/s/kg.f/cm ²)	$\pm 3E-02$
$\Delta(Q_{b_reservorio})$, (KW)térmicos	± 12.52
$\Delta(S_{gen})$ (KW/K)	$\pm 5E-03$
$\Delta(Q_{b_extraída})$, (KW)térmicos	± 5.15

2.9 Resultados y Discusión

Para la extracción de salmuera geotérmica con el sistema de bombeo *airlift*, se utilizaron boquillas con distintas áreas totales para inyección de gas de forma axial y radial, cada una para cuatro SR (0.80, 0.85, 0.90 y 0.91). Se obtuvieron diferentes resultados experimentales en cada caso (Gastos (l/s), Temperaturas (°C) y caídas de Presión (l/s/kg.f/cm²)). Con las boquillas de mayores áreas para inyección de gas, se obtuvieron los mejores resultados (ver Tabla 2.5). Posteriormente, se presentan las gráficas de resultados de la boquilla con mayor área de inyección (BR130P8MM), para su discusión.

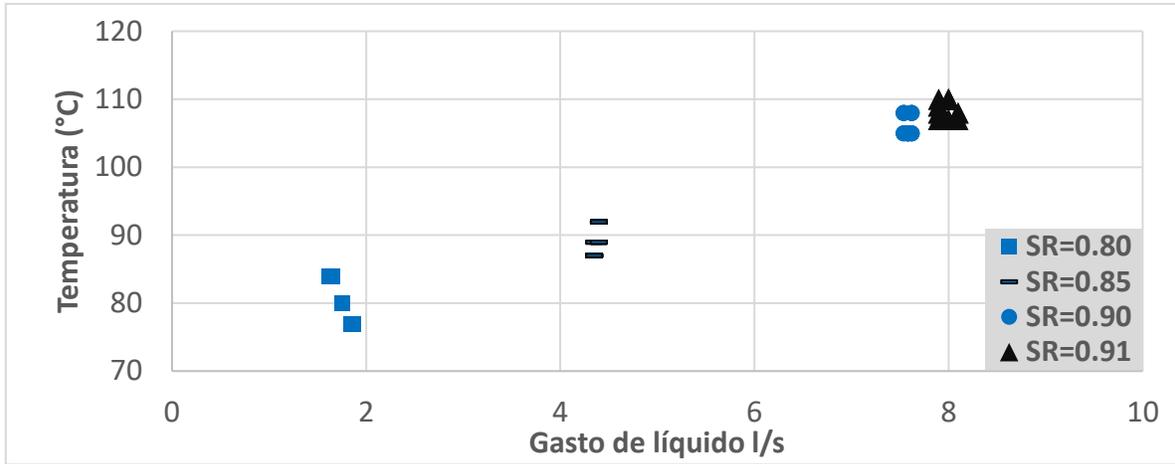
2.9.1 Resultados

Figura 2.12 a) Muestra la relación entre la Temperatura ($^{\circ}\text{C}$) contra el Gasto (l/s), obtenidos de manera experimental. En donde se observa que ambas variables aumentaron de manera directamente proporcional cuando se incrementó SR. Además, los mejores resultados se obtuvieron con las boquillas de mayores áreas para inyección del gas.

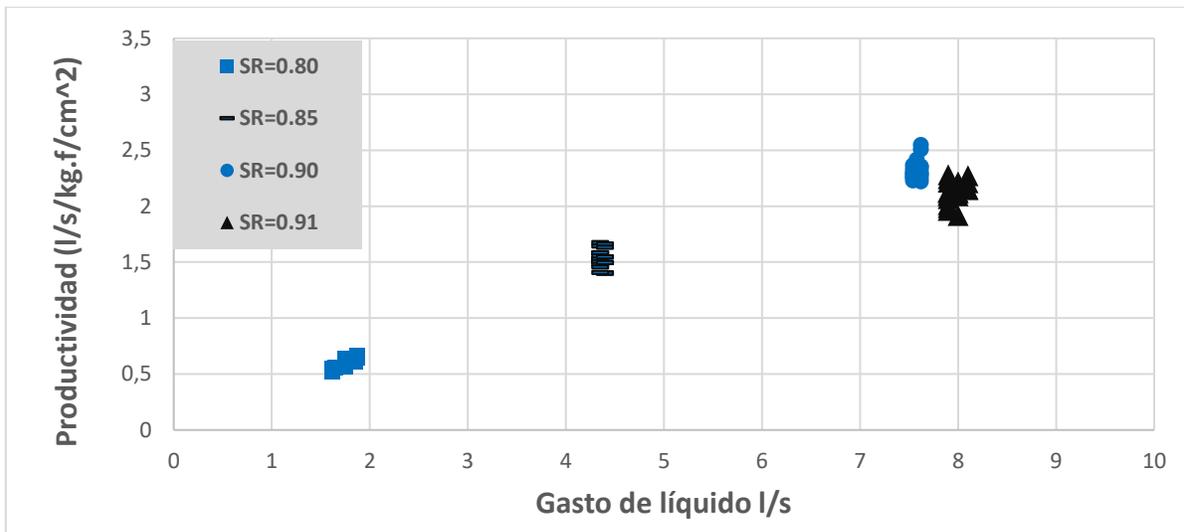
Figura 2.12 b) Muestra la relación entre el índice de Productividad (l/s/Kg. f/cm^2) contra el Gasto obtenido (l/s). En donde se observó que el índice de Productividad se incrementa a mayores SR junto con el Gasto, obteniéndose los resultados más altos con las boquillas de mayores áreas para inyección del gas.

Figura 2.12 c) Muestra la relación entre el índice de Productividad (l/s/kg. f/cm^2) con la caída de presión (kg. f/cm^2). En donde se observa que, para mayores caídas de presión (para SR mayores), la productividad disminuye más que para caídas de presión menores. Esta disminución en el índice de Productividad se debe al retorno de flujo en la parte superior de la tubería de elevación de mezcla bifásica (l-g), que se explica en el capítulo 3 y en la Ref. [53].

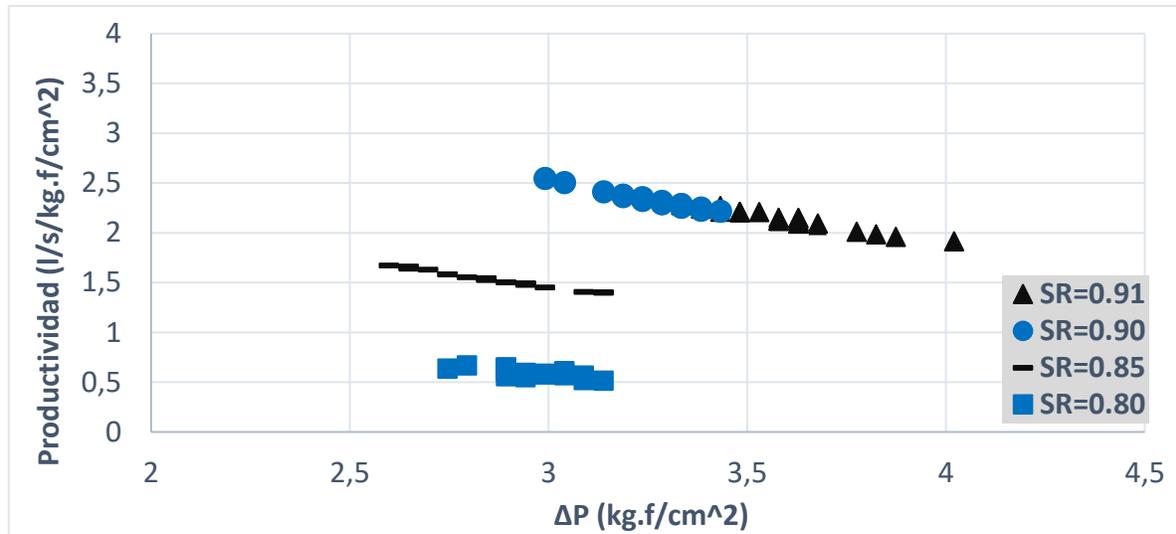
Figura 2.12 d) Muestra la relación entre el índice de Productividad (l/s/kg. f/cm^2) y la Temperatura ($^{\circ}\text{C}$) de la salmuera geotérmica extraída. En donde se observa que, ambas variables se incrementan directamente proporcional con SR, y con las boquillas con áreas mayores (para inyección de gas). Esto se explica debido a que, para mayores SR se incrementa la velocidad hasta 0.98 m/s (de la mezcla bifásica l-g) en la tubería de elevación, aumentando también el gasto de salmuera geotérmica extraída y reduciendo la transferencia de calor en estas condiciones hacia el reservorio geotérmico que se encuentra más frío respecto a la mezcla bifásica, en referencia a la superficie (ver Figura 2.10).



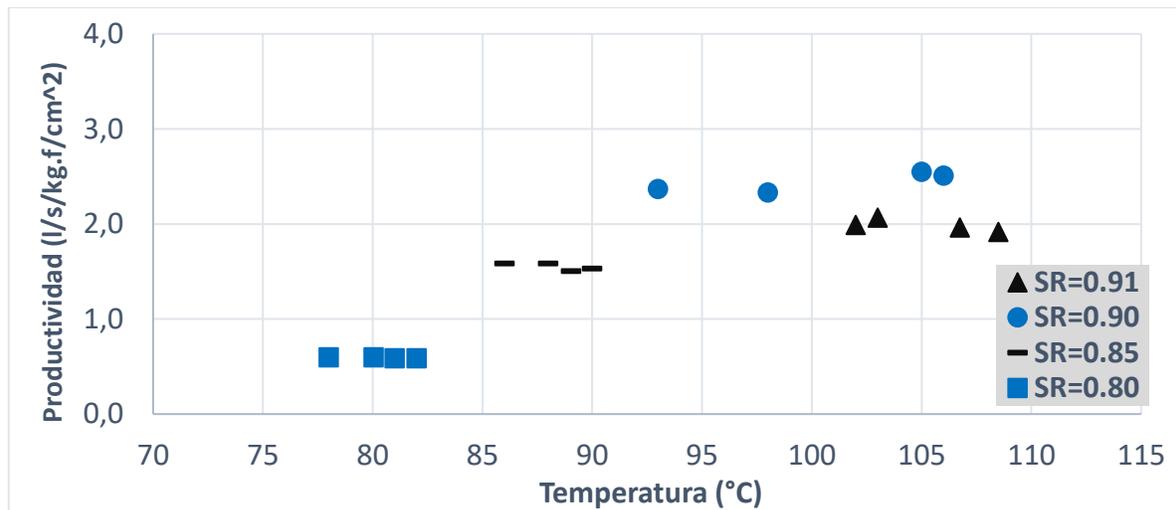
(a)



(b)



c)



d)

Figura 2.12 Resultados obtenidos en la experimentación con la boquilla con mayor área de inyección de gas

2.9.2 Discusión

En la experimentación se observaron los mejores resultados cuando se utilizó la boquilla de mayor área para inyección de gas (BR130P8MM), considerando que se realizaron cuatro relaciones de inmersión (SR). Los resultados se presentan en la (Tabla 2.5), y en las gráficas que se muestran a enseguida:

Figura 2.13 a) Muestra la relación entre el gasto del líquido extraído y S_{gen} . Cada serie de puntos corresponde a cuatro diferentes valores de relaciones de inmersión (SR). En donde se observa que, para (SR) mayores el Gasto de líquido extraído se incrementa considerablemente, respecto a las menores (SR). Mientras tanto, S_{gen} para la menor inmersión (SR), se observa en la gráfica que es alta. Posteriormente, al incrementar (SR), se observa una disminución en S_{gen} (debido a un incremento en el gasto de salmuera obtenida y a la Temperatura). Finalmente, cuando se experimentó a las mayores (SR), S_{gen} tuvo un incremento, que fue similar al que presentó S_{gen} para la menor (SR), lo que ayuda a comprender la diferencia en Gastos y Temperaturas para las mencionadas diferencias de (SR).

Figura 2.13 b) Muestra la relación de la Temperatura ($^{\circ}\text{C}$) de salmuera geotérmica extraída contra S_{gen} (KW/K). Se observa que para (SR) mayores, la Temperatura del líquido se incrementa de manera considerable casi 30°C desde la (SR) más baja hasta la mayor (0.80 a 0.91). Dicho incremento se presenta de la siguiente manera; cuando (SR) fue menor, S_{gen} se observó alta, disminuyendo al incrementar (SR). Sin embargo, al aumentar hasta las mayores (SR), S_{gen} aumentó también, siendo muy parecida a S_{gen} para la menor (SR). Por lo que en este estudio los cambios de Temperatura de la salmuera geotérmica extraída están influenciados por S_{gen} de manera importante.

Tabla 2.5 Muestra las propiedades termo-hidráulicas de la experimentación

Boquilla	R. Inmersión	Temperatura	Gasto	Entropía	Caida de Presión I.	Productividad	$Q_{extraído}$	$Q_{reservorio}$
Identificación	SR	T ($^{\circ}\text{C}$)	G (l/s)	S_{gen} (KW/K)	ΔP (kgf/cm 2)	(l/s/kg.f/cm 2)	KW_ termicos	KW_ termicos
BR130P8MM	0.8	80.0	1.8	0.342	2.95	0.59	436	475
	0.85	89.0	4.4	0.228	2.87	1.53	1238	919
	0.9	106.0	7.6	0.347	3.26	2.33	2624	1060
	0.91	108.5	8.0	0.296	3.60	2.13	2694	1026
BR130P6MM	0.8	81.0	2.1	0.342	3.01	0.70	522	351
	0.85	90.0	4.7	0.227	2.92	1.63	1345	787
	0.9	105.0	7.4	0.355	3.56	2.07	2513	1071
	0.91	106.8	7.6	0.294	3.55	2.14	2823	1050
BR130P4MM	0.8	78.0	1.7	0.329	3.01	0.56	399	300
	0.85	88.0	4.2	0.227	2.91	1.43	1153	727
	0.9	98.0	6.6	0.366	3.56	3.56	2085	1135
	0.91	103.0	7.2	0.042	3.45	3.45	2358	1077
BA21P2,5MM	0.8	82.0	2.1	0.317	3.06	0.69	532	345
	0.85	86.0	4.2	0.230	3.01	1.38	1115	924
	0.9	93.0	5.9	0.387	3.79	1.55	1730	1138
	0.91	102.0	6.9	0.325	4.09	1.70	2292	1080

Figuras 2.13 c) Muestra la relación del índice de productividad ($l/s/kg. f/cm^2$) con S_{gen} (KW/K). Se observa que para (SR) mayores, el índice de productividad se incrementa de manera importante en más de 2 (l/s), por cada ($kg. f/cm^2$) de diferencia de presión (entre la inyectada y la de salida), lo cual ajusta con los resultados presentados en Ref. [5,6]. Inicialmente, S_{gen} se observa variando en un rango de valores altos para la menor (SR). Enseguida, al incrementar SR, se presenta una disminución de S_{gen} con un incremento en el índice de productividad, debido al aumento del Gasto (l/s). Finalmente, al llegar hasta las mayores (SR), se obtiene un aumento de S_{gen} que se presentó en el mismo rango de los valores presentados en la (SR) más pequeña. Mientras que, el índice de productividad se incrementa nuevamente debido al aumento de Gasto de salmuera extraída (l/s). Lo anterior se debe a que cuando se inyecta el gas a (SR) menores, la descarga de la mezcla bifásica presenta una menor diferencia de presión (la mezcla bifásica en la descarga presenta una presión más alta, por lo que se desperdicia recurso).

Figura 2.13 d) Muestra la relación entre S_{gen} (KW/K) y la caída de presión ($Kg. f/cm^2$) ΔP (desde la inyección del gas hasta la salida de la mezcla bifásica). Se observa que la mayor caída de presión se presenta a mayores (SR), debido a las pérdidas de energía por fricción y fuerza de gravedad, y con las boquillas de mayor área debido a un efecto de constricción del gas (aire) en las boquillas área menor, lo cual se explica en el capítulo 3. La generación de entropía (S_{gen}), inicialmente se mueve en un rango alto para la menor (SR), en tanto que al incrementar (SR), se presentó una disminución de S_{gen} asociado a un incremento en la Temperatura de salmuera extraída, debido a un incremento de velocidad de la mezcla bifásica en la tubería de elevación que se reflejó con un incremento en el Gasto (l/s). Finalmente, para las mayores (SR), se incrementó también S_{gen} y la caída de presión, lo cual es entendible debido a un mayor recorrido de la mezcla bifásica en la tubería de elevación hasta la superficie. Adicionalmente, con las boquillas de áreas mayores (para inyección de gas), y para mayores (SR), se obtuvieron mayores (ΔP). Lo anterior se debe a que: para mayores SR se obtuvieron tanto mayores Gastos asociados a la caída de presión mayor (aprovechándose al máximo el recurso inyectado de gas). Así como, Temperaturas mayores (ver grafica 2.12 (a)), lo cual tiene una influencia muy importante para el cálculo de S_{gen} . Esto aplica para las condiciones de operación de este trabajo, lo cual significa que no aplica para todos los casos. Debido a que, si (SR) se incrementa más allá de la presentada

en este estudio se obtendrán mayores ΔP , que tendrán un mayor efecto en el balance de energía. Además, se puede introducir la tubería para elevación de mezcla bifásica a mayores profundidades en el pozo geotérmico. También, la Temperatura de la salmuera geotérmica a partir de los 100 m de inmersión, se mantiene con un incremento muy pequeño hasta los 225 m de profundidad (ver Figura 2.10), esto último es una característica del pozo Z-3. De manera que en cualquier otro pozo que se estudie, estas características termodinámicas serán muy particulares también.

Figura 2.13 e) Muestra la relación del calor extraído ($Q_{\text{extraído}}$) contra S_{gen} (KW/K), en donde se observa que, el calor extraído se incrementa de manera directamente proporcional con (SR), y con el incremento de las áreas para inyección de gas (con las boquillas). Mientras que S_{gen} , a la menor SR es alta (porque se tiene una descarga de gas a presión alta y poco gasto de líquido), y se pierde calor considerable hacia el reservorio. Enseguida, al incrementar (SR), S_{gen} se observa disminuida al incrementarse la velocidad del líquido en la tubería de elevación, incrementando así la temperatura. Aunque, se tiene una pérdida de calor considerable hacia el reservorio. Finalmente, al incrementarse S_{gen} , queda en el mismo rango que el presentado por la experimentación para la menor (SR), lo que es congruente con el incremento del gasto y temperatura del líquido. Lo anterior, debido a un incremento de la velocidad de la mezcla bifásica ((l-g) en la tubería de elevación a (0.98 m/s)) para SR de 0.91 (mayor inmersión), lo que incrementa el gasto de salmuera extraída en estas condiciones de operación (velocidad de elevación de la mezcla bifásica).

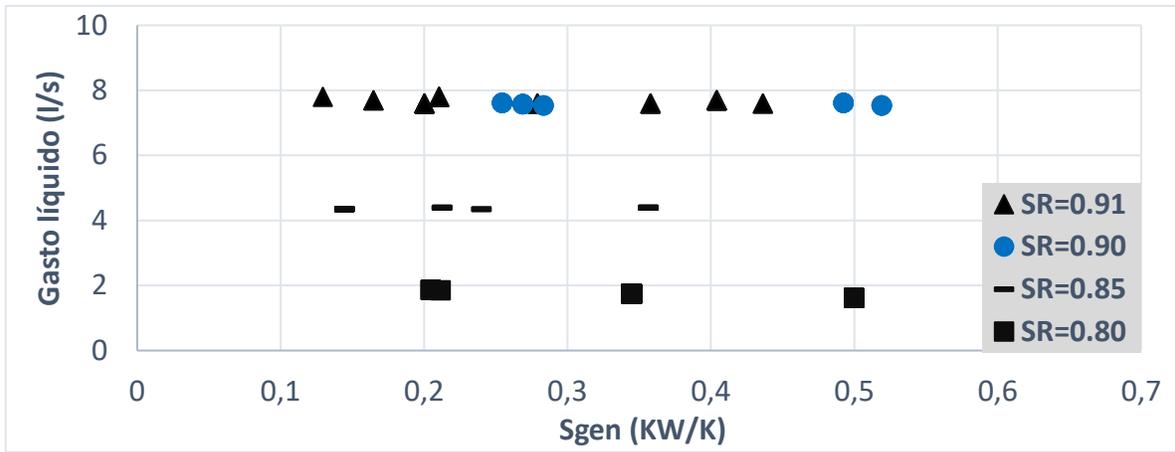
Además, la Temperatura ($^{\circ}\text{C}$) de la salmuera, también se incrementa debido a que es directamente proporcional al calor extraído ($Q_{\text{extraído}}$) y el calor perdido ($Q_{\text{reservorio}}$), lo que se incrementa a mayores SR (dentro del rango experimental). Siendo importante introducir entonces, un nuevo término que represente dicha relación de ($Q_{\text{relación}} = (Q_{\text{extraído}}/Q_{\text{reservorio}})$), que nos ayude a realizar un mejor análisis termo-hidráulico del proceso de la extracción de calor en la salmuera geotérmica. Por lo que puede afirmarse que, para mayores (SR) la pérdida mayor de energía durante este proceso es en mayor medida debido a la pérdida de calor hacia el reservorio geotérmico que se encuentra más frío (respecto a la tubería de elevación cuando la mezcla l-g se eleva hacia la superficie). En este sentido, la caída de presión para (SR) mayores es la segunda causa de pérdida de energía en el proceso de

extracción de calor, lo que se vuelve más notorio con las boquillas que tienen áreas mayores (para inyección del gas).

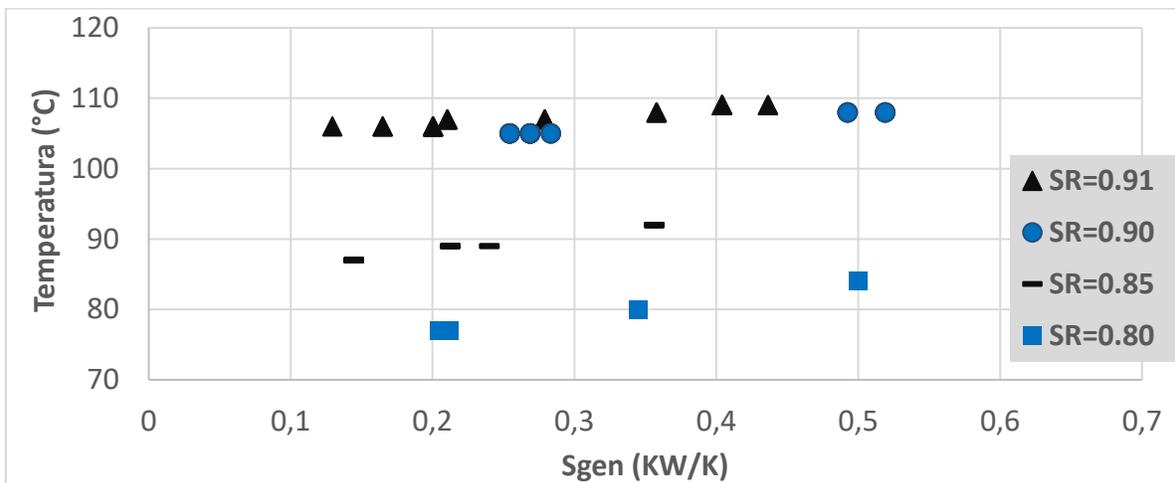
Figura 2.13 f) Muestra la relación entre el calor perdido (desde a tubería de elevación hacia el reservorio), y S_{gen} (KW/K). Se observa que el calor perdido se incrementa a mayores (SR) para todas las boquillas utilizadas. Mientras tanto, cuando S_{gen} aumenta, se observa una tendencia de disminución de calor perdido hacia el reservorio ($Q_{reservorio}$). Sin embargo, para las mayores (SR), S_{gen} se incrementa con valores experimentales muy parecidos a los que se presentaron para la menor (SR), con la diferencia que para las mayores (SR) vimos un aumento considerable de Gasto y Temperatura.

Figura 2.13 g) Muestra la tasa entre $Q_{relación}$ ($Q_{extraído}/Q_{reservorio}$) contra el índice de productividad (gasto /caída de presión), para las cuatro relaciones de inmersión con la boquilla de mayor área total de inyección de gas. Se observa que $Q_{relación}$ (adimensional), se incrementa a mayores (SR), directamente proporcional con el índice de productividad ($l/s/kg. f/cm^2$). Lo anterior, confirma que el calor extraído aumenta a mayores (SR), y con las boquillas de mayor área para inyección de gas (aire). Este incremento aumenta aun y cuando el calor perdido hacia el reservorio también se incrementa (debido a una mayor velocidad de la mezcla bifásica en la tubería de elevación hacia la superficie).

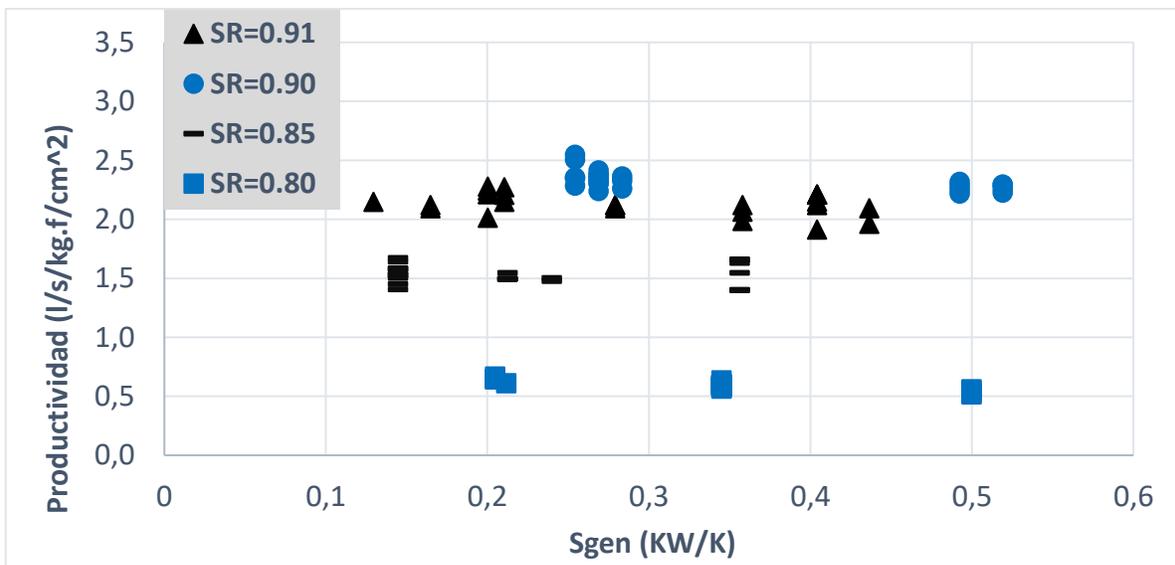
Podemos decir ahora que, las variables dependientes como son: el calor extraído ($Q_{extraído}$), índice de productividad, y generación de entropía (S_{gen}), se incrementaron directamente proporcional al aumentar las variables experimentales (SR, ΔP , boquillas con las mayores áreas para inyección de gas). Lo anterior, dentro de las condiciones de operación para este caso de estudio en el pozo geotérmico Z-3. Lo cual puede cambiar de acuerdo con el perfil termodinámico de cada pozo geotérmico, las relaciones de inmersión y el tamaño del área total para inyección del gas en las boquillas que se utilicen.



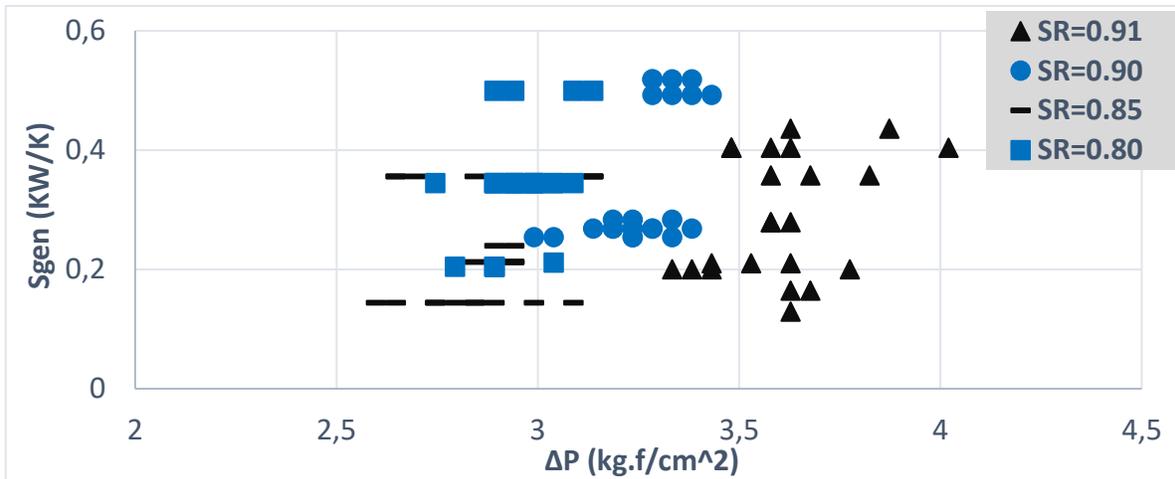
a)



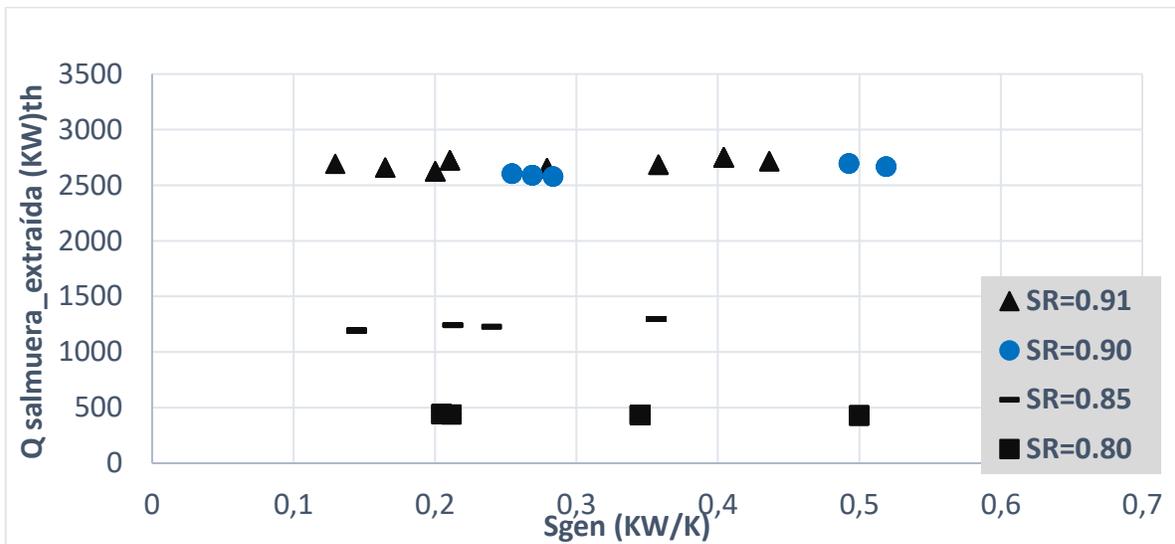
b)



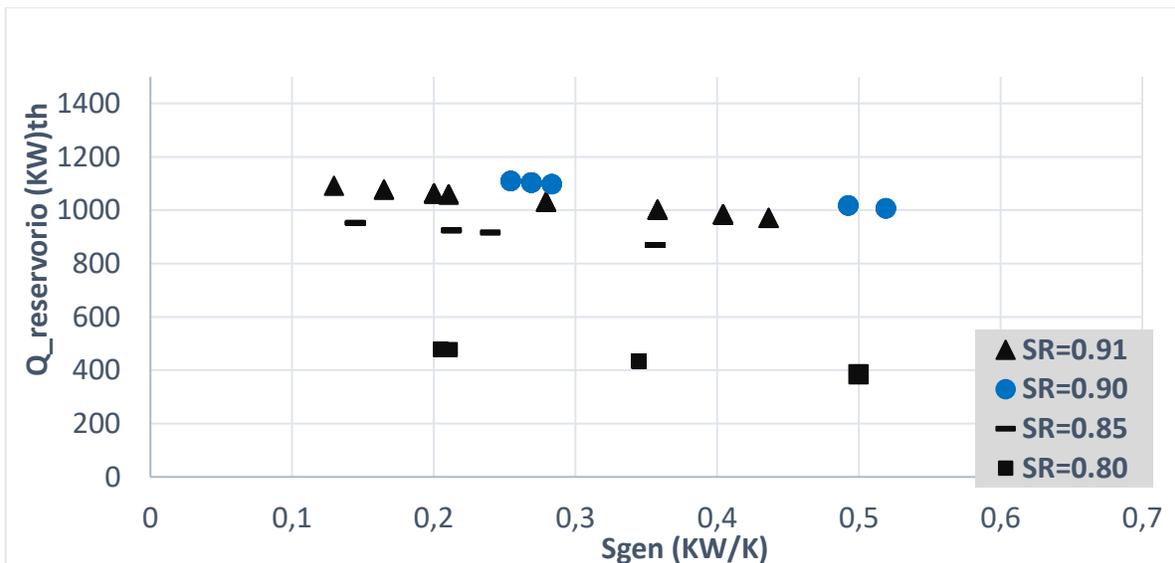
c)

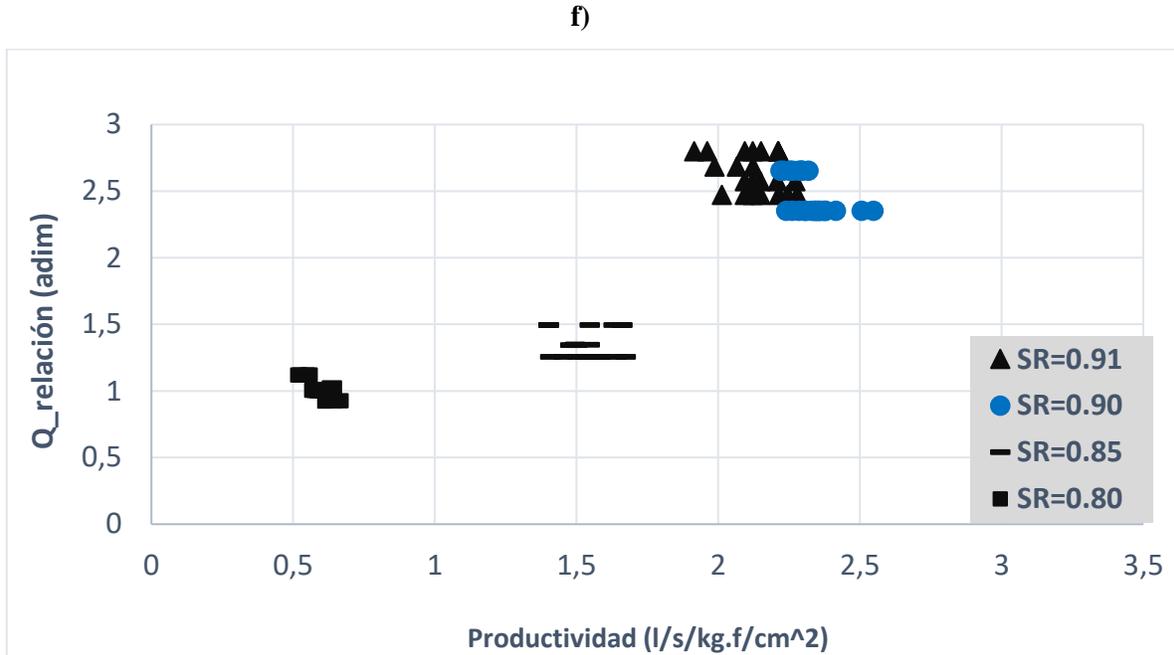


d)



e)





g)

Figura 2.13 Discusión de resultados obtenidos en la experimentación con la boquilla con mayor área de inyección de gas.

2.10 Conclusiones

Se analizó experimentalmente el efecto que tienen las boquillas (inyectores de gas) con sus diferentes diámetros de perforaciones, áreas totales de inyección de aire y forma (axial/radial), en la generación de entropía e índice de productividad, durante la extracción de calor en forma de salmuera en un pozo geotérmico utilizando un sistema de bombeo *airlift*. La experimentación se realizó en series de cuatro relaciones de inmersión SR (0.80, 0.85, 0.90 y 0.91) con inyección de aire constante e intercambiando la boquilla al finalizar cada serie de pruebas. Concluyendo lo siguiente:

La generación de entropía presenta cambios importantes en función de las relaciones de inmersión (SR). Es decir, para la menor (SR) se observan valores de S_{gen} altos comparados con los otros datos obtenidos en este trabajo. Posteriormente, al aumentar (SR) se observa una disminución de S_{gen} debido a un incremento en el Gasto (l/s) y Temperatura ($^{\circ}C$) como resultado del incremento de velocidad en la tubería de elevación, y una mayor caída de presión en la tubería de elevación de la mezcla bifásica (se obtuvieron menores caídas de presión a SR pequeñas debido a que se presentaron presiones de descarga mayores, por

lo que a esta (SR) se pierde más recurso (gas presurizado)). Finalmente, al trabajar a las mayores (SR), Sgen se incrementó en un rango de valores similares a los representados cuando se tiene la (SR) menor, lo que permite comprender la causa del incremento mencionado en Gasto y Temperatura a diferentes (SR), lo cual se confirma en Ref. [26, 53]. Lo anterior se acentúa aún más con las boquillas de áreas de inyección mayores, lo que se confirma en Ref. [73]. Siendo irrelevante el tamaño y número de perforaciones. La forma de inyección radial fue mejor, pero hay que señalar que las boquillas con inyección de aire de manera radial tienen mayor área de inyección que la única axial que se utilizó en este trabajo.

El índice de productividad ($l/s/kg \cdot f/cm^2$) se incrementa de manera directamente proporcional con la (SR) y se obtienen mejores resultados con las boquillas de mayores áreas (para inyección de gas). Dentro del rango experimental de este trabajo. Lo anterior debido al incremento del Gasto (l/s) junto a (SR), y a que la caída de presión a mayor profundidad permitió aprovechar mejor la energía que para (SR) pequeñas, de esta manera puede verse que se aprovecha mejor el recurso (fuerza impulsora).

El calor extraído ($Q_{extraído}$) y el calor perdido hacia el reservorio ($Q_{reservorio}$) se incrementan de manera directamente proporcional con (SR), y al utilizar las boquillas con áreas de inyección mayores para inyección de gas. Sin embargo, dicho incremento es mayor para ($Q_{extraído}$), aumentando la diferencia respecto con el calor perdido hacia el reservorio ($Q_{reservorio}$), obteniendo una mayor relación ($Q_{extraído}/Q_{reservorio}$), y de la misma manera el índice de productividad se ve incrementado a mayores (SR) de forma directamente proporcional. Por esta razón los mejores resultados se obtuvieron a las mayores (SR).

Finalmente, se recomienda la investigación para SR mayores, y estudiar la inyección de gas axial, radial y dual pulsante, para evaluar la reducción del retorno de líquido mencionada en Ref. [53].

CAPÍTULO 3

Investigación experimental sobre el efecto del diseño de la boquilla en el rendimiento de la bomba de transporte aéreo (*airlift*).

Contenido Capítulo 3.

3.1 Descripción del sistema	53
3.2 Relaciones de inmersión (SR)	54
3.3 Arquitectura de las boquillas utilizadas	54
3.3.1 Configuraciones de boquillas inyectoras del gas	55
3.4 Análisis adimensional	57
3.5 Verificación de incertidumbres	58
3.6 Resultados	59
3.6.1 Imágenes con cámara de alta velocidad	59
3.6.1.1 Características del flujo aire-agua para diferentes configuraciones	59
3.6.1.2 Área e inyección del aire	59
3.6.1.3 Patrones de flujo para diferentes caudales de gas	60
3.6.2 Velocidad media de ascenso de la burbuja y Número de Froude	62
3.6.3 Umbral del caudal de gas y relaciones de inmersión (SR)	63
3.6.3.1 Caudales mínimos de gas inyectado	63
3.6.3.2 Caudales máximos de gas inyectado	64
3.6.3.3 Eficiencia y para caudales de gas adimensionales	65
3.6.3.4 Incremento de la eficiencia con la superficie de inyección de aire	67
3.6.4. Discusión	68
3.6.4.1 Datos experimentales verificados con la teoría	68
3.6.4.2 Coeficiente de re- escalado [60]	71
3.6.4.3 Curva característica	75
3.7. Conclusiones	76

3.1 Descripción del sistema

Se realizó un experimento en el laboratorio, con el fin de evaluar el efecto de diferentes configuraciones en condiciones controladas. La Figura 3.1 muestra el equipo experimental, donde el aire comprimido fue proporcionado por un compresor (potencia máxima de 4 hp), equipado con un tanque de 240 litros. Se controló el flujo de aire y se midió la presión de entrada simultáneamente, utilizando una válvula electrónica de control de flujo marca IFM modelo SD5500. Un tubo inyector de aire de 2.5 cm de diámetro y 300 cm de largo transportaba aire hasta la boquilla, colocada dentro de un tubo ascendente de 10 cm de diámetro y 80 cm de largo en una disposición concéntrica.

La mezcla aire-líquido asciende a través del tubo ascendente (externo), sumergido en un depósito cuyo nivel de agua se mantiene constante (mediante un tanque de suministro de agua y una válvula). La mezcla debe ascender hasta un punto de extracción de líquido, donde se pierde aire a la atmósfera y el líquido se recupera en un tanque separador. También se mantuvo constante el nivel de agua de este tanque, para poder medir el líquido extraído purgándolo a una bandeja recolectora donde se pesó mediante una balanza de masas marca Omron modelo HBF-514C. La medición del caudal se obtuvo utilizando el líquido pesado y el tiempo transcurrido, medido con un cronómetro (flujo constante) durante 30 segundos. Este líquido purgado se reintrodujo en el sistema.

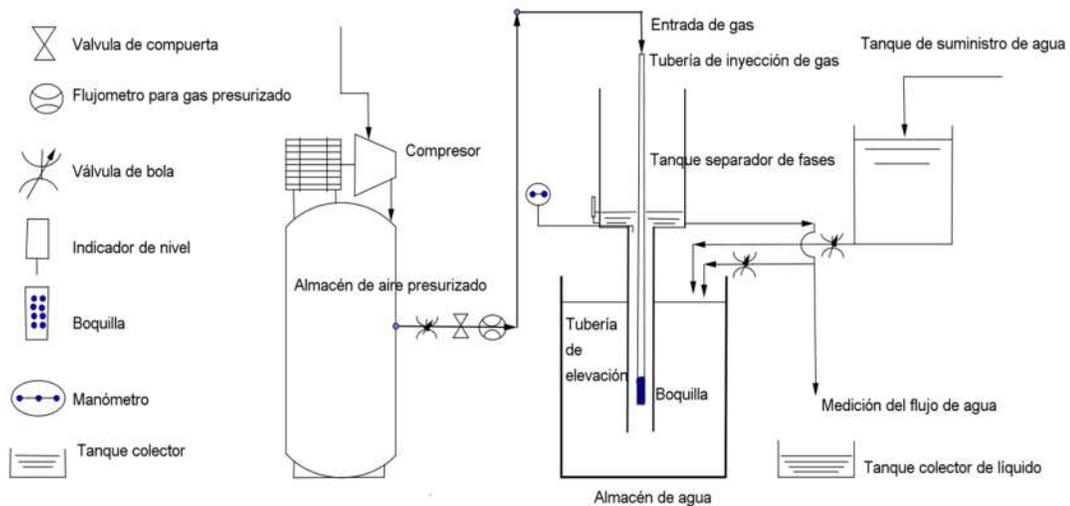


Figura 3.1: Configuración experimental para la bomba de transporte aéreo.

3.2 Relaciones de inmersión (SR).

La Figura 3.2 muestra un diagrama de los parámetros geométricos utilizados para definir la relación de inmersión SR, dada por la ecuación (3.1), donde L es la longitud total del tubo ascendente, L_s es la distancia entre el extremo inferior del tubo ascendente y el nivel del líquido en el depósito, y L_g es la distancia entre el extremo inferior de la inyección de aire y el nivel del líquido en el depósito.

$$SR = \frac{(L_s - L_g)}{(L - L_g)} = \frac{h}{Z} \quad (3.1)$$

En este trabajo se obtuvieron cuatro valores diferentes de SR, simplemente modificando la posición vertical del tubo de inyección de aire: SR=0.80, SR=0.85, SR=0.90 y SR=0.91.

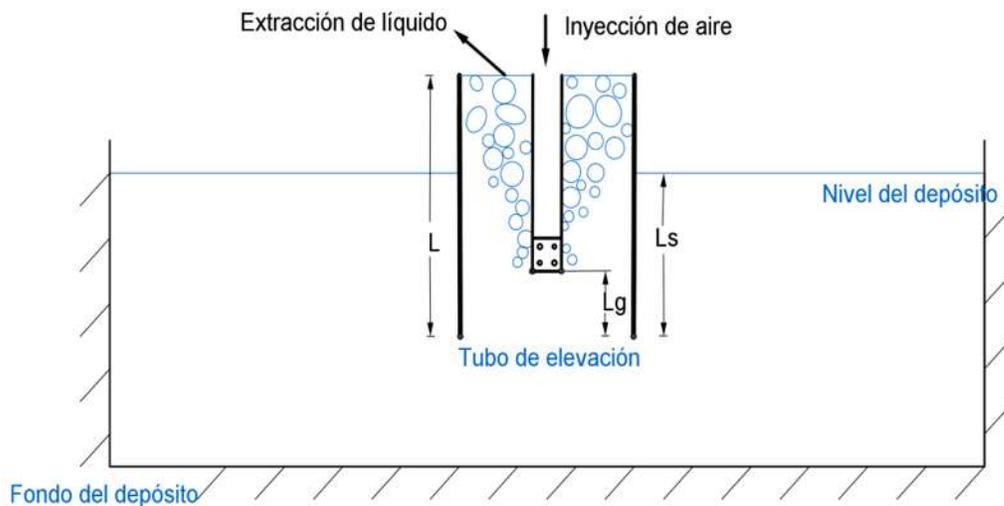


Figura 3.2: Esquema de las tuberías coaxiales (inyección de aire y riser), mostrando la medida del índice de inmersión.

3.3 Arquitectura de las boquillas utilizadas

En los experimentos se utilizaron un total de nueve configuraciones diferentes de boquillas de acero inoxidable; se pueden clasificar en dos tipos, según la orientación del aire que sale de la boquilla: i) inyección axial, (perforada en la parte inferior de la boquilla, como en la

Figura 3.3 b), y ii) inyección radial (boquilla perforada en las paredes laterales), como en la Figura 3.3 a). Las boquillas axiales (de inyección) tienen un diámetro de 2.54 cm y una longitud de 10 cm. Los diámetros de los orificios fueron 2.5 mm, 4 mm y 6 mm. Las boquillas radiales tienen un diámetro de 2.54 cm y una longitud de 20 cm. Para estas boquillas los diámetros de los orificios fueron: 4 mm, 6 mm y 8 mm, con una distancia entre centros de 1 cm. [57]. Estas boquillas fueron diseñadas localmente y utilizadas para la extracción de energía geotérmica en una instalación ubicada en Zinapécuaro, en el estado de Michoacán, México [57].

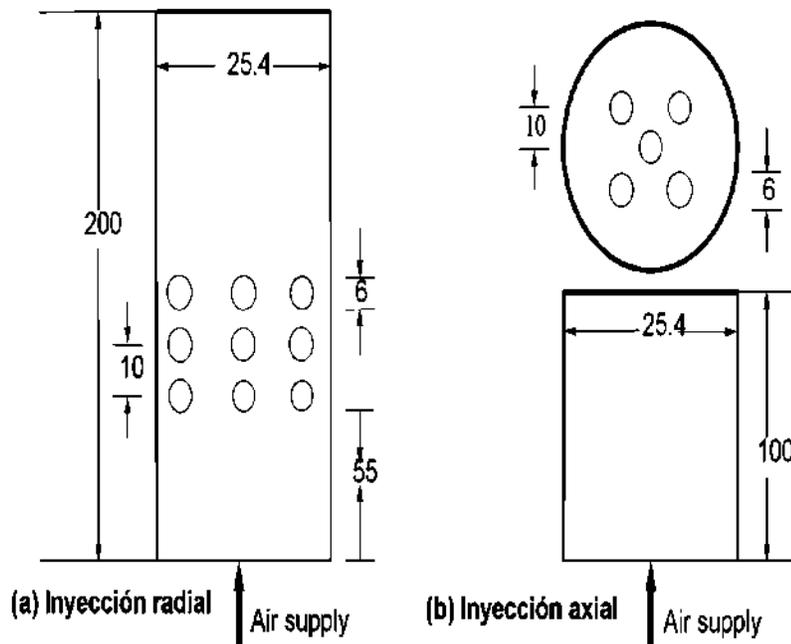


Figura 3.3: Configuración de boquillas para la inyección de aire.

3.3.1 Configuraciones de boquillas inyectoras del gas

La Tabla 3.1 muestra las nueve configuraciones de boquillas utilizadas en este trabajo, que junto con la configuración abierta (sin boquilla, extremo abierto) suman diez alternativas de inyección de aire. También se muestran el diámetro del orificio y el área total de inyección. La nomenclatura utilizada es la siguiente: el primer caso es la configuración

abierta, con un área total de inyección de aire de 506 mm² (O506). A continuación, tres opciones de boquillas axiales (A), con áreas de inyección de aire desde 103 mm² a 141 mm² (denominadas A103 a A141), y seis casos de boquillas radiales que varían entre 125 mm² y 1005 mm².

Tabla 3.1. Configuraciones y nomenclatura de boquillas (tipo de inyección, diámetro y cantidad de orificios y área total de inyección).

Tabla 3.1 Configuración de boquillas				
Nomenclatura	Tipo de inyección	Diámetro de Orificio (mm)	Numero de orificios	Área total de inyección (mm ²)
O506	Abierta	25.4	1	506
A103	Axial	2.5	21	103
A125		4	10	125
A141		6	5	141
R125	Radial	4	10	125
R376			30	376
R141		6	5	141
R848			30	848
R502		8	10	502
R1005			20	1005

3.4 Análisis adimensional

El análisis dimensional permite caracterizar el sistema en términos de seis números adimensionales: la eficiencia η , definida como la relación de potencia en términos de los flujos volumétricos de líquido y gas (ecuación (3.2)), el flujo de gas adimensional π_1 (ecuación (3.3)), que es similar a un número de Froude de flujo volumétrico, π_2 (ecuación (3.4)) que representa el efecto de la diferencia de presión de entrada sobre el caudal de gas (fuertemente influenciado por la geometría de la boquilla debido a la restricción de flujo causada por los orificios), y por supuesto SR, que ya estaba definido en la ecuación (3.1). Otras variables importantes son la relación de densidad ρ_a/ρ_w que en este caso se mantiene constante, así como aquellas relacionadas con la propia boquilla, como la relación entre el área total de la tubería y los orificios A/A_N (A es la sección transversal de la tubería y A_N es el área total de inyección de aire de la boquilla). El tipo de boquilla (axial, radial) y otras características se muestran en la Tabla 3.1.

$$\eta = \frac{Q_w \rho_w Z g}{Q_a \Delta P} \quad (3.2)$$

$$\pi_1 = \frac{Q_a}{g^{1/5} Z^{5/2}} \quad (3.3)$$

$$\pi_2 = \frac{\Delta P A_N^2 h}{\rho_a Q_a^2 Z} \quad (3.4)$$

Donde, Q_a y Q_w son el flujo volumétrico de aire y líquido, respectivamente. ρ_a/ρ_w son las densidades del aire y del agua, respectivamente, g es la aceleración de la gravedad y ΔP es la diferencia de presión entre los puntos de inyección de aire y de extracción de la mezcla l-g.

3.5 Verificación de incertidumbres

Las incertidumbres se estimaron a partir de mediciones directas (presión, masa, longitud y tiempo), utilizando la fórmula de propagación del error que se muestra en la ecuación (3.5).

$$\Delta F^2 = \left(\frac{\partial F}{\partial X_1}\right)^2 \Delta X_1^2 + \left(\frac{\partial F}{\partial X_2}\right)^2 \Delta X_2^2 + \dots + \left(\frac{\partial F}{\partial X_n}\right)^2 \Delta X_n^2 \quad (3.5)$$

Donde F es una variable dependiente (o mediciones indirectas, como el caudal volumétrico Q_w) y X_n son las variables independientes (mediciones directas, como la masa y el tiempo utilizados para estimar Q_w). En este caso, se estimó que el caudal volumétrico del líquido, así como las incertidumbres de tiempo y masa, eran aproximadamente $\pm 2\%$. Se consideró que la incertidumbre de la distancia era $0.5E-03$ mm o 0.10% . Otras incertidumbres estimadas para los grupos adimensionales se muestran en la Tabla 3.2

Tabla 3.2 Incertidumbres experimentales para los parámetros adimensionales (efecto combinado de variables independientes).

Variable	Incertidumbre
ΔSR (adim)	$\pm 2.54E-03$
$\Delta \pi_1$ (adim)	$\pm 5.13E-05$
$\Delta \pi_2$ (adim)	$\pm 8.174E+01$
$\Delta \eta$ (adim)	$\pm 1.119E-03$

3.6 Resultados

3.6.1 Imágenes con cámara de alta velocidad

Los diferentes regímenes de flujo se observaron a través de imágenes digitales, utilizando una cámara de alta velocidad Fastcam PCI R2 Photron equipada con una lente Zx de 6 mm 1:12 y operando a 250 fotogramas por segundo.

3.6.1.1 Características del flujo aire-agua para diferentes configuraciones

La Figura 3.4 muestra el flujo de aire-agua cerca de la boquilla para tres configuraciones (de izquierda a derecha): a: extremo abierto, b: radial y c: boquilla axial, respectivamente. En el primer caso (Figura 3.4 a), burbujas grandes salen del extremo abierto, fragmentándose en burbujas grandes rodeadas por un enjambre de burbujas más pequeñas. Para el caso de la boquilla axial (Figura 3.4 c, a la derecha), se observa más claramente la formación de una bolsa de aire debajo del extremo del tubo que en el extremo abierto. Esto se debe a la gran velocidad del aire que sale de los pequeños orificios de las boquillas, formando bolsas de aire más grandes que se convierten en grandes burbujas a medida que ascienden a través del tubo ascendente. Por otro lado, las boquillas radiales (Figura 3.4 b) producen una serie de chorros de aire laterales que salen de las perforaciones en la pared del tubo. Para caudales de gas grandes, estas burbujas también se fusionan en burbujas más grandes del tipo (*slugs*).

3.6.1.2 Área e inyección del aire

Tenga en cuenta que, para las boquillas radiales, puede ocurrir que no todas las perforaciones tengan flujo de aire, si el caudal de aire no es suficiente para llenar la boquilla del orificio, el aire que escapa de las perforaciones de la pared (de la tubería) no llega al fondo de la boquilla (rectángulo negro en la Figura 3.4 –centro). Estos orificios “no utilizados” se tuvieron en cuenta al estimar el área de inyección de aire A_N , reportada en la Tabla 3.1. Las boquillas radiales y axiales con la misma área de descarga tuvieron el mismo número constante de perforaciones abiertas a lo largo de los experimentos (en algunos casos tuvimos que bloquear agujeros inactivos para asegurar esta condición).

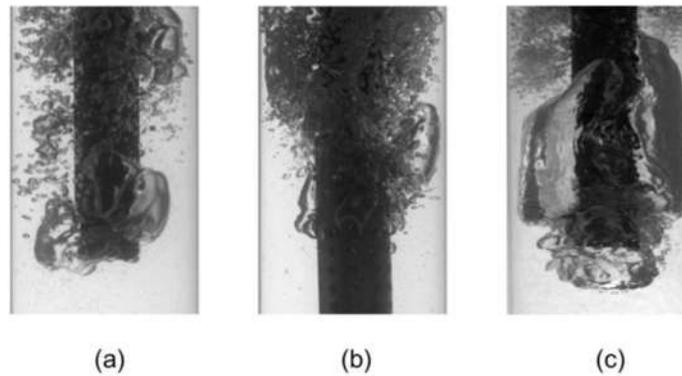


Figura 3.4: Inyección de aire para diferentes tipos de boquilla: a) Extremo abierto $2\text{m}^3/\text{h}$, b) Boquilla radial R1005, y c) Boquilla axial A103.

3.6.1.3 Patrones de flujo para diferentes caudales de gas

La Figura 3.5 muestra el patrón de flujo para diferentes caudales de gas: a) $Q_a = 2 \text{ m}^3/\text{h}$, b) $Q_a = 6 \text{ m}^3/\text{h}$, c) $Q_a = 8 \text{ m}^3/\text{h}$ y d) $Q_a = 14 \text{ m}^3/\text{h}$ (boquilla R1005). Se observó que las burbujas del tipo *slug* crecen de tamaño a medida que aumenta el flujo volumétrico de gas. El número de pequeñas burbujas aumenta considerablemente (la transparencia disminuye) con la fracción volumétrica del gas. El boceto en la parte superior izquierda de cada subfigura muestra las posiciones relativas de grandes burbujas (*slug*) entre densos grupos de pequeñas burbujas. Los patrones observados fueron burbujeantes (a), *slug* (b) y flujo *slug-churn* (c y d).

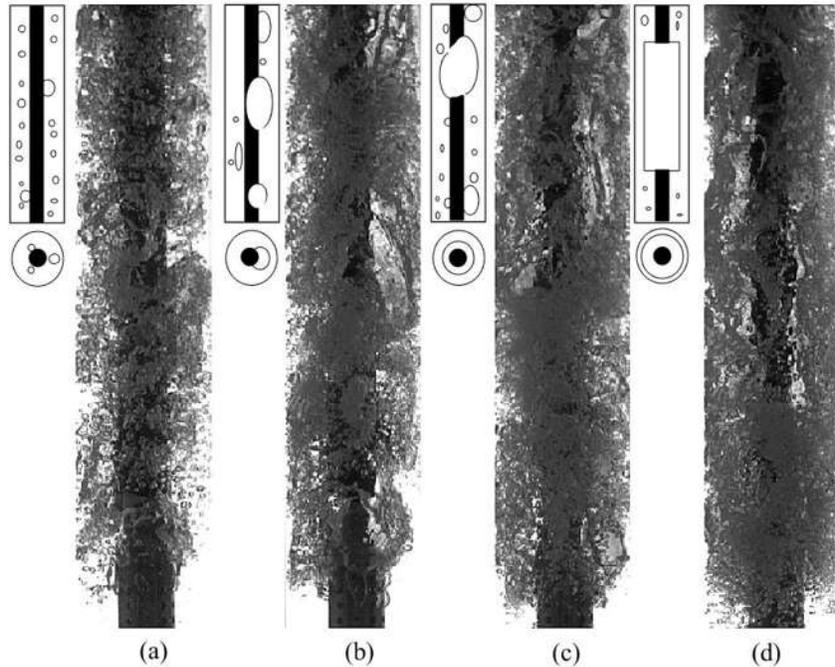


Figura 3.5: Patrones de flujo para: a) $Q_a = 2 \text{ m}^3/\text{h}$, b) $Q_a = 6 \text{ m}^3/\text{h}$, c) $Q_a = 8 \text{ m}^3/\text{h}$ y d) $Q_a = 14 \text{ m}^3/\text{h}$. Boquilla R1005.

La evolución temporal de los patrones de flujo se muestra en la Figura 3.6, para la boquilla radial R1005, y $Q_a = 2 \text{ m}^3/\text{h}$. Las burbujas que se fusionan forman burbujas largas (Figura 3.6 a), que ascienden en espiral alrededor del tubo de inyección de aire (Figuras 3.6 b y 3.6 c), junto con burbujas más pequeñas de diferentes tamaños y formas. La posición de una burbuja *slug* grande (azul) se indica en el dibujo a la izquierda de cada subfigura, que corresponde al mismo *slug* en diferentes momentos: a) $t = 0 \text{ s}$, b) $t = 6.98 \text{ s}$, c) $t = 7.97 \text{ s}$, d) $t = 8.87 \text{ s}$, e) $t = 14.3 \text{ s}$. Boquilla radial R1005.

La Figura 3.7 muestra el patrón de flujo para un caudal de gas de $Q_a = 14 \text{ m}^3/\text{h}$ en tiempos posteriores: a) $t = 0$, b) $t = 1.88 \text{ s}$, c) $t = 4.23 \text{ s}$, d) $t = 5.65 \text{ s}$, y e) $t = 10.82 \text{ s}$. Boquilla radial R1005. Los bocetos en la parte superior izquierda de cada subfigura muestran el movimiento de una burbuja grande del tipo slug (azul) a lo largo del tiempo. Se puede discernir una burbuja larga (ver dibujo en la parte superior izquierda de cada

subfigura) entre densos grupos de pequeñas burbujas cerca de la punta de la boquilla (Figura 3.7 a). Estas grandes burbujas envuelven el tubo de aire sin rodearlo completamente, ocupando una gran parte de la sección transversal del tubo ascendente (externo).

3.6.2 Velocidad media de ascenso de la burbuja y Número de Froude

La distancia entre perforaciones es conocida (10 mm), lo que permite calcular la velocidad promedio del taco anular, dando $V_b = 0.38$ m/s, o un número de Froude de $Fr = V_b/(gDh)^{1/2} = 0.63$, donde V_b es la velocidad media de ascenso de la burbuja y D_h el diámetro hidráulico [69]. Tenga en cuenta que en este caso el caudal de líquido es $Q_w = 2.5$ m³/h. Para todos los casos de este estudio, las burbujas del tipo *slug* coexisten con grupos de pequeñas burbujas que viajan a velocidades más lentas, a veces incluso hacia abajo, debido al arrastre hidrodinámico causado por las recirculaciones dentro del riser (conservación de masa) [53]. Las burbujas tipo *slug* no parecen aumentar significativamente a medida que ascienden (debido a la coalescencia), probablemente porque las fluctuaciones turbulentas y la fricción de las paredes provocan la posterior ruptura de las burbujas grandes.

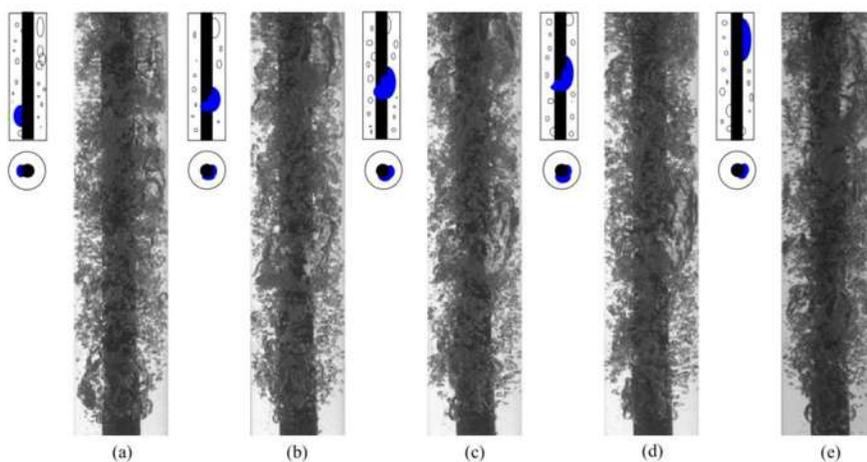


Figura 3.6: Patrón de flujo para $Q_a = 2$ m³/h, para diferentes tiempos: a) $t = 0$ s, b) $t = 6.98$ s, c) $t = 7.97$ s, d) $t = 8.87$ s, e) $t = 14.3$ s.

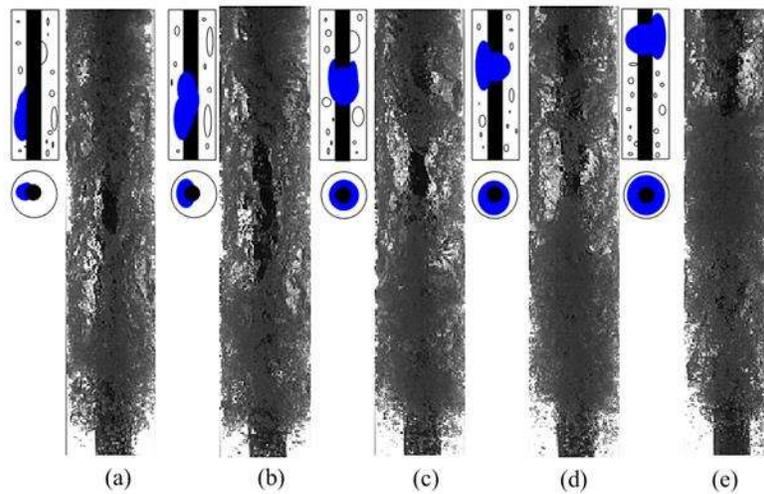


Figura 3.7: Patrón de flujo para $Q_a = 14 \text{ m}^3/\text{h}$ en tiempos posteriores: a) $t = 0$, b) $t = 1.88 \text{ s}$, c) $t = 4.23 \text{ s}$, d) $t = 5.65 \text{ s}$, y e) $t = 10.82 \text{ s}$. Boquilla radial R1005.

3.6.3 Umbral del caudal de gas y relaciones de inmersión (SR)

La Figura 3.8 muestra el caudal volumétrico de extracción de líquido en términos de aire inyectado para $SR = 0.8$, $SR = 0.85$, $SR = 0.90$ y $SR = 0.91$ respectivamente (ver también la Tabla 3.1).

3.6.3.1 Caudales mínimos de gas inyectado

Los marcadores representan diferentes boquillas, con la nomenclatura indicada en la Tabla 3.1. No hubo extracción de líquido para $SR = 0.8$ y $SR = 0.85$ para caudales de aire inferiores a $Q_a = 2 \text{ m}^3/\text{h}$. El flujo de aire debe proporcionar más energía para superar el peso de la columna de mezcla de aire y agua. Para $SR=0.9$ y $SR=0.91$ (y $Q_a = 2 \text{ m}^3/\text{h}$) se observó una extracción líquida. Se observó que el umbral de caudal de gas para la extracción de líquidos disminuye a medida que aumenta la relación de inmersión SR.

3.6.3.2 Caudales máximos de gas inyectado

Para caudales de gas mayores, la extracción de líquido aumenta hasta alcanzar un punto de inflexión, por lo que la pendiente de la curva comienza a disminuir y la extracción de líquido Q_w se vuelve casi independiente de Q_a ; Naturalmente, a partir de este momento el proceso se vuelve muy ineficiente para Q_a grandes. Es de suponer que esto se debe a efectos de constricción y compresibilidad, así como a recirculaciones que provocan regiones de fuerte flujo a contracorriente [53]. Como consecuencia de este punto de inflexión, la eficiencia presenta un máximo para caudales de aire relativamente bajos. El caudal máximo de agua en el tubo ascendente fue $Q_w = 2.5 \text{ m}^3/\text{h}$ para el rango de SR abarcado en este conjunto de experimentos; sin embargo, el Q_w máximo depende de SR [4], particularmente para relaciones de inmersión bajas.

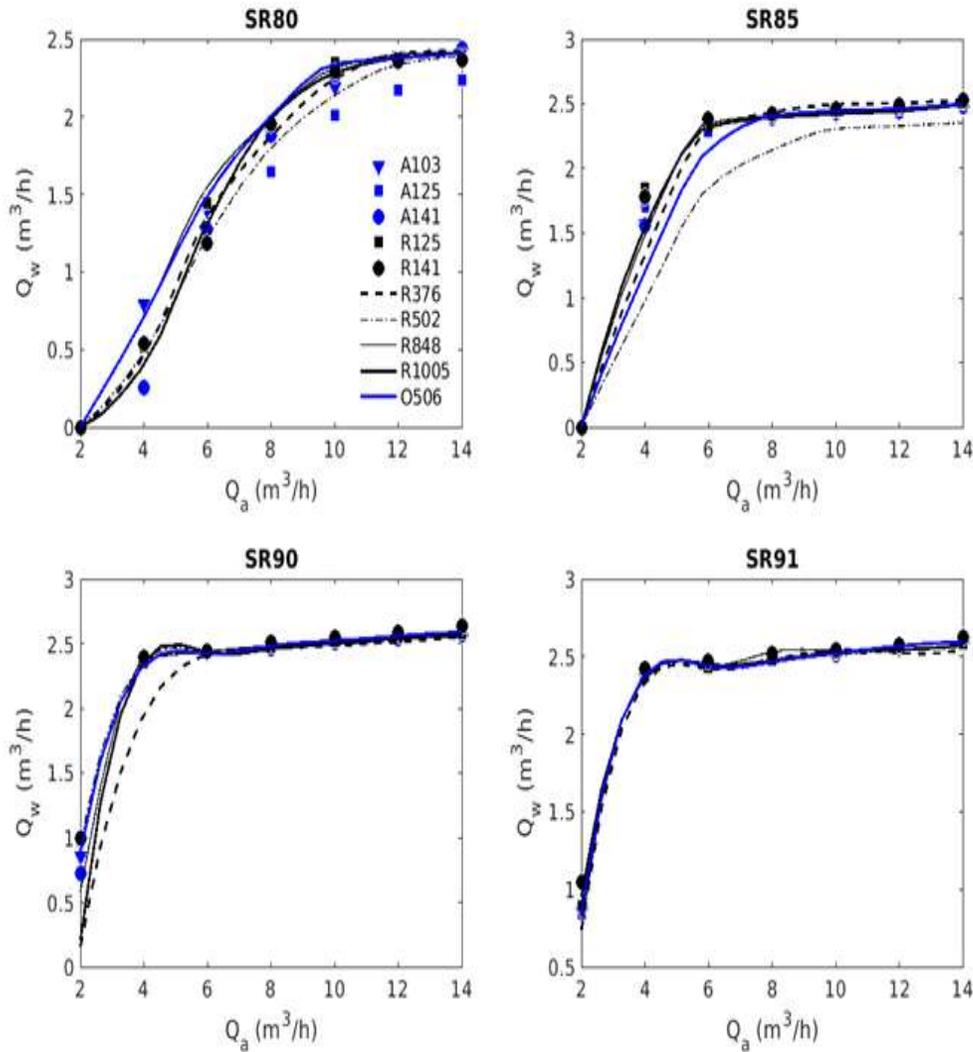


Figura 3.8: Flujo volumétrico de líquido extraído en términos de flujo volumétrico de aire inyectado para: SR = 0.80, b) SR = 0.85, c) SR = 0.90 y d) SR = 0.91

3.6.3.3 Eficiencia y caudales de gas adimensionales

La Figura 3.9 (a-d) muestra la eficiencia η (ecuación (3.2)) en función del caudal de gas adimensional π_1 para diferentes valores de relación de inmersión SR; está claro que la eficiencia mejora con SR, ya que proporciona más energía por unidad de volumen de gas inyectado. La eficiencia osciló entre $\eta = 0,04$ y $\eta = 0,2$ para caudales de gas

adimensionales entre $\pi_1 = 0.001$ y $\pi_1 = 0.002$. Tenga en cuenta que diferentes boquillas muestran un rendimiento máximo similar. Además, para diferentes relaciones de inmersión tenemos diferentes selecciones de boquillas en términos de mejor eficiencia: para SR grandes parece que la configuración radial R376 supera ligeramente a otras opciones, mientras que la configuración abierta O506 no funciona tan eficientemente como las boquillas radiales o axiales. Para $SR \geq 0.85$, el π_{1opt} óptimo que corresponde a la eficiencia máxima $m_{\acute{a}x}$ parece depender solo de SR, donde $\pi_{1opt} = 1.025e-3$ para $SR = 0.85$, $\pi_{1opt} = 0.97e-3$ para $SR = 0.90$ y $\pi_{1opt} = 0.95e-3$ para $SR = 0.91$. Para $SR = 0.80$ existen diferentes valores para cada boquilla, todos cercanos a $\pi_{1opt} \approx 2.0e-3$.

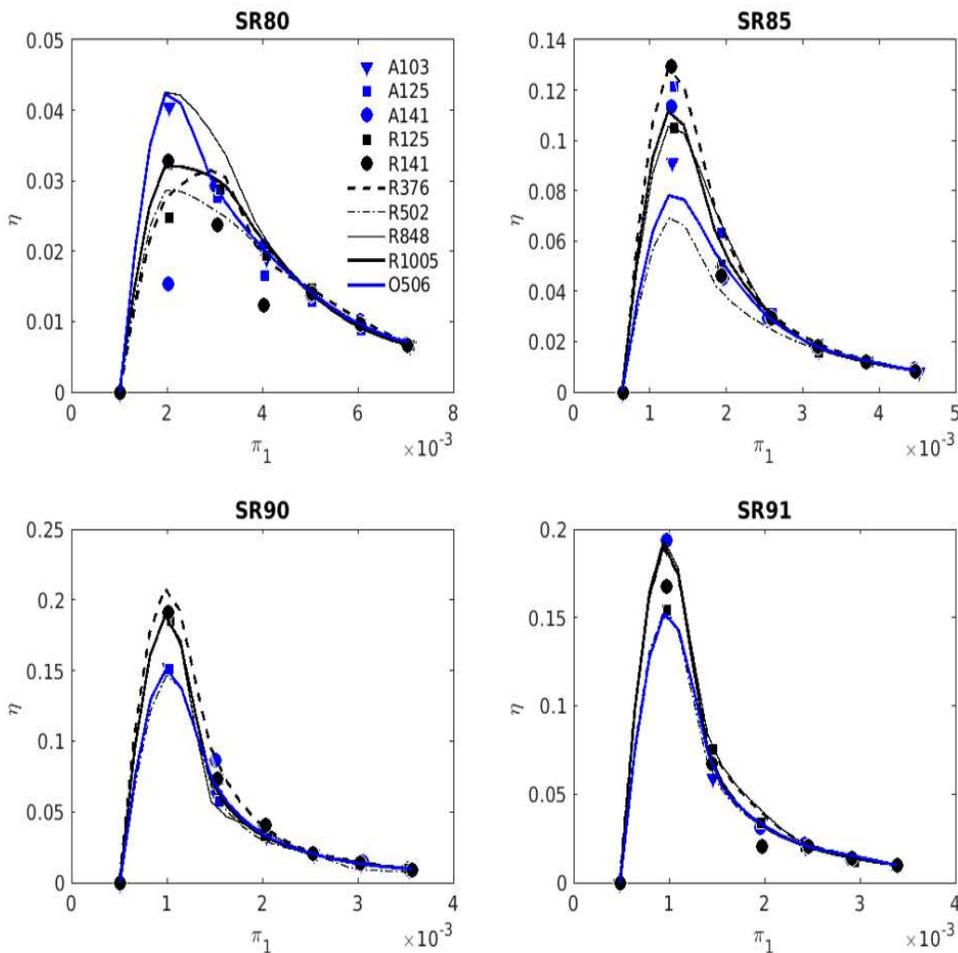


Figura 3.9: Eficiencia η en términos del número adimensional π_1 para diferentes valores de relación de sumergencia: $SR=0.80$, $SR=0.85$, $SR=0.90$ y $SR=0.91$

3.6.3.4 Incremento de la eficiencia con la superficie de inyección de aire

La Figura 3.10 a-d muestra la eficiencia η en función de π_2 (relacionando la diferencia de presión, el área de inyección y el caudal). En todos los casos, esta última aumenta considerablemente con la superficie de inyección de aire (R1005, R848, R502 y O506). Como se puede observar en la Figura 3.10, π_2 es muy sensible a las características del diseño de la boquilla.

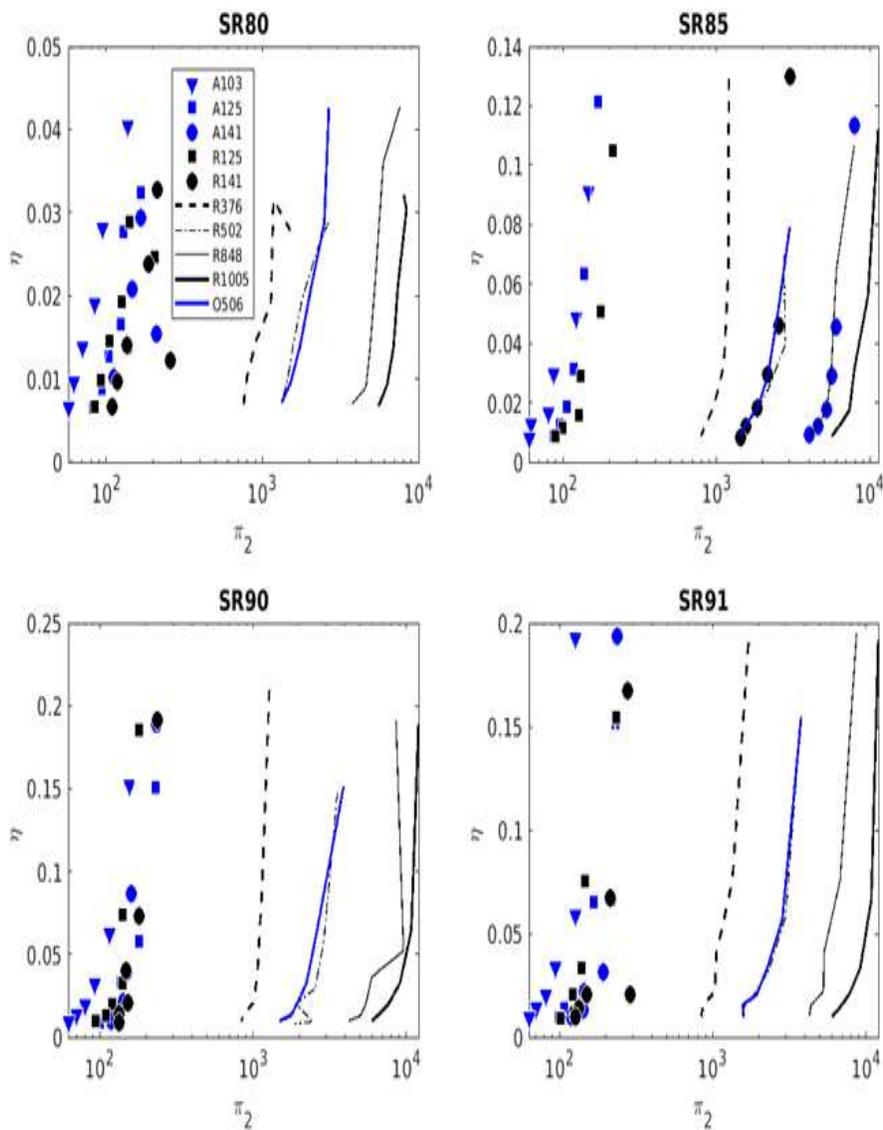


Figura 3.10. Eficiencia en términos de π_2 (relación entre fuerzas de presión y flujo de aire).

Todos los diseños pueden alcanzar valores similares de máxima eficiencia, para diferentes condiciones. Por ejemplo, en la Figura 3.9, para $SR=0.91$ las boquillas A103 y R1005 casi se superponen, mientras que en la Figura 3.10 la diferencia en términos de π_2 es sustancial. Dependiendo de la diferencia de presión, existe una selección de boquilla que corresponde a la máxima eficiencia. Tenga en cuenta que en la Figura 3.10 cada experimento (curva) se lleva a cabo variando únicamente ΔP y Q_a (para cualquier boquilla determinada).

3.6.4. Discusión

3.6.4.1 Datos experimentales verificados con la teoría

Los datos experimentales se compararon con los resultados de [45]. Este modelo se desarrolló utilizando el equilibrio de impulso de ambas fases en la entrada y salida de la bomba [11, 37, 70,71].

$$\left(\frac{h}{Z}\right) - \frac{1}{1 + \left(\frac{1}{S}\right)\left(\frac{Q_a}{Q_w}\right)} = \left(\frac{Q_w^2}{2gZA^2}\right) \left\{ (K + 1) + (K + 2) \left(\frac{Q_a}{Q_w}\right) - \left(\frac{200 \rho_g}{63 \rho_l}\right) \left(\frac{A}{A_N}\right) \left(\frac{Q_a}{Q_w}\right)^2 \right\} \quad (3.6)$$

Tenga en cuenta que la ecuación (3.6) se puede expresar en términos de los números adimensionales mencionados anteriormente (ecuaciones (3.2) -(3.4)). Además, la estimación de la relación de deslizamiento entre fases se basó [70]:

$$S = 1.2 + 0.2 \left(\frac{Q_a}{Q_w}\right) + \left(\frac{0.35(gD)^{1/2}}{V_l}\right) \quad (3.7)$$

$$K = \frac{4fZ}{D} \quad (3.8)$$

$$\frac{1}{f^{1/2}} = -2 \log \left(\frac{E}{3.7} + \frac{2.51}{Re f^{1/2}} \right) \quad (3.9)$$

Aquí el parámetro adimensional K depende del coeficiente de fricción f , obtenido en [71]; V_l es la velocidad del líquido y D es el diámetro del tubo. Tenga en cuenta que estas últimas tres ecuaciones también se pueden formular en términos de las seis cantidades adimensionales antes mencionadas. Se dejaron como fueron propuestos originalmente por los autores para simplificar. El único parámetro que se añade al problema es el factor de fricción f , que depende del número de Reynolds Re (basado en el diámetro hidráulico). E/D

es la rugosidad relativa de la pared interna del tubo (en nuestro experimento las paredes internas del tubo son lisas, por lo que se despreció este término).

Las ecuaciones (3.6) a (3.9) se resolvieron numéricamente para Q_w (las propiedades del fluido, la geometría de la boquilla y la bomba, así como los caudales de fluido se conocieron a partir de los experimentos). Llamemos a esta predicción teórica Q_{Theo} , para distinguirla del caudal de agua medido Q_w .

Para evaluar la predicción teórica, tomemos la relación entre el caudal de líquido experimental Q_w y el caudal de líquido predicho Q_{Theo} , y llamemos a esta relación de caudales C :

$$C = \frac{Q_w}{Q_{Theo}} \quad (3.10)$$

La Figura 3.11 muestra la relación entre los caudales de líquido, experimentales y teóricos (C) graficados frente al número de Reynolds (Re). Cada curva en el gráfico corresponde a un valor de inmersión (SR) diferente, como lo indican las etiquetas al lado de cada curva. Las cuatro subtramas corresponden a diferentes boquillas, etiquetadas en la parte superior de cada gráfico (A103 en la parte superior izquierda, A141 en la parte superior derecha, R502 en la parte inferior izquierda y O506 en la parte inferior derecha). A medida que aumenta el número de Reynolds, las predicciones teóricas tienden a sobreestimar el caudal de líquido experimental y viceversa, lo que da como resultado una curva monótonamente decreciente con Re . Además, a medida que aumenta la relación de inmersión SR , el valor de C disminuye, exacerbando la subestimación.

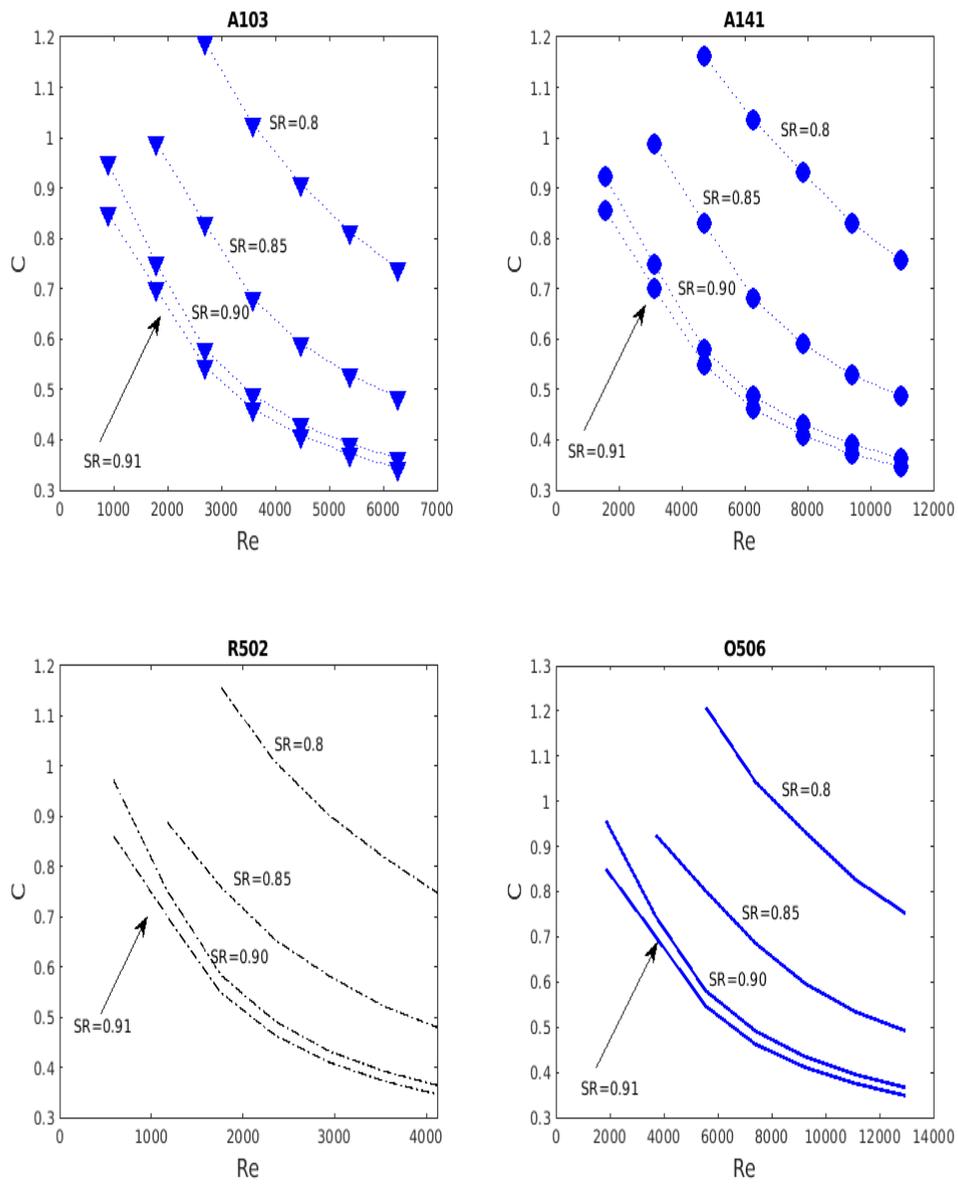


Figura 3.11: Relación C entre los caudales de líquido, experimentales y teóricos

3.6.4.2 Coeficiente de re-escalado [60]

Tenga en cuenta que en la Figura 3.11, todas las subfigura parecen muy similares; sin embargo, la abscisa abarca diferentes rangos de números de Reynolds, por lo que este coeficiente C depende en gran medida de Re (y SR). Dado el diseño de las boquillas y su dependencia del número Re , se puede ver a C como una forma particular de coeficiente de descarga. Propongamos el uso de otro número adimensional: un coeficiente C^* re-escalado [72].

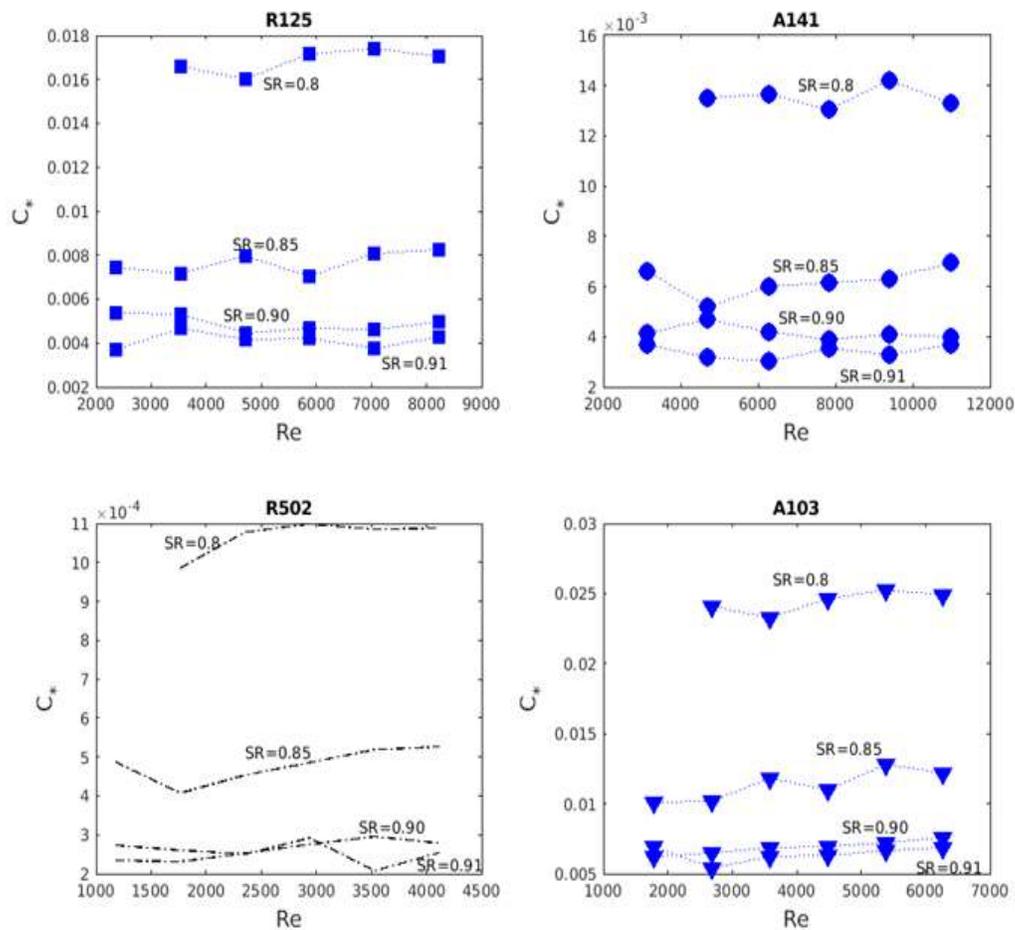


Figura 3.12: Coeficiente C^* re-escalado en función del número de Reynolds Re , para diferente relación de inmersión SR .

$$C^* = \frac{C}{(1-\beta^4)\Pi_2\left(\frac{h}{Z}\right)} \quad (3.11)$$

Donde $\beta = A_N / A$, es decir, la relación entre el área de perforaciones activas de gas y el área de la tubería central de entrada de gas. C^* tiene la ventaja de ser muy débilmente dependiente de Re , π_1 o π_2 . Esto se verificó trazando C^* en términos de todos los demás números adimensionales. Un ejemplo de esta independencia se muestra en la Figura 3.12, donde C^* se muestra como una función del número Re para diferentes boquillas.

En consecuencia, las boquillas se pueden caracterizar utilizando el coeficiente C^* propuesto. En la práctica, se pueden promediar los valores de C^* para cada boquilla (por ejemplo, C^* promedio para diferentes Re en la (Figura 3.12), para obtener un valor promedio mejorado, representado por el símbolo con el subíndice a : C_a^* . Además, se observó que este nuevo parámetro es bastante insensible al diseño en términos de configuración axial o radial; por lo tanto, este coeficiente promediado es una función de β y SR únicamente, y dada la forma en que se comporta (Figura 3.11), se puede pensar en un producto de dos funciones: una que depende del diseño de la boquilla (relación de área de flujo de aire), y una función de SR :

$$C_a^* = r(\beta)g(SR) \quad (3.12)$$

Esta relación simple se puede utilizar para caracterizar el comportamiento de diferentes boquillas, lo que se puede mostrar gráficamente en la (Figura 3.13), donde C_a^* se muestra como una función de SR , y cada curva corresponde a una relación de área diferente β . La leyenda de la figura especifica β , seguida de un punto y coma y una boquilla de ejemplo. Tenga en cuenta que un valor β puede representar muchas boquillas diferentes con la misma relación de área. Se verificó que estos casos se superponen experimentalmente como lo sugiere la ecuación (3.12) (ver A141 y R141 en la Fig. (3.13)).

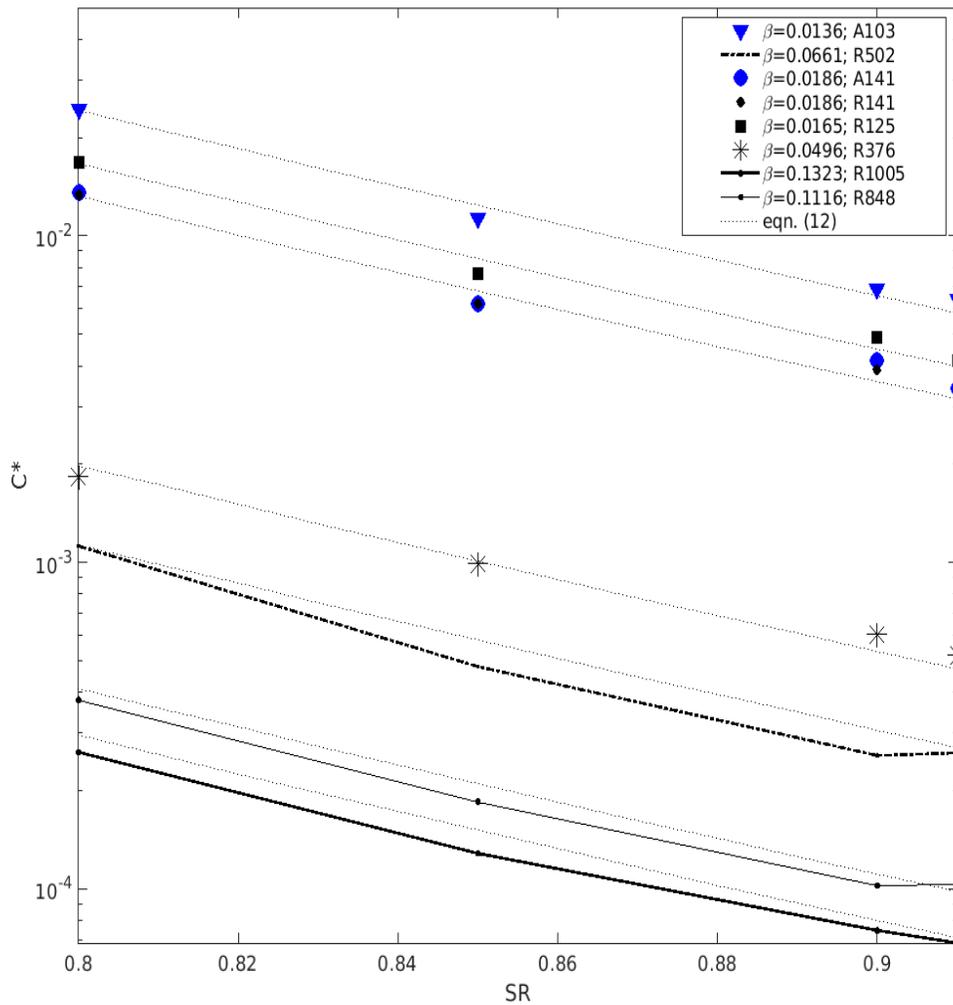


Figura 3.13: Coeficiente adimensional promediado C_a^* en función de SR.

Las funciones $r(\beta)$ y $g(SR)$ se pueden equipar fácilmente con una ley de potencia de la forma:

$$g(SR) = SR^c \quad (3.13)$$

$$r(\beta) = a\beta^b \quad (3.14)$$

donde los exponentes dimensionales $c = -11.10$ y $b = -1.937$. El coeficiente adimensional $a = 4.9438e-07$. Las ecuaciones (3.13) y (3.14) se ajustan a los experimentos con un r^2 mayor que 0.999 para los rangos de datos dados.

Además, definamos el siguiente número adimensional, que aparece naturalmente a partir de la ecuación. (3.2):

$$\Pi_3 = \frac{\rho_w z g}{\Delta p} \quad (3.15)$$

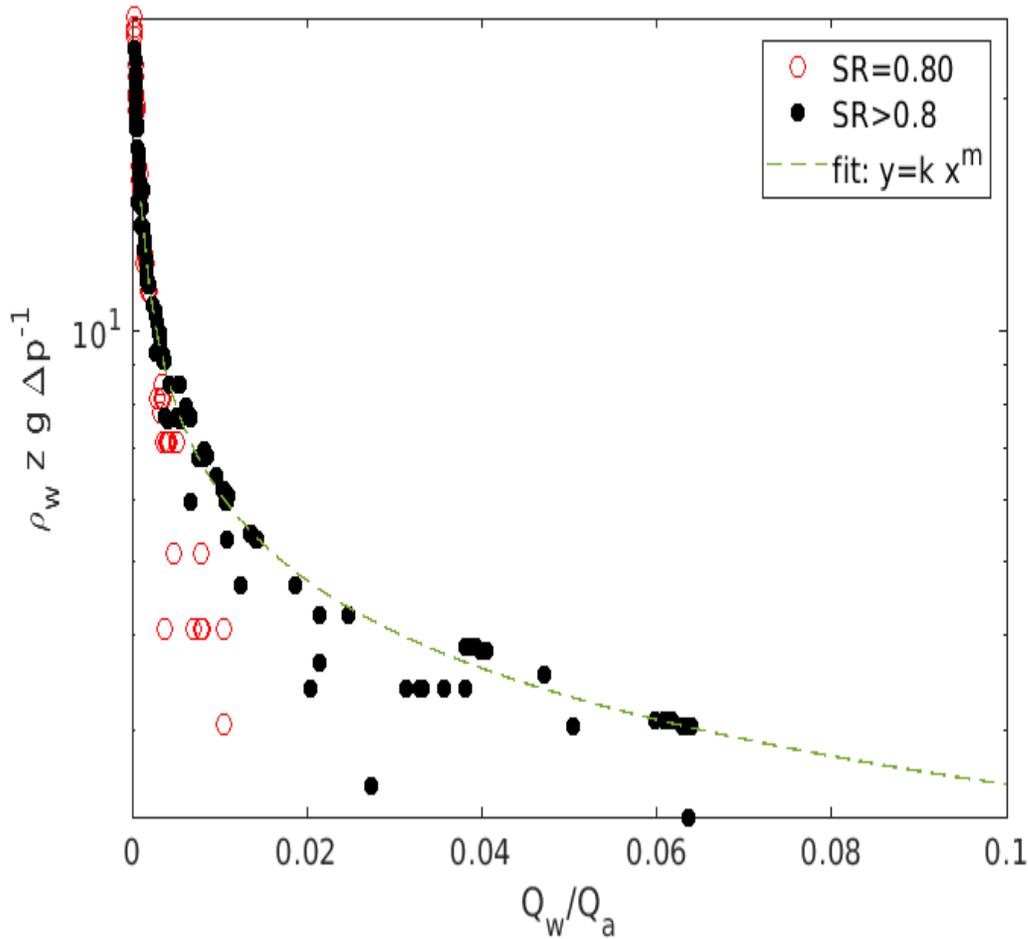


Figura 3.14: π_3 función de la relación de flujo volumétrico Q_w/Q_a para todos los experimentos (círculos rojos) y para $SR > 0.80$ (puntos rellenos de negro).

Este número, cuando se representa en términos de la relación de caudales volumétricos Q_w/Q_a colapsa los datos (de todas las boquillas) en una sola curva para $SR > 0.8$, por lo que para relaciones de inmersión grandes la eficiencia se puede relacionar con la diferencia de presión obsérvese que $\eta = \pi_3 \left(\frac{Q_w}{Q_a} \right)$ a través de una relación simple. (La Figura 3.14) muestra π_3 función de Q_w/Q_a , para $SR = 0.8$ (círculos rojos), así como para

$SR > 0.8$ (puntos negros rellenos). Para este último, la curva puede ajustarse mediante una ley de potencia. En la (Figura 3.14), la línea discontinua corresponde a una Ley de Potencia de la forma $y = kx^m$, donde $k = 1.065$ y $m = 0.3805$, ambas constantes son adimensionales. El coeficiente de determinación de la curva ajustada es $r^2 = 0.9923$. Tenga en cuenta que los ejes son logarítmicos, por lo que la diferencia con la curva ajustada (línea discontinua) parece mayor para pequeñas relaciones Q_w/Q_a en la Figura 3.14.

3.6.4.3 Curva característica

Desde un punto de vista de ingeniería, el diseño de la bomba de boquilla proporciona una curva característica, de la cual se puede obtener C_a^* (usando la ecuación (3.12) o de la Figura 3.13); η se puede estimar a partir de SR, utilizando la Figura 3.9, por ejemplo (π_{1opt} para una eficiencia máxima depende débilmente de la boquilla, para un SR determinado) y, por lo tanto, Q_a se conoce a partir de la ecuación (3). Luego, Q_{Theo} se puede calcular a partir de las ecuaciones (3.6) -(3.9) (resolver numéricamente), y posteriormente se puede estimar el caudal de agua real a partir de (3.10). La Figura 3.14 (ecuación (3.15)) también se puede utilizar para estimar la diferencia de presión o η , si $SR > 0.8$.

3.7. Conclusiones

En el laboratorio se realizó un experimento con una bomba *airlift* de tubo concéntrico. El aire se inyectó mediante una serie de boquillas perforadas, utilizando configuraciones tanto radiales como axiales; Se probaron diez diseños diferentes de boquillas (con diferente número de perforaciones, diámetros de perforación y carcasa de extremo abierto sin boquilla). El área total de inyección varió entre $A_N = 100 \text{ mm}^2$ y $A_N = 1005 \text{ mm}^2$, abarcando caudales volumétricos de aire desde $Q_a = 2 \text{ m}^3/\text{h}$ hasta $Q_a = 14 \text{ m}^3/\text{h}$. La relación de inmersión varió en el rango entre $SR = 0.8$ y $SR = 0.91$. Los regímenes de flujo observados fueron; flujo burbujeante, *slug* y *slug-churn* para caudales de gas volumétricos bajos y altos, respectivamente. Se observó que burbujas grandes (*slugs*) se elevaban en espiral, rodeadas por una mezcla poli-dispersa de pequeñas burbujas. Se observó un flujo de líquido descendente (recirculación) cerca de las paredes externas del tubo ascendente, que arrastra pequeñas burbujas dada su baja flotabilidad [53]. Este fenómeno aumenta con el caudal volumétrico del gas. En términos de caudal de agua Q_w en la parte superior del elevador, existe un umbral por debajo del cual no se obtuvo ningún caudal de agua. La extracción de líquido para $SR = 0.80$ y $SR = 0.85$ comienza en $Q_a = 4 \text{ m}^3/\text{h}$ y para $SR = 0.90$ y $SR = 0.91$, el caudal inicial fue $Q_a = 2 \text{ m}^3/\text{h}$. Por encima de este caudal de aire de arranque (menor para SR grande), la extracción de líquido aumenta bruscamente hasta acercarse asintóticamente a un valor máximo. La pendiente del crecimiento inicial es más pronunciada para SR más grandes. Este caudal máximo de líquido parece alcanzar el mismo valor asintóticamente a medida que Q_a aumenta, para todos los SR en el rango $0.8 \leq SR \leq 0.91$, sin embargo, se ha informado en la literatura que este caudal máximo depende de SR [3]. Por encima del caudal de gas de arranque, la eficiencia η aumenta bruscamente hasta alcanzar un máximo, y luego cae debido a la gran cantidad de energía necesaria para inyectar aire a través de las pequeñas aberturas de la boquilla. Vale la pena señalar que η en nuestro caso se define como una relación de potencia, no como una relación de caudal volumétrico como en [37]. Los resultados experimentales son difíciles de correlacionar con las características de la boquilla, ya que la mejor selección de boquilla cambia con SR. Además, a veces las boquillas radiales funcionan mejor que las axiales, y para un SR diferente se puede obtener el resultado

opuesto (lo mismo para la relación del área de inyección de aire β). Se observó que η es bastante insensible al tipo de inyección de aire (axial/radial) para SR grandes.

Los resultados experimentales se compararon con un modelo de [11,70,71], con una ligera modificación [37], mostrando resultados consistentes con la literatura: el error tiende a aumentar con Re (o Q_a) y aumenta a valores inaceptables debido a la restricción del flujo en la boquilla (la compresibilidad también puede tener un efecto para Re grande). La relación entre el caudal de líquido experimental y teórico se introduce como la variable adimensional $C = Q_w/Q_{\text{Theo}}$, que aumenta con Q_a , así como con Re, y cuyo comportamiento recuerda al de un coeficiente de descarga. Por lo tanto, se propuso un coeficiente C_a^* re-escalado para caracterizar el sistema. Este coeficiente resultó ser una función de β (relación entre el área total de inyección de aire y el área del tubo de inyección) y SR únicamente, ya que era bastante insensible a las otras variables adimensionales dentro de los rangos abarcados por los experimentos. Esto permitió una caracterización del sistema en términos de la boquilla y los parámetros de diseño experimental. Se recomiendan más experimentos (que abarquen SR bajos y diferentes diámetros de tubería de elevación) para evaluar y mejorar los límites de las correlaciones propuestas, que podrían encontrar aplicaciones en muchos campos de la ciencia y la ingeniería.

Capítulo 4

Conclusiones, aportaciones y trabajos futuros

Contenido Capítulo 4

4.1 Conclusiones generales	80
4.2 Aportaciones y trabajos futuros	82

4.1 Conclusiones generales

Para realizar un análisis termo-hidráulico para la extracción de calor en un pozo geotérmico utilizando un sistema de bombeo *airlift*, se obtuvo información experimental tanto del pozo geotérmico Z-3, como de un sistema de bombeo *airlift* en laboratorio de termo fluidos partiendo de un escalamiento geométrico considerando equivalentes relaciones de inmersión (SR=0.80, SR=0.85, SR=0.90 y SR=0.91), considerando que en el pozo geotérmico es complicado introducir una cámara de alta velocidad para caracterizar los patrones de flujo asociados al índice de productividad y la generación de entropía, estas experimentaciones de campo y laboratorio, proporcionan nuevos datos que permitieron realizar el presente análisis:

La generación de entropía se redujo al utilizar las boquillas con mayores áreas de inyección, asociado con el aumento de velocidad en el tubo ascendente del *airlift* que disminuyó la transferencia de calor hacia el reservorio más frío, aumentando la extracción de calor (gasto y temperatura de salmuera), y el índice de productividad.

Adicionalmente, con las mayores inmersiones se presentó una mejor estabilización del gasto.

Esta conclusión es confirmada [26,37,38,53] respecto al aumento del gasto y temperatura [40] de la salmuera extraída, que fueron directamente proporcionales con el incremento de la relación de inmersión SR y la eficiencia del *airlift* para el mismo caudal de aire. Esto se asocia con una disminución en la generación de entropía y el aumento del índice de productividad. Lo anterior en concordancia con otro trabajo en el que se reportó el aumento de las áreas totales del inyector de aire [73], junto con las cuales aumentaron también los gastos de extracción de líquido.

A nivel laboratorio se logró confirmar que para mayores (SR), la extracción de líquido aumenta bruscamente hasta acercarse asintóticamente a un valor máximo. La pendiente del crecimiento inicial es más pronunciada para SR más grandes. Este caudal máximo de líquido parece alcanzar el mismo valor asintóticamente a medida que Q_a aumenta, para todos los SR en el rango $0.8 \leq SR \leq 0.91$. Sin embargo, se ha informado en la literatura que este caudal máximo depende de SR [3]. Por encima del caudal de gas de

arranque, la eficiencia η aumenta bruscamente hasta alcanzar un máximo, y luego cae debido a la gran cantidad de energía necesaria para inyectar aire a través de las pequeñas aberturas de la boquilla. En cuanto a las boquillas, se probaron diez diseños diferentes. El área total de inyección varió entre $A_N = 100 \text{ mm}^2$ y $A_N = 1005 \text{ mm}^2$, obteniendo mayores eficiencias con las boquillas de áreas mayores. Los regímenes de flujo observados fueron; flujo burbujeante, *slug* y *slug-churn* para caudales de gas volumétricos bajos y altos, respectivamente. Se observó que burbujas grandes (*slugs*) se elevaban en espiral, rodeadas por una mezcla poli-dispersa de pequeñas burbujas. Se observó un flujo de líquido descendente (recirculación) cerca de las paredes externas del tubo ascendente, que arrastra pequeñas burbujas dada su baja flotabilidad [39,53].

Las conclusiones generales de estos trabajos en campo y en laboratorio se pueden resumir de la siguiente manera: La eficiencia del sistema aumenta junto con el índice de inmersión [3,37,48,49,50]. La curva de rendimiento del sistema de transporte aéreo comprende tres etapas: en primer lugar, se debe alcanzar un umbral de caudal de gas para el inicio de la extracción del líquido; luego, a medida que aumenta el caudal de gas, la eficiencia aumenta rápidamente hasta alcanzar un máximo. Posteriormente, la eficiencia muestra poca variación a medida que aumenta el caudal de gas, por lo que la eficiencia máxima no se produce al caudal másico de agua máximo [3,39,46]. Adicionalmente, esto se refuerza con la experimentación realizada en laboratorio en donde se observó un retroceso de flujo en la parte superior del riser en donde la presión disminuyó considerablemente, lo que reduce la eficiencia e índice de productividad. Adicionalmente las boquillas con mayores áreas de inyección de gas (aire), permiten mejorar también la extracción de calor (temperatura y gasto de líquido).

4.2 Aportaciones y trabajos futuros

Para llevar a cabo la experimentación de campo en el pozo geotérmico Z-3, fue necesario reinyectar la salmuera extraída por el exterior de la tubería de elevación, en el mismo pozo, al no poder conseguir un permiso para perforación de un segundo pozo inyector. Además, para extender este análisis termo hidráulico a mayores inmersiones, es necesario contar con equipo e instrumentación adicional para incrementar la capacidad de operación a mayores presiones y temperaturas. Finalmente, la experimentación en pozos geotérmicos es usualmente costosa, y se requieren más recursos financieros tanto del gobierno como iniciativa privada (convenios de colaboración).

Para aprovechamiento del potencial energético de la salmuera de mediana y baja entalpías, será necesario realizar más estudios en los que se pueda realizar lo siguiente: Variar el gasto de gas inyectado en el pozo geotérmico; realizar inyecciones de gas por pulsos y evaluar la eficiencia [39]; probar con CO₂ y otros gases con menor capacidad calorífica para evaluar el impacto térmico sobre la salmuera extraída; realizar mayores inmersiones con el *airlift* para analizar el sistema, y utilizar boquillas con mayores áreas de inyección a las presentadas en estos trabajos.

Referencias

- [1] Gobierno de México, Secretaría de Energía. (2012). Prospectiva de energías renovables 2012-2026. pp. 98.
https://www.gob.mx/cms/uploads/attachment/file/62954/Prospectiva_de_Energias_Renovables_2012-2026.pdf
- [2] N. Hatta, H. Fujimoto, M. Isobe, J. Kang. (1998). Theoretical analysis of Flow characteristics of multiphase mixtures in a vertical pipe. *Int. J. Multiphase, Flow* 24 (4), 539-561. [https://doi.org/10.1016/S0301-9322\(97\)00074-8](https://doi.org/10.1016/S0301-9322(97)00074-8)
- [3] Kassab, S. Z., Kandil, H. A., Warda, H. A., & Ahmed, W. H. (2009). *airlift* pumps characteristics under two-phase flow conditions. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 30(1), 88-98. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatfluidflow.2008.09.002>
- [4] Hanafizadeh, P., & Ghorbani, B. (2012). Review study on *airlift* pumping systems. *Multiphase Science and Technology*, 24(4). [https://doi:10.1615/MultScienTechn.v24.i4.30](https://doi.org/10.1615/MultScienTechn.v24.i4.30).
- [5] Baujard, C., Genter, A., Dalmais, E., Maurer, V., Hehn, R., Rosillette, R., ... & Schmittbuhl, J. (2017). Hydrothermal characterization of wells GRT-1 and GRT-2 in Rittershoffen, France: Implications on the understanding of natural flow systems in the Rhine Graben. *Geothermics*, 65, 255-268.
<https://doi.org/10.1016/j.geothermics.2016.11.001>
- [6] Fisch, H., Uhde, J., Bems, C., Lang, P., and Bartels J. (2015). Hydraulic testing and reservoir characterization of the Taufkirchen site in the Bavarian Molasse Basin, Germany.
<https://www.researchgate.net/publication/284484895>
- [7] W.E. Castro, P.B. Zielinski, P.B. Sandifer. (1975). Performance characteristics of *airlift* Pumps, (1975). <https://doi.org/10.1111/j.1749-7345.1975.tb00039.x>
- [8] Clark, N. N., & Dabolt, R. J. (1986). A General Design Equation for airlift Pumps Operating in Slug Flow. *AIChE Journal*, 32, 56-64.
<https://doi.org/10.1002/aic.690320107>

- [9] Beasley, D.E & Liburdy, J.A. (1987). Two phase flow characteristics of an *airlift* pump using small diameter tubes. Miami international symposium on multi-phase transport and particulate phenomena; Miami Beach, FL (USA)
<https://inis.iaea.org/search/searchsinglerecord.aspx?recordsFor=SingleRecord&RN=19059090>
- [10] Khalil, M. F., Elshorbagy, K. A., Kassab, S. Z., & Fahmy, R. I. (1999). Effect of air injection method on the performance of an *airlift* pump. International Journal of heat and fluid flow, 20(6), 598-604. [https://doi.org/10.1016/S0142-727X\(99\)00051-X](https://doi.org/10.1016/S0142-727X(99)00051-X)
- [11] Parker, N. C., Suttle, M. A., & Fitzmayer, K. (1984). Total gas pressure and oxygen and nitrogen saturation in warm water ponds aerated with *airlift* pumps. Aquacultural engineering, 3(2), 91-102. [https://doi.org/10.1016/0144-8609\(84\)90001-3](https://doi.org/10.1016/0144-8609(84)90001-3)
- [12] Parker, N.C., Suttle, M.A. (1987). Design of *airlift* pumps for water circulation and aeration in aquaculture, Aquacultural Engineering, 6, 97-110.
[https://doi.org/10.1016/0144-8609\(87\)90008-2](https://doi.org/10.1016/0144-8609(87)90008-2)
- [13] Wust W.A., McNeill, S.G., & Overhults D.G. (1994). Performance and design characteristics of *airlift* pumps for field applications. Pp. 51-55.
- [14] Choi, K. H. (2021). Prediction of gas holdup in various types of *airlift* reactors. Korean Journal of Chemical Engineering, 38(9), 1781-1790.
<https://doi.org/10.1007/s11814-021-0822-4>
- [15] White, F. M., Fluid Mechanics, Fourth Edition, MC Graw Hill, New York (1999).
- [16] Shallouf, M., Ahmed, W. H., & Abdou, S. (2019). Engineered-airlift pumps for aquaculture applications using multiphase flow analysis. Aquacultural Engineering, 87, 101998. <https://doi.org/10.1016/j.aquaeng.2019.101998>
- [17] Wicomb, W. N., Cooper, D. K. C., & Novitzky, D. (1985). An *airlift* pump device for low pressure perfusion storage of the isolated heart. Cryobiology, 22(5), 401-408.
[https://doi.org/10.1016/0011-2240\(85\)90150-6](https://doi.org/10.1016/0011-2240(85)90150-6)

- [18] Fan, W., Chen, J., Pan, Y., Huang, H., Chen, C. T. A., & Chen, Y. (2013). Experimental study on the performance of an *airlift* pump for artificial upwelling. *Ocean Engineering*, 59, 47-57. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2012.11.014>
- [19] Pan, Y., Li, Y., Fan, W., Zhang, D., Qiang, Y., Jiang, Z. P., & Chen, Y. (2019). A sea trial of *airlift* concept artificial upwelling in the East China Sea. *Journal of Atmospheric and Oceanic Technology*, 36(11), 2191-2204. <https://doi.org/10.1175/JTECH-D-18-0238.1>
- [20] Yong, Z., & Jianliang, Z. (2014). Technical improvements and application of air-lift reverse circulation drilling technology to ultra-deep geothermal well. *Procedia Engineering*, 73, 243-251. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2014.06.194>
- [21] Lund, J. W., & Boyd, T. L. (2016). Direct utilization of geothermal energy 2015 worldwide review. *Geothermics*, 60, 66-93. <https://doi.org/10.1016/j.geothermics.2015.11.004>
- [22] Ravier, G., Graff, J. J., & Villadangos, G. (2015). Operating a Lineshaft production pump in a small pump chamber under highly aggressive geothermal fluid conditions: Results from the Soultz EGS site. In *Proceedings, World Geothermal Congress, Melbourne*.
- [23] Arslan O. (2010). Exergoeconomic evaluation of electricity generation by the medium temperature geothermal resources, using a Kalina cycle: Simav case study. *Int. J. of Thermal Sciences* pp. 1866-1873. <https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2010.05.009>
- [24] Lund, J. (2018). Direct Heat Utilization of Geothermal Resources Worldwide. https://doi.org/10.1007/978-1-4939-2493-6_305-3
- [25] Ware L. A. Literature Review on Modeling of Density Diff view on Modeling of Density Difference Pumping Hence Strategy for Geothermal pp. 5,20. DOI <https://doi.org/10.33915/etd.7983>
- [26] Hanafizadeh, P., Ganbarzadeh, S., Hassan Saidi M. (2011). “Exergy analysis of *airlift* Systems: experimental approach”, *Int. J. Exergy*, vol. 8, no.4, pp. 407-424.

https://www.researchgate.net/publication/242012513_Exergy_Analysis_of_airlift_System_Experimental_Approach

[27] Apazidis, N. (1985). Influence of bubble expansion and relative velocity on the performance and stability of an *airlift* pump', Int. J. Multiphase Flow, 11, 459-479. [https://doi.org/10.1016/0301-9322\(85\)90070-9](https://doi.org/10.1016/0301-9322(85)90070-9)

[28] Chisti, M.Y. (1989). *airlift* Bioreactors, Elsevier Applied Science, London (1989). <https://doi.org/10.1002/cjce.5450680228> De Cachard, F., & Delhay, J. M. (1996). A slugh-churn flow model for small-diameter *airlift* pumps. International journal of multiphase flow, 22(4), 627-649. [https://doi.org/10.1016/0301-9322\(96\)00003-1](https://doi.org/10.1016/0301-9322(96)00003-1)

[29] Reinemann, D. J., Parlange, J. Y., & Timmons, M. B. (1990). Theory of small-diameter *airlift* pumps. International Journal of Multiphase Flow, 16(1), 113-122. [https://doi.org/10.1016/0301-9322\(90\)90042-H](https://doi.org/10.1016/0301-9322(90)90042-H)

[30] Zenz, F.A. (1993). Explore the potential of *airlift* pumps and multiphase systems, Chem. Eng. Prog., 89, (8), 51 (19). Vol: 89:8; Journal. <https://es.scribd.com/document/258074624/Potential-of-Air-Lift-Pumps>

[31] de Cachard, F., & Delhay, J. M. (1996). A slugh-churn flow model for small-diameter *airlift* pumps. International journal of multiphase flow, 22(4), 627-649. [https://doi.org/10.1016/0301-9322\(96\)00003-1](https://doi.org/10.1016/0301-9322(96)00003-1)

[32] Margaris, D.P. and Papanikas, D.G., A generalized gas-liquid-solid three-phase flow analysis for *airlift* pump design, Journal of Fluids Engineering, 119, 995–1002 (1997). <https://doi.org/10.1115/1.2819528>

[33] Nenes, A., Assimacopoulos, D., Markatos, N. and Mitsoulis, E. (1997). Simulation of *airlift* pumps for deep water wells, Int. J. Multiphase Flow, 23 (7), 58. <https://doi.org/10.1002/cjce.5450740403>

[34] Kumar, E.A., Kumar, K.R.V., Ramayya, A.V. (2003). Augmentation of *airlift* pump performance with tapered riser pipe- an experimental study, IE(I) J.-MC, 84, 114–119 (2003).

https://www.researchgate.net/publication/279902436_Augmentation_of_airlift_pump_performance_with_tapped_upriser_pipe_-_An_experimental_study

[35] Samaras, V.C., Margaritis, D.P. (2005). Two-phase flow regime map for *airlift* pump vertical upward gas-liquid flow, *Int. J. Multiphase Flow*, 31, 757-766. <https://doi.org/10.1016/j.ijmultiphaseflow.2005.03.001>

[36] Hanafizadeh, P., Saidi, M. H., Darbandi, M., Kebriae, A. (2010). Numerical simulation of two-phase flow in airlift pumps using the physical influence scheme, *Progress in Computational Fluid Dynamics; an International Journal*, 10 (3), 186- 194. DOI:10.1504/PCFD.2010.033330

[37] Zuo, J., Li, F., Zhang, N., He, D., Wang, W., & Zhang, J. (2020). Experimental study on hydraulic characteristics of pneumatic lifting pump. *Water*, 12(2), 388. <https://doi.org/10.3390/w12020388>

[38] Ligus, G., Zając, D., Masiukiewicz, M., & Anweiler, S. (2019). A new method of selecting the *airlift* pump optimum efficiency at low submergence ratios with the use of image analysis. *Energies*, 12(4), 735. <https://doi.org/10.3390/en12040735>

[39] Ahmed, W. H., Aman, A. M., Badr, H. M., & Al-Qutub, A. M. (2016). Air injection methods: The key to a better performance of *airlift* pumps. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 70, 354-365. <https://doi.org/10.1016/j.expthermflusci.2015.09.022>

[40] Oueslati, A., & Megriche, A. (2017). The effect of liquid temperature on the performance of an *airlift* pump. *Energy Procedia*, 119, 693-701. <https://doi.org/10.1016/j.egypro.2017.07.096>

[41] Michaelides E.E., (1981). Thermodynamic properties of geothermal fluids. https://www.researchgate.net/publication/236536203_Thermodynamic_properties_of_geothermal_fluids

- [42] Zhang, Tse., Salem, M., Kamarol, M., Shekhar, D., Alhuyi, N., and Prabakaran, N. (2022). A comprehensive study of renewable energy sources: Clasifications, challenges and suggestions. <https://doi.org/10.1016/j.esr.2022.100939>
- [43] Mitali, J., Dhinakaran, S., Mohamad A. A. (2022). Energy storage systems: a review. <https://doi.org/10.1016/j.enss.2022.07.002>
- [44] Qiang, Y., Fan, W., Xiao, C., Pan, Y., & Chen, Y. (2018). Effects of operating parameters and injection method on the performance of an artificial upwelling by using *airlift* pump. Applied Ocean Research, 78, 212-222. <https://doi.org/10.1016/j.apor.2018.06.006>
- [45] Parker, G. J. (1980). The effect of footpiece design on the performance of a small *airlift* pump. International Journal of Heat and Fluid Flow, 2(4), 245-252. [https://doi.org/10.1016/0142-727X\(80\)90018-1](https://doi.org/10.1016/0142-727X(80)90018-1)
- [46] Abou Taleb, F. S., & Al-Jarrah, J. A. (2017). Experimental study of an air lift pump. Engineering, Technology & Applied Science Research, 7(3), 1676-1680. <https://doi.org/10.48084/etasr.1207>
- [47] Wang, Z., Kang, Y., Wang, X., Wu, S., & Li, X. (2018). Investigation of the hydrodynamics of slug flow in *airlift* pumps. Chinese Journal of Chemical Engineering, 26(12), 2391-2402. <https://doi.org/10.1016/j.cjche.2018.04.015>
- [48] Kim, S. H., Sohn, C. H., & Hwang, J. Y. (2014). Effects of tube diameter and submergence ratio on bubble pattern and performance of *airlift* pump. International Journal of Multiphase Flow, 58, 195-204. <https://doi.org/10.1016/j.ijmultiphaseflow.2013.09.007>
- [49] Awari, G. K., Bhuyar, L. B., & Wakde, D. G. (2007). A generalized gas-liquid two-phase flow analysis for efficient operation of *airlift* pump. Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering, 29, 307-312. <https://doi.org/10.1590/S1678-58782007000300011>

- [50] Tighzert, H., Brahim, M., Kechroud, N., & Benabbas, F. (2013). Effect of submergence ratio on the liquid phase velocity, efficiency and void fraction in an *airlift* pump. *Journal of Petroleum Science and Engineering*, 110, 155-161. <https://doi.org/10.1016/j.petrol.2013.08.047>
- [51] Taitel, Y., Barnea, D., & Dukler, A. E. (1980). Modelling flow pattern transitions for steady upward gas-liquid flow in vertical tubes. *AIChE Journal*, 26(3), 345-354. <https://doi.org/10.1002/aic.690260304>
- [52] Das, G., Das, P. K., Purohit, N. K., & Mitra, A. K. (1999). Flow pattern transition during gas liquid upflow through vertical concentric annuli—part II: mechanistic models. <https://doi.org/10.1115/1.2823553>
- [53] Julia, J. E., & Hibiki, T. (2011). Flow regime transition criteria for two-phase flow in a vertical annulus. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 32(5), 993-1004. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatfluidflow.2011.06.001>
- [54] Moisidis, C. T., & Kastinakis, E. G. (2010). Two-phase flow pattern transitions of short *airlift* pumps. *Journal of hydraulic research*, 48(5), 680-685. <https://doi.org/10.1080/00221686.2010.515382>
- [55] Wang, Z., Jin, Y., & Huang, F. (2020). Investigation of the inner structure of gas-liquid flow in *airlift* pumps by laser-high speed visualization technology. *Asia-Pacific Journal of Chemical Engineering*, 15(5), e2509. <https://doi.org/10.1002/apj.2509>
- [56] Viggiano-Guerra J. C., and Gutiérrez-Negrín L. C. A. (2005). The Geothermal System of Araró, Mexico, as an Independent System of Los Azufres. *Proceedings World Geothermal Congress 2005*. Antalya, Turkey, 24-29 April 2005.
- [57] Pacheco, J. J., Gutierrez, J., Rubio, C., Gutierrez H. C., Arriaga J. P and Gutierrez, A. (2019). Estudio experimental de la extracción de salmuera geotérmica a diferentes relaciones de inmersión utilizando un sistema *airlift*. https://somim.org.mx/memorias/memorias2019/articulos/A4_173.pdf

- [58] Johnson C.A. and Harrison C.G.A., (1989). Neotectonics in central Mexico. *Physics of the Earth and Planetary Interiors*, 64 (1990) 187—210. [https://10.1016/0031-9201\(90\)90037-X](https://10.1016/0031-9201(90)90037-X)
- [59] Hiriart G., Gutierrez L., Quijano J.L., Ornelas A., Spíndola S., and Hernandez I. (2011). Evaluación de la energía geotérmica en México. Inter-American Development Bank.
<file:///D:/Users/Usuario/Documents/ARTICULOS/ARTICULOS%202023/GEOTHERMICS%202023/REFERENCIAS%202023%20NUEVAS/geology/pag%2038%20IDB%202011%20CAP%20CALORIFICA%20SIMIRAO%20PAG%2038%20CFE.pdf>
- [60] Ferrari, L., Garduño, V. H., Pasquaré, G., and Tibaldi, A., (1994). Volcanic and tectonic evolution of Central Mexico: Oligocene to Present: *Geophysical International*, v. 33, p.91–105.
https://www.researchgate.net/publication/257652976_Volcanic_and_Tectonics_Evolution_of_Central_Mexico_Oligocene_to_Present
- [61] Suter M., Quintero O., and Johnson C.A. (1992). Active faults and state of stress in the central part of the Mexican Volcanic Belt I. the Venta de Bravo fault. *J. Geophys. Res.*, 97, 11983-11993. <https://doi.org/10.1029/91JB00428>
- [62] Krasniqi, D., Selimaj, R., and Krasniqi, M. (2018). Thermal Dynamic Analysis of Parallel and Counter Flow Heat Exchangers, Faculty of Mechanical Engineering, University of Prishtina, Kosovo.
https://www.researchgate.net/publication/326464767_Thermal_dynamic_analysis_of_parallel_and_counter_flow_heat_exchangers
- [63] Najeeb, S. (2017). Natural-Convection Phenomenon from a Finned Heated Vertical Tube: Experimental Analysis, *Al-Khwarizmi Engineering Journal*, Vol 13, No.4, pp 30-4. DOI: <https://doi.org/10.22153/kej.2017.05.004>
- [64] Kern, D.Q. (1999). *Procesos de transferencia de calor*, p. 97.
https://www.academia.edu/16085930/Procesos_de_Transferencia_de_Calor_Donald_Q_Kern

- [65] Favre-Mariet, M. and Tardu, S. (2009). "Convective Heat Transfer", John-Wiley and Sons, Inc., First Edition, USA. [https://www.academia.edu/37131938/ Michel Favre Marinet Sedat Tardu Convective Hea BookSee org](https://www.academia.edu/37131938/Michel_Favre_Marinet_Sedat_Tardu_Convective_Hea_BookSee_org)
- [66] Bejan, A. (2013). Convection Heat Transfer, John Wiley and Sons Inc., Fourth Edition, USA, pp 31-34. <https://doi.org/10.1002/9781118671627.fmatter>
- [67] Cengel, Y. A., Boles M.A. (2011). Termodinámica, McGraw-Hill Companies, Séptima Edición, México. pp. 142, 189, 251, 351-356, 937. http://highered.mcgraw-hill.com/sites/007352932x/information_center_view0/
- [68] Guide to the Expression of Uncertainty in Measurement, BIPM, IEC, IFCC, ISO, IUPAP, IUPAC, OIML (1995), pp 1-134. <http://www.bipm.org/en/committees/jc/jcgm>.
- [69] Caetano, E. F., Shoham, O., and Brill, J. P. (1992). "Upward Vertical Two-Phase Flow Through an Annulus—Part I: Single-Phase Friction Factor, Taylor Bubble Rise Velocity, and Flow Pattern Prediction." ASME. J. Energy Resour. Technol. March 1992; 114(1): 1–13. <https://doi.org/10.1115/1.2905917>
- [70] Griffith, P., Wallis, G.B., (1961). Two-Phase slug flow. ASME J. Heat Transf., pp. 83, 307. <https://doi.org/10.1115/1.3682269>
- [71] Colebrook, C. F., Blench, T., Chatley, H., Essex, E. H., Finnicome, J. R., Lacey, G., ... & Macdonald, G. G. (1939). Correspondence. turbulent flow in pipes, with particular reference to the transition region between the smooth and rough pipe laws. (includes plates). Journal of the Institution of Civil engineers, 12(8), 393-422. <http://dx.doi.org/10.1680/ijoti.1939.13150>
- [72] Huang, S., Ma, T., Wang, D., & Lin, Z. (2013). Study on discharge coefficient of perforated orifices as a new kind of flowmeter. Experimental Thermal and Fluid Science, 46, 74-83. <https://doi.org/10.1016/j.expthermflusci.2012.11.022>

[73] Gutiérrez-Martínez, J; Pacheco, J. J; Aguilar-Corona, A; Figueroa-Espinoza, B. (2024). Experimental study of an annular (concentric pipe) *airlift* system: effect of injection nozzle design. *Journal of Fluid Dynamics*' (ASME). <https://doi.org/10.1115/1.4066111>

Anexos

A. Publicaciones y participaciones en congresos



Figura A1. Reconocimiento de la revista Journal of Fluids Engineering, por la publicación del trabajo: “Experimental Investigation on the Effect of Nozzle Design on Airlift Pump Performance” (2024).



Estimado **Javier Gutiérrez**:

A nombre de la mesa directiva de la **División de Dinámica de Fluidos de la Sociedad Mexicana de Física**, agradezco su amable participación en el **XXVII Congreso de la División de Dinámica de Fluidos**.

Este año nos orgullece haber tenido un mayor número de presentaciones orales y de carteles en la sección correspondiente. Cabe destacar que la audiencia que presenció el congreso a través de las redes sociales se incrementó considerablemente.

Tanto los colegas de la mesa directiva, como un servidor, compartimos la opinión de que gracias a los trabajos presentados se logró un nivel muy notable en términos de la calidad general del evento.

En virtud de lo expuesto, deseamos extenderle la más cordial invitación para contar nuevamente con su apreciable participación en la siguiente edición de nuestro congreso.

Aprovecho la ocasión para enviarle un cordial saludo y desearle un magnífico año 2022.

Atentamente,

Dr. Enrique Guzmán

DDF – SMF
Presidente

Figura A.2 Participación en el XXVII Congreso de la División de Dinámica de Fluidos (2022).



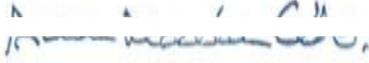

La Sociedad Mexicana de Física

Agradece la participación de:

Javier Gutiérrez Martínez

Universidad Michoacana de San Nicolás de Hidalgo

en el **LXIV Congreso Nacional de Física**
del 4 al 8 de octubre de 2021, Tijuana, Baja California, EN LINEA



Dra. Ana María Cetto Kramis
Presidenta de la SMF



Figura A.3 Participación en el LXIV Congreso Nacional de Física (2021).



El Gobierno del Estado de Michoacán, a través del Instituto de Ciencia, Tecnología e Innovación, en colaboración con el Tecnológico Nacional de México, campus Instituto Tecnológico de Morelia y el respaldo del Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología otorgan la presente:

CONSTANCIA

A: **JAVIER GUTIERREZ MARTINEZ; J. JESUS PACHECO IBARRA; ALICIA AGUILAR CORONA; BERNARDO FIGUEROA ESPINOZA; CARLOS RUBIO MAYA; ALBERTO GUTIERREZ MARTINEZ**
POR LA EXPOSICIÓN DE SU PONENCIA ESTUDIO EXPERIMENTAL EN EL RENDIMIENTO DE UN SISTEMA AIRLIFT CONCÉNTRICO EN EL EJE 1. INVESTIGACIÓN BÁSICA DE LA MESA 2: CIENCIAS DE LA INGENIERÍA Y TECNOLOGÍA

En el marco de las actividades académicas del



Morelia, Michoacán, a 22 de Octubre de 2021

Biol. María Piedad Trujillo García

Directora General del Instituto de Ciencia
Tecnología e Innovación del Estado de Michoacán

Dr. José Luis Gil Vázquez

Director del Tecnológico Nacional de México,
campus Instituto Tecnológico de Morelia

Figura A.4 Participación en el 16 Congreso Nacional de Ciencia e Innovación (2021).



Figura A.5 Participación en el XIV Congreso Iberoamericano de Ingeniería Mecánica (2019).



Figura A.6 Participación en el XXV Congreso de la Sociedad mexicana de Ingenieros Mecánicos (2019).

XV encuentro
Participación de la
Mujer
en la **Ciencia**

23-25 MAYO 2018 León, Guanajuato

Centro de Investigaciones en Óptica, A.C.

Otorga el presente
Reconocimiento
por su valiosa participación a:

Javier Gutiérrez Martínez, Jesús Pacheco Ibarra, Alicia Aguilar Corona, Jorge Rangel Arista y Alberto Gutiérrez Martínez

Por el trabajo:
ANÁLISIS TERMOHIDRAULICO PARA LA EXTRACCIÓN DE FLUJO GEOTERMICO UTILIZANDO UN SISTEMA DE AIRLIFT

[Signature]
Dra. Gloria Verónica Vázquez García
Representante del Comité Organizador

[Signature]
Dr. Elder de la Rosa Cruz
Director General del CIO

Therethy Cruzquis Hodokin

Figura A.7: Participación en el XV Encuentra de la mujer en la ciencia (2018).

Javier Gutiérrez Martínez

Análisis termo-hidráulico para la extracción de calor en un pozo geotérmico.pdf

Universidad Michoacana de San Nicolás de Hidalgo

Detalles del documento

Identificador de la entrega

trn:oid:::3117:424636617

121 Páginas

Fecha de entrega

29 ene 2025, 9:38 a.m. GMT-6

26,722 Palabras

Fecha de descarga

29 ene 2025, 10:50 a.m. GMT-6

133,045 Caracteres

Nombre de archivo

Análisis termo-hidráulico para la extracción de calor en un pozo geotérmico.pdf

Tamaño de archivo

2.9 MB

21% Similitud general

El total combinado de todas las coincidencias, incluidas las fuentes superpuestas, para ca...

Fuentes principales

- 20%  Fuentes de Internet
- 13%  Publicaciones
- 0%  Trabajos entregados (trabajos del estudiante)

Marcas de integridad

N.º de alertas de integridad para revisión

No se han detectado manipulaciones de texto sospechosas.

Los algoritmos de nuestro sistema analizan un documento en profundidad para buscar inconsistencias que permitirían distinguirlo de una entrega normal. Si advertimos algo extraño, lo marcamos como una alerta para que pueda revisarlo.

Una marca de alerta no es necesariamente un indicador de problemas. Sin embargo, recomendamos que preste atención y la revise.

Formato de Declaración de Originalidad y Uso de Inteligencia Artificial

Coordinación General de Estudios de Posgrado
Universidad Michoacana de San Nicolás de Hidalgo



A quien corresponda,

Por este medio, quien abajo firma, bajo protesta de decir verdad, declara lo siguiente:

- Que presenta para revisión de originalidad el manuscrito cuyos detalles se especifican abajo.
- Que todas las fuentes consultadas para la elaboración del manuscrito están debidamente identificadas dentro del cuerpo del texto, e incluidas en la lista de referencias.
- Que, en caso de haber usado un sistema de inteligencia artificial, en cualquier etapa del desarrollo de su trabajo, lo ha especificado en la tabla que se encuentra en este documento.
- Que conoce la normativa de la Universidad Michoacana de San Nicolás de Hidalgo, en particular los Incisos IX y XII del artículo 85, y los artículos 88 y 101 del Estatuto Universitario de la UMSNH, además del transitorio tercero del Reglamento General para los Estudios de Posgrado de la UMSNH.

Datos del manuscrito que se presenta a revisión		
Programa educativo	Doctorado en Ciencias en Ingeniería Mecánica	
Título del trabajo	Análisis termo-hidráulico para la extracción de calor en un pozo geotérmico utilizando un sistema de airlift.	
	Nombre	Correo electrónico
Autor/es	Javier Gutiérrez Martínez	jgutierrez@umich.mx
Director	J. Jesús Pacheco Ibarra	jpacheco@umich.mx
Codirector	Alicia Aguilar Corona	alicia.aguilar@umich.mx
Coordinador del programa	Georgina Carbajal de la Torre	doc.cs.ingenieria.mecanica@umich.mx

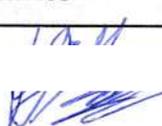
Uso de Inteligencia Artificial		
Rubro	Uso (sí/no)	Descripción
Asistencia en la redacción	No	

Formato de Declaración de Originalidad y Uso de Inteligencia Artificial

Coordinación General de Estudios de Posgrado
Universidad Michoacana de San Nicolás de Hidalgo



Uso de Inteligencia Artificial		
Rubro	Uso (sí/no)	Descripción
Traducción al español	No	
Traducción a otra lengua	No	
Revisión y corrección de estilo	No	
Análisis de datos	No	
Búsqueda y organización de información	No	
Formateo de las referencias bibliográficas	No	
Generación de contenido multimedia	No	
Otro	No	

Datos del solicitante	
Nombre y firma	Javier Gutiérrez Martínez 
Lugar y fecha	Morelia Mich., México a 29 de Enero del 2025