



**UNIVERSIDAD AUTÓNOMA
METROPOLITANA**

Casa abierta al tiempo

**“ESTUDIO DE LA HIDRODINÁMICA DE
REACTORES DE LECHO EBULLENTE
PARA EL HIDROTRATAMIENTO DE
CRUDOS PESADOS”**

TESIS

QUE PARA OBTENER EL GRADO DE:

**MAESTRO EN CIENCIAS
(Ingeniería Química)**

P R E S E N T A:

I. Q. JOSÉ LUIS SÁNCHEZ LÓPEZ

ASESOR:

Dr. RICHARD S. RUIZ MARTÍNEZ

SINODALES:

*M. en C. FERNANDO ALONSO MARTÍNEZ
Dr. MARIO G. VIZCARRA MENDOZA*

MÉXICO, D. F.

2007

AGRADECIMIENTOS

Al Instituto Mexicano del Petróleo

Por el apoyo brindado durante la realización de este proyecto de investigación, en especial al *Programa de Investigación y Desarrollo Tecnológico de Procesos y Reactores*.

Este trabajo no hubiera sido posible sin el apoyo técnico del personal del *Área III de Plantas Piloto* y los laboratorios de *Análisis Físicos y Termodinámica de Fluidos*, a todos ellos gracias.

Al Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología

Por el apoyo económico brindado para realizar mis estudios de posgrado a nivel maestría.

A mi asesor el Dr. Richard S. Ruiz Martínez

A quien respeto y admiro por sus enseñanzas, y por ser una gran persona que siempre muestra su sencillez ante cualquier duda, compartiendo su experiencia y profesionalismo.

Al M. en C. Fernando Alonso Martínez

Por ser una gran persona, que en todo momento estuvo dispuesto a ayudarme incondicionalmente y por ser un buen amigo a quien admiro por su paciencia, responsabilidad y dedicación para la revisión de mi trabajo.

Al Dr. Mario G. Vizcarra Mendoza

Por la confianza depositada en mi al momento de la revisión final del manuscrito de tesis.

Al Dr. Jorge Ancheyta Juarez

Por permitirme pertenecer a su equipo de trabajo y de quien en todo momento recibí ayuda.

DEDICATORIAS

A mi Madre: *Juana López Flores*

Quien con su valor ante la vida siempre me enseñó que las cosas sencillas son las que de verdad nos dan satisfacciones mayores cuando estas se anhelan con esperanza, enalteciéndonos ante los “grandes” que solo buscan la satisfacción material. De verdad gracias por haber hecho que tu hijo al fin lograra ver su propia luz y sobre todo por confiar siempre en mí. Te amo.

A mi Padre: *Juan Sánchez Hernández* (que en paz descanse)

Quien a pesar de que ahora no esta conmigo, se que estaría orgulloso de compartir el fruto de este esfuerzo y sobre todo por que se que sin sus valiosos consejos jamás hubiera logrado proponerme esta meta. Agradezco también que en la última etapa de tu vida más que un Padre fuiste mi mejor amigo, por esto doblemente te dedico mi trabajo y donde quiera que te encuentres espero estés satisfecho con este hijo que te amara eternamente. Gracias Papá.

A mis hermanos: *Hilda:* Gracias por que siempre has estado dispuesta a ayudarme y por estar siempre a mi lado cuando más lo necesite. *Daniel:* Porque juntos hemos compartido los mejores momentos de la vida y porque también contribuiste con tu granito de arena para lograr mi objetivo. Gracias por apoyarme en todo momento. *Juan:* porque siempre he admirado tu esfuerzo para resolver tus problemas y por que se que nunca me dejarías morir solo, de verdad muchas gracias por creer en mi. *Imelda:* por que seguirás siendo siempre mi chiquita y por que te quiero mucho, se de verdad que esto te alegrara y gracias por tenerme paciencia y confiar en mi. *Edgar:* gracias por estar siempre a mi lado y por soportar mis torpezas, quiero que sepas que tu nobleza hace que ahora vea las cosas de la vida de otra forma.

A mis sobrinos: *Cinthy Sadied, Juan Carlos, Diego Jovani, Rodrigo, Melanie Sarai, Ángel Daniel, Gretel Nicole y Frida Daniela.*

Por ser unos niños lindos y tiernos que siempre están conmigo para alegrar mi vida, y por que sus travesuras son la razón de mí existir. Gracias por que ustedes son los que verdaderamente me motivaron a continuar este trabajo a pesar de los tropiezos que tuve, y sobre todo por que sus caritas me decían que tenía que seguir luchando. Ojalá que en un futuro este trabajo sea un ejemplo para que ustedes puedan lograr sus objetivos.

A mis cuñados: *Leonardo Cervantes, Raúl Ramírez, Lucia Jiménez y Carolina Ramírez.*

A mis primos: *Benito, Olga, Norma, Sonia, Guillermo y José de Jesús.* Y muy en especial a mi tía *Margarita.*

A mis amigos: *José Alfredo Hernández, Juan José Cabello, Arturo Pérez y Gerardo Martínez.*

A ti: que en todo momento y sin condiciones lograste encaminar mis esfuerzos a pesar de todas mis frustraciones y torpezas. Sabes perfectamente que te lo debo todo a ti, de verdad gracias.

ÍNDICE

	Página
RESUMEN	i
OBJETIVO	ii
INTRODUCCIÓN	iii
MARCO TEÓRICO	
Capítulo 1. Aspectos fundamentales de los sistemas fluidizados de tres fases	
1.1 Características básicas de los sistemas fluidizados de tres fases	1
1.1.1 Clasificación	1
1.1.2 Modos de operación	4
1.1.3 Ventajas y desventajas	6
1.1.4 Aplicaciones industriales	7
1.2 Reactores de lecho ebullente para el hidrotratamiento de crudos pesados	9
1.2.1 La problemática de los crudos pesados	9
1.2.2 Hidrotratamiento de crudos pesados	10
1.2.3 Reactores de lecho ebullente con tecnología H-Oil	11
Capítulo 2. Hidrodinámica de los sistemas de lecho ebullente	
2.1 Parámetros hidrodinámicos importantes	13
2.2 Comportamiento global del lecho	14
2.2.1 Caídas de presión	15
2.2.2 Régimen de flujos	18
2.2.3 Fluidización incipiente	21
2.2.3.1 Sistemas con partículas pequeñas/ligeras	22
2.2.3.2 Sistemas con partículas grandes/pesadas	22
2.2.3.3 Sistemas con partículas mixtas	24
2.2.4 Retención de fases	24
2.2.4.1 Retención global de sólidos y correlaciones empíricas	24
2.2.4.2 Retención global de gas y correlaciones empíricas	27
2.2.4.3 Retención global de líquido y correlaciones empíricas	31
2.2.4.4 Retención de sólidos dentro de la región diluida del lecho	32
2.2.4.5 Retención de gas dentro de la región diluida del lecho	33
2.3 Modelos de flujo	34
2.3.1 Naturaleza de la estela de la burbuja	34
2.3.2 Modelo generalizado de la estela	37
2.3.3 Modelo de la estela libre de sólidos	40

2.3.4	Magnitudes de los modelos de la estela	41
2.4	Efecto de la presión y temperatura sobre el comportamiento global del lecho	42
2.4.1	Efecto de la presión a temperatura ambiente	42
2.4.2	Efecto de la presión a alta temperatura	44

Capítulo 3. Análisis dimensional y similitud dinámica en los sistemas de lecho ebullente

3.1	Análisis dimensional y similitud	47
3.1.1	Análisis dimensional	47
3.1.1.1	Homogeneidad dimensional y parámetros adimensionales	48
3.1.1.2	Teorema Pi de Buckingham	50
3.1.1.2.1	Demostración del Teorema Pi de Buckingham	51
3.1.1.3	Adimensionalización de las ecuaciones gobernantes	53
3.1.2	Similitud	54
3.1.2.1	Similitud geométrica	54
3.1.2.2	Similitud cinemática	55
3.1.2.3	Similitud dinámica	55
3.1.2.4	Relaciones de tiempo	56
3.1.2.5	Similitud incompleta	57
3.2	Análisis dimensional y similitud dinámica en lechos ebullentes	58
3.2.1	Simulación de la hidrodinámica de lechos ebullentes	60
3.2.2	Teorema Pi de Buckingham aplicado a lechos ebullentes	62

METODOLOGÍA

Capítulo 4. Sección experimental

4.1	Definición de los sistemas experimentales	65
4.1.1	Prototipos	66
4.1.2	Modelos	69
4.2	Formación de grupos adimensionales	72
4.2.1	Propiedades físicas de los fluidos y grupos adimensionales en los prototipos	72
4.2.2	Propiedades físicas de los fluidos y grupos adimensionales en los modelos	74
4.3	Emparejamiento de grupos adimensionales	77
4.4	Medición de parámetros hidrodinámicos usando manómetros diferenciales	80

RESULTADOS

Capítulo 5. Resultados experimentales y discusión

5.1	Porosidad del lecho y retención de fases	94
5.1.1	Porosidad y fenómeno de contracción del lecho	95
5.1.1.1	Prototipo 1 y modelo 1	95
5.1.1.2	Prototipo 2 y modelo 2	104
5.1.2	Retención de fases	115
5.2	Comportamiento global de la retención de fases en los prototipos y en los modelos	125

5.2.1 Comportamiento global de la retención de gas	126
5.2.2 Comportamiento global de la retención de líquido	129
5.2.3 Comportamiento global de la retención de sólidos	132
5.3 Transición del régimen de flujo	135
5.4 Análisis de dispersión de datos para los parámetros hidrodinámicos	145
5.4.1 Dispersión de datos para la porosidad del lecho	147
5.4.2 Dispersión de datos para la retención de fases	149
5.4.3 Dispersión de datos para el flux de arrastre del gas	152
5.4.4 Dispersión de datos de otros investigadores	152
Conclusiones	154
Recomendaciones	156
Nomenclatura	157
Bibliografía	164
Apéndice A	172
Apéndice B	174
Apéndice C	180

RESUMEN

Una alternativa para entender el escalamiento de la hidrodinámica de los reactores de lecho ebullente es empleando conceptos del análisis dimensional y la similitud dinámica, y en particular los fundamentos del *Teorema Pi de Buckingham*. La aplicación de estos conceptos a un conjunto de variables que inciden directamente en el comportamiento hidrodinámico de los sistemas de lecho ebullente (U_l , U_g , μ_l , σ , d_p , ρ_l , ρ_s y $g\Delta\rho$), da como resultado cinco grupos adimensionales, los cuales deben coincidir para asegurar la similitud dinámica entre dos unidades experimentales que difieren en su geometría y condiciones de operación.

En el presente trabajo de tesis se han llevado a cabo experimentos para simular las condiciones de operación y de flujo de sistemas de lecho ebullente operados a condiciones severas (*prototipos*), mediante sistemas fluidizados de tres fases operados a condiciones atmosféricas (*modelos*), con la ayuda de la teoría del análisis dimensional y la similitud dinámica. De la simulación llevada a cabo, en los modelos se obtuvieron algunos parámetros hidrodinámicos tales como la porosidad del lecho, retención de fases y flux de arrastre del gas, estos parámetros obtenidos fueron comparados con sus correspondientes en los sistemas operados a alta presión y alta temperatura, lo que permitió con la ayuda de un análisis de dispersión de datos, cuantificar como una primera aproximación el grado de similitud hidrodinámica obtenido de tal simulación.

Aunque se realizaron esfuerzos por hacer coincidir los cinco grupos adimensionales para las dos unidades experimentales separadas, la simulación hidrodinámica para la porosidad del lecho y la retención de sólidos fue altamente satisfactoria, sin embargo, la simulación hidrodinámica para la retención de gas y de líquido, y consecuentemente el flux de arrastre del gas presentó un bajo nivel de similitud, esto reflejado por los valores obtenidos del análisis de dispersión de datos para estos parámetros hidrodinámicos. En particular estas diferencias se atribuyen al complejo comportamiento de “*espumado*” de las mezclas *gas-líquido* en los sistemas operados a presión atmosférica, mientras se sugiere que se necesitan grupos adimensionales adicionales para caracterizar totalmente el comportamiento de la hidrodinámica de los sistemas de lecho ebullente operados a condiciones severas, así como de la caracterización de los fenómenos de coalescencia y espumado de los sistemas *gas-líquido* empleados en los sistemas de lecho ebullente.

OBJETIVOS

Objetivo general

El objetivo central del presente trabajo de tesis, es simular las condiciones de operación de sistemas de lecho ebullente operados a alta presión y alta temperatura, mediante un sistema fluidizado de tres fases a nivel laboratorio operado a condiciones atmosféricas, aplicando la teoría del análisis dimensional y la similitud dinámica, y en particular los fundamentos del *Teorema Pi de Buckingham*, y comparar los principales parámetros hidrodinámicos obtenidos en ambos sistemas que nos permitan ver el efecto de dicha simulación.

Objetivo particular

Con esto se pretende contribuir al estudio del escalamiento de las propiedades hidrodinámicas de los reactores de lecho ebullente para el hidrotratamiento de crudos pesados, mediante la obtención de los principales parámetros hidrodinámicos de diseño.

INTRODUCCIÓN

Las reservas petroleras mexicanas están compuestas de una proporción importante de crudos pesados, y se espera que la cantidad relativa de estos crudos sea cada vez mayor. Los crudos pesados, como el Maya, además de estar compuestos de moléculas de alto peso molecular, suelen contener heteroátomos como Ni, V, S, N, etc. Estas características en conjunto dificultan el procesamiento del crudo en la mayoría de las refinerías existentes debido a que éstas fueron diseñadas para manejar crudos más ligeros. Una opción para enfrentar el problema es la reconfiguración de las refinerías para que puedan manejar cargas con las características señaladas, sin embargo, se trata de una solución con un alto costo. Otra alternativa es hidrotratar previamente el crudo Maya para obtener un crudo más ligero (crudo sintético) que sea comparativamente mucho más fácil de refinar.

El *hidrotratamiento* es un proceso que puede llevarse a cabo en reactores de lecho fluidizado de tres fases, estos son comúnmente conocidos en la industria petrolera como reactores de “*lecho ebullente*”. La aplicación de estos reactores operados a alta presión y alta temperatura se ha incrementado en años recientes. Sin embargo, existe muy poca información en la literatura abierta con relación a estudios hidrodinámicos de este tipo de reactores y a una particular problemática con relación a su escalamiento. Se han realizado estudios a escala planta piloto para obtener *parámetros hidrodinámicos* que permitan estudiar el comportamiento y el escalamiento hidrodinámico de los reactores de lecho ebullente para el hidrotratamiento de crudos pesados, sin embargo la operación de estas unidades es sumamente costosa.

Una alternativa más económica para estudiar el comportamiento hidrodinámico de estos sistemas (misma que se propone en el presente trabajo de tesis), es realizar estos estudios mediante la aplicación de conceptos teóricos del análisis dimensional y la similitud dinámica, para el escalamiento de propiedades hidrodinámicas a nivel planta piloto o industrial.

Estos conceptos consisten básicamente en manejar un número limitado de cinco grupos adimensionales obtenidos de aplicar el *Teorema Pi de Buckingham* a un grupo de variables importantes (U_l , U_g , μ_l , σ , d_p , ρ_l , ρ_s y $g\Delta\rho$) que inciden directamente en el comportamiento hidrodinámico de los sistemas de lecho ebullente. Mediante el emparejamiento de estos grupos adimensionales en dos sistemas operados a condiciones diferentes tanto en su geometría como en sus condiciones de operación y de flujo, es posible establecer la similitud dinámica entre ambos sistemas.

Con el uso de estos conceptos y a través de una adecuada selección de sistemas experimentales operados a nivel laboratorio a condiciones atmosféricas, es posible simular con éstos las condiciones de operación y de flujo de los sistemas de lecho ebullente, además, con esto se pueden obtener algunos parámetros hidrodinámicos tales como la *porosidad del lecho*, *retención de fases* y *flux de arrastre del gas*. La comparación de estos parámetros hidrodinámicos entre los dos sistemas experimentales diferentes, permite ver y analizar el efecto de simular las condiciones de operación y de flujo en los sistemas de alta presión y alta temperatura, con sistemas fluidizados a nivel laboratorio operados a presión atmosférica y temperaturas cercanas a la ambiente.

Capítulo 1

Aspectos fundamentales de los sistemas de lecho fluidizado de tres fases

En este capítulo se describen los aspectos fundamentales relacionados con los sistemas de lecho fluidizado de tres fases, se analizan sus diferencias características con respecto a otros sistemas de contacto, y se presentan algunas aplicaciones de interés industrial. En particular, se enfatiza el uso de los sistemas de lecho fluidizado de tres fases en los reactores de lecho ebullente empleados en la industria del petróleo para el hidrotatamiento de crudos pesados. Los sistemas de lecho fluidizado de tres fases son particularmente conocidos en el medio petrolero como sistemas de lecho ebullente y son denominados así sólo para diferenciarlos de los sistemas de lecho fluidizado de dos fases.

1.1. Características básicas de los sistemas de lecho fluidizado de tres fases

1.1.1. Clasificación

Los sistemas de lecho fluidizado de tres fases o sistemas *gas-líquido-sólido* empleados en procesos físicos, químicos, petroquímicos, electroquímicos y bioquímicos, cuentan con una gran variedad de modos de operación (Fan, 1989). Las alternativas de procesamiento de estos sistemas incluyen la opción de operar las fases presentes en forma continua o por lotes, por ejemplo, se puede encontrar que los sólidos o el líquido pueden operarse en flujo continuo o bien por lotes, mientras que el gas solo puede operarse en flujo continuo. En estos sistemas se puede seleccionar la dirección relativa de los flujos, de tal forma tanto el flujo de gas como el flujo de líquido pueden manejarse de forma ascendente o descendente ya sea en el mismo sentido (*cocorriente*) o en sentido opuesto (*contracorriente*). Por lo que concierne al flujo de sólidos, este puede operarse de forma ascendente o descendente independientemente o no del flujo de gas o líquido. Dentro de los sistemas de lecho fluidizado de tres fases, el gas puede estar presente como la fase continua o encontrarse en forma de burbujas dispersas o discretas; mientras que el líquido puede estar como la fase continua, en forma de película o en forma de gotitas; y los sólidos pueden ser la fase dispersa, estar empacados o en estado suspendido.

Una clasificación para los sistemas de lecho fluidizado de tres fases, es a través de las principales diferencias que estos presentan con respecto a su comportamiento hidrodinámico. El comportamiento hidrodinámico se caracteriza por el tipo de operación, la dirección relativa de los flujos y la continuidad de las fases, y esta inherentemente relacionado al estado de movimiento de los sólidos. Esta clasificación de los sistemas de lecho fluidizado de tres fases, basada en sistemas verticales sin internos, puede ser fácilmente derivada a partir de los sistemas de contacto *gas-líquido*, *gas-sólido* y *líquido-sólido*. De aquí que para clasificar a los sistemas de lecho fluidizado de tres fases sea conveniente y práctico, hacerlo a partir del estado de movimiento que presentan las partículas, de una forma similar que para los sistemas *gas-sólido* y *líquido-sólido*.

El estado de movimiento de las partículas puede subdividirse dentro de tres regímenes básicos de operación:

- Régimen de lecho fijo
- Régimen de lecho expandido
- Régimen de transporte

El régimen de lecho fijo se presenta cuando la fuerza de arrastre sobre las partículas, inducida por el flujo de la mezcla *gas-líquido* es más pequeña que el peso efectivo de las partículas dentro del sistema. Cuando se incrementa la velocidad superficial del gas y/o líquido, la fuerza de arrastre equilibra el peso efectivo de las partículas, entonces el lecho se encuentra en estado de fluidización mínima y marca así el comienzo del régimen de lecho expandido. Mediante un incremento mayor en la velocidad superficial del gas y/o líquido, más allá de la velocidad mínima de fluidización, la operación del sistema está entonces en el régimen de lecho expandido, y se encontrará así hasta que la velocidad superficial del gas o del líquido logren inducir la velocidad terminal de la partícula dentro del medio *gas-líquido* (U'_t), aunque esta dependerá de cual sea la fase continua presente. Esta velocidad marca el límite entre el régimen de lecho expandido y el régimen de transporte. Por lo tanto, con una velocidad superficial del gas o del líquido tal que se logre inducir una velocidad superior a U'_t , se logrará que la operación del sistema cambie a régimen de transporte.

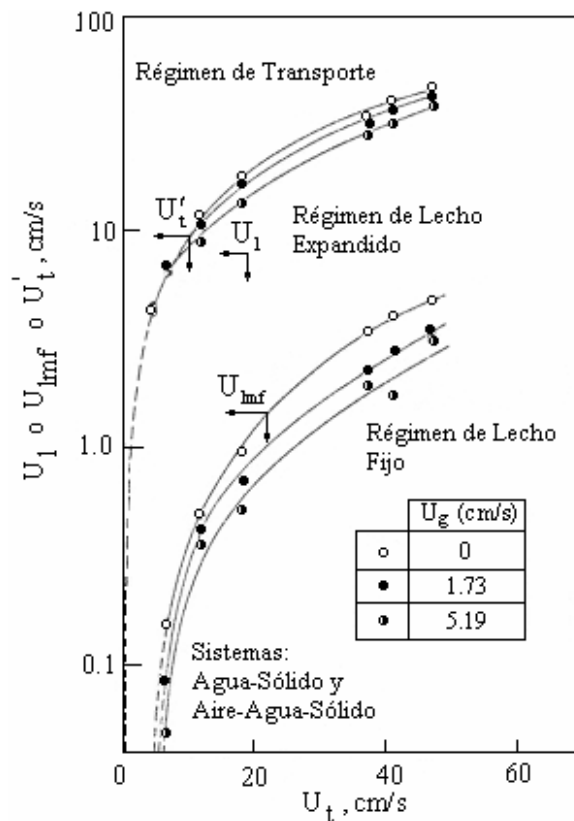


Figura 1.1. Mapa del régimen de operación para un sistema *gas-líquido-sólido* a cocorriente ascendente, con el líquido como la fase continua (*Fan et al.*, 1987).

En la Fig. 1.1, se muestra un ejemplo específico de un mapa del régimen de operación para un sistema *aire-agua-sólido*, en donde los flujos de gas y líquido están en forma ascendente a cocrriente, y el líquido se presenta como la fase continua. También se muestran las variaciones de la velocidad mínima de fluidización del líquido (U_{lmf}) y U'_t , con respecto a la velocidad terminal de la partícula en el medio líquido (U_t) y la velocidad superficial del gas (U_g). Como se muestra en la gráfica U_{lmf} aumenta cuando se incrementa U_t , pero esta disminuye cuando hay un incremento en la velocidad superficial del gas, U_g . Para partículas con una pequeña U_t , U'_t no se ve afectada por la velocidad del gas, pero para partículas con U_t grande, U'_t disminuye cuando se incrementa la velocidad superficial del gas.

Dos de los sistemas *gas-líquido-sólido* más ampliamente investigados para flujo ascendente *gas-líquido*, en donde el líquido es la fase continua, y que involucran a la fase sólida en suspensión, son los que están presentes en las *columnas de lecho fluidizado de tres fases* y las *columnas de burbujeo en fase densa* o tipo "slurry" (en este tipo de columnas trifásicas la concentración de sólidos suspendidos en la mezcla *gas-líquido* es más alta que en las columnas de lecho fluidizado de tres fases, ya que los sólidos empleados dentro de estos sistemas son mucho más pequeños o bien la velocidad terminal de las partículas es menor a 5 cm/s). En la Fig. 1.2 se muestran los intervalos típicos de operación para las columnas de lecho fluidizado de tres fases y las columnas de burbujeo en fase densa para sistemas *aire-agua-sólidos*.

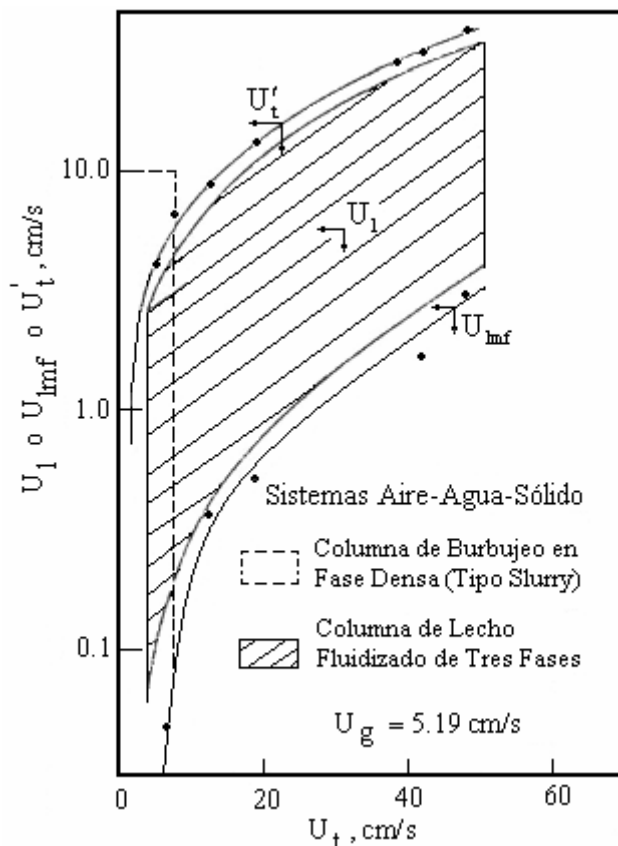


Figura 1.2. Intervalos típicos de operación para columnas de lecho fluidizado de tres fases y columnas de burbujeo en fase densa (Fan et al., 1987).

Nótese que las columnas de lecho fluidizado de tres fases operan en el régimen de lecho expandido (cubriendo un intervalo de 3 a 50 cm/s para U_t , como se puede ver en la Fig. 1.2) y las columnas de burbujeo en fase densa pueden operar tanto en el régimen de lecho expandido como en el régimen de transporte (cubriendo un intervalo para U_t de 0.03 a 7 cm/s). De esta manera, existe un traslape para U_t en el intervalo de 3 a 7 cm/s entre la operación de las columnas de lecho fluidizado de tres fases y las columnas de burbujeo en fase densa para el régimen de lecho expandido. Por conveniencia, la delimitación entre la operación de las columnas de lecho fluidizado de tres fases y las columnas de burbujeo en fase densa en el régimen de lecho expandido es fijada en $U_t = 5$ cm/s. En las columnas de burbujeo en fase densa, el límite superior para la velocidad superficial del líquido (U_l) varía significativamente con respecto al tipo de aplicación de estas columnas. Por ejemplo para su aplicación en reactores químicos, el límite superior para U_l es fijado tan alto como 10 cm/s (Fan, 1989).

Una generalización requerida de los conceptos básicos para la identificación de los regímenes de operación en sistemas de lecho fluidizado de tres fases, está dada en el mapa de regímenes mostrado en la Fig. 1.1. Evidentemente, U_{lmf} y U'_t varían con la dirección relativa del flujo y la fase continua en estos sistemas. Este mapa, puede proporcionar un esquema riguroso para la clasificación y unificación de los regímenes de operación en sistemas de lecho fluidizado de tres fases. Tal esquema de clasificación permite un adecuado enfoque para establecer correlaciones que puedan ser empleadas en tales sistemas, sin el uso desmedido de extrapolaciones (Kim y Kim, 1986).

1.1.2. Modos de operación

En un sentido más amplio, la “fluidización” *gas-líquido-sólido* abarca tanto el régimen de operación de lecho expandido como el régimen de transporte dentro del intervalo de 0.03 a 50 cm/s en base a U_t . Sin embargo, debido a las características de operación del sistema experimental empleado en el presente trabajo de tesis, la experimentación se enfocó principalmente a describir el régimen de operación de lecho expandido. En la Fig. 1.3 se presentan los modos básicos de operación para el régimen de lecho expandido, y están referidos en principio a sistemas verticales sin internos.

Modo de Operación	E-I-a-1	E-I-a-2	E-I-b	E-II-a-1	E-II-a-2	E-II-b	E-III-a	E-III-b
Diagrama Esquemático								
Fase Continua	Líquido			Líquido		Gas	Líquido	Gas
Dirección del Flujo	Cocorrente Ascendente			Contracorriente			Gas Ascendente y Líquido por Lotes	

Figura 1.3. Clasificación básica de los modos de operación en sistemas *gas-líquido-sólido*, en el régimen de lecho expandido (Fan, 1989).

En el régimen de lecho expandido en donde la fase continua es la fase líquida, fluyendo ascendentemente de forma paralela con el gas, es decir a cocorriente ascendente, los sólidos pueden ser introducidos tanto por lotes como de forma continua. Para partículas grandes o pesadas ($U_t > 5$ cm/s), los sólidos pueden ser cargados y descargados independientemente del flujo del líquido (Modo E-I-a-1); en un sistema así, las partículas se distribuyen uniformemente, y en un sentido global, el lecho y su altura están bien definidos dentro del sistema. Para partículas pequeñas o ligeras ($U_t < 5$ cm/s) la carga y descarga de los sólidos usualmente depende del flujo del líquido (Modo E-I-a-2), en estos sistemas, la concentración de partículas en el fondo es alta y disminuye progresivamente cuando se asciende axialmente en el lecho, además la zona superior del lecho visualmente es indefinida. Para ambos modos de operación E-I-a-1 y E-I-a-2, la expansión del lecho puede sostenerse ya sea por la fase líquida, las burbujas del gas, o ambas. En el régimen de lecho expandido en donde la fase continua es la fase gas, fluyendo ascendentemente a cocorriente con el líquido (Modo E-1-b), los sólidos pueden cargarse continuamente y descargarse independientemente del flujo de gas; en este modo de operación las partículas del lecho son mantenidas en suspensión principalmente por el flujo de gas.

En el régimen de lecho expandido con el líquido como la fase continua, fluyendo descendentemente a contracorriente con respecto a la fase gas, la dirección de la expansión del lecho depende de la diferencia de densidades entre las partículas y la fase continua; en estos sistemas los sólidos son continuamente cargados y descargados independientemente de los flujos de gas y líquido. Cuando la densidad del líquido excede la densidad de los sólidos y el líquido es la fase continua, la expansión del lecho de partículas se da en la parte superior de la columna, y esta es mantenida así por el flujo del líquido que se desarrolla hacia abajo (Modo E-II-a-1); este modo de operación es referido en la literatura como fluidización del lecho de forma inversa o *fluidización inversa*. Cuando la densidad de las partículas excede la densidad del líquido, la expansión del lecho de partículas se da en la parte inferior de la columna y ésta es sostenida así por las burbujas del gas que se desarrollan ascendentemente (Modo E-II-a-2). Cuando el gas es la fase continua, y la densidad del líquido excede significativamente la densidad del sólido, así como el líquido escurre en forma descendente a través del lecho expandido de partículas, la expansión del lecho de partículas se da en el fondo de la columna y ésta es mantenida así por la fase gas ascendente (Modo E-II-b). Este modo de operación es típico del lecho de contacto turbulento (TBC); sin embargo, en una situación de alta densidad de sólidos la operación del TBC puede conducirse también bajo el modo E-II-a-2.

Dentro del régimen de lecho expandido en donde la fase líquida está como lote, los sólidos son cargados y descargados también en forma de lotes. Cuando la densidad de las partículas excede la densidad del líquido y el líquido es la fase continua, la expansión del lecho de partículas es mantenida por medio de las burbujas de gas (Modo E-III-a). Cuando el gas es la fase continua, la expansión del lecho de partículas es ascendente y es mantenida así por medio de la fase gas (E-III-b); aquí la fase líquida puede existir en forma de película o como gotitas.

La presencia de internos dentro de un sistema de lecho fluidizado de tres fases, tales como tubos, intercambiadores de calor y/o baffles, o geometrías irregulares tales como geometrías estrechas, incrementan enormemente la complejidad de los fenómenos de transporte; sin embargo, los modos de clasificación dados anteriormente son aún válidos para tales sistemas. Aunque la clasificación general esta basada en sistemas verticales, también pueden hacerse consideraciones similares para la clasificación de sistemas horizontales que involucran transporte

gas-líquido-sólido. Nótese que para todos los modos de operación de los sistemas de lecho fluidizado de tres fases descritos anteriormente, se considera que la suspensión de sólidos es exclusivamente por medio del flujo de la fase gas y/o líquida sin la ayuda de medios externos tales como agitación mecánica (Nienow, 1984) o campos magnéticos (Hu y Wu, 1987; Wu et al., 1988).

1.1.3. Ventajas y desventajas

Los modos de operación para los *sistemas de lecho fijo de tres fases* pueden clasificarse de una forma similar a la clasificación empleada para los *sistemas de lecho fluidizado de tres fases*. Los sistemas de lecho fijo pueden operarse a cocorriente de forma ascendente o descendente, pudiendo emplear tanto flujo de gas como flujo de líquido como fase continua. Otro modo de operación importante para estos sistemas es a contracorriente, empleando el flujo de líquido de forma descendente y el flujo de gas en forma ascendente.

Dentro de los sistemas de lecho fijo de tres fases, con flujo de gas y líquido a cocorriente de forma descendente, se pueden distinguir cuatro tipos de flujo característicos, dependiendo de la magnitud relativa de la proporción del flujo de gas al líquido:

- Flujo llovizna o rocío
- Flujo escurrido
- Flujo bala o pulso (*slug*)
- Flujo de burbujas dispersas

En ambos flujos tanto el de llovizna como el escurrido, el gas es la fase continua y el líquido la fase dispersa. Dentro del flujo bala, la parte rica en líquido de éste, la cual es seguida por la parte rica en gas, parece más extensa en longitud y mayor en contenido de líquido conforme la velocidad del líquido se incrementa. Cuando a una velocidad moderada de gas dada, la velocidad del líquido se incrementa, la parte rica en gas del flujo bala desaparece y es entonces cuando el flujo de burbujas dispersas sucede, así el líquido es la fase continua y el gas la fase dispersa. Patrones similares de flujo pueden también distinguirse para sistemas con flujo a cocorriente ascendente, incluyendo el flujo bala y el flujo de burbujas dispersas (Fan, 1989).

La operación de los sistemas de lecho fijo de tres fases es de considerable interés industrial. Así las operaciones más comunes para sistemas de lecho fijo a nivel industrial son llevadas a cabo empleando tipos de flujo a cocorriente en forma descendente y de flujo escurrido a contracorriente. Los lechos fijos operados empleando el tipo de flujo escurrido a cocorriente descendente, son generalmente usados en reactores en donde se llevan a cabo reacciones tales como la desulfuración catalítica, hidrogenación de residuos del petróleo e hidrogenación catalítica. Por otra parte, los sistemas de lecho fijo con tipo de flujo escurrido en contracorriente, son generalmente usados como dispositivos de transferencia de masa con o sin reacción química, por ejemplo, en la aireación de aguas residuales y en la absorción de dióxido de carbono.

Existen diferencias inherentes dentro de las propiedades de transporte entre los sistemas de lecho fijo y los sistemas de lecho fluidizado. Las principales diferencias radican en que los sistemas de lecho fluidizado rinden considerablemente mayores proporciones de mezclado y de

transferencia de calor dentro de la fase gas, líquida y sólida que los sistemas de lecho fijo. En cuanto a su aplicación a procesos, las comparaciones de estos sistemas son complejas y difíciles. Estas consideraciones requieren del conocimiento tanto de las propiedades de transporte como de la cinética de las reacciones, para su aplicación a procesos. Sin embargo, comúnmente se reconocen ventajas generales de los sistemas de lecho fijo sobre los sistemas de lecho fluidizado, y viceversa, empleados ambos como reactores catalíticos (*Germain et al.*, 1979; *Shah*, 1979).

Las principales ventajas de los sistemas de lecho fijo sobre los sistemas de lecho fluidizado, son las altas conversiones de reactantes en las reacciones cinéticas, favoreciendo patrones de flujo tapón; el alto control sobre la selectividad de los productos para reacciones complejas; la baja atrición y el bajo consumo de sólidos, lo cual permite el uso de catalizadores con metales preciosos para estas reacciones. Las principales ventajas de los sistemas de lecho fluidizado sobre los sistemas de lecho fijo son los altos grados de mezclado, los altos rendimientos de dispersión axial de fases y las altas conversiones de reactantes para reacciones cinéticas favoreciendo patrones de flujo de mezclado completo; así como también la capacidad de lograr temperaturas significativamente uniformes dentro de estos sistemas sin la ayuda de medios externos (procesos isotérmicos); la facilidad para suministrar y remover calor, y de aquí la facilidad para controlar la temperatura; la baja resistencia de difusión intrapartícula y de resistencia externa a la transferencia de masa *líquido-sólido*; la facilidad en el reemplazo del catalizador y consecuentemente mejor control de la actividad catalítica, favoreciéndose la distribución del flujo.

1.1.4. Aplicaciones industriales

Existen numerosas aplicaciones de los sistemas *gas-líquido-sólido*, las cuales varían en tamaño desde un equipo a nivel planta piloto hasta uno a escala comercial, incluidos todos los modos básicos de operación dados en la Fig. 1.3. Dentro de estas aplicaciones, las fases individuales pueden encontrarse como reactantes, productos, catalizadores o inertes (*Shah*, 1979; *Ramachandran y Chaudhari*, 1983). Por ejemplo una de las tres fases o todas pueden ser reactantes o productos, como en el caso de la licuefacción del carbón (*Ashland Synthetic Fuel, Inc.*, 1984); los reactantes o productos pueden ser tanto la fase gas como la fase líquida y los sólidos pueden ser el catalizador, por ejemplo en el proceso de hidrogenación del α -metil estireno (*Satterfield et al.*, 1969); dos fases pueden ser reactantes o productos y la tercera fase puede ser el inerte como en el caso del lavado de amoniaco mediante una solución de ácido bórico (*Douglas*, 1964); además las fases pueden no ser reactantes ni productos como en procesos puramente físicos tales como en la humidificación de aire (*Douglas*, 1964).

A continuación se describen algunos detalles de la operación comercial de los sistemas *gas-líquido-sólido*, enfocados principalmente a los modos de operación de los sistemas de lecho fluidizado de tres fases presentes dentro de *columnas de lecho fluidizado de tres fases* (Modo E-I-a-1) y *columnas de burbujeo en fase densa* (Modo E-I-a-2). Para reflejar la importancia de las aplicaciones de los lechos fluidizados de tres fases en el régimen de lecho expandido, a continuación se describen algunos ejemplos de estos sistemas que se han llevado a escala comercial.

La aplicación de los sistemas *gas-líquido-sólido* dentro del campo de los reactores químicos, puede ser remontada atrás al trabajo de *Bergius* en el periodo de 1912 a 1926, sobre la

licuefacción directa de carbón o hidrogenación de carbón (*Storch*, 1945; *Probstein y Hicks*, 1982). Dentro de sus estudios, *Bergius* pulverizó carbón y formó una fase densa de carbón y aceite, que hizo reaccionar con hidrógeno a alta presión y alta temperatura, usando para esto una columna de burbujeo en fase densa (Modo E-I-a-2). El estudio condujo al desarrollo de un proceso directo para la licuefacción de carbón a pequeña escala, es decir, el *proceso Bergius-Pier*, desarrollado en Alemania en 1927, para la obtención de combustibles para motor, con una capacidad de producción de 2,500 barriles por día (*Wenzel et al.*, 1986). Es interesante notar que la comercialización de este proceso fue aproximadamente paralela al de la primera comercialización de los sistemas fluidizados *gas-sólido*, es decir, el *proceso Winkler*, para la gasificación de carbón desarrollado también en Alemania en 1935 (*Kunii y Levenspiel*, 1969). Durante la Segunda Guerra Mundial, en Alemania la producción comercial usando este proceso, alcanzó un máximo en la producción promedio anual de 4.2 millones de toneladas de turbosina (*Donath*, 1963).

Las columnas de burbujeo en fase densa (Modo E-I-a-2) han sido exitosamente utilizadas como una alternativa de los reactores de lecho escurrido *gas-líquido-sólido* o reactores de lecho fluidizado *gas-sólido*, para la producción catalítica de compuestos químicos orgánicos o poliolefinas desde los 50's. Las columnas de burbujeo en fase densa aparecen en varios diseños y se operaron sobre un intervalo amplio de condiciones de flujo para su aplicación en reacciones catalíticas. Claramente las reacciones de hidrogenación son típicas de estas aplicaciones.

Los reactores tipo columnas de lecho fluidizado de tres fases (Modo E-I-a-1) o simplemente reactores de lecho fluidizado de tres fases fueron comercialmente usados por primera vez en 1968 para el hidrotratamiento de residuos del petróleo. Este proceso conocido en la actualidad como *proceso H-Oil* fue desarrollado en USA, siguiendo las investigaciones y desarrollos realizados en los 50's. Posteriormente, también en USA y con base a una tecnología similar, se desarrolló el *proceso LC-Fining* para la hidrodeseintegración de residuos. Algunos reactores basados en ambas tecnologías están actualmente en operación en refinerías de Kuwait y México. La capacidad de procesamiento en estas refinerías es de 18,500 a 60,000 barriles por día (*Fan*, 1989). El reactor empleado en estos procesos es comúnmente referido en la industria del petróleo como de "*lecho ebullente*" en donde las partículas están en "*ebullición*" inducida por las fases *gas-líquido*. Es de notar que el termino técnico "*lecho ebullente*" o "*ebullición*" fue definido por primera vez por *P. W. Garbo* en la patente de *Johanson* (1961) para describir un proceso de contacto *gas-líquido* en contraste con el termino industrial común "*lecho fluidizado*" en el cual las partículas están en "*fluidización*" inducida por la fase gas exclusivamente.

La crisis energética de 1973 trajo intereses renovados dentro del área de los combustibles sintéticos. La demostración de las unidades de procesamiento para la licuefacción directa de carbón se desarrollaron en USA y estos abarcan los procesos *Exxon Donor Solvent* (EDS), *Solvent Refined Coal* (SRC) y el *proceso H-Coal*. Los procesos EDS y SRC usan reactores tipo columnas de burbujeo en fase densa (Modo E-I-a-2) operados con velocidades de alimentación de carbón de 250 y 50 toneladas por día, respectivamente, el *proceso H-Coal* se desarrolló en base al mismo esquema tecnológico que el *proceso H-Oil* utilizando un reactor de lecho fluidizado de tres fases (Modo E-I-a-1), mismo que se operó con velocidades de alimentación de carbón de 500 toneladas por día. Todos estos procesos fueron, sin embargo, escalados superficialmente a principios de los 80's, debido a los bajos precios del petróleo crudo (*Fan*, 1989).

Adicionalmente, los sistemas fluidizados de tres fases han tenido incursiones dentro de la biotecnología cubriendo el tratamiento biológico de aguas residuales y la fermentación. Los bioreactores de lecho fluidizado emplean células biológicas inmovilizadas para el tratamiento de aguas residuales y fueron desarrolladas a principios de los 30's. La aplicación comercial de los bioreactores de lecho fluidizado de tres fases con nichos vivos inmovilizados, fueron demostradas y operadas hasta finales de los 70's y principios de los 80's, en bioreactores empleando el proceso conocido como *Biolex*. El desarrollo tecnológico de los nichos vivos inmovilizados aplicados a bioreactores de lecho fluidizado o columnas de burbujeo en fase densa, dentro de la fermentación, significativamente retrasó el tratamiento de aguas residuales. Aunque el éxito inicial dentro de las células inmovilizadas para la fermentación fue demostrado a principios de los 60's (*Linko y Linko*, 1983), los fermentadores de columnas de lecho fluidizado de tres fases o de columnas de burbujeo en fase densa a escala comercial no fueron demostrados sino hasta principios de los 80's, como lo ejemplifica la producción de etanol dentro de un fermentador de 10,000 litros (Modo E-I-a-2) (*Samejima et al.*, 1984).

1.2. Reactores de lecho ebullente para el hidrotreatmento de crudos pesados

1.2.1. La problemática de los crudos pesados

El procesamiento de petróleo en los centros de refinación, a través de los años ha conducido a la necesidad de procesar crudos cada vez más pesados, debido principalmente a su creciente demanda a nivel mundial, por lo que para satisfacerla ha sido necesario incluir cantidades mayores de estos en los sistemas de refinación actuales. El petróleo del tipo crudo ligero a diferencia del petróleo del tipo crudo pesado es de los más cotizados y apreciados en el mercado internacional, ya que de él se obtienen productos de alto valor agregado como la gasolina y diesel de bajo impacto ambiental, y cuya demanda crece cada día en el mundo.

En México, el hidrocarburo de mayor abundancia es el denominado crudo Maya (43 por ciento de las reservas probadas al primero de enero del 2000 están compuestas de una proporción importante de este hidrocarburo). Este crudo es clasificado como pesado debido a su viscosidad y altos niveles de azufre, metales y asfaltenos, haciéndolo un producto muy corrosivo y difícil de refinar, por lo que requiere de instalaciones especiales que encarecen su procesamiento. Además, su bajo rendimiento de fracciones ligeras, reduce la cantidad y calidad de productos de alto valor, por lo que se cotiza a un precio relativamente menor. Consecuentemente, estas características del crudo Maya en conjunto dificultan su procesamiento en la mayoría de las refinerías disponibles del país debido a que éstas fueron diseñadas para manejar crudos más ligeros.

Una opción para enfrentar este problema es la reconfiguración de las refinerías para que se puedan procesar crudos pesados con las características antes señaladas, sin embargo, se trata de una solución con un costo alto. Otra alternativa es la de procesar previamente el crudo pesado y obtener un producto con propiedades cercanas a las de un crudo ligero. El proceso referido contempla hidrotreatar el crudo pesado, de manera similar como se hace actualmente con el hidrotreatmento de residuos del petróleo o fracciones pesadas del petróleo, para limpiarlo de moléculas contaminantes y obtener un crudo más ligero que sea comparativamente mucho más fácil de refinar. Es importante destacar que la producción de crudo Maya va en decadencia, mientras que la producción de un crudo más pesado (Ku-H) esta aumentando hoy en día.

Actualmente a través del Programa de Investigación y Desarrollo Tecnológico de Procesos y Reactores del Instituto Mexicano del Petróleo (IMP), se está alentando cambiar la rentabilidad del crudo pesado (actualmente con 10 °API) mediante el desarrollo de tecnologías para su procesamiento. Por ejemplo, a nivel planta piloto se cuenta ya con un sistema para “aligerar” este hidrocarburo mediante hidrot ratamiento, y de funcionar conforme a lo esperado a escala industrial, se podrían aumentar las ganancias económicas de dicho crudo. A los crudos obtenidos mediante este proceso se les conoce como crudos sintéticos, y debido a sus características pueden refinarse fácilmente. Dentro de las tecnologías de hidrot ratamiento en proceso de desarrollo, se contempla el uso tanto de reactores de lecho fijo como de reactores lecho fluidizado de tres fases.

1.2.2. Hidrot ratamiento de crudos pesados

El principal objetivo en el hidrot ratamiento de crudos pesados es el de obtener un crudo más ligero (crudo sintético) de mayor valor agregado e incrementar notablemente la producción de destilados, así como promover el mejoramiento de éste a través de la remoción de heteroátomos (de S, N y O) y metales (Ni y V) tal como se hace en el hidrot ratamiento de residuos del petróleo. Actualmente existen pocos reportes en la literatura sobre el hidrot ratamiento de crudos pesados de manera directa, los estudios más bien se han enfocado al hidrot ratamiento de residuos del petróleo (*Topsoe et al.*, 1996). En general, el hidrot ratamiento es un proceso en el cual se pone en contacto una fracción pesada del crudo con el hidrógeno, en presencia de un catalizador, bajo condiciones de operación adecuadas (presiones de entre 5.5 y 21 MPa y temperaturas de entre 300 y 425 °C), llevándose a cabo una variedad de procesos de hidrogenación catalítica en los cuales se remueven S, N, O, metales y compuestos aromáticos, esto con el fin de preparar la fracción pesada del crudo para una conversión posterior y mejorar así su calidad.

A causa de la naturaleza compleja de los procesos químicos involucrados, los procesos de hidrot ratamiento incluyen varios tipos de reacciones catalíticas que compiten por la disponibilidad de hidrógeno. Estas reacciones incluyen la hidrosulfuración (HDS), hidrodemetalización (HDM), hidrodennitrogenación (HDN), hidrodexigenación (HDO), hidrodearomatización (HDA), hidrodexafaltenización (HDAs), hidrogenación de compuestos aromáticos (HID), hidrogenación de compuestos olefínicos y reacciones de ruptura catalítica o hidrodexintegración (HCK).

Típicamente, los catalizadores de hidrot ratamiento son de tipo *cobalto-molibdeno* (CoMo) y *níquel-molibdeno* (NiMo) soportados sobre gamma alúmina ($\gamma\text{-Al}_2\text{O}_3$). El área superficial específica de los catalizadores de hidrot ratamiento está dentro del intervalo de 100 a 300 m²/g, y los tamaños de poro regularmente muestran una distribución de entre 40 y 200 Å. Una discusión completa de estas reacciones y catalizadores se puede consultar en el trabajo de *Fan* (1989).

Como se mencionó previamente, los reactores de lecho fluidizado de tres fases (Modo E-I-a-1) son comercialmente usados para el hidrot ratamiento de residuos del petróleo (*proceso H-Oil*). El reactor empleado en este proceso es comúnmente conocido en la industria del petróleo como *reactor de lecho ebullente*. El *proceso H-Oil* para el hidrot ratamiento de crudos pesados está siendo estudiado a nivel planta piloto en el IMP. Estos reactores operan a altas presiones y altas temperaturas, y para su escalamiento se requiere de información relacionada con los aspectos cinéticos y los hidrodinámicos. El estudio hidrodinámico de estos sistemas es una tarea

compleja, de aquí que el entendimiento en el comportamiento de las propiedades hidrodinámicas de estos sistemas sea esencial para su diseño y operación confiable.

1.2.3. Reactores de lecho ebullente con tecnología H-Oil

La utilización de los lechos ebullentes de tres fases, constituyen una alternativa apropiada para el procesamiento de fracciones pesadas del crudo (incluyendo a los crudos pesados). En general, en un sistema de lecho ebullente para el hidrotreatmento las fracciones pesadas del crudo, el hidrógeno y las partículas de catalizador están en contacto y en movimiento constante. Las partículas de catalizador están suspendidas y son fluidizadas por medio del flujo constante de líquido (fracción pesada del crudo) y de gas (H_2 en forma de burbujas dispersas) desde el fondo del reactor a cocorriente.

Comercialmente ya se ha demostrado una de las tecnologías de lecho ebullente para el hidrotreatmento de residuos del petróleo, esta es conocida como *proceso H-Oil* y fue desarrollada principalmente por *Texaco Inc.* En este proceso, los reactores de lecho ebullente para el hidrotreatmento de residuos del petróleo son operados a presiones de entre 5.5 y 21 MPa y temperaturas entre 300 y 425 °C. La conversión característica de residuos es de aproximadamente 60 – 65% (*Boening et al., 1987*). En la actualidad las aplicaciones de la tecnología de lechos ebullentes se ha extendido más allá del hidrotreatmento de residuos pesados, por ejemplo se están empleando para el hidrotreatmento de gasóleos ligeros y crudos pesados, a nivel planta piloto (*Topsoe et al., 1996*).

En la Fig.1.4 se muestra el esquema típico de un reactor de lecho ebullente H-Oil empleado para el hidrotreatmento de fracciones pesadas del crudo. El esquema esta constituido principalmente por la entrada de la fracción pesada del crudo como fase líquida que contiene a los reactantes, la entrada de hidrógeno como la fase gas, el catalizador como la fase sólida en suspensión dentro del reactor, la salida de la fase gas y la salida de los productos orgánicos de bajo peso molecular.

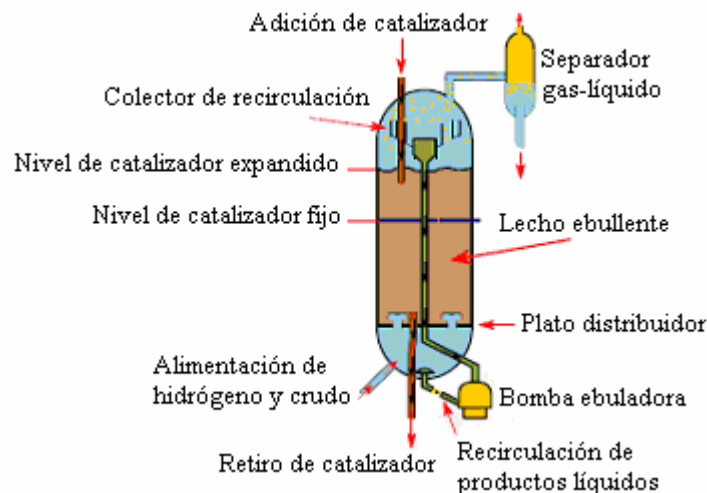


Figura 1.4. Esquema típico de un reactor de lecho ebullente H-Oil.

Dentro del reactor, el lecho de catalizador es expandido mediante el flujo ascendente del hidrógeno y del residuo del crudo alimentado así como por la recirculación interna de productos líquidos. La recirculación interna establece un patrón de mezclado completo de la fase líquida dentro del reactor. La fase sólida está también dentro de un estado de mezclado completo a causa de la acción del burbujeo de la fase gas. Los reactores de lecho ebullente son operados con alimentaciones de hidrógeno y residuos del crudo, fluyendo ascendentemente para expandir el lecho de catalizador y distribuir el gas, líquido y catalizador uniformemente a través de la sección transversal del reactor. Las partículas de catalizador son mantenidas en un estado de mezclado completo, durante el proceso puede cargarse catalizador fresco y retirarse periódicamente para lograr una actividad uniforme del catalizador así como la calidad constante del producto. Las ventajas inherentes del uso de la tecnología de tres fases, incluyen la actividad constante del catalizador, el procesamiento isotérmico, las caídas de presión bajas y los sistemas de mezclado completo.

En México la tecnología de reactores de lecho ebullente H-Oil ha sido exitosamente probada principalmente en las refinerías de PEMEX de la ciudad de Salamanca y Tula, en donde este tipo de sistemas han sido aplicados principalmente para el procesamiento de residuos del petróleo. Como se ha mencionado los reactores de lecho ebullente se han empleado tradicionalmente para el hidrotreamiento de residuos o fracciones pesadas del petróleo, sin embargo, el IMP se ha planteado el reto de transformar el crudo pesado en un crudo ligero, con menor contenido de contaminantes y mayor rendimiento de destilados mediante la tecnología de lecho ebullente. Un ejemplo de este enfoque es el proyecto de conversión de crudo Maya a crudo sintético ligero por hidrotreamiento catalítico, que a nivel planta piloto ha demostrado su eficacia para aligerar dicho crudo por medio de esta tecnología. La planta piloto con tecnología H-Oil (*IMP-HDC*) utilizada en el IMP fue diseñada para realizar *estudios de procesos y evaluación de catalizadores* a condiciones similares a las industriales. Dentro de las características de operación más importantes de esta planta se pueden resaltar las siguientes:

- Carga: crudo pesado, gasóleo de vacío, residuo de vacío y mezclas *gasóleo-residuo*.
- Temperatura de operación: 380 a 425 °C
- Presión de Operación: 200 atm. Máximo

Finalmente, es importante destacar que existe mucha semejanza entre la operación de los reactores fluidizados de tres fases o de lecho ebullente (Modo E-I-a-1) y las columnas de burbujeo en fase densa (Modo E-I-a-2), sin embargo existen diferencias importantes entre estos, por ejemplo, para los sistemas de lecho ebullente la transferencia de momentum es mediante el movimiento del líquido, mientras que para las columnas de burbujeo en fase densa el momentum es transferido mediante el movimiento de las burbujas principalmente. Otra diferencia importante es que en los sistemas de lecho ebullente se pueden emplear catalizadores con un tamaño de partícula relativamente más grande que los empleados en las columnas de burbujeo en fase densa. Consecuentemente, los reactores de lecho ebullente son apropiados para operar en forma continua debido a que la separación del catalizador es más fácil ya que el tamaño de partículas usadas es mayor.

Capítulo 2

Hidrodinámica de los sistemas de lecho ebullente

En este capítulo se presentan los conceptos básicos relativos a la hidrodinámica de los sistemas de lecho fluidizado de tres fases sujetos al modo de operación E-I-a-1. El modo E-I-a-1 es una de las aplicaciones industriales más importantes de la tecnología de lechos fluidizados *gas-líquido-sólido* y algunos trabajos fundamentales se han desarrollado con respecto a este modo de operación como por ejemplo en los reactores de lecho ebullente. Aunque para el diseño y operación de los reactores de lecho ebullente se requiere de información tanto de aspectos cinéticos como de aspectos hidrodinámicos de estos sistemas, el presente capítulo se enfoca principalmente al estudio del comportamiento hidrodinámico de los sistemas de lecho ebullente desde un punto de vista global.

2.1. Parámetros hidrodinámicos importantes

Los sistemas multifásicos se clasifican convenientemente en función del número total de componentes. Estos sistemas pueden estar compuestos de dos o tres estados de la materia, llamados también fases. Una fase es una región homogénea de la materia. En la frontera entre fases siempre ocurre un cambio abrupto en las propiedades. El flujo simultáneo de las fases en un sistema es conocido como flujo multifásico.

Los lechos fluidizados de tres fases son ampliamente usados como sistemas de contacto multifásico *sólido-fluido* especialmente en procesos que involucran grandes cambios de temperatura o regeneración frecuente de sólidos. El principal tipo de fluidización *gas-líquido-sólido* corresponde a flujos ascendentes de *gas-líquido* en paralelo, en el cual el líquido es la fase continua y el gas es la fase dispersa en forma de burbujas en el líquido (Modo E-1-a-1).

Para un adecuado diseño de los sistemas de lecho ebullente se requiere de la estimación de varios parámetros hidrodinámicos macroscópicos, entre ellos destacan la determinación de caídas de presión, retención de fases y porosidad del lecho. Las retenciones de cada fase son de los parámetros hidrodinámicos macroscópicos más importantes usados para la caracterización de los sistemas de lecho ebullente. Las retenciones de sólido, líquido y gas, se definen como las *fracciones volumen* ocupadas por las fases sólida, líquida y gaseosa, respectivamente, con base en el volumen total ocupado por el sistema. Las retenciones de sólido, líquido y gas, también son conocidas como “*holdups*” de sólido, líquido y gas, respectivamente.

En particular la fase F retenida, ε_F , es definida como la fracción volumen del lecho ebullente ocupado por esta fase y puede ser calculada mediante la expresión

$$\varepsilon_F = \frac{\text{Volumen de la fase F}}{\text{Volumen total del lecho ebullente}} \quad (2.1)$$

La retención de fases conjuntamente con la caída de presión axial en el lecho, se consideran entre otras, como las características hidrodinámicas más importantes de estos sistemas. Otra propiedad importante en los sistemas de lecho fluidizado de tres fases, es la porosidad del lecho. La propiedad física en un lecho fluidizado de poseer entre sus partículas espacios libres, pudiendo representar así la proporción entre los espacios vacíos respecto al volumen total del sistema, se conoce como la *porosidad* o *fracción vacía* del lecho y depende de la cantidad, forma, distribución y tamaño de las partículas. De tal forma un medio poroso dentro de un lecho es una zona del espacio que consta de una región vacía (ó libre de sólidos), siendo ésta ocupada por una o varias fases fluidas distribuidas uniformemente a través del medio.

El estudio del comportamiento hidrodinámico en la operación del modo E-I-a-1 es una tarea compleja, la cual puede ser discutida de una manera general en base a tres áreas de estudio:

- El comportamiento global del lecho
- La mecánica de las burbujas y de su estela
- Los modelos de flujo

La descripción del comportamiento global del lecho incluye observaciones acerca de relaciones empíricas para caídas de presión, regímenes de flujo, fluidización incipiente o velocidad mínima de fluidización, fluctuaciones de presión, retención de fases, humectación o mojado de sólidos, efecto de surfactantes, tensión superficial y reología global del lecho. Sin embargo, el presente trabajo de tesis se enfocó exclusivamente a la descripción de las caídas de presión, regímenes de flujo, fluidización incipiente y retención de fases. Por otra parte, es importante mencionar que la comprensión fundamental de la mecánica de la burbuja y de su estela proporciona las bases para el desarrollo de los modelos de flujo (*Fan, 1989*).

2.2. Comportamiento global del lecho

La mecánica de fluidos (global) o el comportamiento hidrodinámico de los lechos ebullentes refleja la compleja interacción entre las fases individuales de estos sistemas. La interacción más sobresaliente ocurre entre el ascenso de las burbujas de gas y el medio circundante *líquido-sólido*. En la Fig. 2.1 se muestra un diagrama esquemático para el modo de operación E-I-a-1. En estos sistemas en base al predominio del fenómeno físico, se identifican tres regiones distintas ubicadas por encima del distribuidor *gas-líquido*:

- Región de distribución
- Región densa (o seno del lecho fluidizado)
- Región diluida

La *región de distribución* se refiere a la región localizada inmediatamente arriba del distribuidor *gas-líquido*, en la cual puede ocurrir borboteo. En esta región ocurre la formación inicial de la burbuja para el establecimiento de su forma final. El comportamiento hidrodinámico en esta región depende inherentemente del diseño del distribuidor *gas-líquido* y de las propiedades físicas del medio *líquido-sólido*. La *región densa* o *seno del lecho fluidizado* incluye la porción principal del lecho fluidizado. El comportamiento hidrodinámico de la región densa varía drásticamente sobre un intervalo amplio de condiciones de operación. Sin embargo, para

una condición de operación dada, en esta región se da la mínima variación axial en las propiedades de transporte. En la *región diluida* principalmente se da la *entrada* o *ingreso* de partículas desde la región densa. La entrada de partículas conduce a perfiles de retención de sólidos por arriba de la superficie del lecho fluidizado, los cuales disminuyen axialmente, de una forma similar que en lechos fluidizados *gas-sólido*. La delimitación entre la región diluida y la región densa, es mucho más perceptible para sistemas con partículas *grandes/pesadas* que para sistemas con partículas *pequeñas/ligeras*.

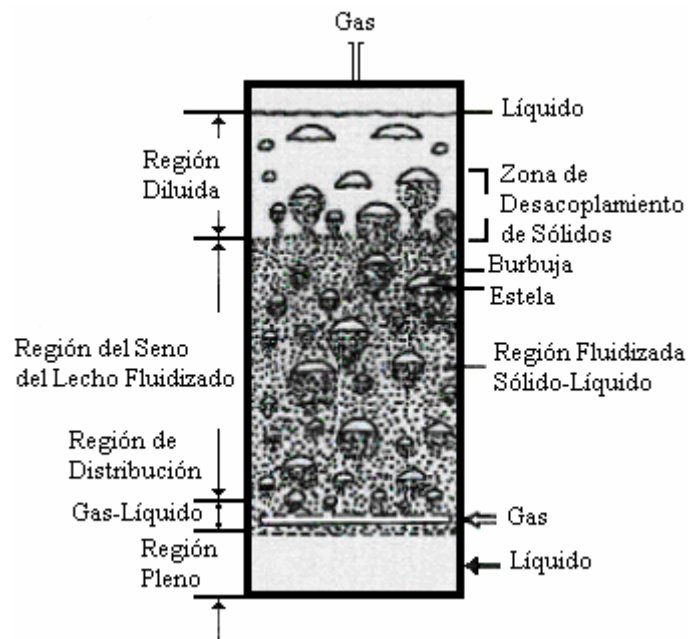


Figura 2.1. Representación esquemática de un lecho ebullente en el modo de operación E-I-a-1 (Fan, 1989).

2.2.1. Caídas de presión

En general el cálculo de la caída de presión en columnas verticales se expresa de la siguiente manera

$$\left(\frac{dp}{dz}\right) = \left(\frac{dp}{dz}\right)_{Grl} + \left(\frac{dp}{dz}\right)_{Frl} + \left(\frac{dp}{dz}\right)_{Acl} \quad (2.2)$$

donde los subíndices Grl, Frl y Acl representan la componente gravitacional, friccional y aceleracional, respectivamente.

Para el cálculo de la caída de presión se realiza un balance de energía en una sección de la columna en donde la diferencia de energía potencial se expresa a través de la *componente gravitacional*, la energía disipada por los fluidos a través de la columna debido a la fricción se expresa por la *componente friccional* y la diferencia en la energía cinética se representa por la *componente aceleracional*. Es importante señalar que cuando las propiedades de los fluidos se

consideran aproximadamente constantes para una sección axial de la columna, la componente aceleracional de la caída de presión se puede despreciar.

La caída de presión a través del lecho esta fuertemente relacionada a la retención de fases en el lecho. En los lechos fluidizados con baja velocidad de entrada de sólidos, la retención de sólidos, puede ser expresada en términos de la masa total del sólido (W_s), la densidad de los sólidos (ρ_s), la sección transversal de la columna (A) y la altura efectiva del lecho (H) como

$$\varepsilon_s = 1 - \varepsilon = \frac{W_s}{\rho_s A H} \quad (2.3)$$

donde ε_s es la retención o fracción volumen de sólidos y ε es la porosidad del lecho, misma que está definida también como la *fracción vacía* en el lecho tal como se especifica en la fluidización *gas-sólido* o *líquido-sólido*. Un requisito necesario que debe cumplirse para la retención de fases individuales en un sistema trifásico es que

$$\varepsilon_g + \varepsilon_l + \varepsilon_s = 1 \quad (2.4)$$

donde ε_g y ε_l son las retenciones de gas y de líquido, respectivamente.

En condiciones de estado estacionario y suponiendo una baja o moderada velocidad de líquido y de gas, el *gradiente de presión estático* (gradiente de presión total vertical) puede ser fácilmente obtenido a partir de la ecuación (*Ostergaard, 1969*)

$$-\frac{dp}{dz} = (\varepsilon_s \rho_s + \varepsilon_l \rho_l + \varepsilon_g \rho_g) g \quad (2.5)$$

en esta ecuación el arrastre friccional sobre la pared de la columna y el término de aceleración para el flujo de gas y del líquido pueden omitirse si suponemos una baja o moderada velocidad de líquido y de gas, y que las propiedades de los fluidos se consideran casi constantes para una sección axial de la columna. Puesto que la contribución de la fase gas es usualmente despreciable comparada con los otros términos, la Ecn. (2.5) puede simplificarse a

$$-\frac{dp}{dz} = (\varepsilon_s \rho_s + \varepsilon_l \rho_l) g \quad (2.6)$$

Esta ecuación permite evaluar la retención de fases individuales a partir del gradiente de presión. La fracción ε_s puede ser obtenida de la Ecn. (2.3) con la medición de la altura efectiva del lecho. La fracción ε_l puede ser calculada a partir del gradiente de presión estático basado en la Ecn. (2.6) y la fracción ε_g es deducida mediante diferencias en la Ecn (2.4).

Cuando el líquido es la fase continua, el *gradiente de presión dinámico* para el líquido ($-dp_d/dz$), definido como el gradiente de presión estático corregido para el cabezal hidrostático del líquido (*Epstein, 1981*), puede ser determinado mediante la ecuación

$$-\frac{dp_d}{dz} = \left(-\frac{dp}{dz}\right) - \rho_l g \quad (2.7)$$

Combinando las Ecn. (2.4), (2.5) y (2.7) se obtiene

$$-\frac{dp_d}{dz} = \varepsilon_s (\rho_s - \rho_l) g - \varepsilon_g (\rho_l - \rho_g) g \quad (2.8)$$

La Ecn. (2.8) muestra que el gradiente de presión dinámica cuando es medido mediante un *manómetro diferencial* corresponde a una fuerza balanceada del peso de las partículas (dirección descendente) y la flotación de las burbujas (dirección ascendente).

El *gradiente de presión friccional* ($-dp_f/dz$), definido como el gradiente de presión estático corregido para el cabezal hidrostático de la mezcla de dos fases *gas-líquido* (Epstein, 1981), es

$$-\frac{dp_f}{dz} = \left(-\frac{dp}{dz}\right) - \rho_f g \quad (2.9)$$

donde ρ_f , es la densidad promedio de la mezcla de dos fases, y puede ser determinada por la expresión

$$\rho_f = \frac{\varepsilon_g \rho_g + \varepsilon_l \rho_l}{\varepsilon_g + \varepsilon_l} = \frac{\varepsilon_g \rho_g + \varepsilon_l \rho_l}{1 - \varepsilon_s} \quad (2.10)$$

Combinando las Ecn. (2.4), (2.5), (2.9) y (2.10), y simplificando se obtiene (Epstein, 1981)

$$-\frac{dp_f}{dz} = \varepsilon_s (\rho_s - \rho_f) g = (1 - \varepsilon) (\rho_s - \rho_f) g \quad (2.11)$$

Examinando esta ecuación, nos revela que el gradiente de presión friccional equilibra el peso efectivo de las partículas sólidas en el medio de dos fases. En ausencia de gas, las Ecn. (2.8) y (2.11) se reducen a

$$-\frac{dp_d}{dz} = -\frac{dp_f}{dz} = (1 - \varepsilon_l) (\rho_s - \rho_l) g \quad (2.12)$$

la cual es una ecuación característica para la fluidización *líquido-sólido*.

La Fig. 2.2 muestra ejemplos típicos de variaciones axiales de presión dinámica para lechos fluidizados de tres fases conteniendo partículas esféricas de vidrio de tamaño uniforme. La distribución de presión dinámica sobre el lecho muestra un comportamiento lineal tanto en la región densa como en la región diluida. Tanto la presión dinámica como el gradiente de presión disminuyen con el incremento de la velocidad superficial del gas, ya que se incrementa la retención de gas en el lecho. La localización de la altura del lecho expandido puede ser

determinada a partir de la intersección de las líneas de regresión lineal de los perfiles de presión de la región densa y la región diluida como se muestra en la Fig. 2.2.

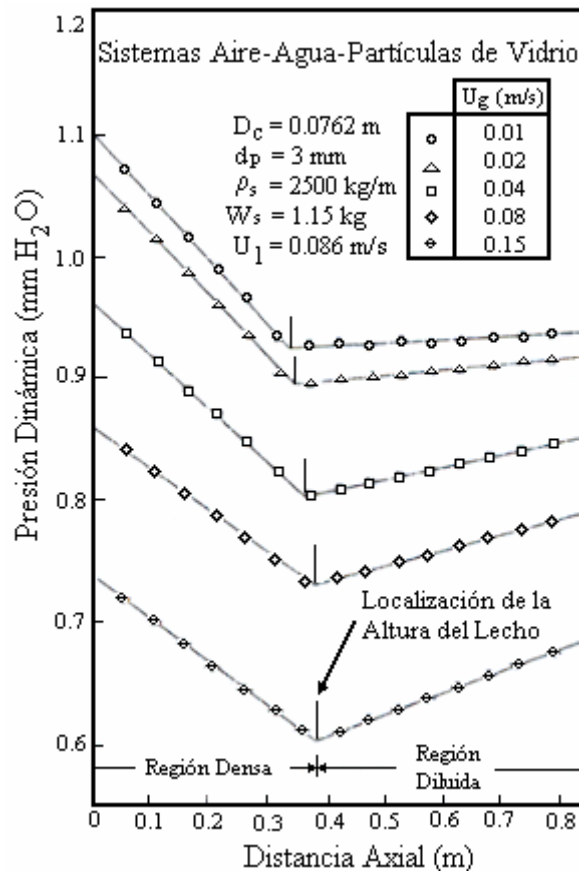


Figura 2.2. Variación de la presión dinámica con la distancia axial como función de U_g en un lecho fluidizado *gas-líquido-sólido* (Jean, 1988).

2.2.2. Régimen de flujos

Dentro de los lechos fluidizados de tres fases, pueden ser identificados tres *regímenes de flujo* básicos con base en el comportamiento del flujo de las burbujas:

- Régimen de flujo de burbujas en coalescencia
- Régimen de flujo de burbujas dispersas
- Régimen de flujo de campanas de Taylor (*slugging*)

Dentro del *régimen de burbujas en coalescencia*, las burbujas tienden a coalescer y tanto el tamaño de la burbuja como la velocidad de estas llegan a aumentar de manera considerable, además de que muestran una amplia distribución de tamaños. Las burbujas coalescidas en ascenso cerca del centro de la columna, presentan una velocidad alta y se agitan violentamente en el lecho. El régimen de burbujas en coalescencia predomina a baja velocidad del líquido y alta velocidad del gas. En el *régimen de burbujas dispersas*, en general no ocurre la coalescencia de

las burbujas y estas son pequeñas y uniformes. El régimen de burbujas dispersas predomina a alta velocidad del líquido y de baja a intermedia velocidad del gas. En una columna de diámetro interno pequeño (por ejemplo $D_c < 15$ cm), a altas velocidades de flujo de gas, las burbujas de gas pueden desarrollarse fácilmente hacia el tamaño del diámetro de la columna, creándose burbujas tipo *campanas de Taylor* las cuales aproximadamente ocupan por completo toda la sección transversal. Sin embargo, en columnas de diámetro grande, no ocurre el régimen tipo campanas de Taylor (Fan, 1989).

El régimen de flujo puede trazarse dentro de una gráfica de U_l versus U_g como se muestra en la Fig. 2.3. Se puede ver que para sistemas *aire-agua-partículas*, el régimen de flujo varía significativamente con el diámetro de la columna. Las propiedades de la partícula también afectan considerablemente el predominio del régimen de flujo a una velocidad de gas y líquido dadas (Fan et al., 1986). Es importante hacer notar que a una alta velocidad de gas, la mezcla *líquido-sólido* forma fragmentos aglomerados y eventualmente se alcanza un estado de operación en el cual el gas llega a ser la fase continua y el líquido la fase dispersa en forma de películas de líquido o de gotitas (Mukherjee et al., 1974), de esta forma se esta en el modo de operación E-I-b.

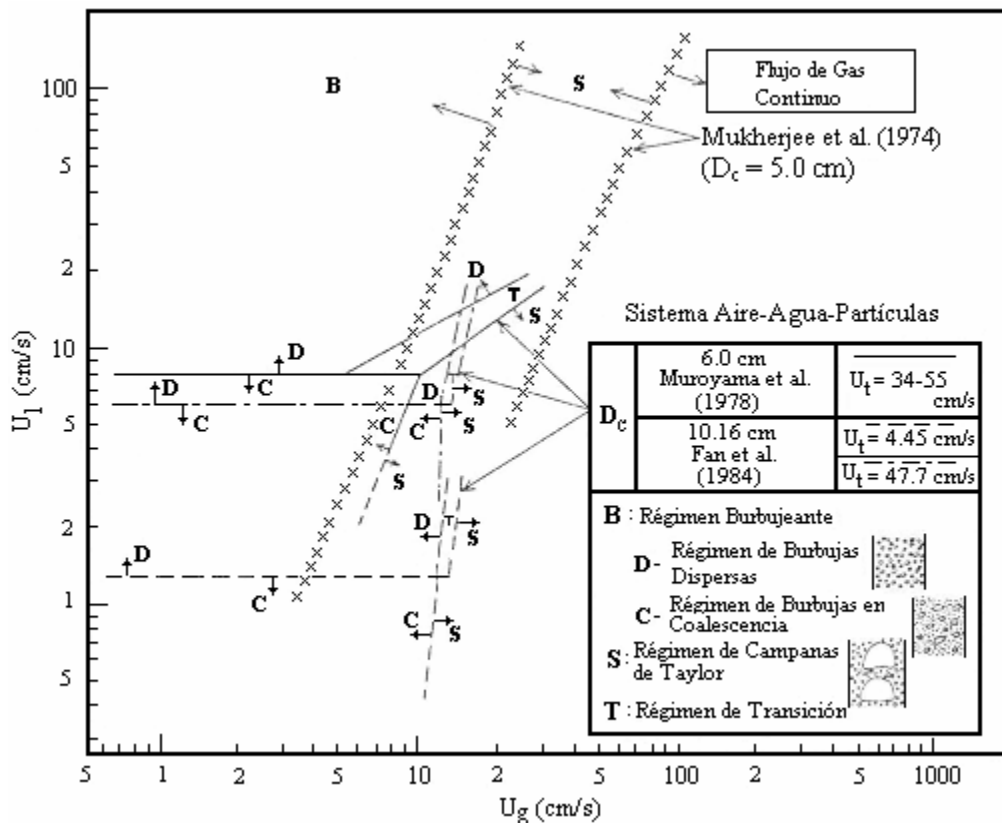


Figura 2.3. Diagrama del régimen de flujo de lechos fluidizados *gas-líquido-sólido* a cocorriente (Muroyama y Fan, 1985).

En la Fig. 2.4, se muestra una representación esquemática de un mapa del régimen de flujo similar al reportado por Zhang et al. (1997) para un sistema *aire-agua-partículas esféricas de vidrio* de 1.5 mm.

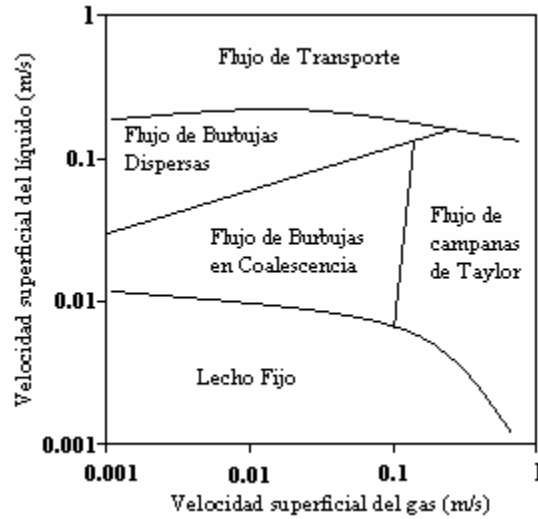


Figura 2.4. Diagrama esquemático de un mapa del régimen de flujo para un lecho fluidizado de tres fases (*Zhang et al.*, 1997).

En esta figura se presentan diferentes regímenes de flujo así como también los límites entre ellos. Aquí es claro observar que a velocidades superficiales del líquido entre 0.05 y 0.1 m/s, un incremento en la velocidad superficial del gas puede conducir a un cambio de régimen de flujo, del régimen de flujo de burbujas dispersas al régimen de flujo de burbujas en coalescencia. Además, los sistemas de tres fases pueden moverse del régimen de flujo de burbujas en coalescencia al régimen de flujo de burbujas dispersas cuando se incrementa la velocidad superficial del líquido. En base a las características de las burbujas, *Zhang et al.* (1997) han presentado criterios experimentales para la identificación de los diferentes regímenes de flujo y de la transición entre ellos. Para sistemas aire, agua y partículas esféricas, a presión atmosférica, ellos reportan ecuaciones empíricas para identificar la velocidad de transición del líquido al régimen de flujo de burbujas dispersas; una de estas ecuaciones empleadas es

$$\frac{U_g}{U_l} = 0.721 Fr_g^{0.339} Ar_l^{0.0746} \left(\frac{\rho_s}{\rho_l} \right)^{-0.667} \quad (2.13)$$

El concepto de flux de arrastre del gas (*gas drift flux*) ha sido utilizado por muchos investigadores para analizar la transición entre los regímenes de flujo de burbujas dispersas y de burbujas en coalescencia dentro de lechos fluidizados de tres fases (*Luo et al.*, 1997a; *Darton y Harrison*, 1975; *Rundell et al.*, 1987). Para flujos *gas-líquido*, el flux de arrastre del gas está definido como el flux volumétrico de gas relativo al movimiento superficial a velocidad promedio de las dos fases (*Wallis*, 1969). Esta definición puede extenderse a lechos fluidizados de tres fases (*Fan*, 1989; *Darton y Harrison*, 1975) y puede calcularse mediante

$$j_{cd} = \frac{1 - \epsilon_g}{\epsilon_l} (U_g \epsilon_l - U_l \epsilon_g) \quad (2.14)$$

donde j_{cd} es el flux de arrastre del gas, el cual aumenta monótonicamente con la retención de gas dentro del régimen de flujo de burbujas dispersas, sin embargo, parece aumentar a una proporción muy alta dentro del régimen de burbujas en coalescencia.

Es de hacer notar que la presión del lecho o la presencia de surfactantes, también afectan significativamente el predominio del régimen de flujo. A altas presiones o en sistemas con surfactantes, el tamaño de la burbuja puede ser pequeño (menor que 1 mm) lo cual origina una operación dentro del régimen de burbujas dispersas. Además, el efecto predominante sobre el régimen de flujo, de partículas más grandes que el tamaño de las burbujas llega a ser mínimo.

2.2.3. Fluidización incipiente

Para una velocidad de gas dada, la velocidad del flujo líquido mínimo requerido para fluidizar las partículas del lecho (U_{lmf}) puede determinarse generalmente a partir de los cambios en las *caídas de presión dinámica* en el lecho ($-\Delta p_d$) tal como ocurre en los cambios de estado de movimiento, de lecho fijo a lecho fluidizado. Como se muestra en la Fig. 2.5 para un lecho de partículas esféricas de vidrio de 3 mm, $-\Delta p_d$ se incrementa notablemente con un aumento en la velocidad del líquido en el estado de lecho fijo. Mientras que dentro del estado de lecho fluidizado, $-\Delta p_d$ muestra sólo cambios relativamente pequeños con un incremento en la velocidad del líquido. De hecho, para el caso sin flujo de gas, $-\Delta p_d$ permanece independiente de la velocidad del líquido.

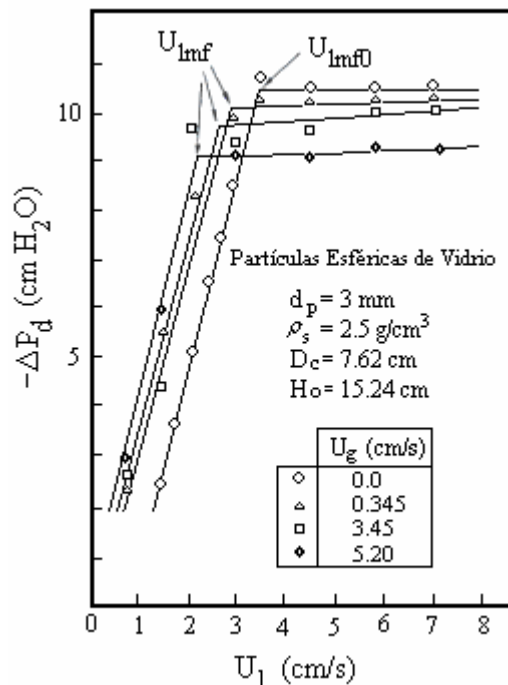


Figura 2.5. Variación de $-\Delta p_d$ a través del lecho como función de U_l y U_g en un lecho fluidizado *aire-agua-partículas esféricas de vidrio* (Jean, 1988).

Existen variaciones considerables sobre el fenómeno de fluidización mínima entre sistemas de partículas *pequeñas/ligeras, grandes/pesadas* y mezclas de éstas. Sin embargo, U_{lmf} en general

puede ser evaluada mediante la consideración de una condición intrínseca para la fluidización mínima donde la caída de presión total sobre el lecho de partículas en estado fijo es igual a la altura total del lecho por unidad de área de sección transversal tal como lo formula *Song et al.* (1987). En esta evaluación, la caída de presión en el lecho fijo puede ser descrita mediante el modelo de flujo, desarrollado por *Chern et al.* (1983, 1984).

2.2.3.1. Sistemas con partículas pequeñas/ligeras

La determinación de la velocidad para la fluidización incipiente en lechos de partículas *pequeñas/ligeras* es más difícil que para lechos de partículas *grandes/pesadas* y un poco subjetiva ya que la transición de lecho fijo a lecho fluidizado no es distinguible. Para la fluidización de tres fases utilizando partículas pequeñas, *Ermakova et al.* (1970) define tres *estados hidrodinámicos* para la transición del estado de lecho fijo hacia el estado de lecho totalmente fluidizado:

- Lecho fijo
- Lecho fluidizado heterogéneo
- Lecho fluidizado homogéneo

El estado de *fluidización heterogénea* se caracteriza por contener dos zonas, una que consiste de un lecho fijo relativamente denso en el fondo y la otra que consiste de un lecho fluidizado en la parte superior. Con un incremento en la velocidad del líquido, toma lugar la transición de un lecho fluidizado heterogéneo a un lecho fluidizado homogéneo o a un lecho completamente fluidizado. La velocidad de *inicio* o *ataque* para la fluidización heterogénea disminuye con un incremento en la velocidad del gas. Por otra parte, la velocidad de inicio de la fluidización homogénea se incrementa con un incremento en la velocidad del gas y la disminución en el tamaño de partícula.

2.2.3.2. Sistemas con partículas grandes/pesadas

En el caso de la fluidización de partículas *grandes/pesadas*, el lecho se expande uniformemente con un incremento tanto en la velocidad del líquido como en la velocidad del gas más allá de la fluidización de inicio, de modo que la transición de un lecho fijo hacia un lecho fluidizado si es distinguible. La velocidad del líquido requerida para la fluidización de inicio disminuye con un incremento en la velocidad del gas (*Begovich y Watson*, 1978a; *Lee y Al-Dabbagh*, 1978; *Fan et al.*, 1985a; *Costa et al.*, 1986; *Song et al.*, 1987). *Begovich y Watson* (1978a) encontraron que la altura inicial del lecho y el diámetro de la columna no tienen efecto sobre la fluidización mínima de inicio. Ellos desarrollaron ecuaciones empíricas para la velocidad del líquido a la fluidización de inicio basadas en un amplio intervalo de datos. *Lee y Al-Dabbagh* (1978) confirmaron que la fluidización de tres fases ocurre cuando la caída de presión dinámica sobre el lecho es igual al peso efectivo de las partículas.

Por otro lado, *Song et al.* (1987) estudiaron los efectos de la forma de las partículas sobre la velocidad mínima de fluidización. Los datos de velocidades de fluidización mínima para catalizadores cilíndricos y para partículas esféricas reportados en la literatura fueron usados para

desarrollar una ecuación general o correlación empírica (en unidades SI) la cual se describe a continuación

$$\frac{U_{lmf}}{U_{lmf0}} = 1 - 376 U_g^{0.327} \mu_1^{0.227} d_e^{0.213} (\rho_s - \rho_1)^{-0.423} \quad (2.15)$$

donde d_e es el diámetro equivalente de la partícula. U_{lmf0} puede ser calculada a partir de la correlación de *Wen y Yu* (1966) para lechos fluidizados *líquido-sólido*:

$$Re_{mf0} = \sqrt{(33.7)^2 + 0.0408 Ar} - 33.7 \quad (2.16)$$

donde

$$Re_{mf0} = \frac{d_e U_{lmf0} \rho_1}{\mu_1}$$

En la Fig. 2.6 se muestran las velocidades mínimas de fluidización experimentales así como las predicciones de U_l correspondientes basadas en la Ecn. (2.15) con datos a varios tamaños de partículas esféricas de vidrio en agua y aire. Se puede ver que la Ecn. (2.15) da buenas predicciones para lechos de partículas tanto pequeñas como grandes.

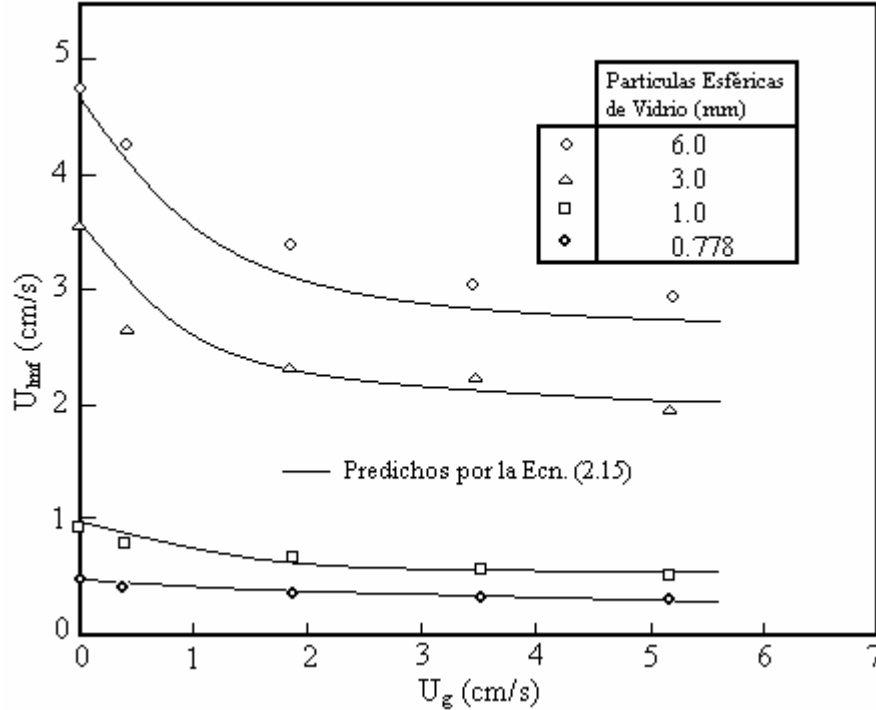


Figura 2.6. Variación de U_{lmf} con U_g para varios tamaños de partícula en un lecho fluidizado *aire-agua-partículas esféricas de vidrio* (Jean, 1988).

La Ecn. (2.15), está dada en una forma similar a la desarrollada por *Begovich y Watson* (1978a), pero ésta tiene un intervalo más amplio de aplicabilidad entre las correlaciones para U_{lmf} propuestas a la fecha. Los intervalos de validez para esta correlación son: $0 \leq U_g \leq 17$ cm/s, $0.9 \leq \mu_l \leq 11.4$ cP, $0.046 \leq d_e \leq 0.63$ cm y $1.8 \leq \rho_s \leq 2.5$ g/cm³.

2.2.3.3. Sistemas con partículas mixtas

Los lechos fluidizados de tres fases generalmente contienen partículas de tamaño *no-uniforme*. Existen escasos estudios en la literatura relacionados con la fluidización incipiente para lechos de mezclas de partículas en sistemas de tres fases. *Oh y Kim* (1980) observaron el comportamiento de la fluidización incipiente para lechos con mezclas 50 %p de partículas de vidrio de 1.63 y 7.85 mm. Indicaron que la velocidad de fluidización mínima en lechos de mezcla de partículas fue más baja que en los lechos de partículas grandes exclusivamente y la adición de partículas pequeñas redujo la velocidad mínima de fluidización al mismo tiempo que mejoraron la homogeneidad del lecho.

2.2.4. Retención de fases

La retención de fases o fracciones volumen tienen propiedades de transporte importantes en los sistemas de lecho ebulente. A continuación se describen algunas características de comportamiento y correlaciones empíricas para las retenciones de gas, líquido y sólidos.

2.2.4.1. Retención global de sólidos y correlaciones empíricas

El comportamiento de la retención de sólidos, la expansión del lecho, o la porosidad del lecho han sido extensamente investigadas (*Fan*, 1989). En un sistema de lecho ebulente, a una velocidad de gas dada, la expansión del lecho aumenta con el incremento de la velocidad superficial del líquido y/o su viscosidad. Los lechos fluidizados de tres fases que usan partículas pequeñas exhiben características de expansión únicas, es decir, con la entrada inicial de gas dentro del lecho fluidizado *líquido-sólido*, ocurre un *fenómeno de contracción*, en lugar de uno de expansión del lecho. Un incremento en la velocidad del flujo de gas causa además una contracción máxima, dependiendo del patrón de flujo de las burbujas, subsecuentemente a una velocidad del flujo de gas crítica más allá de ésta el lecho se expande. *Massimilla et al.* (1954), son de los primeros investigadores que reportan estos fenómenos de contracción, observando que la contracción del lecho es considerable cuando la velocidad del líquido es alta. *Turner* (1964) y *Ostergaard* (1964) también reportaron este fenómeno y presentaron algunos datos sobre la expansión del lecho. Por otra parte, se ha observado que para un lecho con partículas grandes no ocurre la contracción del lecho.

Una elucidación cuantitativa de la contracción del lecho fue reportada por *Stewart y Davidson* (1964), *El-Temtamy y Epstein* (1979), entre otros. Básicamente, la contracción del lecho es atribuida al comportamiento de la estela de la burbuja. El lecho mismo, así como los fenómenos de *expansión-contracción* de este se han descrito mediante el modelo generalizado de la estela desarrollado por *Bhatia y Epstein* (1974) que considera que la cantidad efectiva de líquido en el lecho disponible para la fluidización de este es reducida debido a la entrada del líquido en la estela de la burbuja.

Kim et al. (1975) propusieron correlaciones separadas para la expansión y contracción de lechos. La correlación de *Dakshinamurty et al.* (1971) y *Kim et al.* (1975) incluye efectos de la tensión superficial del líquido y las correlaciones de *Oh y Kim* (1980) y *Sinha et al.* (1984) están basadas en el uso de la distribución de mezclas de partículas de sistemas binarios y tamaños de partículas polidispersas, respectivamente. Sin embargo, estas correlaciones fallan al aplicarlas, sobre todo cuando la velocidad de gas se aproxima a cero, es decir, en el estado de fluidización *líquido-sólido*.

En el límite cuando la velocidad del gas se aproxima a cero, las correlaciones de porosidad del lecho para sistemas de tres fases se deben reducir a aquellas empleadas para los lechos fluidizados *líquido-sólido*. La expansión del lecho en lechos fluidizados *líquido-sólido* a menudo siguen la *Ecuación de Richardson-Zaki* (*Richardson y Zaki*, 1954) dada por

$$\varepsilon = \left(\frac{U_l}{U_i} \right)^{1/n} \quad (2.17)$$

donde U_i es la velocidad del líquido extrapolada cuando la porosidad del lecho se aproxima a 1; y n es el *índice de Richardson-Zaki* (ver la Tabla 2.1 para su estimación).

Tabla 2.1. Índices para la *Ecuación de Richardson-Zaki* (*Richardson y Zaki*, 1954).

$n = 4.65 + d_p/D_C$	$Re_t < 0.2$
$n = (4.4 + 18d_p/D_C) \cdot Re_t^{-0.03}$	$0.2 < Re_t < 1$
$n = (4.4 + 18d_p/D_C) \cdot Re_t^{-0.1}$	$1 < Re_t < 200$
$n = 4.4Re_t^{-0.1}$	$200 < Re_t < 500$
$n = 2.4$	$500 < Re_t$

donde

$$Re_t = \frac{U_t d_p \rho_l}{\mu_l}$$

Begovich y Watson (1978a) sugirieron la siguiente ecuación para la porosidad del lecho en sistemas de tres fases basada en una gran cantidad de datos experimentales tomados de la literatura y de sus propios trabajos

$$\varepsilon_g + \varepsilon_l = (3.93 \pm 0.18) U_l^{(0.271 \pm 0.011)} U_g^{(0.041 \pm 0.005)} (\rho_s - \rho_l)^{(-0.316 \pm 0.011)} \cdot d_p^{(-0.268 \pm 0.010)} \mu_l^{(0.055 \pm 0.008)} D_c^{(-0.033 \pm 0.013)} \quad (2.18)$$

Es importante observar que el exponente de la velocidad del líquido cae dentro del intervalo predicho por la relación de *Richardson-Zaki*. Sin embargo, esta correlación no refleja exactamente el comportamiento de la porosidad del lecho a velocidades bajas de gas en donde puede ocurrir la contracción del lecho; nótese que sin flujo de gas la porosidad del lecho llega a ser próxima a cero. En suma la Ecn. (2.18) no refleja la correcta interdependencia general de la porosidad del lecho con respecto al diámetro de la columna; evidencia experimental muestra que $(\varepsilon_g + \varepsilon_l)$ se incrementa con el incremento del D_c . No obstante estas incompatibilidades, la Ecn. (2.18) resulta ser la correlación empírica más ampliamente aceptada para la predicción de la expansión del lecho.

Varios investigadores consideran el efecto de la forma de la partícula sobre el comportamiento de la retención de sólidos (*Song et al.*, 1987; *Saberian-Broudjenni et al.*, 1984; *Song y Fan*, 1986; *Sinha et al.*, 1986). Para sistemas donde se usan partículas *no-esféricas*, tales como extrudidos en forma cilíndrica, *Song y Fan* (1986) reportaron que la correlación de *Begovich y Watson* (1978a) puede modificarse para calcular las características de la expansión del lecho mediante el reemplazo del diámetro de la partícula d_p por el producto del diámetro equivalente de la partícula y la esfericidad, $(d_p \cdot \phi_s)$.

Jean y Fan (1986) propusieron una relación empírica unificada para predecir la retención de sólidos tanto en lechos fluidizados *líquido-sólido* como en lechos fluidizados *gas-líquido-sólido*. Ellos modificaron la *Ecuación de Richardson-Zaki* (*Richardson y Zaki*, 1954) para incluir los efectos de la fase gas. La expresión equivalente de dos fases (*líquido-sólido*) de la *Ecuación de Richardson-Zaki* para lechos fluidizados de tres fases esta dada por la ecuación

$$U'_1 = U_i(\varepsilon)^n \quad (2.19)$$

donde U'_1 es la velocidad superficial del líquido equivalente en un lecho fluidizado de tres fases y en la que U'_1 se relaciona con U_i , U_{lmf} y U_{lmf0} , mediante la ecuación

$$U'_1 = U_i \left(\frac{U_{lmf}}{U_{lmf0}} \right) \quad (2.20)$$

donde U_{lmf}/U_{lmf0} puede predecirse por la Ecn. (2.15). Nótese que U_{lmf} en la Ecn. (2.20) es una función de la velocidad del gas, las propiedades de la partícula y las propiedades del líquido (ver la Ecn. (2.15)). La aplicabilidad de las Ecn. (2.19) y (2.20) cubre el régimen de burbujas dispersas, burbujas en coalescencia y campanas de Taylor. También se encontró que estas ecuaciones son aplicables para lechos fluidizados de tres fases involucrando una mezcla binaria de partículas.

En resumen, existen varias correlaciones para la porosidad del lecho y estas pueden ser consultadas en los trabajos de *Fan* (1989). Así bien para la estimación independiente de la porosidad de un lecho conteniendo partículas relativamente grandes y fluidizado por agua como la fase líquida, pueden emplearse las correlaciones de *Dakshinamurty et al.* (1971) y *Begovich y Watson* (1978a), puesto que estas correlaciones están basadas en un gran número de datos obtenidos con la variación de las propiedades físicas de sólidos y líquidos. Mientras que para la

estimación de la porosidad dentro de un lecho de partículas fluidizadas con un líquido orgánico *no-espumante*, pueden utilizarse las correlaciones de *Song et al.* (1987) y *Saberian-Broudjenni et al.* (1984).

2.2.4.2. Retención global de gas y correlaciones empíricas

El comportamiento de la retención de gas depende fuertemente del régimen de flujo, como lo muestra *Michelsen y Ostergaard* (1970) y de aquí, tanto de las propiedades de las partículas como de las propiedades del líquido. Por ejemplo, una disminución en la tensión superficial puede incrementar dramáticamente la retención de gas (*Blum y Toman*, 1977). La retención de gas en los lechos fluidizados de tres fases puede ser mucho menor que en una columna de burbujeo correspondiente cuando las partículas promueven la coalescencia de las burbujas, y esta puede ser superior que en una columna de burbujeo correspondiente cuando las partículas rompen las burbujas de gas (*Viswanathan et al.*, 1964; *Adlington y Thompson*, 1965; *Vasalos et al.* 1980). La retención de gas, ϵ_g , y la velocidad de ascenso de la burbuja, U_b , están interrelacionadas. A cualquier distancia axial dada y en estado estacionario, un balance de materia de la fase gas (suponiendo que no hay reacción y a densidad constante), origina una relación entre $\epsilon_g(r)$ y $U_b(r)$ de la forma

$$U_g = \frac{1}{A} \int_A \epsilon_g(r) U_b(r) dA \quad (2.21)$$

Para sistemas dentro del régimen de burbujas dispersas donde tanto la retención de gas como la velocidad de ascenso de la burbuja están uniformemente distribuidas dentro del lecho, la Ecn. (2.21) se reduce a

$$U_g = \epsilon_g U_b \quad (2.22)$$

Las correlaciones para la retención de gas están basadas tanto en aproximaciones estrictamente empíricas o en una descripción *semi-empírica* del flujo relativo *gas-líquido*. *Begovich y Watson* (1978a) sugirieron la relación empírica

$$\epsilon_g = (1.61 \pm 0.336) U_g^{(0.72 \pm 0.028)} d_p^{(0.168 \pm 0.061)} D_c^{(-0.125 \pm 0.088)} \quad (2.23)$$

basada en datos recabados de un gran número de fuentes de la literatura. Sin embargo, esta correlación se desarrolló a partir de datos obtenidos de sistemas líquidos acuosos. La interdependencia general de ϵ_g sobre D_c no está correctamente reflejada por esta correlación.

La naturaleza compleja de los lechos fluidizados de tres fases conduce a varias aproximaciones *semi-empíricas* diferentes para describir el movimiento relativo de las burbujas de gas con respecto a la fase líquida. *Darton y Harrison* (1975) modificaron la teoría del *Flux de Arrastre de Wallis* para sistemas de flujo de dos fases (*Wallis*, 1969) mediante la simple sustitución de la velocidad relativa entre las fases gas y líquido, $(U_g/\epsilon_g - U_l/\epsilon_l)$, dentro de la relación para sistemas de dos fases, obtuvieron la Ecn. (2.14), como ya se mencionó anteriormente.

El flux de arrastre del gas, j_{cd} , definido mediante la Ecn. (2.14) es una función de ϵ_g como se muestra en la Fig. 2.7. Dentro del régimen de burbujas dispersas, el flux de arrastre puede correlacionarse (en unidades SI) por medio de

$$j_{cd} = 0.18 \epsilon_g \quad (2.24)$$

Sin embargo, dentro del régimen de burbujas en coalescencia es difícil correlacionar j_{cd} como función explícita de ϵ_g . La retención de gas puede ser estimada a partir de la Ecn. (2.14) para el régimen de burbujas dispersas y de la Fig. 2.7 para los regímenes de transición y de burbujas en coalescencia mediante la estimación independiente de ϵ_l . *Schaefer et al.* (1983) usaron la Ecn. (2.14) para correlacionar el comportamiento de la retención de gas dentro de un lecho fluidizado *gas-fase densa-sólido*. La Fig. 2.8 muestra la relación entre el flux de arrastre del gas y ϵ_g para sistemas de lecho fluidizado *gas-fase densa-sólido* usando queroseno con carbón pulverizado finamente como la fase densa. Como se espera, los valores de j_{cd} correlacionados linealmente para el régimen de burbujas dispersas con queroseno y finos son significativamente más bajos que aquellos en sistemas con agua obtenidos por *Darton y Harrison* (1975). El flux de arrastre en sistemas con carbón finamente pulverizado está principalmente dentro del régimen de transición y muestran una amplia variación dependiendo de la velocidad del líquido.

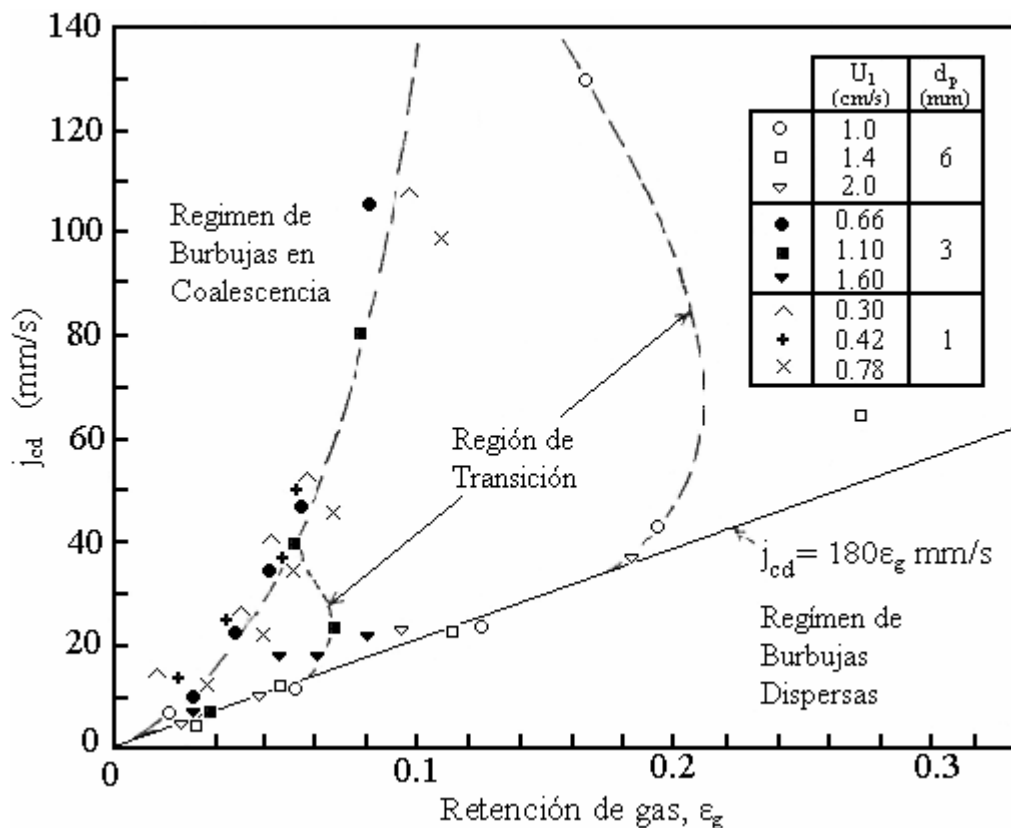


Figura 2.7. Variación del flux de arrastre de gas relativo al flujo de líquido con la retención de gas en un lecho fluidizado *aire-agua-partículas esféricas de vidrio* en base a los datos de *Michelsen y Ostergaard* (1970).

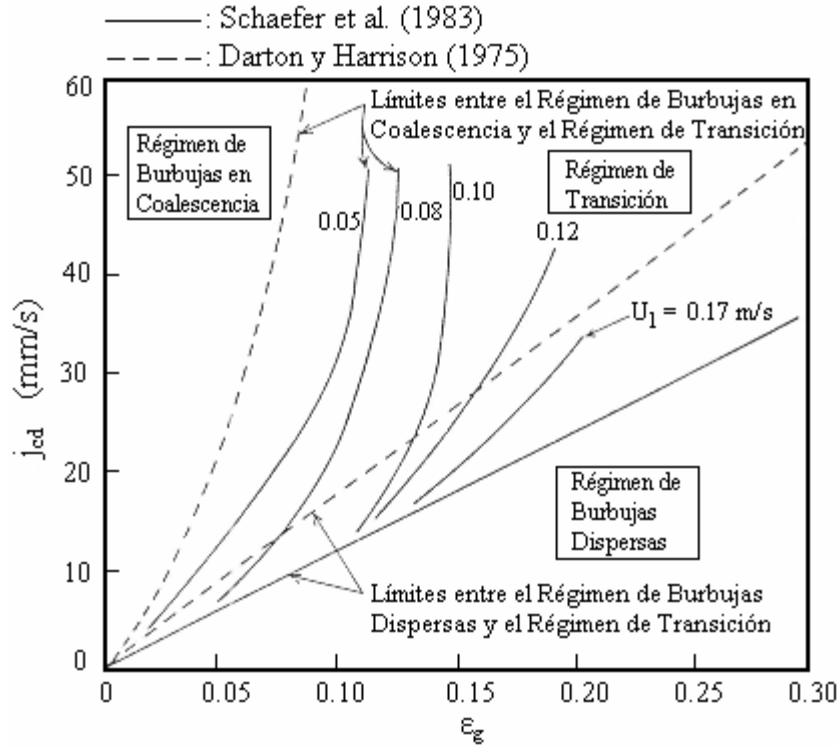


Figura 2.8. Relación entre j_{cd} y ϵ_g como función de U_1 en base a los datos de *Schaefer et al. (1983)* y *Darton y Harrison (1975)* (*Muroyama, 1987*).

Saberian-Broudjenni et al. (1984) definieron el flux de arrastre de la fase gas en un sistema de tres fases como

$$U_g = (U_g + U_1)\delta_g + j'_{cd} \quad (2.25)$$

donde

$$\delta_g = \epsilon_g / (\epsilon_g + \epsilon_l) \quad (2.26)$$

de esta forma el flux de arrastre del gas es

$$j'_{cd} = (1/\epsilon)(U_g \epsilon_l - U_1 \epsilon_g) \quad (2.27)$$

Ellos propusieron una correlación para el flux de arrastre del gas dada por la ecuación

$$j'_{cd} = 0.017(\rho_l U_g^2)^{0.45} \quad (2.28)$$

La retención de gas puede ser calculada de la ecuación

$$\epsilon_g = \epsilon(U_g - j'_{cd}) / (U_g + U_1) \quad (2.29)$$

La Ecn. (2.29) es adecuada para varios líquidos tales como ciclohexano, gasóleo, C₂Cl₄ y agua, pero es pobre para queroseno.

Chern et al. (1984) correlacionaron separadamente la retención de gas para cada régimen de flujo. Ellos modificaron la teoría de *Nicklin* (*Nicklin*, 1962) para flujo burbujeante de dos fases y flujo de campanas de Taylor a considerar para la retención de gas en el lecho fluidizado de tres fases. En parte con la teoría de *Nicklin*, el flujo de gas puede ser representado por las ecuaciones:

$$\frac{U_g}{\epsilon_g} = \frac{U_g}{1-\epsilon_s} + \frac{U_1}{1-\epsilon_s} + 0.1016 + 1.488 \left(\frac{U_g}{1-\epsilon_s} \right)^{1/2} \quad (2.30)$$

$$\frac{U_g}{\epsilon_g} = 1.783 \left(\frac{U_g}{1-\epsilon_s} + \frac{U_1}{1-\epsilon_s} \right) + 0.35(gD_c)^{1/2} \quad (2.31)$$

para el régimen de burbujas dispersas y el régimen de campanas de Taylor, respectivamente. Nótese que la retención de gas dentro del régimen de transición puede ser aproximada por el promedio de aquellos calculados con las Ecn. (2.30) y (2.31). Para una estimación de ϵ_g usando la correlación de la Ecn. (2.29), una correlación para ϵ_s basada en el modelo generalizado de la estela fue desarrollada por los mismos autores. *Chern et al.* (1984) y *Fan et al.* (1985) propusieron una correlación empírica para la retención de gas dentro del régimen de burbujas en coalescencia de la siguiente forma

$$\epsilon_g = CU_1^{-0.98}U_g^{0.70} \quad (2.32)$$

donde:

$U_1 \times 10^2$ (m/s)	C
2.2 – 6.0	0.0270
> 6.0	0.0491

En resumen, el comportamiento de la retención de gas varía significativamente con el régimen de flujo y es difícil establecer una ecuación de correlación unificada. La ecuación empírica de *Begovich y Watson* (1978a) puede utilizarse para el régimen de burbujas en coalescencia en lechos de partículas fluidizadas por agua como la fase líquida, sin embargo, estas producen un valor moderado para éste régimen. Además, para un sistema espumante involucrando líquidos con baja tensión superficial, las correlaciones propuestas hasta ahora subestiman considerablemente la retención de gas experimental. Incluso aunque las aproximaciones *semi-empíricas* empleadas por *Darton y Harrison* (1975), *Chern et al.* (1984) y *Saberian-Broudjenni et al.* (1984), se basan en extensiones de la teoría de flujo de *Wallis*, sus expresiones son diferentes de algunas otras.

2.2.4.3. Retención global de líquido y correlaciones empíricas

La retención de líquido se incrementa con la velocidad del líquido y disminuye monótonicamente con el incremento de la velocidad del gas (*Michelson y Ostergaard, 1970*). La retención de líquido se incrementa con la viscosidad del líquido dentro del intervalo de 1 a 70 cP; la tendencia es más pronunciada para partículas pequeñas (*Kim et al., 1975*). La retención de líquido disminuye significativamente con la tensión superficial (con variaciones de 40 a 73 dina/cm) para partículas esféricas de vidrio de 1.0 mm de diámetro, pero para partículas de arena de 2.6 mm la retención de líquido se incrementa con el incremento de la tensión superficial (*Kim et al., 1975*).

Kato et al. (1981) desarrollaron correlaciones para la retención de líquido en lechos fluidizados de tres fases mediante la modificación de la ecuación empírica propuesta por *Garside y Al-Dibouni (1977)* para lechos fluidizados líquido-sólido y se presentan a continuación

$$\left(\frac{U_l}{U_t}\right) = (\varepsilon_l/\varepsilon_l^*)^n \quad (2.33)$$

$$\varepsilon_l^* = 1 - 9.7(350 + \text{Re}_t^{1.1})^{-0.5}(\rho_l U_g^{4/g\sigma})^{0.092} \quad (2.34)$$

$$\frac{5.1 + 86.2(\rho_l U_g^{4/g\sigma})^{0.285} - n}{n - 1.7} = [0.1 + 0.443(\rho_l U_g^{4/g\sigma})^{0.165}] \text{Re}_t^{0.9} \quad (2.35)$$

En los experimentos de *Kato et al. (1981)* se usaron viscosidades del líquido variándolas sobre un intervalo amplio ($9.0 \times 10^{-4} - 5.2 \times 10^{-2}$ Pa·s). Las Ecms. (2.33) a (2.35) predicen el comportamiento de la retención de líquido en lechos fluidizados de tres fases con razonable exactitud, como lo verificaron mediante algunos estudios *Muroyama et al. (1984)* y *Chiu y Ziegler (1985)*.

De acuerdo a *Saberian-Broudjenni et al. (1984)*, la retención de líquido puede predecirse por medio de la correlación

$$\varepsilon_l = \varepsilon \frac{j_{cd} + U_l}{U_g + U_l} \quad (2.36)$$

similar a la de la retención de gas. Los parámetros ε , ε_g y j_{cd} pueden estimarse mediante las siguientes ecuaciones:

$$\varepsilon = (14\phi_s)^{-1/3} \left(\frac{U_l}{U_{lmf0}}\right)^{0.27} \left[1 + 0.070 \left(\frac{d_p U_g \rho_l}{\mu_l}\right)^{0.34}\right] \quad (2.37)$$

$$\frac{U_{\text{lmf}0} \rho_1 d_p}{\mu_1} = \sqrt{(25.25)^2 + 0.0651 \left(\frac{g d_p^3 (\rho_s - \rho_1)}{\mu_1^2} \right)} - 25.25$$

$$\varepsilon_g = \varepsilon(U_g - j'_{\text{cd}}) / (U_g + U_1) \quad (2.38)$$

donde

$$j'_{\text{cd}} = 0.017(\rho_1 U_g^2)^{0.45}$$

En resumen, para la estimación de la retención de líquido se recomienda la correlación de *Kato et al.* (1981) porque cubre un amplio intervalo de diámetros de partícula y viscosidades del líquido.

2.2.4.4. Retención de sólidos dentro de la región diluida del lecho

La Fig. 2.9 muestra un ejemplo típico de cada uno de los perfiles de retención de fases; la retención de sólidos dentro de la región límite de la zona de desacople es cero significando la *no-elutriación* (*separación*) de sólidos del lecho, la *elutriación* es un método de separación de partículas usando la diferencia en la velocidad de asentamiento que existe entre las partículas suspendidas en un fluido en movimiento.

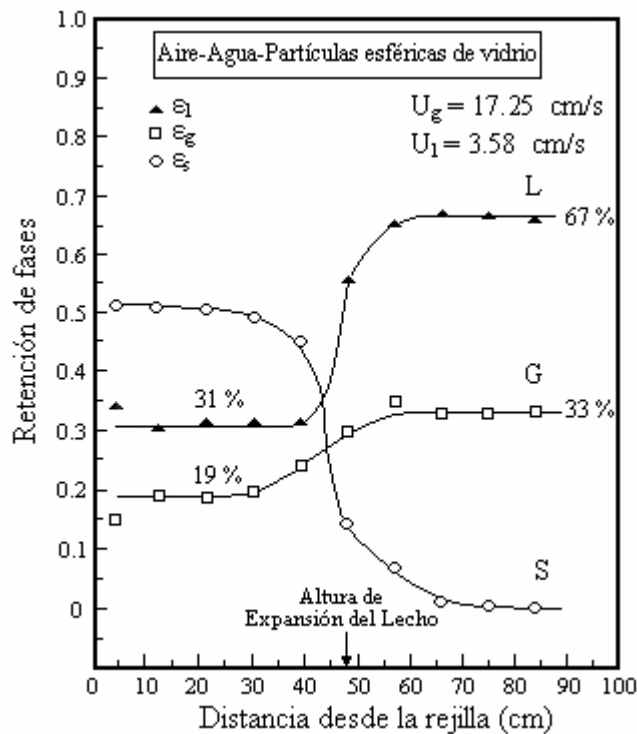


Figura 2.9. Variación axial de la retención de fases dentro de un lecho conteniendo partículas esféricas de vidrio de 4.6 mm (*Begovich y Watson, 1978b*).

El comportamiento de la retención de sólidos dentro de la región diluida tiene efectos significativos sobre el escalamiento de esta para propósitos de diseño; los efectos son más significativos para sistemas con partículas *ligeras/pequeñas* que para sistemas con partículas *grandes/pesadas*. Como se discutió previamente, la retención de sólidos en la zona de desacople del lecho (ver Fig. 2.1) disminuye considerablemente con la distancia axial.

De acuerdo a *Page y Harrison (1974)* los mecanismos fundamentales para la entrada de partículas así como el *no-ingreso* dentro de la zona de desacople en la región diluida es como sigue: Las partículas son arrastradas desde la superficie superior del lecho fluidizado a la región diluida en la estela que va detrás de la burbuja. De tal forma se difunden vórtices que contienen partículas debido a la estela en la región diluida.

Las partículas en los vórtices difundidos se establecen por detrás de estos dentro del lecho cuando la velocidad del líquido en la región diluida es menor que la velocidad terminal de la partícula. *Page y Harrison (1974)* indicaron que el ingreso de partículas disminuye con la disminución tanto en el tamaño de la burbuja como con la frecuencia de la burbuja y con un aumento en la velocidad del líquido y el tamaño de la partícula. Además, insertando una malla de alambre como baffle dentro de la sección de la zona diluida, se reduce significativamente el ingreso de partículas.

2.2.4.5. Retención de gas dentro de la región diluida del lecho

Catros et al. (1985) midieron la retención de gas dentro de la región diluida del lecho que contenía partículas esféricas de vidrio de 3.0 mm de diámetro. En su aparato, cuatro boquillas independientes de 2.54 cm de diámetro interno se usaron como distribuidores de gas produciendo un comportamiento de borboteo de la fase gas en el fondo del lecho. Ellos encontraron que la retención de gas disminuye significativamente con el incremento de la velocidad del líquido, y propusieron la siguiente correlación para ϵ_g dentro de la región diluida para $U_l/(U_l + U_g) > 0.08$

$$\epsilon_g = 0.0066 \left[U_l / (U_l + U_g) \right]^{-0.424} \quad (2.39)$$

Kato et al. (1985), usando un plato poroso como distribuidor de gas, con hoyos de 2.0 mm para garantizar una distribución uniforme del gas, encontraron que la retención del gas dentro de la región diluida fue más grande que dentro de la región densa del lecho fluidizado pero mucho más pequeña en comparación con la de una columna de burbujeo. Ellos propusieron la siguiente correlación para estimar la retención de gas dentro de la región diluida

$$\epsilon_g = 0.3W^{1.3} / (1 + 1.1W^{1.15}) \quad (2.40)$$

donde el parámetro W esta definido como

$$W = (gD_c^2 \rho_l / \sigma)^{0.198} (gD_c^3 / \nu_l^2)^{0.035} (U_g / \sqrt{gD_c}) \quad (2.41)$$

De acuerdo a la Ecn. (2.41), W es inversamente proporcional a la viscosidad del líquido a la potencia 0.07, pero es independiente del diámetro de la columna. Nótese que no hay variación

axial significativa de la retención de gas dentro de la región diluida y esto es evidente para una operación dada.

2.3. Modelos de flujo

El comportamiento complejo de la retención de fases y los patrones de flujo dentro de los lechos fluidizados de tres fases está estrechamente relacionado a las características de flujo de la burbuja y de su estela. Consecuentemente, un entendimiento fundamental del comportamiento de la burbuja y de la estela de la burbuja pueden proporcionar las bases para un acercamiento mecánico en el análisis de varios fenómenos hidrodinámicos. Asimismo, el desarrollo de los modelos de flujo es esencial para una descripción cuantitativa de las propiedades de transporte en los lechos fluidizados de tres fases.

2.3.1. Naturaleza de la estela de la burbuja

Las diferencias en el movimiento de las burbujas inherentemente dependen de las diferencias en los campos de flujo que existen inmediatamente detrás de la burbuja, es decir en la llamada estela de la burbuja. Un acercamiento fundamental de la mecánica de la burbuja y de su estela puede ser revisado en los trabajos de *Fan* (1989). En la Fig. 2.10 se presenta un ejemplo visual de la dinámica de la estela de una burbuja en un medio líquido y en una suspensión líquido-sólido, respectivamente (*Tsuchiya y Fan, 1986*).



Figura 2.10. Dinámica de la estela de una burbuja en un medio líquido y en una suspensión líquido-sólido (*Tsuchiya y Fan, 1986*).

Tsuchiya y Fan (1986) observaron regiones de baja concentración de partículas debajo de las burbujas en ascenso en un lecho fluidizado bidimensional agua-partículas esféricas de vidrio de $774 \mu\text{m}$ (ver Fig. 2.11). Inmediatamente debajo de la base de la burbuja, existe una región libre de partículas (*capa líquida estable*) cuyo tamaño y forma es casi invariante con respecto al tiempo para burbujas grandes ($b \approx 3.5 \text{ cm}$). También se observaron regiones de baja concentración de sólidos a lo largo del vórtice laminar generado desde el límite de la burbuja. Nótese que esta parte de la región libre de partículas parece quedar cerca del centro del vórtice y descender continuamente. El tamaño de la región de baja concentración sigue extendiéndose

desde el fondo del vórtice ya que el tamaño se incrementa con el tiempo debido a la acción de la viscosidad, y la concentración de sólidos en esta región tiende a incrementarse ya que el campo de fuerza centrífuga disminuye (la viscosidad decae); eventualmente esta región llega a ser indistinguible de la región fluidizada *líquido-sólido*.

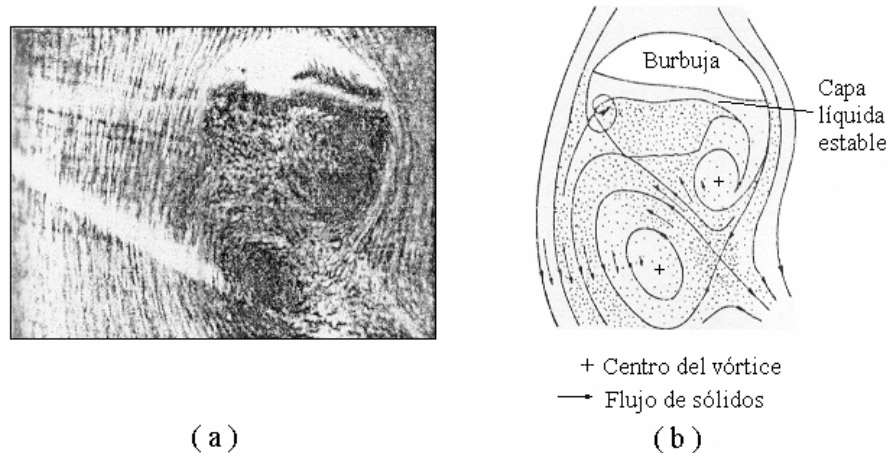


Figura 2.11. (a) Fotografía de una burbuja de nitrógeno y su estela en ascenso a través un lecho fluidizado *agua-partículas esféricas de vidrio* de 774 μm . (b) Representación esquemática del flujo de una estela (Tsuchiya y Fan, 1986).

Mediciones cuantitativas de la *concentración/retención* de fases local de sólidos en el área de la estela de la burbuja han sido notablemente llevadas a cabo por Kitano y Fan (1988) usando un sistema de sondeo de fibra óptica para burbujas individuales en lechos fluidizados bidimensionales *líquido-sólido*. Basado en la distribución axial de concentración de sólidos y en la información obtenida de la observación visual, Kitano y Fan (1988) subdividen la *región próxima* de la estela en cuatro regiones: una región de estela líquida estable (I), una región de estela de sólidos estable (II), una región del vórtice laminar (III) y una región de estela de sólidos fluctuante (IV) como puede observarse en la Fig. 2.12. La región de estela líquida estable ocurre inmediatamente debajo de la base de la burbuja y tiene una concentración de sólidos despreciable, nótese que esta región no puede ser observada bajo ciertas condiciones de flujo y de partícula. La región de estela de sólidos estable sigue a la región de estela líquida estable e incluye parte del desarrollo de los vórtices y de la región turbulenta alrededor de la línea central de la estela; esta región esta compuesta de una emulsión *líquido-sólido* y se separa de la región de estela de sólidos fluctuante mediante una capa de sólidos relativamente baja en concentración. La región de estela de sólidos fluctuante es distinguida mediante flujo “*streamwise*” desde la *región lejana* de la estela la cual interactúa con el campo de flujo externo. La región del vórtice laminar, la cual tiene una baja concentración, reside fuera de la región de estela de sólidos estable y fluctuante. El tamaño de cada región de estela varía periódicamente debido a la efusión del vórtice; la región de estela de sólidos fluctuante varía su tamaño notablemente.

Kitano y Fan (1988) calcularon la retención promedio de sólidos dentro de la región de la estela en base a mediciones del área de estelas locales y concentración de sólidos en diferentes posiciones usando un sistema de sondeo de fibra óptica. En base a análisis extensos de la

distribución local de la retención de sólidos dentro de la región de la estela, se encontró que la retención de sólidos promedio en esta región está exactamente representada por la retención de sólidos promedio sobre el eje central de la estela. La retención de sólidos promedio en la región de la estela (ϵ_{sw}), expresada en términos de valores relativos a aquellos en la región fluidizada circundante *líquido-sólido* (ϵ_{sf}), es decir, $(\epsilon_{sw} - \epsilon_{sf})/\epsilon_{sf}$, están presentados en la Fig. 2.12 para varias partículas. Denotando x como

$$x = \frac{\epsilon_{sw}}{\epsilon_{sf}} \quad (2.42)$$

la figura muestra que, a pequeña ϵ_{sf} , x puede ser significativamente más grande que la unidad. Esto indica que la hipótesis hecha en todos los otros trabajos de la literatura existentes con respecto a los modelos de estela, los cuales expresan que las retenciones de sólidos en la estela son siempre iguales o menores que aquellas en la región fluidizada *líquido-sólido*, puede no ser siempre válida. Asimismo, en la figura se representa el estado de la estela de la burbuja observada para cada una de las partículas empleadas. La figura revela que x no fue apreciablemente influenciada por el tamaño de burbuja pero fue fuertemente afectada por la retención de sólidos en la región fluidizada *líquido-sólido*. Se ve que x disminuye considerablemente a medida que ϵ_{sf} se incrementa.

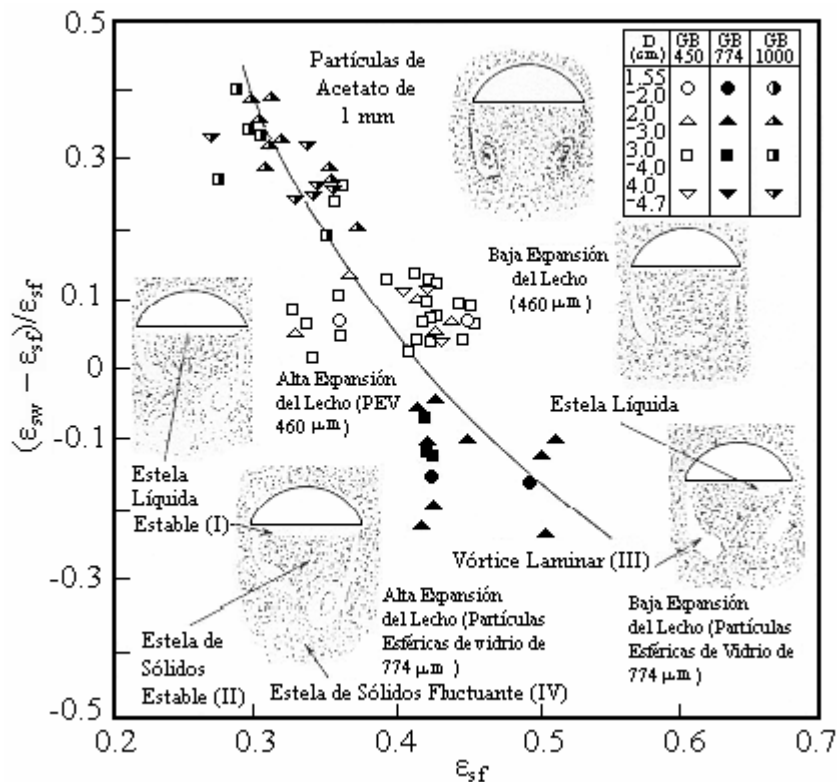


Figura 2.12. Desviación relativa en la retención de sólidos local promedio dentro de la estela de una burbuja de nitrógeno en la región fluidizada *líquido (agua)-sólido* (Kitano y Fan, 1988).

Kitano y Fan (1988) encontraron que ε_{sw} fue aproximadamente independiente del *número de Reynolds de la burbuja*, Re_b , con un valor promedio de 0.42 y casi no se ve afectado por el tipo de partículas usadas. Este comportamiento produce una expresión simple de correlación para x de la forma

$$x = 0.42/\varepsilon_{sf}, \quad 0 < \varepsilon_{sf} < 0.52 \quad (2.43)$$

En la Fig. 2.12 se muestran comparaciones de los cálculos de $(x - 1)$ basados en la Ecn. (2.43) (curva sólida) con los datos experimentales. Considerando la naturaleza inestable de la estela, la comparación es bastante satisfactoria.

2.3.2. Modelo generalizado de la estela

El concepto de estela ha proporcionado una estructura fundamental para un tratamiento global del comportamiento del lecho. Es importante notar, sin embargo, que en el concepto de estela adoptado por muchos de los modelos de flujo, por ejemplo, el modelo generalizado de la estela (*Bathia y Epstein, 1974*), se utilizan aproximaciones indirectas en la determinación del tamaño promedio de la estela de la burbuja. En estas aproximaciones, se utiliza el parámetro adimensional del tamaño de estela de la burbuja (k), el cual se define como la razón de la fracción volumen de la estela a la fracción volumen de la burbuja, es decir,

$$k = \frac{\varepsilon_w}{\varepsilon_g} \quad (2.44)$$

Cuando se considera que las partículas sólidas no están presentes en la estela de la burbuja, los modelos son referidos como *modelos de la estela libres de sólidos*. En los modelos de la estela libres de sólidos, se emplea el parámetro k_0 en lugar de k . Desde un punto de vista físico, k corresponde a k_{pw} en tres dimensiones mientras que k_0 corresponde a k_{lw} , donde k_{pw} y k_{lw} se refieren a la razón del tamaño de estela primaria al tamaño de burbuja y la razón del tamaño de la estela líquida al tamaño de burbuja, respectivamente, según la clasificación de la estela hecha por *Tsuchiya y Fan (1986)*. k ó k_0 y x (ver Ecn. (2.42)) son dos parámetros clave dentro de los modelos de la estela. Puesto que k ó k_0 así como x son evaluados en conjunto con los modelos de flujo empleados, estos parámetros deben tratarse en un sentido estricto como empíricos, y deben ser aplicados solo conjuntamente con los modelos de flujo específicos que estos evalúan.

La influencia de las estelas de la burbuja sobre la expansión del lecho (o retención de sólidos) y el comportamiento de la retención de líquido ha sido satisfactoriamente explicada por los modelos de la estela. En los modelos basados en el concepto de estela, o modelos de estela simples, una suposición común es que el lecho puede ser subdividido en tres regiones: región de la burbuja de gas, región de la estela, y región (fluidizada) *líquido-sólido*, como se ilustra en la Fig. 2.13.

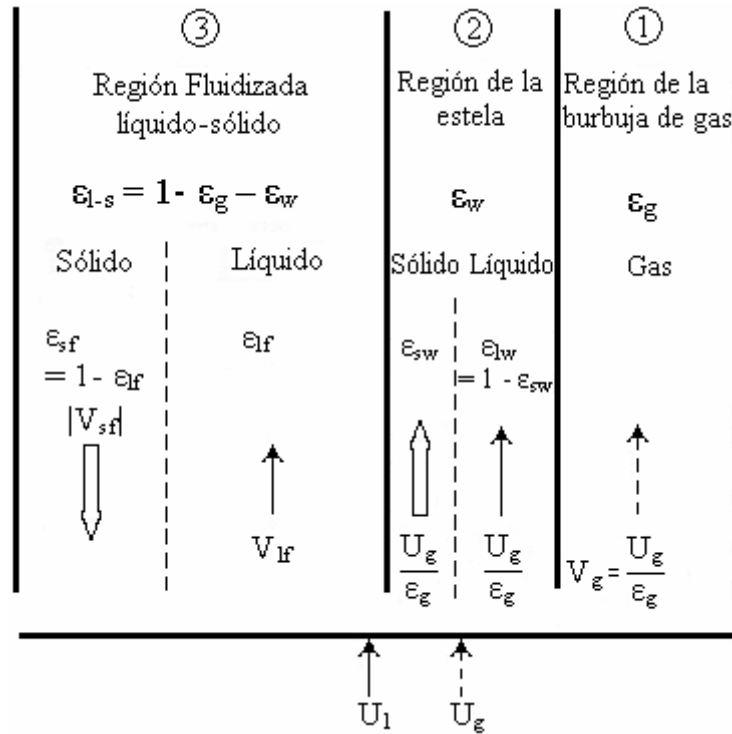


Figura 2.13. Modelo generalizado de la estela para un lecho fluidizado en el modo de operación E-I-a-1 (*Bhatia y Epstein, 1974*).

La suma del volumen de cada una de estas regiones debe igualar el volumen total, o en términos de las fracciones volumen

$$\epsilon_g + \epsilon_{l-s} + \epsilon_w = 1 \quad (2.45)$$

Las ecuaciones básicas para el modelo generalizado de la estela desarrollado por *Bhatia y Epstein (1974)* han demostrado ser ampliamente utilizadas para propósitos de diseño. Varias suposiciones básicas son inherentes dentro del desarrollo del modelo: primero, el contenido de sólidos en la estela puede ser un valor arbitrario diferente a aquellos en la región fluidizada *líquido-sólido*; segundo, el ascenso de la estela es a la misma velocidad como aquella de la burbuja; y tercero, la correlación de *Richardson-Zaki* (ver Ecn. (2.17)) entre la retención de sólidos y la velocidad del líquido se aplica en la región fluidizada *líquido-sólido*. Los modelos describen la retención global de líquido y la porosidad del lecho en términos de dos parámetros clave.

Los parámetros clave en este modelo son x (Ecn. (2.42)) y k (Ecn. (2.44)). La velocidad de la burbuja (U_b ó V_g) está relacionada con la velocidad superficial del gas mediante la Ecn. (2.22). Refiriendo a la Fig. 2.13, un balance de masa de los sólidos produce

$$V_g \epsilon_w \epsilon_{sw} + V_{sf} (1 - \epsilon_g - \epsilon_w) \epsilon_{sf} = 0 \quad (2.46)$$

donde V_{sf} es la velocidad lineal de los sólidos dentro de la región fluidizada *líquido-sólido*. Resolviendo la Ecn. (2.46) para la velocidad media de los sólidos dentro de la región fluidizada *líquido-sólido* se obtiene

$$V_{sf} = -\frac{V_g \varepsilon_w x}{1 - \varepsilon_g - \varepsilon_w} \quad (2.47)$$

Asimismo, un balance global de masa sobre el líquido produce

$$U_1 = \varepsilon_w V_g (1 - \varepsilon_{sw}) + \varepsilon_{lf} V_{lf} (1 - \varepsilon_g - \varepsilon_w) \quad (2.48)$$

y resolviendo para la velocidad lineal del líquido dentro de la región fluidizada se obtiene

$$V_{lf} = \frac{U_1 - \varepsilon_w V_g (1 - x(1 - \varepsilon_{lf}))}{\varepsilon_{lf} (1 - \varepsilon_g - \varepsilon_w)} \quad (2.49)$$

Las velocidades lineales del líquido y del sólido dentro de la región fluidizada *líquido-sólido* pueden entonces relacionarse en términos de una expresión tipo *Richardson-Zaki* (1954) mediante

$$V_{ls} = V_{lf} - V_{sf} = U_i (\varepsilon_{lf})^{n-1} \quad (2.50)$$

donde U_i es la velocidad superficial del líquido extrapolada a $\varepsilon_{lf} = 1$ y los valores para n están dados en la Tabla 2.1.

La relación deseada para la retención global de líquido puede determinarse a partir de la retención de sólidos dentro de la región de la estela y la región fluidizada *líquido-sólido* mediante

$$\varepsilon_1 = \varepsilon_w (1 - \varepsilon_{sw}) + \varepsilon_{lf} (1 - \varepsilon_g - \varepsilon_w) \quad (2.51)$$

Combinando las Ecn. (2.22), (2.42), (2.44), (2.47), (2.49), (2.50) y (2.51) resultan expresiones analíticas para la retención de líquido

$$\varepsilon_1 = \left[\frac{U_1 - U_g k(1-x)}{U_i (1 - \varepsilon_g - k\varepsilon_g)} \right]^{1/n} \left[1 - \varepsilon_g (1 + k(1-x)) \right] + \varepsilon_g k(1-x) \quad (2.52)$$

y para la porosidad del lecho

$$1 - \varepsilon_s = (\varepsilon_g + \varepsilon_1) = \left[\frac{U_1 - U_g k(1-x)}{U_i (1 - \varepsilon_g - k\varepsilon_g)} \right]^{1/n} \left[1 - \varepsilon_g (1 + k(1-x)) \right] + \varepsilon_g (1 + k(1-x)) \quad (2.53)$$

en términos de ε_g , x y k .

Los dos parámetros clave definidos dentro del modelo son evaluados empíricamente o, en algunos casos, a través de desarrollos teóricos basados en varios argumentos físicos justificables. En suma, para estimar la retención de líquido o la expansión del lecho mediante el modelo generalizado de la estela, se necesita conocer los parámetros k y x ; sin embargo, uno es incapaz para evaluar k y x independientemente de los datos de retención.

Muchas de las correlaciones disponibles en la literatura para estimar la retención relativa en la región de la estela son puramente empíricas. Los valores de k ó k_0 usados dentro de la obtención de estas correlaciones no se miden directamente en base al comportamiento de la mecánica de fluidos local de la estela de la burbuja. Se deben tomar las precauciones pertinentes siempre que se usen estas correlaciones. Algunas correlaciones propuestas para k ó k_0 pueden ser encontradas en los trabajos de *Fan* (1989). Mientras que en muchos casos, x es restringida a valores entre 0 y 1 representando solo bajas concentraciones de sólidos dentro de la estela. Esta diferencia en concentración (baja concentración dentro de la estela) entre las dos regiones permite la ocurrencia del fenómeno de contracción del lecho.

El parámetro x puede evaluarse a partir de datos de retención. Para estelas que contienen sólidos, puede utilizarse la correlación empírica de *El-Temtamy y Epstein* (1979) para evaluar x como se muestra a continuación:

$$x = 1 - 0.877 \frac{\frac{U_i}{U_g - U_l}}{\varepsilon_g - \varepsilon_l} \quad \text{para} \quad \frac{U_i}{U_g - U_l} < 1.14 \quad (2.54)$$

$$x = 0 \quad \text{para} \quad \frac{U_i}{U_g - U_l} > 1.14 \quad (2.55)$$

Las ecuaciones muestran que x se incrementa a medida que el tamaño de la partícula o la velocidad superficial del líquido disminuye, y tanto como la viscosidad del líquido o la velocidad superficial del gas se incrementa. Pueden obtenerse valores característicos de x para partículas más pequeñas de alrededor de 1 mm con gravedades específicas menores que 3 dentro de agua. Para partículas *grandes/pesadas*, U_l/ε_l domina en el denominador a bajas velocidades de gas y x llega a ser cero excepto para líquidos viscosos. Para los sistemas de agua, *Dhanuka y Stepanek* (1978) indicaron que x es virtualmente cero para partículas de vidrio más grandes que 2 mm.

2.3.3. Modelo de la estela libre de sólidos

El modelo de la estela libre de sólidos propuesto por *Efremov y Vakhrushev* (1970) puede derivarse fácilmente a partir del modelo generalizado de la estela mediante el establecimiento de x igual a cero y reemplazando la k general con k_0 . En este modelo, el parámetro clave es la razón de la retención de la estela libre de sólidos a la retención de gas, k_0 . Las ecuaciones resultantes para la retención de líquido y la porosidad del lecho son:

$$\varepsilon_1 = \left[\frac{U_1 - U_g k_0}{U_i} \right]^{1/n} (1 - \varepsilon_g - k_0 \varepsilon_g)^{1-1/n} + k_0 \varepsilon_g \quad (2.56)$$

y

$$1 - \varepsilon_s = \left[\frac{U_1 - U_g k_0}{U_i} \right]^{1/n} (1 - \varepsilon_g - k_0 \varepsilon_g)^{1-1/n} + (1 + k_0) \varepsilon_g \quad (2.57)$$

2.3.4. Magnitudes de los modelos de la estela

Stewart y Davidson (1964) sugirieron que el fenómeno de contracción del lecho puede explicarse por la presencia de estelas libres de sólidos permitiendo algún flujo líquido para desviar (*by-pass*) la región fluidizada *líquido-sólido* a alta velocidad. Esta desviación del líquido reduce la velocidad del líquido dentro de la región fluidizada *líquido-sólido*, y de aquí la contracción del lecho. De acuerdo a *Darton y Harrison* (1975) la contracción del lecho puede expresarse en términos de la retención de fase como

$$\frac{\partial}{\partial U_g} (\varepsilon_g + \varepsilon_1)_{U_g \rightarrow 0} < 0 \quad (2.58)$$

En base al modelo de la estela libre de sólidos, *Darton y Harrison* (1975), *Epstein y Nicks* (1976) y *Epstein* (1976) presentaron las descripciones matemáticas para el criterio del comportamiento de *contracción-expansión*. *El-Temtamy y Epstein* (1979), en base al modelo generalizado de la estela de *Bhatia y Epstein* (1974), desarrollaron un criterio para la contracción del lecho el cual fue corregido por *Jean y Fan* (1987). La contracción del lecho puede ocurrir cuando ψ , definido como

$$\psi = \left(\frac{n}{n-1} + k \right) \frac{U_1}{\varepsilon_1} + \frac{xk(U_g/\varepsilon_g)}{n-1} - \left[(1+k)U_1 + \frac{k}{n-1} \left(\frac{U_g}{\varepsilon_g} - \frac{U_1}{\varepsilon_1} \right) \right] + xk \left(U_1 - \frac{U_1}{\varepsilon_1} \right) \left(\frac{n}{n-1} \right) \quad (2.59)$$

es negativo. Además, basados en el modelo generalizado de la estela, existe un valor crítico de x ($= x_c$) arriba y abajo del cual la expansión y contracción habría de ser esperada respectivamente cuando se introduce el gas (*Jean y Fan*, 1987)

$$x_c = 1 - \frac{\frac{U_1}{\varepsilon_1} \left\{ \varepsilon_1 + \frac{1}{k} [n - (n-1)\varepsilon_1] \right\}}{nU_1(1-1/\varepsilon_1) + \frac{U_g}{\varepsilon_g}} \quad (2.60)$$

Los resultados de estas investigaciones indican que a k grande, alta velocidad de burbuja, o a alta viscosidad del líquido se favorece la contracción del lecho mientras que el tamaño de partícula grande o la alta densidad de la partícula favorecen la expansión del lecho. Estas

indicaciones son cuantitativamente consistentes con las observaciones experimentales del comportamiento de la retención de fases hechas por *Kim et al.* (1975).

En resumen, a una velocidad de gas dada, la expansión del lecho en un sistema fluidizado de tres fases a condiciones ambiente aumenta con un incremento en la velocidad del líquido y/o la viscosidad del líquido. Los efectos de la velocidad del gas sobre la contracción del lecho han sido un área de interés amplia por más de 30 años desde la primera publicación del trabajo de *Massimilla et al.* (1954) sobre estos temas. Usualmente, para un lecho de partículas pequeñas, el lecho se contrae cuando el gas se introduce inicialmente en el lecho fluidizado *líquido-sólido* a bajas velocidades de flujo de gas, consecuentemente la contracción del lecho continua hasta que se alcanza la altura de su punto mínimo, más allá de la cual, la altura del lecho aumenta cuando se incrementa la velocidad del flujo de gas. La interpretación aceptada para este fenómeno es que las burbujas entran al líquido y las partículas dentro de la estela de la burbuja, por consiguiente dentro del lecho se reduce la cantidad efectiva del líquido necesaria para fluidizar la porción remanente de las partículas. Por otra parte, para un lecho de partículas grandes no ocurre la contracción del lecho y como se mencionó anteriormente el fenómeno de la contracción y expansión del lecho puede ser caracterizado por el modelo generalizado de la estela desarrollado por *Bhatia y Epstein* (1974).

2.4. Efecto de la presión y la temperatura sobre el comportamiento global del lecho

La aplicación de los sistemas fluidizados *gas-líquido-sólido* operados bajo condiciones de alta presión y alta temperatura se han incrementado en años recientes. Muy notablemente, los sistemas de lecho ebullente han sido empleados en los procesos *H-Oil* y *LC-Fining* para el hidrotreamiento de residuos del petróleo. Como se mencionó previamente, un entendimiento completo de las propiedades hidrodinámicas de estos sistemas a las condiciones de interés es esencial para su diseño y operación. Dentro de estas propiedades se encuentran principalmente las caídas de presión, los regímenes de flujo, la fluidización incipiente, la retención de fases y los fenómenos de *expansión-contracción* del lecho. La retención de sólidos puede obtenerse a partir de mediciones de expansión del lecho, el cual es un parámetro que se mide frecuentemente en los reactores de lecho ebullente para propósitos de control. Aunque estas propiedades han sido extensamente reportadas en la literatura para condiciones ambiente, se han reportado pocos trabajos para los sistemas a alta presión y alta temperatura. Extensos trabajos experimentales han sido dedicados al estudio de las propiedades de la fluidización a presión atmosférica y temperatura ambiente (*Ruiz et al.*, 2004). Sin embargo, sólo algunos trabajos en la literatura abierta han explorado la naturaleza de los efectos de la presión y temperatura sobre el comportamiento hidrodinámico global.

2.4.1. Efecto de la presión a temperatura ambiente

Jiang et al. (1992) combinaron operación y visualización en sistemas fluidizados bidimensionales y tridimensionales de tres fases para realizar mediciones de la retención de fases, estudiaron además los efectos de presión sobre el comportamiento de la fluidización dentro de un lecho con sección transversal rectangular. El lecho fue operado con aire, agua y partículas esféricas de vidrio a presiones por arriba de 1 MPa. Ellos reportaron que para un sistema con partículas pequeñas, el incremento de presión por arriba de 1 MPa, disminuye el tamaño de las burbujas, reduce la distribución del tamaño de burbujas e incrementa la retención de gas.

Por su parte *Luo et al.* (1997a) estudiaron los efectos de presión sobre el intervalo de 0.1 a 15.6 MPa y encontraron que la reducción del tamaño de burbuja se produce por el incremento de la presión, conduciéndose además a un cambio de régimen de flujo, del régimen de burbujas en coalescencia al régimen de burbujas dispersas, así como a un aumento en la retención de gas y una disminución en la retención de líquido y de sólidos. También encontraron que el efecto de la presión es insignificante alrededor de los 6 MPa sobre el fenómeno de contracción del lecho.

La influencia de la presión sobre la expansión o contracción del lecho puede ser atribuida a los cambios en las propiedades físicas del líquido y al comportamiento de la burbuja y de su estela como se puede ver en la Fig. 2.14. Para obtener la relación entre la contracción del lecho y la dinámica de la burbuja sobre un amplio intervalo de condiciones de operación, es importante la visualización del comportamiento de las burbujas.

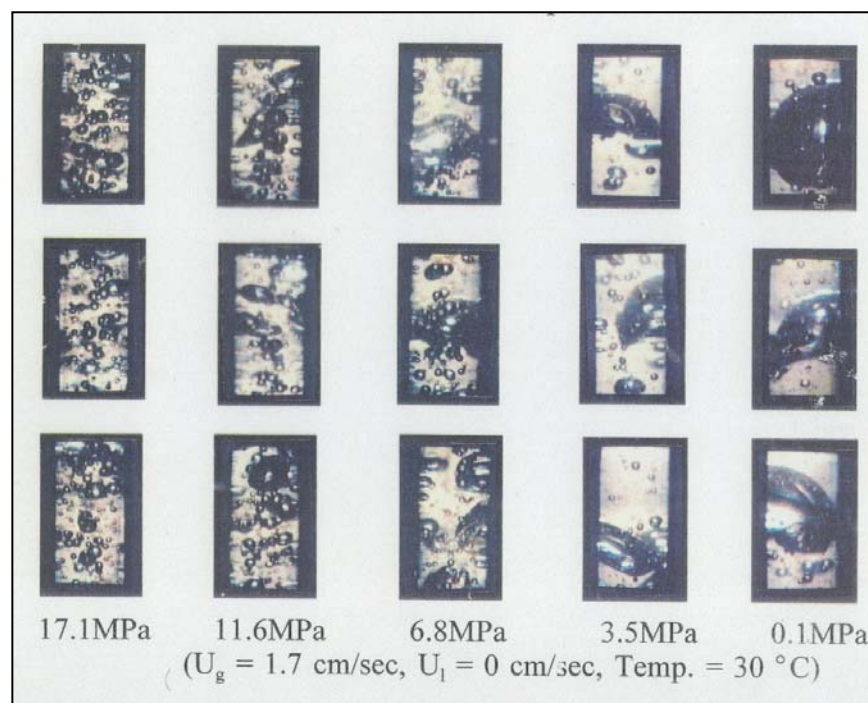


Figura 2.14. Visualización del efecto de la presión sobre el comportamiento de las burbujas dentro de un lecho fluidizado de tres fases (*Fan*, 1989).

A partir de las fotografías de la Fig. 2.14 a las condiciones de operación dadas, se puede apreciar que para la presión de 0.1 MPa existen unas cuantas burbujas grandes acompañadas por muchas burbujas pequeñas dentro del lecho. Asimismo se aprecia que conforme se incrementa la presión de 0.1 a 17.1 MPa, tanto el número y tamaño de burbujas grandes disminuye, mientras que no hay cambios apreciables en el tamaño de las burbujas pequeñas. En contraste con la presión de 0.1 MPa, casi todas las burbujas son pequeñas a la presión de 17.1 MPa. Se puede ver también que la distribución del tamaño de burbuja es más estrecha, y el número de densidad de burbujas pequeñas es alto a altas presiones.

Como un resultado, el tamaño promedio de la burbuja disminuye con un incremento en la presión. Nótese que la velocidad superficial del gas puede ser relacionada al tamaño de burbuja y número de densidad de la burbuja por la ecuación (*Jiang et al.*, 1997)

$$U_g = \frac{\pi}{6} n_b d_b^3 U_b \quad (2.61)$$

donde n_b es el número de frecuencia de la burbuja. La influencia del tamaño de burbuja sobre la expansión del lecho es doble. Primero: la reducción en el tamaño de la burbuja o el incremento del número de densidad de burbujas pequeñas reduce o elimina la entrada de líquido a la estela de la burbuja. Segundo: la velocidad de ascenso de las burbujas pequeñas es baja, llevando esto a altas retenciones de gas y de aquí a una alta velocidad efectiva de fluidización del líquido (velocidad lineal del líquido) en la región fluidizada del líquido. Uno y otro de estos factores mejoran la expansión del lecho o suprimen la contracción del lecho. En otras palabras, la expansión del lecho se favorece en sistemas con burbujas pequeñas. La contracción del lecho, sin embargo, esta estrechamente relacionada a la presencia de burbujas grandes. Se conoce a partir de la literatura que el fenómeno de contracción esta estrechamente asociado con la entrada del líquido junto a las estelas de las burbujas (*Jiang et al.*, 1997).

Una disminución significativa en la contracción del lecho con el incremento de la presión para sistemas con partículas de vidrio de 2.1 mm (*Jiang et al.*, 1997) es consistente con las observaciones visuales en las que tanto el tamaño promedio de burbuja y el número de burbujas grandes disminuyen con un incremento de presión. La disminución observada en la velocidad del gas correspondiente a la altura mínima de la expansión del lecho con un incremento en la presión se atribuye a la reducción de la entrada de líquido a las burbujas de gas.

2.4.2. Efecto de la presión a alta temperatura

Para lechos operados a alta presión puede ocurrir tanto la expansión como la contracción del lecho. Para un lecho fluidizado de tres fases operado bajo condiciones ambiente a una velocidad de gas dada, la expansión del lecho se incrementa con un incremento en la velocidad del líquido y/o un incremento en la viscosidad del líquido. A una velocidad de gas y líquido dada, con un incremento en el tamaño de la partícula o una diferencia de densidad entre la partícula y el líquido, la expansión del lecho disminuye. Estos mismos fenómenos son observados en sistemas operados a alta presión.

Blum y Toman (1977) investigaron la expansión del lecho y la retención de gas dentro de un lecho fluidizado de tres fases a una presión de 6.8 MPa y temperaturas de 100 a 350 °C, usando N_2 , aceite mineral ligero y partículas cilíndricas de catalizador. Sus resultados indican que el lecho se expande progresivamente con un incremento en la velocidad del gas, no observándose el fenómeno de contracción del lecho. Mientras que *Jiang et al.* (1997) utilizaron un lecho de partículas esféricas de vidrio fluidizadas con un fluido de transferencia térmica *Paratherm NF* como la fase líquida y nitrógeno como la fase gas, el cual se operó a una presión por arriba de los 17.4 MPa y temperaturas superiores a los 90 °C. Sus resultados indican que a bajas temperaturas ocurre la contracción del lecho sobre el intervalo completo de presiones estudiado. Sin embargo, se encontró que la tendencia en la contracción del lecho disminuye a altas temperaturas, y en

general desaparece bajo condiciones de alta temperatura y alta presión. *Jiang et al.* (1997) investigaron además el efecto de la alta presión y la alta temperatura sobre el fenómeno de *expansión-contracción* del lecho e informaron que el efecto puede ser caracterizado por los cambios en el comportamiento de la burbuja y las propiedades del líquido. Ellos encontraron que el modelo generalizado de la estela de *Bhatia y Epstein* (1974) podría considerar la expansión del lecho o fenómenos de contracción tomando en cuenta los efectos de la distribución del tamaño de burbuja. Consecuentemente varios estudios reportan que la presión altera las características de las burbujas dentro de los sistemas de lecho bullente.

Para propósitos de predicción, a pesar de que hay varias correlaciones empíricas publicadas para calcular la retención de fases, estas se han derivado básicamente a partir de datos a baja presión y de aquí que estas parecen ser inadecuadas en su aplicación para la operación de reactores de lecho ebullente a condiciones severas de operación. Por otra parte *Bhatia y Epstein* (1974) desarrollaron el modelo generalizado de la estela para analizar la porosidad del lecho. Aunque este modelo se ha verificado bien con datos obtenidos principalmente bajo condiciones ambiente, resultados como los de *Jiang et al.* (1997) sugieren que también pudieran ser útiles para describir sistemas operados a condiciones de alta presión y alta temperatura.

Los resultados de *Jiang et al.* (1997) indican que los efectos de la presión sobre la expansión del lecho a 90 °C son significativamente diferentes de estos a temperatura ambiente. Ellos indican que la influencia de la presión sobre la expansión del lecho disminuye con un incremento en la temperatura debido a la reducción en el número de burbujas grandes. Un cambio en la temperatura también altera las propiedades interfaciales *líquido-burbuja* tales como la tensión superficial interfacial.

En un lecho fluidizado de tres fases, las fuerzas viscosas suprimen tanto la intensidad turbulenta y la velocidad o proporción de crecimiento de las perturbaciones alrededor de la superficie de la burbuja. De esta manera, a altas viscosidades del líquido se conduce a una reducción en la proporción del rompimiento de la burbuja para sistemas de burbujas grandes, y una reducción en la proporción de la coalescencia de las burbujas para sistemas de burbujas pequeñas. El incremento en la temperatura resulta en una reducción tanto en el tamaño de la burbuja promedio y el número de burbujas grandes, lo cual es confirmado mediante la visualización directa del flujo. Los efectos de la densidad y la viscosidad del líquido sobre la expansión del lecho pueden analizarse como sigue: cuando las partículas se suspenden dentro de la región fluidizada del líquido, la fuerza de arrastre ejercida sobre la partícula debe balancearse por la fuerza de la gravedad y la fuerza de flotación.

Asumiendo que la porosidad y la relación de velocidad en la región fluidizada siguen la ecuación de *Richardson-Zaki* (1954), es decir es de la forma

$$\epsilon_{lf} = \left(\frac{U_{lf}}{U_{pt}} \right)^{1/n} \quad (2.62)$$

la porosidad en suspensiones *líquido-sólido* puede expresarse como

$$\varepsilon_{lf} = U_{lf}^{1/4} \left[0.072 \frac{d_p^{1.6} (\rho_s - \rho_l) g}{\rho_l^{0.4} \mu_l^{0.6}} \right]^{-1/1.4n} \quad (2.63)$$

Nótese que U_{pt} en la Ecn. (2.62) se estima a partir de la correlación dada por *Schlichting* (1979)

$$U_{pt}^{1.4} = 0.072 \frac{d_p^{1.6} (\rho_s - \rho_l) g}{\rho_l^{0.4} \mu_l^{0.6}} \quad \text{con} \quad 2 < Re_b < 500 \quad (2.64)$$

La Ecn. (2.63) puede usarse para estimar la variación de la expansión del lecho con la presión cuando se consideran los efectos de la presión y la temperatura sobre las propiedades del líquido.

Los efectos de la presión sobre la contracción y expansión del lecho son caracterizados mediante los cambios en el comportamiento de las burbujas y las propiedades del líquido. Tanto el tamaño y el número de densidad de las burbujas grandes disminuye con un incremento en la presión. El comportamiento de la contracción y expansión del lecho pueden ser considerados mediante el modelo generalizado de la estela el cual toma en cuenta los efectos inherentes de la distribución del tamaño de burbuja en los sistemas. Los estudios disponibles sobre el comportamiento del flujo en lechos fluidizados de tres fases claramente reflejan la importancia de la presión y los efectos de la temperatura sobre las características hidrodinámicas.

Capítulo 3

Análisis dimensional y similitud dinámica en los sistemas de lecho ebullente

En el presente capítulo se trata el tema referente al análisis dimensional, en particular la *similitud dinámica o semejanza dinámica* aplicada a los sistemas de lecho ebullente operados a condiciones severas de presión y temperatura. La teoría del análisis dimensional y la similitud dinámica son una poderosa herramienta que permite experimentar a nivel laboratorio y operar un sistema fluidizado de tres fases a condiciones ambiente simulando la operación de una gran variedad de lechos ebullentes a nivel planta piloto o comercial. La aplicación de estos conceptos a un conjunto de variables dimensionales que inciden directamente en el comportamiento hidrodinámico de estos sistemas, da como resultado un conjunto de grupos adimensionales que deben coincidir completamente para asegurar la similitud hidrodinámica entre estos sistemas.

3.1. Análisis dimensional y similitud

3.1.1. Análisis dimensional

Es conocido que en *Ciencia e Ingeniería* las magnitudes tienen dimensiones. Así se tiene que $[v] = LT^{-1}$ y $[F] = MLT^{-2}$. El concepto de dimensión se debe a *Fourier* que, en su obra "*Théorie analytique de la chaleur*", dice: "Es necesario hacer notar que cada magnitud, indeterminada o constante, tiene una dimensión que le es propia, y que los términos de una no podrían ser comparados si no tuviesen el mismo exponente de dimensiones". Es decir, las ecuaciones deben de ser homogéneas dimensionalmente hablando. Esta es la idea que subyace en el fondo de todo el análisis dimensional, por lo cual del concepto de magnitud, dimensión y homogeneidad de las ecuaciones físicas se ocupa el *Análisis Dimensional*.

El análisis dimensional es una poderosa técnica, particularmente en situaciones en donde las ecuaciones que gobiernan un problema físico se desconocen o cuando no se resuelven fácilmente. El análisis dimensional reduce el número de parámetros independientes sobre los cuales depende un problema físico; los parámetros independientes son aquellos que afectan el valor de las variables dependientes. Cada uno de los parámetros independientes puede agruparse sin tener en cuenta los valores de los otros parámetros independientes. El análisis dimensional se utiliza también para generalizar resultados experimentales y ayudar en su correlación. Existen técnicas del análisis dimensional; tales como el *Teorema Pi de Buckingham* (*Buckingham*, 1914) y el método de adimensionalización de las ecuaciones gobernantes y sus condiciones límite (*análisis inspeccional*).

En el presente trabajo de tesis se empleará la convención establecida por *Kline* (1965). El término variable es reservado para cantidades que varían en espacio o tiempo para un problema particular (por ejemplo: posición, x , tiempo, t , o velocidad local, $u(x, t)$). Los parámetros son cantidades constantes para un problema particular pero pueden variar dentro del mismo tipo de

problemas; ejemplos en sistemas de lecho fluidizado son: velocidad superficial, U , diámetro de partícula, d_p , o densidad de sólidos, ρ_s . Las variables dependientes tales como $u(x, t)$ son funciones de variables independientes, tales como la posición, el tiempo y los parámetros independientes.

Las dimensiones de las magnitudes empleadas normalmente en física y particularmente en hidrodinámica, incluyen sólo una o más de las siguientes cuatro dimensiones: M (masa), L (longitud), T (tiempo) y θ (temperatura), esta notación es debida al físico escocés *J. Clerk Maxwell* (1871).

3.1.1.1. Homogeneidad dimensional y parámetros adimensionales

El principio de *homogeneidad dimensional* es uno de los fundamentos más importantes del análisis dimensional. El principio puede formularse así: “si una ecuación expresa exactamente una relación apropiada entre variables dentro de un proceso físico, ésta puede ser dimensionalmente homogénea; es decir, cada uno de sus términos aditivos pueden tener las mismas dimensiones” (*White*, 1979).

En toda ecuación física, cada término deberá tener las mismas dimensiones: la ecuación debe ser dimensionalmente homogénea; además la división de todos los términos por uno cualquiera de ellos, haría la ecuación adimensional, y cada cociente sería un grupo adimensional. Por ejemplo si se considera la ecuación de viscosidad

$$\tau = \mu \frac{du}{ds} \quad (3.1)$$

su expresión dimensional equivalente es

$$\frac{M}{LT^2} = \frac{M}{LT} \frac{LT^{-1}}{L} \Rightarrow \frac{M}{LT^2} = \frac{M}{LT^2} \quad (3.2)$$

Ahora si agrupamos todas las variables implicadas en la Ecn. (3.1), en un solo miembro, por ejemplo en el segundo, se obtiene

$$1 = \frac{\mu \frac{du}{ds}}{\tau} \quad (3.3)$$

la expresión dimensional resultante, de esta nueva expresión será

$$[1] = \frac{M}{\frac{LT^2}{M}} \quad (3.4)$$

se ve que las variables μ , τ , du/ds , agrupadas en la forma indicada tienen una expresión dimensional equivalente a 1. Se dice en estos casos que el grupo es adimensional. Con esto se puede decir, en general, que un *parámetro adimensional* es un grupo de variables agrupadas de tal forma que su expresión dimensional más simple es 1 (*dimensión nula*). Es decir, que no tiene dimensiones.

El principio de homogeneidad dimensional establece que cada *término-grupo* de variables de una ecuación analítica que expresa un hecho físico real, debe satisfacerse en cualquier sistema de unidades o lo que es lo mismo, debe ser consistente dimensionalmente. Así por ejemplo, la ecuación de *Bernoulli*

$$\rho \frac{v^2}{2} + \rho g z + p = C \quad (3.5)$$

tiene la siguiente expresión dimensional para cada uno de sus términos

$$\frac{M}{LT^2} + \frac{M}{LT^2} + \frac{M}{LT^2} = \frac{M}{LT^2} \quad (3.6)$$

Ahora si se dividen ambos miembros de la Ecn. (3.5) entre la presión, se tiene

$$\rho \frac{v^2}{2p} + \frac{\rho g z}{p} + 1 = \frac{C}{p} \quad (3.7)$$

cuya expresión dimensional es

$$\frac{\frac{M}{LT^2}}{\frac{M}{LT^2}} + \frac{\frac{M}{LT^2}}{\frac{M}{LT^2}} + 1 = \frac{\frac{M}{LT^2}}{\frac{M}{LT^2}} \quad (3.8)$$

Es decir que cada uno de los *términos-grupos* de variables de la Ecn. (3.7) resultante, carece de dimensiones, dicho de otro modo son adimensionales. De lo anterior se pueden obtener dos conclusiones:

- Es posible generar, a partir del conjunto de variables implicadas en un fenómeno físico dado, un conjunto de grupos adimensionales.
- Cuando se conoce la ecuación analítica que relaciona las variables que intervienen en un fenómeno físico dado, se pueden obtener parámetros adimensionales a partir de la misma.

Cuando no se conoce la relación entre variables que intervienen en el fenómeno físico en cuestión, es posible generar un conjunto de grupos adimensionales a partir de las variables del problema objeto de estudio, mediante un procedimiento llamado análisis dimensional. Es importante resaltar que mediante esta técnica no es posible determinar la relación funcional entre

estos grupos adimensionales. El análisis dimensional permite determinar solamente los grupos adimensionales que caracterizan el problema, más no la relación funcional entre estos. Para ello deberá necesariamente planificarse un estudio experimental que complemente el análisis dimensional inicial, aunque en esta fase de planificación el análisis dimensional juega un papel importante.

La complejidad fenomenológica y geométrica de la mayor parte de los procesos en los que intervienen flujos de fluidos hace que, frecuentemente, las ecuaciones analíticas integrales y diferenciales que explican los principios que rigen el flujo de un fluido no sean suficientes para resolver con exactitud una situación concreta del flujo del fluido. Por ello, la solución de problemas reales depende tanto del análisis así como de la información experimental disponible. Sin embargo, la realización de experimentos implica el empleo de tiempo y dinero, parámetros que aumentan en proporción directa con el número de ensayos a realizar. En este contexto la técnica de análisis dimensional permite planificar el trabajo experimental de manera que se pueda obtener la mayor información posible con un número menor de experimentos y por ende a un menor costo y en menos tiempo.

3.1.1.2. Teorema Pi de Buckingham

El *Teorema Pi de Buckingham* es un enunciado de la relación entre una función expresada en términos de parámetros dimensionales y una función expresada en términos de parámetros adimensionales. El empleo del *Teorema Pi de Buckingham* proporciona un método simple para formar parámetros adimensionales los cuales gobiernan un fenómeno físico. Los parámetros adimensionales resultantes son llamados grupos π . Este teorema establece que si un proceso físico depende de n parámetros dimensionales, estos pueden simplificarse a una relación entre $(n - h)$ parámetros adimensionales independientes no únicos (o grupos π). Donde h es el número de dimensiones primarias (por ejemplo M: Masa, L: Longitud, T: Tiempo) dentro de los n parámetros originales.

Dado un problema físico en el cual el parámetro dimensional dependiente es una función de $n - 1$ parámetros dimensionales independientes, se puede expresar la relación entre las variables en forma funcional como

$$x_1 = g(x_2, x_3, \dots, x_n) \quad (3.9)$$

donde x_1 es el parámetro dependiente y x_2, x_3, \dots, x_n son los $n - 1$ parámetros independientes.

Matemáticamente, se puede expresar la relación funcional (3.9) en la forma equivalente

$$f(x_1, x_2, \dots, x_n) = 0 \quad (3.10)$$

donde f es una función no especificada, diferente de g .

El *Teorema Pi de Buckingham* establece que: Dada una relación entre n parámetros de la forma

$$f(x_1, x_2, \dots, x_n) = 0 \quad (3.11)$$

entonces los n parámetros pueden agruparse en $m = n - h$ razones adimensionales independientes, o parámetros π , lo que se expresa en forma funcional mediante

$$F(\pi_1, \pi_2, \dots, \pi_m) = 0 \quad (3.12)$$

o bien

$$\pi_1 = G(\pi_2, \pi_3, \dots, \pi_m) \quad (3.13)$$

el número h suele ser, aunque no siempre, igual al número mínimo de dimensiones independientes requeridas para especificar las dimensiones de todos los parámetros, x_1, x_2, \dots, x_n . El teorema no predice la forma funcional de F o G . La relación funcional entre parámetros π adimensionales independientes debe determinarse de manera experimental.

Los $n - h$ parámetros π no son únicos. Un parámetro π no es independiente si puede formarse a partir de un producto o un cociente de los demás parámetros del problema. Por ejemplo, si

$$\pi_5 = \frac{2\pi_1}{\pi_2\pi_3} \quad \text{ó} \quad \pi_6 = \frac{\pi_1^3}{\pi_2^2\pi_3} \quad (3.14)$$

Entonces ni π_5 ni π_6 son independientes de los otros parámetros adimensionales.

3.1.1.2.1. Demostración del Teorema Pi de Buckingham

El enunciado del *Teorema Pi* básicamente dice así:

1) Toda ecuación

$$f(x_1, x_2, \dots, x_n) = 0 \quad (3.15)$$

que sea una ley representativa de un fenómeno físico, puede expresarse como

$$F(\pi_1, \pi_2, \dots, \pi_m) = 0 \quad (3.16)$$

donde los π_i son monomios independientes de dimensión nula o monomios π , que pueden formarse con las magnitudes consideradas en la ley física.

2) El número de estos monomios es $m = n - h$, donde h es el rango de la matriz formada con los exponentes dimensionales de las magnitudes (matriz dimensional), en relación a una base dada.

Demostración

Sea la Ecn. (3.15), representativa de un fenómeno físico, y sean dadas las dimensiones de las magnitudes x_i , en función de la base $\{L, M, T\}$ por

$$[x_i] = M^{\alpha_{1i}} L^{\alpha_{2i}} T^{\alpha_{3i}} \quad \text{con } i = 1, 2, \dots, n \quad (3.17)$$

(sin pérdida de generalidad se toma una base con tres elementos por sencillez en las expresiones, pero podría formarse una base con n elementos).

Se pretende formar agrupaciones de monomios adimensionales en la forma

$$[\pi] = \prod_{i=1}^n x_i^{\xi_i} \quad \text{que cumplan } [\pi] = 1 \quad (3.18)$$

Sustituyendo (3.17) en (3.18) y reagrupando obtenemos

$$\begin{aligned} [\pi] &= \prod_{i=1}^n [x_i]^{\xi_i} = \prod_{i=1}^n [M^{\alpha_{1i}} L^{\alpha_{2i}} T^{\alpha_{3i}}]^{\xi_i} = \prod_{i=1}^n M^{\alpha_{1i}\xi_i} L^{\alpha_{2i}\xi_i} T^{\alpha_{3i}\xi_i} = \\ &= (M^{\alpha_{11}\xi_1} M^{\alpha_{12}\xi_2} \dots M^{\alpha_{1n}\xi_n}) (L^{\alpha_{21}\xi_1} L^{\alpha_{22}\xi_2} \dots L^{\alpha_{2n}\xi_n}) (T^{\alpha_{31}\xi_1} T^{\alpha_{32}\xi_2} \dots T^{\alpha_{3n}\xi_n}) = M^{\sum_{i=1}^n \alpha_{1i}\xi_i} L^{\sum_{i=1}^n \alpha_{2i}\xi_i} T^{\sum_{i=1}^n \alpha_{3i}\xi_i} = 1 \end{aligned} \quad (3.19)$$

Para que se cumpla la ecuación anterior y el monomio sea adimensional, los tres exponentes deben ser igual a cero; es decir

$$\sum_{i=1}^n \alpha_{ji}\xi_i = 0 \quad \text{con } j = 1, 2, 3 \quad (3.20)$$

La ecuación anterior representa un sistema homogéneo de n incógnitas (ξ_i) y 3 ecuaciones. Si el rango de la matriz es h (h puede tomar los valores 1, 2 ó 3 y $h < n$), los conjuntos de variables ξ_i que pueden elegirse de forma arbitraria (monomios independientes) es $m = n - h$. Luego, eligiendo m conjuntos diferentes e independientes de ξ_i , que se notaran como ξ_{ik} con $i = 1, \dots, n$ y $k = 1, \dots, m$, se pueden formar los m monomios adimensionales siguientes

$$\pi_k = \prod_{i=1}^n x_i^{\xi_{ik}} \quad \text{con } k = 1, \dots, m \quad (3.21)$$

Finalmente, como la función $f(x_1, x_2, \dots, x_n) = 0$ es dimensionalmente homogénea, se agrupan las variables en la forma que indican los monomios adimensionales π_k y el resultado obtenido será una nueva función de los π_k , esto es $F(\pi_1, \pi_2, \dots, \pi_m) = 0$ tal como queríamos demostrar.

De la función $F(\pi_1, \pi_2, \dots, \pi_m) = 0$ podría despejarse uno de los monomios en función de los otros, de modo que la información obtenida del análisis dimensional tome la forma

$$\pi_1 = G(\pi_2, \dots, \pi_m) \quad (3.22)$$

Si sólo se obtiene un monomio, se tendría

$$F(\pi_1) = 0 \Rightarrow \pi_1 = F^{-1}(0) \Rightarrow \pi_1 = \text{cte.} \quad (3.23)$$

y se conocería toda la información del sistema físico, salvo una constante.

Se disponen de varios métodos para determinar los parámetros adimensionales. En el Apéndice A se presenta un procedimiento detallado para este fin.

3.1.1.3. Adimensionalización de las ecuaciones gobernantes

El acercamiento del *Teorema Pi de Buckingham* para el análisis dimensional es un procedimiento rápido y fácil que produce un conjunto de parámetros adimensionales, pero este no proporciona una manera de determinar si la lista inicial de parámetros independientes es completa. El método de adimensionalización de las ecuaciones gobernantes y de sus condiciones límite no experimenta esta limitación, sin embargo, las ecuaciones gobernantes y las condiciones límite deben ser capaces de estar completamente especificadas. Las ecuaciones gobernantes y las condiciones límite contienen todos los parámetros independientes pertinentes. Las ecuaciones gobernantes también pueden proporcionar una guía acerca de cuando algunos parámetros dominan claramente sobre otros, tal como cuando los efectos inerciales dominan sobre los efectos viscosos o viceversa.

El objetivo de la adimensionalización de las ecuaciones gobernantes es para normalizar las ecuaciones, tal que cada término sea de orden uno o menor. Esta forma es posible para poder observar el orden de magnitud de cada término para una situación particular dada, y determinar cuando ciertos términos son despreciables con relación a otros (concepto referido como orden de magnitud o análisis de escala). El análisis del orden de magnitud también puede proporcionar información con respecto a la forma funcional de la solución de la ecuación. Los argumentos del orden de magnitud se utilizan, por ejemplo, para simplificar las ecuaciones de *Navier-Stokes* en el desarrollo de las ecuaciones de capa límite. *Kline* (1965) proporciona una discusión detallada sobre la adimensionalización de estas ecuaciones gobernantes y de sus condiciones límite.

El primer paso en la adimensionalización de las ecuaciones gobernantes es identificar las escalas del problema (por ejemplo, longitud, tiempo y velocidad). Las escalas muestran ser tales que variables dependientes adimensionales en las ecuaciones y condiciones límite son de orden uno. Se adimensionaliza cada término en las ecuaciones gobernantes y condiciones límite utilizando las escalas del problema. Finalmente, se elige uno de los coeficientes de un término en cada ecuación gobernante y condiciones límite y se divide cada término en la ecuación o en la condición límite por éste. Los coeficientes adimensionales resultantes de los términos en la ecuación normalizada y las condiciones límite son los parámetros independientes adimensionales

relevantes. Si las ecuaciones gobernantes y condiciones límite son más completas, los resultados del análisis dimensional serán más exactos.

3.1.2. Similitud

En la presente sección se adopta la nomenclatura de *prototipos* para denominar a los sistemas que son simulados (por ejemplo sistemas a escala comercial o a nivel planta piloto), mientras que el término *modelo* o *modelo experimental* se asignará para el sistema usado en la simulación del prototipo. En lo subsiguiente los subíndices m y p se refieren a modelo y prototipo, respectivamente.

Uno de los beneficios del análisis dimensional es que éste proporciona las leyes de escalamiento entre un modelo y un prototipo, tal que los dos sistemas puedan exhibir comportamientos dinámicos similares, si estos son geoméricamente y cinemáticamente semejantes y si todos los valores de los parámetros adimensionales independientes son igualados entre estos dos. En términos del análisis dimensional y en particular del *Teorema Pi de Buckingham*, emparejando todos los grupos π las variables adimensionales serán idénticas.

En la similitud, si las mismas ecuaciones gobernantes y condiciones límite adimensionales rigen tanto el prototipo totalmente y el modelo a escala, la solución adimensional tiene que ser idéntica. Por consiguiente, si los parámetros adimensionales dentro de las ecuaciones gobernantes adimensionales y las condiciones límite son igualadas entre el prototipo y el modelo, estos tienen que exhibir un comportamiento similar cuando son expresados en forma adimensional.

3.1.2.1. Similitud geométrica

Los límites físicos de cualquier sistema de flujo pueden describirse adecuadamente por un número de medidas de longitud L_1, L_2, \dots, L_n . Se dice que existe *similitud geométrica* entre un modelo y el correspondiente prototipo si las relaciones entre todas las dimensiones correspondientes en el modelo y el prototipo son iguales:

$$\frac{L_m}{L_p} = L_r \quad (3.24)$$

$$\frac{A_m}{A_p} = \frac{L_m^2}{L_p^2} = L_r^2 \quad (3.25)$$

donde L_r es la relación de longitudes.

También, al dividir las diferentes dimensiones de un sistema por una arbitraria de ellas, digamos L_1 , el sistema puede definirse por: L_1, r_2, \dots, r_n , donde

$$r_2 = \frac{L_2}{L_1}; \quad r_n = \frac{L_n}{L_1} \quad (3.26)$$

La similitud geométrica para los dos sistemas se cumplirá si las relaciones de longitud son las mismas para cada sistema, o sea $r_{im} = r_{ip}$.

Consecuentemente, un modelo y un prototipo son geoméricamente similares cuando todas sus dimensiones lineales están relacionadas mediante un factor de escala constante. Estos también pueden tener la misma forma (por ejemplo todos los ángulos pueden corresponder).

3.1.2.2. Similitud cinemática

Esta se refiere al movimiento que ocurre en el sistema y considera las velocidades existentes. Para que exista similitud cinemática en dos sistemas geoméricamente similares, las velocidades en los mismos puntos relativos en cada sistema deben mantener la siguiente relación

$$\frac{v_{xm}}{v_{ym}} = \frac{v_{xp}}{v_{yp}} \quad (3.27)$$

Asimismo, los gradientes de velocidad en cada sistema deben mantener una relación similar en cada uno. Otras relaciones útiles son:

$$\text{Velocidades } \frac{v_m}{v_p} = \frac{L_m/t_m}{L_p/t_p} = \frac{L_r}{t_r} \quad (3.28)$$

$$\text{Aceleraciones } \frac{a_m}{a_p} = \frac{L_m/t_m^2}{L_p/t_p^2} = \frac{L_r}{t_r^2} \quad (3.29)$$

$$\text{Caudales } \frac{Q_m}{Q_p} = \frac{L_m^3/t_m}{L_p^3/t_p} = \frac{L_r^3}{t_r} \quad (3.30)$$

3.1.2.3. Similitud dinámica

En general, el ingeniero e investigador están interesados en el efecto causado por la *fuerza dominante*. En la mayoría de los problemas de flujo predominan las fuerzas gravitacionales, viscosas y/o elásticas aunque no necesariamente en forma simultánea.

Así bien, la similitud dinámica considera las relaciones entre las fuerzas inerciales, normales, cortantes y de campo que actúan sobre el sistema. En sistemas geoméricamente y cinemáticamente similares, la similitud dinámica existe en los mismos puntos relativos de cada sistema si:

$$\frac{\text{Fuerza Inercial del Modelo}}{\text{Fuerza Viscosa del Modelo}} = \frac{\text{Fuerza Inercial del Prototipo}}{\text{Fuerza Viscosa del Prototipo}}$$

$$\frac{\text{Fuerza Inercial del Modelo}}{\text{Fuerza Gravitacional del Modelo}} = \frac{\text{Fuerza Inercial del Prototipo}}{\text{Fuerza Gravitacional del Prototipo}}$$

A partir de la segunda ley de Newton se obtienen las siguientes relaciones:

Relación de fuerzas inerciales:

$$F_r = \frac{m_m a_m}{m_p a_p} = \frac{\rho_m L_m^3 L_r}{\rho_p L_p^3 t_r^2} = \rho_r L_r^2 \left[\frac{L_r}{t_r} \right]^2 \quad (3.31)$$

o sea

$$F_r = \rho_r L_r^2 v_r^2 = \rho_r A_r v_r^2 \quad (3.32)$$

Esta ecuación expresa la ley general de la similitud dinámica entre modelo y prototipo y es frecuentemente llamada la *ecuación newtoniana de la similitud dinámica*.

El escalamiento de la transferencia de calor en situaciones donde ésta depende de la mecánica de fluidos requiere necesariamente de la semejanza dinámica del flujo de fluidos. En suma, para el escalamiento de la transferencia de calor se requiere igualar las relaciones de energía con las propiedades relevantes. El *Teorema Pi de Buckingham* y la adimensionalización de las ecuaciones gobernantes son igualmente aplicables a los problemas de transferencia de calor.

En conclusión, para alcanzar la similitud dinámica entre flujos geoméricamente y cinemáticamente similares se deben duplicar todos los grupos adimensionales obtenidos del fenómeno en cuestión.

3.1.2.4. Relaciones de tiempo

Las relaciones de tiempo establecidas para patrones de flujo gobernados esencialmente por la viscosidad, por la gravedad, por la tensión superficial y por la elasticidad son respectivamente:

$$t_r = \frac{L_r^2}{\nu_r} \quad (3.33)$$

aquí ν es la viscosidad cinemática.

$$t_r = \left(\frac{L_r}{g_r} \right)^{1/2} \quad (3.34)$$

$$t_r = \left(\frac{L_r^2 \rho_r}{\sigma_r} \right)^{1/2} \quad (3.35)$$

$$t_r = \frac{L_r}{(E_r/\rho_r)^{1/2}} \quad (3.36)$$

Para que sea útil, en una prueba de modelos se deben producir datos que puedan escalarse para obtener las fuerzas, momentos y cargas dinámicas que existirían en el prototipo a escala natural.

En resumen, en la teoría de la *similitud completa* nos podemos preguntar por ejemplo ¿Qué condiciones deben satisfacerse para asegurar la similitud de los flujos del modelo y del prototipo? Quizás el requerimiento más evidente es el que exige que el modelo y el prototipo sean geoméricamente similares. La similitud geométrica requiere que el modelo y el prototipo sean de la misma forma, y que todas las dimensiones lineales del modelo se relacionen con las dimensiones correspondientes del prototipo por medio de un factor de escala constante.

Un segundo requerimiento indica que los flujos del modelo y del prototipo deben ser cinemáticamente similares. Dos flujos son cinemáticamente similares cuando las velocidades en puntos correspondientes están en la misma dirección y se relacionan en magnitud mediante un factor de escala constante. De tal manera, dos flujos que son cinemáticamente similares también tienen patrones de líneas de corriente que se relacionan por un factor de escala constante. Puesto que las fronteras forman líneas de corriente límite, los flujos que son cinemáticamente similares deben ser geoméricamente similares. Así, la similitud cinemática requiere que los *regímenes de flujo* sean los mismos en el modelo y en el prototipo. Si los efectos de compresibilidad o cavitación, que pueden cambiar incluso los patrones cualitativos del flujo, no están presentes en el flujo del prototipo, deben evitarse en el flujo del modelo.

Para establecer las condiciones requeridas para la *similitud dinámica completa*, deben considerarse todas las fuerzas que son importantes en la situación del flujo. Así, los efectos de fuerzas viscosas, de presión, de tensión superficial, etc., deben tomarse en cuenta. Es necesario establecer las condiciones de prueba de manera que todas las fuerzas importantes se relacionen mediante el mismo factor de escala entre los flujos del modelo y del prototipo. Cuando existe la similitud dinámica, los datos medidos en un flujo de modelo pueden relacionarse cuantitativamente con las condiciones en el flujo del prototipo.

3.1.2.5. Similitud incompleta

Es necesario duplicar todos los grupos adimensionales significativos para alcanzar la similitud dinámica completa entre flujos geoméricamente y cinemáticamente similares. De tal forma en muchos estudios de modelos, para alcanzar la similitud dinámica se requiere la duplicación de varios grupos adimensionales. Sin embargo, en algunos casos la similitud dinámica completa entre el modelo y el prototipo no es alcanzable. Para alcanzar la similitud dinámica de forma parcial o incompleta se debe duplicar al menos uno de los grupos adimensionales gobernantes obtenidos al aplicar previamente el *Teorema Pi de Buckingham* para un fenómeno de flujo, entre flujos geoméricamente y cinemáticamente similares.

El uso del *método de Buckingham* provee los grupos adimensionales, sin embargo, su significado físico no es evidente. El uso de ecuaciones diferenciales nos permite interpretar

físicamente los grupos adimensionales así obtenidos, pero tampoco nos da información sobre el mecanismo fundamental del proceso. Aunque la ecuación diferencial sea demasiado complicada de resolver, sirve para obtener los grupos adimensionales para el sistema, lo que es muy útil para correlacionar los resultados experimentales y para la programación del estudio básico de cualquier proceso.

3.2. Análisis dimensional y similitud dinámica en lechos ebullentes

El hidrotratamiento de fracciones pesadas del petróleo, tales como residuos atmosférico y de vacío, se ha realizado a través de reactores con tecnologías comerciales de lecho ebullente (*H-Oil* y *LC-Fining*). La aplicación de estos reactores operados a alta presión y alta temperatura se ha incrementado en años recientes. Sin embargo, existe muy poca información en la literatura abierta con relación al estudio de su hidrodinámica a condiciones severas de operación y a una particular problemática con relación a su escalamiento. El estudio hidrodinámico de estos sistemas es una tarea compleja, de aquí que el entendimiento en el comportamiento de las propiedades hidrodinámicas de estos sistemas sea esencial para su diseño y operación.

Un acercamiento para el entendimiento de las propiedades hidrodinámicas de los reactores de lecho ebullente a las condiciones de interés (*alta presión y alta temperatura*), es realizando estudios en un equipo a nivel planta piloto para obtener parámetros hidrodinámicos característicos de estos sistemas, y entonces conjuntamente con la información cinética y catalítica previa, proceder a estudiar su escalamiento, sin embargo, la operación de estas unidades resulta ser relativamente costosa. Afortunadamente una alternativa novedosa de estudio para los sistemas de lecho ebullente, es la de obtener información experimental a partir de sistemas en frío (*presión atmosférica y temperatura ambiente*) a nivel laboratorio y con la ayuda de la información ya existente para sistemas similares a escala piloto o industrial, poder entender y comparar las propiedades hidrodinámicas de tales sistemas de una forma más económica.

La literatura esta repleta de numerosos parámetros, dimensionales y adimensionales, para caracterizar la hidrodinámica de lechos fluidizados de dos fases. *Richardson y Zaki* (1954) usaron el *Teorema Pi de Buckingham* combinándolo con resultados experimentales para obtener una relación que estuviera en función de la porosidad del lecho, el *número de Reynolds* y la razón del diámetro de la partícula al diámetro del lecho y que permitiera caracterizar el comportamiento hidrodinámico de un lecho fluidizado de dos fases. *Romero y Johanson* (1962) sugirieron ecuaciones adimensionales, propuestas por otros investigadores, para estudiar la estabilidad del lecho y mostraron que las ecuaciones adimensionales resultantes contienen los siguientes parámetros adimensionales:

$$\frac{\rho_s - \rho_f}{\rho_f}, \frac{U_{mf}^2}{gd_p}, \frac{d_p U_{mf} \rho_f}{\mu} \text{ y } \frac{H}{D_c}$$

donde ρ_s es la densidad del sólido, ρ_f es la densidad del fluido, U_{mf} es la velocidad mínima de fluidización, d_p es el diámetro de partícula, μ es la viscosidad del fluido, H y D_c son la altura efectiva y el diámetro de la columna del lecho, respectivamente. Por su parte *Baeyans y Geldart* (1973) establecen y demuestran un conjunto diferente de parámetros para especificar las

características de la fluidización de las partículas, escribiéndolos en términos de parámetros adimensionales.

Broadhurst y Becker (1973) desarrollaron una lista similar a la de *Romero y Johanson* excepto que *Broadhurst y Becker* usan la velocidad superficial en lugar de la velocidad mínima de fluidización. Los parámetros adimensionales fueron desarrollados a partir del *Teorema Pi de Buckingham*. Estos parámetros fueron usados por *Broadhurst y Becker* para determinar un criterio que permita identificar el inicio de la fluidización mínima, del burbujeo y de la formación de burbujas tipo campanas de Taylor. Ellos encontraron que la relación de densidades sólido a gas fue un parámetro importante de la correlación para los tres fenómenos.

No obstante, ninguno de los investigadores anteriores reconoció el poder del análisis dimensional para diseñar modelos experimentales los cuales simulen la dinámica de unidades grandes a condiciones severas de temperatura y presión, además de que restringieron sus estudios a sistemas fluidizados de dos fases. Desafortunadamente en la actualidad dentro de la literatura abierta existen muy pocos trabajos de análisis dimensional y similitud dinámica que hayan sido enfocados al estudio hidrodinámico de sistemas fluidizados de tres fases, y más aún a sistemas operados a alta presión y alta temperatura.

Pocos autores han dedicado sus trabajos de investigación a sistemas complejos de tres fases, dentro de estos investigadores se pueden mencionar el caso de *Safoniuk et al. (1999)*, quienes hacen uso del análisis dimensional y la similitud dinámica para el escalamiento de la hidrodinámica de los lechos fluidizados de tres fases. Ellos proponen un método para el escalamiento de la hidrodinámica de lechos fluidizados de tres fases el cual se basa principalmente en los fundamentos del *Teorema Pi de Buckingham* para lograr la *similitud hidrodinámica* entre dos unidades experimentales diferentes. Para casos donde la densidad del gas es mucho menor que las densidades del líquido y de las partículas, se deducen de sus resultados cinco grupos adimensionales que deben emparejarse o igualarse para asegurar la similitud hidrodinámica entre las unidades separadas. Ellos llevaron a cabo experimentos para validar la técnica propuesta comparando retenciones de gas y expansiones del lecho en dos columnas que operaron con diferencias significativas tanto de las propiedades del fluido y de los sólidos, como de los regímenes de flujo, lo cual generó un cerrado emparejamiento de los cinco grupos adimensionales obtenidos. Sus comparaciones han mostrado un buen acuerdo entre el comportamiento hidrodinámico de las dos unidades. Sin embargo, ellos sugieren que se requiere de experimentos más extensos para completar la validación total de la técnica.

Macchi et al. (2001), llevan a cabo un acercamiento para el escalamiento hidrodinámico de lechos fluidizados de tres fases en base a la técnica fundamentada en el análisis dimensional y la similitud dinámica, con un número limitado de cinco grupos adimensionales. Sus experimentos se llevaron a cabo en dos sistemas diferentes en los cuales todos los grupos adimensionales fueron emparejados o igualados lo más posible. Los sistemas que utilizaron consistieron de una solución acuosa de glicerol con partículas esféricas de vidrio (*sistema 1*) y aceite de silicón con partículas porosas de alúmina (*sistema 2*), con aire como la fase gas en ambos casos. Aunque las expansiones del lecho fueron cualitativamente similares para los dos sistemas, las tendencias cuantitativas difirieron, sobre todo a velocidades altas de gas, es decir, en el régimen de flujo de burbujas en coalescencia. En el régimen de flujo de burbujas dispersas, las retenciones de gas fueron ligeramente más altas para el *sistema 1*. Las velocidades de transición adimensionales del

régimen de flujo de burbujas dispersas al régimen de flujo de burbujas en coalescencia fueron similares. El *número de Reynolds* de la velocidad mínima de fluidización líquida fue ligeramente más alto para el *sistema 1* sin el gas, pero un poco más bajo con la presencia del gas. Las retenciones de gas en la región diluida fueron ligeramente más altas para el *sistema 1* que para el *sistema 2*. En los sistemas *líquido-sólido* correspondientes, las expansiones del lecho se emparejaron bien, en ambos sistemas los cuales siguen la ecuación de *Richardson-Zaki*. Las diferencias entre los sistemas son estadísticamente significativas, sin embargo las diferencias generalmente son menores del 12%, por lo cual el emparejamiento de la similitud dinámica con estas diferencias da una base razonable para el modelado del escalamiento de parámetros hidrodinámicos globales bajo las condiciones de operación dadas. Se atribuyen las diferencias entre los dos sistemas al comportamiento de la compleja coalescencia de las mezclas líquidas. Ellos sugieren que se necesitan grupos adimensionales adicionales para caracterizar totalmente el comportamiento de la dinámica local del lecho.

Por su parte *McKnight et al.* (2003), hacen un estudio de la dinámica de fluidos en un lecho fluidizado industrial de tres fases para hidroprocesamiento, e identificaron que la reducción en la retención de gas es un objetivo importante para mejorar el comportamiento hidrodinámico de dichas unidades. Las pruebas del análisis dimensional y similitud dinámica realizadas en un modelo en frío usando queroseno que simula la operación de la unidad industrial demostraron la importancia que tiene la densidad del gas, la geometría del distribuidor y los fenómenos interfaciales. De estos estudios y con ayuda de la simulación computacional de la mecánica de fluidos multifase y pruebas con el sistema experimental en frío, se rediseñó el colector de recirculación del líquido en la región diluida de la unidad industrial, para reducir la retención de gas. También se emprendió el rediseño de la rejilla del distribuidor de gas para disminuir los remolinos y proporcionar una mejor distribución radial del gas. Las pruebas de dispersión indican un favorable mezclado del catalizador en estos reactores.

3.2.1. Simulación de la hidrodinámica de lechos ebullentes

Con anterioridad se han mencionado las principales aplicaciones de los sistemas de lecho ebullente. Dentro de muchas aplicaciones comerciales los lechos ebullentes presentan diámetros y alturas grandes, y operan a temperaturas y presiones elevadas. Para diseñar propiamente un lecho ebullente, la hidrodinámica de estos debe ser bien entendida ya que ésta influye directamente en el desempeño del lecho. Por ejemplo, en estos sistemas, el tamaño, frecuencia y distribución de las burbujas están directamente vinculados al mezclado de partículas y al contacto *gas-líquido-sólido*. Un lecho con burbujas pequeñas, uniformemente bien distribuidas produce una alta conversión química, mayor que la de un lecho que contenga unas pocas burbujas grandes y concentradas en el centro (*Glicksman et al.*, 1994).

A partir del estudio de la hidrodinámica de un lecho ebullente, se ha buscado observar los cambios característicos de estos sistemas en función de sus condiciones de operación, por ejemplo entender el incremento en el tamaño del lecho (fenómenos de *expansión-contracción* del lecho). Los diseñadores de este tipo de sistemas están particularmente interesados en obtener las relaciones existentes entre el desempeño de lechos comerciales grandes y la obtención de resultados a partir de plantas piloto pequeñas.

Desafortunadamente aún existe una carencia de resultados detallados para el entendimiento y predicción de la hidrodinámica de lechos ebullentes. Más aún, existe también una escasez de información relevante disponible en el campo concerniente a los lechos comerciales grandes, particularmente lechos operados a alta presión y alta temperatura. Debido a la complejidad de los fenómenos multifásicos, una solución teórica para el entendimiento en el comportamiento del lecho basado en primeros principios permanece como una meta distante incumplida. Existe un grupo enorme de datos y modelos analíticos aproximados basados en resultados de lechos experimentales pequeños. Aunque no es obvio como estos datos pueden ser aplicados para diseños comerciales grandes.

Investigaciones específicas en hidrodinámica de lechos fluidizados, pueden ser llevadas a cabo externamente, de una forma más conveniente sobre lechos pequeños a condiciones ambiente. No obstante, aquí debe existir una técnica adecuada para asegurar confiablemente que estos resultados experimentales resulten ser reproducidos exactamente a condiciones de operación de reactores grandes. El análisis dimensional y la similitud dinámica representan una poderosa herramienta la cual permite realizar experimentos pequeños de laboratorio a condiciones ambiente para simular una gran variedad de lechos comerciales grandes.

El análisis dimensional proporciona una manera de escalamiento propiamente entre el prototipo de tamaño completo y un modelo a escala de laboratorio, mediante el emparejamiento o igualación de parámetros adimensionales importantes, los cuales resultan del análisis dimensional, entre el modelo y el prototipo. El comportamiento dinámicamente similar puede lograrse cuando estos son expresados en una forma adimensional apropiada. Estas leyes hacen posible obtener información conveniente con respecto al comportamiento del prototipo de tamaño completo usando propiamente un modelo a escala.

En la década pasada algunos investigadores aplicaron los principios de la similitud para el estudio de la dinámica de lechos fluidizados (*Glicksman et al.*, 1994). Los lechos fluidizados comerciales grandes han sido simulados usando modelos pequeños de laboratorio para poder determinar las estrategias apropiadas para la operación de cargas de fracciones pesadas de crudo, identificar posibles causas de corrosión de superficies dentro de los lechos y para determinar el desempeño de la transferencia de calor. Las simulaciones han ayudado a identificar el control de parámetros en la dinámica de los lechos y para investigar fenómenos fundamentales de flujo. De particular interés se muestra el comienzo de estudios para determinar el desempeño de la influencia a partir del incremento de tamaño del lecho: *un problema de escalamiento*.

La similitud como ya se mencionó, es una herramienta eficaz la cual puede auxiliar al diseñador e investigador para obtener un mayor entendimiento dentro del campo de la fluidización. Sin embargo, al igual que en otras áreas del conocimiento, un máximo dominio de éste, requiere del apoyo del campo de la programación de computadoras, una aplicación poco cuidadosa de esta área, puede proporcionar un rendimiento inútil o mínimo, sumamente engañoso para la proyección de diseños (*Glicksman et al.*, 1994).

A lo largo de su historia, el campo de la fluidización ha tenido su interés de estudio en modelos producidos sin la cuidadosa consideración de las relaciones de similitud. Simplemente se han construido y operado modelos con la misma forma geométrica determinada a partir de lechos fluidizados a escala completa que no conducen a resultados válidos. En algunos casos las

partículas usadas en modelos a escala pequeña a temperatura ambiente, fueron idénticas a las usadas en lechos a escala grande a alta temperatura. Los resultados de tales estudios fueron insuficientes para un entendimiento completo del escalamiento de los lechos fluidizados.

Los principios de la similitud dinámica hacen lo posible para construir un modelo experimental el cual reproduce el desempeño de algún otro lecho a estudiar. Este lecho a estudiar puede ser un modelo experimental grande operado a la misma presión y temperatura, o una planta piloto operada a elevada temperatura y/o presión, posiblemente con diferentes fluidos y partículas materiales.

3.2.2. Teorema Pi de Buckingham aplicado a lechos ebullentes

En el campo de estudio de la hidrodinámica de los sistemas de lecho ebullente, los experimentos llevados a cabo sobre prototipos de tamaño completo a nivel comercial son a menudo prohibitivamente caros y complejos. Afortunadamente se pueden realizar estudios hidrodinámicos en sistemas de lecho ebullente empleando conceptos teóricos novedosos del análisis dimensional y similitud dinámica, los cuales resultan ser más económicos. Así, mediante el uso de estos conceptos y a través de datos experimentales obtenidos para el sistema en frío, es posible simular la operación de lechos fluidizados a altas presiones y altas temperaturas con una selección adecuada del sistema experimental, resultado del análisis dimensional y la similitud dinámica.

Investigaciones previas de lechos fluidizados de tres fases han sido principalmente restringidas para sistemas *aire-agua* a escala pequeña operados a presión atmosférica y temperatura ambiente. Es más, las partículas normalmente usadas han sido de forma esférica, difiriendo en su forma y otras propiedades de aquellas usadas en aplicaciones industriales. Esencialmente se han ignorado las leyes de escalamiento. Por consiguiente, el escalamiento de unidades de tres fases ha demostrado ser una tarea difícil, a menudo con resultados poco satisfactorios.

Un acercamiento fundamental para simular la hidrodinámica de lechos fluidizados de tres fases a altas temperaturas y presiones industriales, es usando unidades con sistemas en frío a pequeña escala. Este acercamiento identifica primero todas las variables que se espera tengan un efecto significativo en las propiedades a ser estudiadas, en este caso las hidrodinámicas, y entonces se aplica el *Teorema Pi de Buckingham* para formar un conjunto apropiado de grupos adimensionales. La identificación adecuada de las variables más significativas que pueden influir en la hidrodinámica de los lechos fluidizados de tres fases es crucial. Es importante no omitir las variables clave importantes ya que casi indudablemente esto conlleva a desencaminar y confundir los resultados. La inclusión de una variable que finalmente no influye significativamente en la hidrodinámica no es algo serio, aún cuando esto lleva a un grupo extra adimensional y experimentos superfluos que solo producen una pérdida innecesaria de tiempo, sin embargo, el grupo adimensional superfluo debe finalmente mostrarse para fundamentar los resultados experimentales no significativos.

Trabajos previos sobre el estudio hidrodinámico de lechos fluidizados de tres fases muestran que se deben considerar las variables más significativas que afectan directamente el comportamiento de la hidrodinámica del lecho para su completo entendimiento. *Bloxom et al.*

(1975), proponen una correlación en la que muestran que la retención de gas en lechos fluidizados de tres fases (ϵ_g), depende fuertemente de la densidad del líquido (ρ_l), y de la densidad de los sólidos (ρ_s). Por otra, parte *Kim et al.* (1977) proporcionan correlaciones basadas en datos experimentales que expresan que el diámetro de la burbuja y la proporción de expansión del lecho son función de la velocidad superficial del líquido (U_l), la velocidad superficial del gas (U_g), la viscosidad del líquido (μ_l), y la tensión superficial interfacial (σ). Mientras que la correlación de *Meernick y Yuen* (1988) muestra que el diámetro de la burbuja tiene una fuerte dependencia de la medida del diámetro de la partícula (d_p) y de un término de flotación ($g\Delta\rho$), donde $\Delta\rho$ es la diferencia de densidad entre la fase líquida y la fase gas.

Consecuentemente, a partir de las correlaciones mencionadas anteriormente se han identificado ocho variables significativas (U_l , U_g , μ_l , σ , d_p , ρ_l , ρ_s y $g\Delta\rho$) que se espera influyan directamente en la hidrodinámica del lecho. Nótese que, salvo por estar incorporado el término de flotación ($g\Delta\rho$), la densidad de gas se excluye de la lista de las variables significativas. Bajo algunas circunstancias, ρ_g puede ser importante en la hidrodinámica del lecho, sobre todo, cuando se incrementan considerablemente las densidades del gas debido a presiones elevadas o cuando se consideran regímenes de flujo a altas velocidades (*Tarmy et al.*, 1984; *Luo et al.*, 1997a; *Luo et al.*, 1997b). Sin embargo, en la mayoría de los casos $\rho_g \ll \rho_l$ y $\rho_g \ll \rho_s$, de modo que la densidad del gas es de importancia secundaria (*Saberian-Broudjenni*, 1984), sobre todo en regímenes de flujo de baja velocidad y sistemas a baja presión (*Deckwer et al.*, 1980).

Usando estas ocho variables dimensionales significativas que involucran tres dimensiones fundamentales (*masa, longitud y tiempo*), pueden formarse cinco grupos adimensionales independientes según el *Teorema Pi de Buckingham*. En el Apéndice B se puede ver la forma detallada de la obtención de estos grupos adimensionales en base al procedimiento presentado en el Apéndice A el cual esta fundamentado en el *Teorema Pi de Buckingham*. Estos grupos adimensionales formados no son únicos, pero conscientes de la ventaja e importancia de usar grupos adimensionales que se presentan a menudo en los estudios hidrodinámicos, y con los que la mayoría de los ingenieros e investigadores están familiarizados, se seleccionan los siguientes:

$$M = \frac{g\Delta\rho\mu_l^4}{\rho_l^2\sigma^3}, E_o = \frac{g\Delta\rho d_p^2}{\sigma}, Re_l = \frac{\rho_l d_p U_l}{\mu_l}, \beta_d = \frac{\rho_s}{\rho_l} \text{ y } \beta_U = \frac{U_g}{U_l} \quad (3.37)$$

Donde M se conoce como el *número de Morton*, E_o es el *número de Eötvös*, Re_l es el llamado *número de Reynolds* del líquido, β_d es la *razón de densidades* entre la fase sólida y la fase líquida y β_U es la *razón de velocidades* superficiales entre la fase gas y la fase líquida. En casos en donde la presión es bastante alta, tanto que la densidad del gas es comparable con la densidad del líquido, un sexto grupo adimensional, ρ_g/ρ_l debe agregarse a la lista anterior.

Una vez asegurada la *similitud geométrica* cuando es posible y seleccionando los parámetros físicos apropiados cuidadosamente en el modelo experimental, tal que los valores para los cinco grupos adimensionales igualen a aquéllos para el prototipo, la similitud dinámica puede lograrse. Esto implica que si los cinco grupos adimensionales se hacen coincidir, aún cuando las variables individuales (*regímenes de flujo, propiedades del fluido y de los sólidos*) difieran considerablemente entre los dos sistemas, entonces, los parámetros hidrodinámicos adimensionales serán los mismos en los dos sistemas independientes. Sin embargo, del *Teorema*

Pi de Buckingham también se requiere la igualdad de la razón D_c/d_p para las dos unidades, este requisito puede ser relajado para sistemas que operan en régimen de flujo de burbujas dispersas y en donde se espera una variación radial pequeña, de tal forma que los efectos significativos de pared puedan ser evitados, es decir, si en nuestro sistema garantizamos que $d_p \ll D_c$ y $d_b \ll D_c$. Si no se toma en cuenta esta consideración, entonces la similitud geométrica de las partículas estrictamente debe mantenerse (*Macchi et al.*, 2001). En los sistemas de lecho ebullente los grupos adimensionales: L/D_c y D_c/d_p son términos que podrían estar emparejados entre un modelo y un prototipo para lograr la similitud geométrica.

Es importante notar que la *adimensionalización de la hidrodinámica* debe ser la misma en los dos sistemas. Los parámetros adimensionales los cuales controlan el modelado de un lecho fluidizado pueden ser derivados tanto de la aplicación del *Teorema Pi de Buckingham* como de la adimensionalización de las ecuaciones gobernantes del fenómeno físico en cuestión, donde la aplicación apropiada de cada método conduce al mismo resultado. El uso de las ecuaciones gobernantes tiene el mérito del ligamiento específico de los parámetros adimensionales para un fenómeno físico particular (*Glicksman*, 1994). Si pueden escribirse las ecuaciones apropiadas, incluso si estas no pueden ser resueltas, éstas producen una visión considerable dentro del proceso.

En resumen se propone un nuevo método de escalamiento para reactores de lecho ebullente operados a condiciones severas basado en los principios del análisis dimensional y la similitud dinámica, y en particular en los fundamentos del *Teorema Pi de Buckingham*. Para casos donde la densidad del gas es mucho menor que las densidades del líquido y de la partícula, este método produce una serie de cinco grupos adimensionales que deben *emparejarse* o *igualarse* para asegurar la similitud hidrodinámica entre las unidades separadas que difieren en su geometría y condiciones de operación. Finalmente, es importante destacar que desde el punto de vista experimental es primordial en cualquier estudio de escalamiento obtener datos a escala industrial o a nivel planta piloto exactos con los cuales comparar los resultados de laboratorio.

Capítulo 4

Sección experimental

La sección experimental de esta tesis esta dirigida fundamentalmente al estudio del comportamiento hidrodinámico de los sistemas de lecho ebullente, empleando la teoría del análisis dimensional y la similitud dinámica. En este capítulo se realiza principalmente la descripción de los materiales y equipos experimentales empleados. De la literatura se han seleccionado dos sistemas experimentales operados a alta presión y alta temperatura que se emplearán como *prototipos*, mientras que a nivel laboratorio para trabajar con *modelos* se cuenta con un equipo experimental operado a presión atmosférica y baja temperatura, que permite simular la operación de dichos *prototipos*. De tal forma se han llevado a cabo experimentos para determinar algunas propiedades hidrodinámicas tales como la *porosidad del lecho* y la *retención de fases* en dos columnas distintas que operan con diferencias significativas tanto en su geometría, regímenes de flujo y en las propiedades físicas de los fluidos y de los sólidos. Se definen también los métodos de medición empleados para cuantificar estas propiedades.

4.1. Definición de los sistemas experimentales

Como se mencionó en el Capítulo 3, el estudio del comportamiento hidrodinámico de sistemas de lecho ebullente a condiciones severas de operación, puede ser posible utilizando conceptos teóricos novedosos del análisis dimensional y similitud dinámica. Mediante el uso de estos conceptos y a través de datos experimentales obtenidos de la literatura para sistemas de lecho ebullente operados a alta presión y alta temperatura, es posible simular la operación de estos sistemas mediante la selección adecuada de modelos experimentales.

Para el desarrollo experimental del presente trabajo de tesis, aplicando la teoría del análisis dimensional y la similitud dinámica, y con objeto de estudiar algunas propiedades hidrodinámicas de los sistemas de lecho ebullente operados a condiciones severas, fue necesario seleccionar de la literatura los siguientes sistemas experimentales de tres fases operados a alta presión y alta temperatura, mismos que se utilizaron como *prototipos*:

- Sistema experimental de *Jiang et al.* (1997)
- Sistema experimental de *Luo et al.* (1997a)

Por su parte a nivel laboratorio se cuenta con un equipo experimental para trabajar con sistemas en frío de tres fases (*presión atmosférica y baja temperatura*), lo que permite definir a los *modelos*. Este equipo se emplea para simular la operación de los sistemas a alta presión y alta temperatura seleccionados de la literatura. A continuación se describen los sistemas de tres fases y equipos experimentales utilizados en la definición de los *prototipos* y los *modelos* empleados para el presente trabajo experimental.

4.1.1. Prototipos

Los trabajos de investigación realizados por *Jiang et al. (1997)* y *Luo et al. (1997a)*, tienen la característica de que se llevaron cabo en el mismo equipo experimental, la diferencia entre estos dos sistemas experimentales radica esencialmente en la selección del sistema de tres fases, así como en las condiciones de operación para cada uno de ellos. En el presente trabajo se denominan como *prototipos* a los sistemas de tres fases conjuntamente con el equipo experimental y que son operados a alta presión y alta temperatura. Eventualmente a la combinación de sistema de tres fases y equipo experimental se le denominará también sistema experimental. A continuación se describe primero el sistema de tres fases correspondiente a cada prototipo, y posteriormente se describe su correspondiente equipo experimental. La descripción del equipo experimental es común para los dos prototipos ya que como se mencionó anteriormente ambos grupos de investigación emplearon el mismo equipo.

Prototipo 1: Es el sistema de tres fases y equipo experimental empleado por *Jiang et al. (1997)* para sus trabajos de investigación. El sistema de tres fases empleado por estos investigadores está constituido por un fluido de transferencia térmica de tipo comercial *Paratherm NF*, nitrógeno y partículas esféricas de vidrio de 1.0 mm de diámetro, empleados como la fase líquida, gas y sólida, respectivamente.

Prototipo 2: Es el sistema de tres fases y equipo experimental empleado por *Luo et al. (1997a)* para sus trabajos de investigación. El sistema de tres fases está formado también por *Paratherm NF*, nitrógeno y partículas esféricas de vidrio de 3.0 mm de diámetro.

Los trabajos de investigación desarrollados por *Jiang et al. (1997)* y *Luo et al. (1997a)*, se llevaron a cabo en un equipo experimental de flujo multifásico operado a alta presión y alta temperatura. El esquema detallado representativo del aparato de visualización de flujo empleado por estos investigadores se muestra en la Fig.4.1. La presión y temperatura de operación máximas para este equipo experimental es de 21 MPa y 180 °C, respectivamente.

En la Fig. 4.2 se muestra el esquema simplificado del aparato de visualización de flujo. Este aparato de prueba incluye principalmente siete componentes: el lecho ebullente o fluidizado a alta presión y alta temperatura, un tanque de almacenamiento del líquido, una bomba de pistón para líquido, un amortiguador de pulsaciones para el líquido, un banco de cilindros de gas a alta presión, un tanque de separación *gas-líquido* y un sistema de control de presión y temperatura. El líquido precalentado del tanque de almacenamiento es conducido por la bomba de pistón y alimentado dentro del lecho ebullente a alta presión y alta temperatura. Antes de que el líquido entre al lecho, las pulsaciones de este, provocadas por la bomba son atenuadas por medio de un amortiguador de pulsaciones. El nitrógeno suministrado desde los cilindros de alta presión (42 MPa) se introduce al lecho ebullente después de haberse ajustado a voluntad los valores de presión y temperatura. Tanto el gas como el líquido son precalentados hasta alcanzar la temperatura de operación antes de que estos se introduzcan al lecho.

Las corrientes de gas y de líquido a partir del lecho ebullente, fluyen a través de un regulador tipo "*back-pressure*" y posteriormente entran al tanque de separación *gas-líquido*, donde el gas se ventea a la atmósfera y el líquido se recircula. El regulador tipo "*back-pressure*" permite controlar la presión del sistema. La velocidad de flujo del líquido se controla por medio

del ajuste de potencia de la bomba de pistón. La velocidad de flujo del líquido se mide por medio de la lectura de nivel del líquido en el tanque de almacenamiento y además se monitorea mediante un rotámetro magnético para alta presión. La velocidad de flujo del gas se mide tanto con un rotámetro magnético, como por tres rotámetros simples ubicados en las líneas de descarga del gas (ver Fig. 4.1).

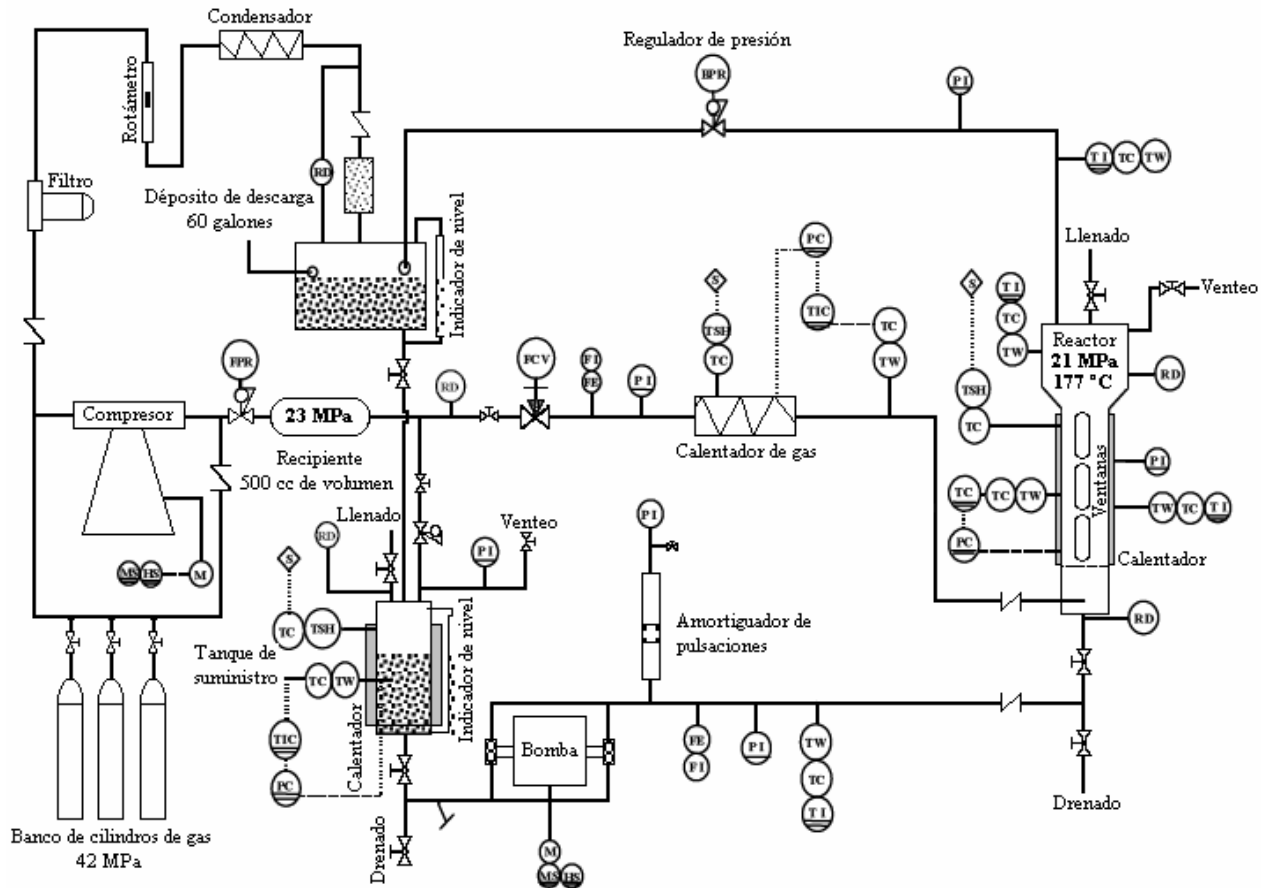
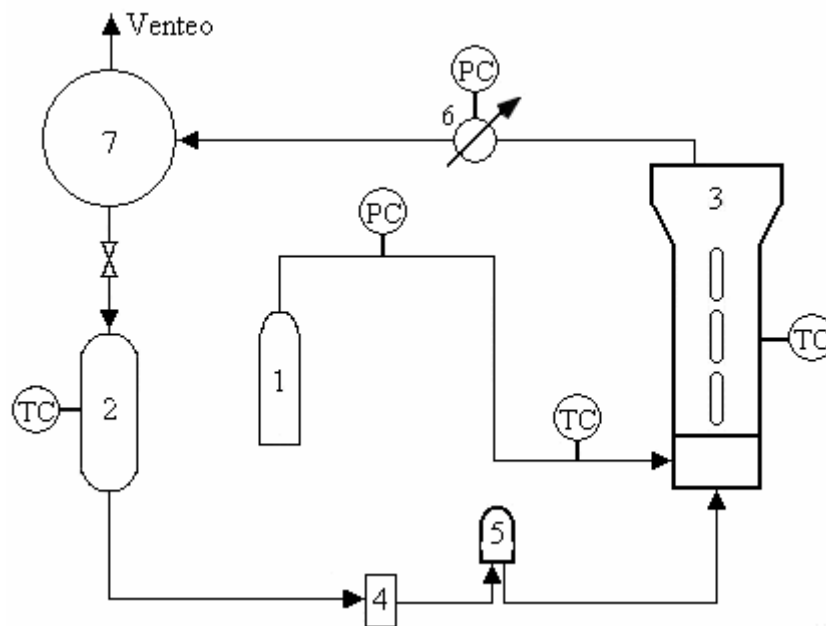


Figura 4.1. Esquema detallado del aparato de visualización de flujo del sistema de tres fases a alta presión y alta temperatura utilizado por Jiang *et al.* (1997) y Luo *et al.* (1997a).

El lecho ebullente está constituido por una columna vertical de acero inoxidable dividida en tres secciones: la sección pleno o *plenum* (presión ligeramente superior a la atmosférica, misma que se mide en pequeñas unidades de presión), la sección de prueba y la sección de expansión. La altura total de esta columna es de 80 cm. La longitud de las secciones pleno y de prueba es de 10 y 50 cm, respectivamente. Las secciones pleno y de prueba tienen un diámetro interno de 5.08 cm. El líquido entra a la sección pleno por el fondo a través de una tubería de acero inoxidable de 1.27 cm, y el gas se introduce dentro de la sección pleno a través de una espesa multiorificios. Los orificios en la espesa presentan un arreglo anular y tienen un diámetro de 3.7 mm. La mezcla *gas-líquido* de la sección pleno se distribuye dentro de la sección de prueba por medio de un plato multiperforado con 37 orificios de 2.4 mm de diámetro, distribuidos en forma de escuadra. Se tienen instaladas tres pares de ventanas de cuarzo sobre la parte frontal y posterior de la sección

de prueba de la columna a través de las cuales pueden observarse directamente las características de las burbujas y los fenómenos de flujo bajo condiciones de alta presión y alta temperatura (ver Fig. 4.3). Las ventanas tienen un área de visualización de 12.7 mm x 92 mm y están uniformemente montadas a lo largo de la sección de prueba. La sección de expansión tiene un diámetro interno más grande (10.16 cm) para prevenir la entrada de partículas a las corrientes de salida del gas y líquido. Con el mismo propósito, la corriente de *gas-líquido* pasa a través de una rejilla de cobre, con un tamaño de apertura de 0.5 mm, previo a la salida de *gas-líquido*. Dentro del equipo experimental, el líquido puede operarse tanto en el modo de *no-circulación* como en el modo de circulación. En el modo de operación de *no-circulación*, el líquido se acumula en el depósito de descarga, mientras que en el modo de operación de circulación, el líquido se recircula de regreso hacia el tanque de suministro, se separa el gas del líquido en el depósito de descarga. Finalmente, en la Fig. 4.3 se muestra un esquema de la instrumentación empleada para la observación y adquisición de datos del aparato de visualización de flujo para alta presión y alta temperatura.



1. Cilindros de nitrógeno (42 MPa)
 2. Tanque de almacenamiento para el líquido
 3. Lecho ebullente a alta presión y alta temperatura
 4. Bomba de pistón para el líquido
 5. Amortiguador de pulsaciones para el líquido
 6. Regulador "back-pressure"
 7. Tanque de separación *gas-líquido*
- PC: Control de presión
TC: Control de temperatura

Figura 4.2. Esquema simplificado del aparato de visualización de flujo de un sistema de tres fases a alta presión y alta temperatura.

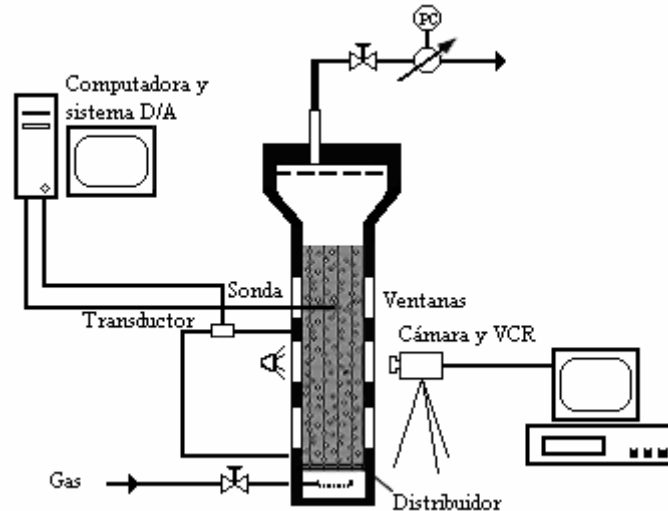


Figura 4.3. Esquema de la instrumentación para la visualización y adquisición de datos del flujo de un sistema de tres fases a alta presión y alta temperatura.

4.1.2. Modelos

De forma análoga a los conceptos desarrollados para los prototipos, en el presente trabajo se denominará como *modelos* a los sistemas de tres fases conjuntamente con su correspondiente equipo experimental, y que se operan a presión atmosférica y bajas temperaturas, los cuales permiten simular la operación de los prototipos correspondientes previamente descritos.

Evidentemente, a cada prototipo le corresponde un modelo para simular su operación. En base a lo anterior, se denota como *modelo 1* a aquel correspondiente para simular la operación del *prototipo 1* y como *modelo 2* al correspondiente para simular la operación del *prototipo 2*. Los sistemas de tres fases para los modelos se eligieron a partir de un análisis previo apoyado en la teoría del análisis dimensional y la similitud dinámica, de tal forma que las propiedades físicas para gas, líquido y sólidos (dentro de los modelos), así como las condiciones de flujo para los fluidos a determinadas condiciones de operación, permitan un emparejamiento adecuado de los cinco grupos adimensionales correspondientes a los prototipos.

De manera similar a lo descrito para los prototipos, la diferencia entre ambos modelos radica esencialmente en la selección del sistema de tres fases, así como en las condiciones de operación para cada uno de ellos. A continuación se describen los sistemas de tres fases correspondientes a cada modelo, y posteriormente se describe el equipo experimental empleado, utilizado en ambos modelos.

Modelo 1: Corresponde al sistema de tres fases y equipo experimental que permite la simulación del *prototipo 1*. El sistema de tres fases está formado por gasóleo ligero primario (*GLP*), nitrógeno y partículas esféricas de vidrio de 1.0 mm de diámetro.

Modelo 2: Corresponde al sistema de tres fases y equipo experimental que permite la simulación del *prototipo 2*. La fase líquida es una mezcla 95/5 %vol. de gasóleo pesado primario (*GPP*) y

GLP, respectivamente, mientras que nitrógeno y partículas esféricas de vidrio de 3.0 mm de diámetro son la fase gas y sólida, respectivamente.

La operación de ambos modelos se llevó a cabo en un equipo experimental de lecho ebullente (*planta de estudios hidrodinámicos*) ubicada en las instalaciones del *Área 3 de Plantas Piloto del Instituto Mexicano del Petróleo*. En la Fig. 4.4 se muestra una fotografía frontal de la planta de estudios hidrodinámicos empleada en el presente trabajo. En la Fig.4.5 se presenta el equipo experimental de esta planta en forma esquematizada. El equipo consta principalmente de una columna de vidrio, doce manómetros diferenciales, un tanque de almacenamiento de hidrocarburo, una bomba de engranes para hidrocarburo, rotámetros para gas y líquido, un sistema de tuberías de cobre y un sistema de control de temperatura.



Figura 4.4. Planta de lecho ebullente para realizar estudios hidrodinámicos (*Alonso et al., 2002*).

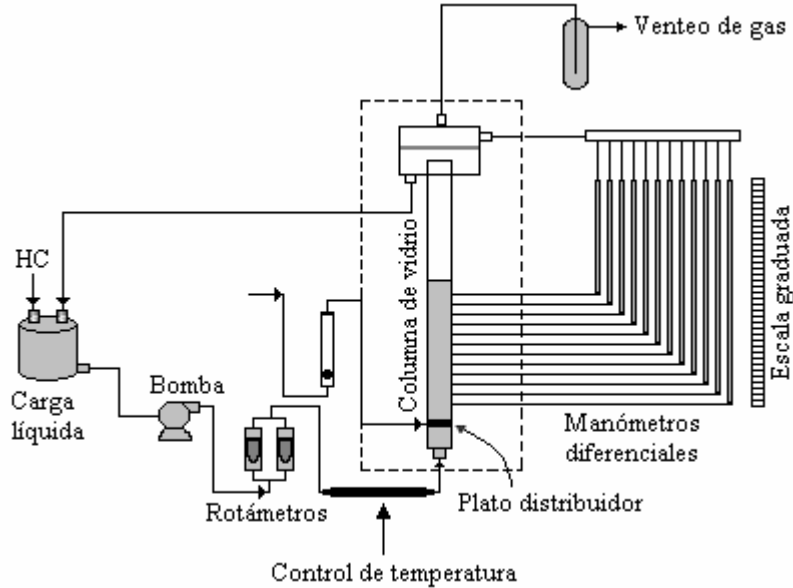


Figura 4.5. Esquema simplificado del equipo experimental de lecho ebullente para simular la operación de sistemas experimentales a alta presión y alta temperatura.

La columna de vidrio tiene una altura de 140 cm y un diámetro interno de 10 cm, en ella se lleva a cabo la fluidización del lecho de partículas esféricas de vidrio. Dicha columna contiene a lo alto (distancia axial) una serie de 12 puertos o tomas de presión alineadas y espaciadas 7.5 cm una de otra, estando la primera a 9.5 cm por arriba del plato distribuidor. La altura de la columna con los indicadores de presión (manómetros diferenciales) permite hacer mediciones en sistemas con expansiones del lecho hasta de un 300 por ciento para alturas de lecho estático de 0.25 m, aproximadamente. En la base de la columna se tiene un plato multiperforado de aluminio con 34 orificios de 4.76 mm de diámetro para el líquido y 38 orificios de 1.2 mm de diámetro para el gas, que sirve como distribuidor de los flujos alimentados de gas y líquido, sobre el distribuidor se colocó una malla de acero inoxidable que sirve para prevenir que caigan partículas finas a través de los orificios del distribuidor. Tanto el flujo de líquido como el de gas se miden con rotámetros previamente a su introducción al lecho. En la parte superior de la columna hay un vertedero a través del cual el flujo de líquido se regresa al tanque de almacenamiento de 25 litros fabricado en acero inoxidable de donde de vuelve a bombear el flujo deseado a la columna a través de una red de tuberías de cobre, para ello se emplea una bomba de engranes con capacidad para flujos de hasta 60 L/min. El gas se separa del líquido en el vertedero de la columna, lugar donde se ventea a la atmósfera, adicionalmente, hay una malla metálica en la parte superior de la columna y en las salidas laterales (puertos) para evitar que las partículas esféricas de vidrio sean transportadas fuera de la columna. La columna esta diseñada para operar a condiciones atmosféricas de la *Ciudad de México* (aproximadamente 0.08 MPa).

En la tubería de cobre ubicada inmediatamente a la entrada de la columna de vidrio (ver Fig. 4.5) se encuentra instalado un sistema de control de temperatura intercomunicado con un sistema de adquisición de datos en línea tipo *Micromax*, en el cual se puede ajustar, controlar y visualizar a voluntad la temperatura de operación del sistema. El monitoreo de la temperatura de entrada y de salida de la mezcla *gas-líquido* en la columna de vidrio, se hace a través de indicadores de temperatura (termopares tipo K) conectados en línea con el *Micromax*. Para la

operación del equipo experimental previamente se establecen las condiciones de operación (*presión, temperatura y condiciones de flujo*). Como ya se mencionó la columna de vidrio opera a presión atmosférica, por lo cual para ajustar las condiciones de operación del sistema experimental, sólo basta con ajustar los flujos de gas y de líquido a la temperatura de operación deseada con la ayuda del *Micromax*.

La medición de las caídas de presión del sistema se realiza por medio de los manómetros diferenciales. Cabe mencionar que la caída de presión a lo largo de la columna varía con la posición axial del lecho y se refleja en los niveles de líquido de los manómetros diferenciales.

4.2. Formación de grupos adimensionales

En el presente trabajo se hizo un esfuerzo por igualar hasta donde fue posible los grupos adimensionales obtenidos a partir de aplicar el *Teorema Pi de Buckingham* a un conjunto de variables que inciden en la hidrodinámica de los sistemas de lecho ebullente. Es importante hacer notar que tanto los prototipos como los modelos empleados en el presente trabajo presentan diferencias significativas en su geometría, condiciones de operación, regímenes de flujo y propiedades físicas de los fluidos, lo cual en si mismo representa una dificultad para igualar por completo todos los grupos adimensionales obtenidos. Sin embargo, bajo algunas restricciones que se mencionarán posteriormente es posible establecer la similitud dinámica entre prototipos y modelos.

4.2.1. Propiedades físicas de los fluidos y grupos adimensionales en los prototipos

Las propiedades físicas de los fluidos y de las partículas principalmente inciden notablemente en el comportamiento hidrodinámico de los lechos ebullentes, por lo que es indispensable para un buen emparejamiento de los grupos adimensionales, una adecuada obtención y/o estimación de las propiedades físicas de estos a las condiciones de operación de interés. Es importante tener en cuenta que las propiedades físicas de los fluidos dependen considerablemente de las condiciones de operación a las que se someten en cada sistema, por lo que es recomendable tener una idea previa de cual es el comportamiento de los fluidos seleccionados en función de la presión y temperatura, para lograr así un buen emparejamiento de los grupos adimensionales en cuestión. A continuación se presentan las condiciones de operación (*presión y temperatura*, principalmente) a las cuales *Jiang et al. (1997)* y *Luo et al. (1997a)* reportan sus experimentos, y que evidentemente corresponden a las condiciones de operación para los *prototipos 1 y 2*, respectivamente.

Prototipo 1:

- Presión de operación: 1.80, 3.50, 7.24 y 14.18 MPa
- Temperatura de operación: 90 °C (± 1 °C)

Prototipo 2:

- Presión de operación: 0.79, 1.82, 2.86, 5.62, 10.10 y 15.60 MPa
- Temperatura de operación: 34 °C (± 1 °C)

Para cada condición de operación seleccionada existe consecuentemente un valor para las propiedades físicas de los fluidos empleados, y que en algunos casos se encuentran reportados en los mismos trabajos de investigación. Desafortunadamente para el caso del *prototipo 1*, no se reportan explícitamente todas las propiedades físicas del nitrógeno y del *Paratherm NF* a las condiciones de operación de interés, por lo que los valores de estas propiedades se estimaron a partir de ciertas regresiones, las cuales se desarrollaron por medio de algunos datos disponibles para las propiedades físicas de los fluidos en cuestión, a varias condiciones de operación, estos datos se reportaron en los trabajos de investigación de *Fan (1996-2001)*; *Jiang et al. (1997)* y *Luo et al. (1997a, 1997b)*. Afortunadamente para el caso del *prototipo 2* se encuentran reportadas en los trabajos de *Luo et al. (1997a)* todas las propiedades físicas de los fluidos utilizados a diferentes condiciones de operación.

Las condiciones de operación seleccionadas tanto para el *prototipo 1* como para el *prototipo 2*, así como las propiedades físicas de los fluidos y de las partículas a dichas condiciones, se reportan en las Tablas 4.1 y 4.2, respectivamente, en estas mismas tablas se observa el resultado numérico de los grupos adimensionales a partir de las propiedades físicas de los fluidos y de las partículas, así como de los regímenes de flujo para el gas y el líquido, correspondientes a cada condición de operación seleccionada. Las condiciones de flujo (*velocidad superficial de gas y líquido*) que se presentan en las Tablas 4.1 y 4.2, se derivaron de los resultados experimentales para porosidad y/o retención de fases que reportan *Jiang et al. (1997)* y *Luo et al. (1997a)*, respectivamente.

Tabla 4.1. Propiedades físicas de los fluidos y sólidos para el *prototipo 1*, y los valores correspondientes de los grupos adimensionales a varias condiciones de operación (*Jiang et al., 1997*).

<i>Propiedad</i>	<i>Unidades</i>	<i>Prototipo 1</i>			
Presión (p)	MPa	1.80	3.5	7.24	14.18
Temperatura (T)	°C	90	90	90	90
Diámetro de la columna (D_c)	m	0.0508	0.0508	0.0508	0.0508
Densidad del líquido (ρ_l)	kg/m ³	846.21	849.94	857.30	867.84
Viscosidad del líquido (μ_l)	Pa·s	0.003646	0.003723	0.003809	0.003890
Velocidad del líquido (U_l)	m/s	0.0024 y 0.0045	0.0047 y 0.0068	0.0025	0.0039
Densidad de la partícula (ρ_s)	kg/m ³	2552	2552	2552	2552
Diámetro de la partícula (d_p)	m	0.001	0.001	0.001	0.001
Densidad del gas (ρ_g)	kg/m ³	16.64	32.22	65.87	125.15
Velocidad del gas (U_g)	m/s	0 – 0.0475 y 0 – 0.045	0 – 0.0375 y 0 – 0.035	0 – 0.04	0 – 0.03
Tensión superficial líquido (σ)	N/m	0.023939	0.022880	0.021002	0.019239
Grupos adimensionales					
No. Morton (M)	Adim.	1.46×10^{-7}	1.78×10^{-7}	2.40×10^{-7}	3.11×10^{-7}
No. Eötvös (E_o)	Adim.	0.3400	0.3506	0.3697	0.3787
No. Reynolds del líquido (Re_l)	Adim.	0.56 y 1.04	1.07 y 1.55	0.56	0.87
Razón de densidades (β_d)	Adim.	3.0158	3.0026	2.9768	2.9407
Razón de velocidades (β_U)	Adim.	0 – 19.792 y 0 – 10	0 – 7.979 y 0 – 5.147	0 – 16	0 – 7.692
Razón D_c/d_p	Adim.	50.8	50.8	50.8	50.8

Las propiedades físicas de los fluidos (*nitrógeno* y *Paratherm NF*) empleados para el *prototipo 1*, a las condiciones de operación que se encuentran reportadas en la tabla anterior, fueron estimadas mediante ciertas regresiones desarrolladas a partir de una serie de datos experimentales disponibles en la literatura como se indicó anteriormente. En el Apéndice C se reportan de forma gráfica algunas de las propiedades físicas estimadas a varias condiciones de presión y temperatura para el nitrógeno y el *Paratherm NF*, inclusive a las condiciones de operación de interés.

En la Tabla 4.2 se reportan las propiedades físicas de los fluidos (*nitrógeno* y *Paratherm NF*) a las condiciones de operación reportadas en los trabajos de *Luo et al.* (1997a). Finalmente, en el Apéndice C se presenta también de forma gráfica el comportamiento de estas propiedades en función de la presión, utilizando para esto los valores encontrados en la literatura a la temperatura de $34\text{ }^{\circ}\text{C} \pm 1\text{ }^{\circ}\text{C}$. Esta información permite tener una idea del comportamiento específico de las propiedades de estos fluidos

Tabla 4.2. Propiedades físicas de los fluidos y sólidos para el *prototipo 2*, y los valores correspondientes de los grupos adimensionales a varias condiciones de operación (*Luo et al.*, 1997).

<i>Propiedad</i>	<i>Unidades</i>	<i>Prototipo 2</i>					
Presión (p)	MPa	0.79	1.82	2.86	5.62	10.10	15.60
Temperatura (T)	$^{\circ}\text{C}$	34	34	34	34	34	34
Diámetro de la columna (D_c)	m	0.0508	0.0508	0.0508	0.0508	0.0508	0.0508
Densidad del líquido (ρ_l)	kg/m^3	865.00	866.50	868.00	872.00	879.21	891.00
Viscosidad del líquido (μ_l)	Pa·s	0.0190	0.0205	0.0220	0.0250	0.0288	0.0320
Velocidad del líquido (U_l)	m/s	0.0084	0.0084	0.0084	0.0084 y 0.0255	0.0084 y 0.0255	0.0084 y 0.0255
Densidad de la partícula (ρ_s)	kg/m^3	2520	2520	2520	2520	2520	2520
Diámetro de la partícula (d_p)	m	0.003	0.003	0.003	0.003	0.003	0.003
Densidad del gas (ρ_g)	kg/m^3	8.70	19.88	31.30	61.20	110.79	171.00
Velocidad del gas (U_g)	m/s	0 – 0.08	0 – 0.065	0 – 0.0575	0 – 0.055 y 0 – 0.065	0 – 0.065 y 0 – 0.0625	0 – 0.0475 y 0 – 0.0625
Tensión superficial líquido (σ)	N/m	0.0282	0.0270	0.0265	0.0252	0.0245	0.0240
Grupos adimensionales							
No. Morton (M)	Adim.	6.52×10^{-5}	1.00×10^{-4}	1.37×10^{-4}	2.55×10^{-4}	4.53×10^{-4}	6.75×10^{-4}
No. Eötvös (E_o)	Adim.	2.68	2.77	2.79	2.84	2.77	2.65
No. Reynolds del líquido (Re_l)	Adim.	1.15	1.06	0.99	0.88 y 2.67	0.77 y 2.34	0.70 y 2.13
Razón de densidades (β_d)	Adim.	2.91	2.91	2.90	2.89	2.87	2.83
Razón de velocidades (β_{U_l})	Adim.	0 – 9.524	0 – 7.738	0 – 6.845	0 – 6.548 y 0 – 2.549	0 – 7.738 y 0 – 2.451	0 – 5.655 y 0 – 2.451
Razón D_c/d_p	Adim.	16.93	16.93	16.93	16.93	16.93	16.93

4.2.2. Propiedades físicas de los fluidos y grupos adimensionales en los modelos

Una vez determinados los cinco grupos adimensionales para el *prototipo 1* y *2* a las condiciones de operación y regímenes de flujo indicados en las Tablas 4.1 y 4.2, es necesario obtener las condiciones de operación correspondientes para los modelos que nos lleven a un adecuado emparejamiento de estos grupos adimensionales. Evidentemente para lograr este emparejamiento es necesario contar con las propiedades físicas de los fluidos y de las partículas de los modelos correspondientes a ciertas condiciones de operación, que permitan obtener hasta

donde sea posible el mismo valor numérico de los grupos adimensionales obtenidos para los prototipos.

Existe una correspondencia entre las condiciones de operación de un sistema experimental y las propiedades físicas de los fluidos empleados a estas condiciones. El equipo experimental usado en los modelos puede operarse únicamente a presión atmosférica (aproximadamente 0.08 MPa), razón por la cual si se varía la temperatura dentro de éste (por medio del sistema de control de temperatura del equipo) consecuentemente se estarán variando las propiedades físicas de los fluidos. Por lo tanto debe tenerse en cuenta la necesidad de estimar las propiedades físicas de los fluidos a presión atmosférica en función de la temperatura. Así, como parte del presente trabajo experimental se determinaron algunos valores experimentales de las propiedades físicas de los fluidos a varias temperaturas, con la finalidad de realizar algunas regresiones para estimar el valor de estas propiedades como simple función de la temperatura.

Los valores de densidad del N_2 a diferentes temperaturas se recuperaron a partir de la base de datos de referencia del National Institute of Standards and Technology, [en línea]. Dirección URL: <<http://webbook.nist.gov/chemistry/fluid/>>. [Consulta: 29 septiembre 2006]. A partir de dichos datos se realizaron regresiones para estimar el valor de la densidad del nitrógeno a las condiciones de operación de interés de los modelos. En el Apéndice C se reporta en forma gráfica el comportamiento estimado de la densidad del N_2 en función de la temperatura, a presión atmosférica. El N_2 se emplea como la fase gas en ambos modelos. Ahora bien, para estimar el valor de las propiedades físicas de los fluidos líquidos en función de la temperatura, a presión atmosférica, fue necesario desarrollar algunas regresiones para este fin. Para ello primero se procedió a determinar de forma experimental algunos valores de densidad, viscosidad cinemática y tensión superficial a varias temperaturas para el *GLP* y la mezcla *GPP-GLP*, empleados como fluidos líquidos en los *modelos 1* y *2*, respectivamente. Dichas propiedades físicas se determinaron en los *Laboratorios de Análisis Físicos y de Termodinámica de Fluidos del Instituto Mexicano del Petróleo*. Para determinar la densidad, la viscosidad cinemática y la tensión superficial, se emplearon respectivamente, los métodos *ASTM-D-70*, *ASTM-D-455* y *ASTM-D-971*, a varias temperaturas y presión atmosférica. Finalmente la densidad de las partículas esféricas de vidrio de 1.0 mm y 3.0 mm, empleadas en los *modelos 1* y *2*, respectivamente, se determinó empleando el método *ASTM-C-128*.

En el Apéndice C se presentan de manera gráfica algunos de los resultados estimados por regresión de las propiedades físicas de los fluidos en cuestión, y su comportamiento esta en función de la temperatura a presión constante.

Una vez obtenidas las propiedades físicas de los fluidos en función de la temperatura, a presión atmosférica, y las propiedades de las partículas empleadas en los modelos, es posible determinar las condiciones de operación (*presión y temperatura*), así como los regímenes de flujo para gas y líquido que permiten el emparejamiento de los cinco grupos adimensionales (de los *modelos*) con los de los *prototipos*. Las condiciones de operación (*presión y temperatura*) para el *modelo 1* y *2* encontradas a partir de la teoría del análisis dimensional y la similitud dinámica, y que permitieron igualar los cinco grupos adimensionales de los prototipos con los de los modelos correspondientes, son las siguientes:

Modelo 1:

- Presión de operación: 0.08 MPa
- Temperatura de operación: 22, 23 y 24 °C (± 0.2 °C)

Modelo 2:

- Presión de operación: 0.08 MPa
- Temperatura de operación: 19, 22, 25, 30,32 y 35 °C (± 0.2 °C)

Las condiciones de operación obtenidas para el *modelo 1* y para el *modelo 2*, así como las propiedades físicas de los fluidos y de las partículas a dichas condiciones, se reportan en las Tablas 4.3 y 4.4, respectivamente. En estas tablas también se presenta el resultado numérico de los grupos adimensionales, a partir de las propiedades físicas de los fluidos y de las partículas, así como de los regímenes de flujo para el gas y para el líquido, que correspondientemente dan el mejor emparejamiento de los cinco grupos adimensionales en cuestión. Como puede observarse, los valores de los grupos adimensionales son muy similares a diferentes condiciones, así la teoría del análisis dimensional y la similitud dinámica, permite obtener el conjunto de experimentos a determinadas condiciones de operación y condiciones de flujo, que deben realizarse experimentalmente (*modelos*) para simular la operación de los prototipos correspondientes. A partir de cada evento o corrida experimental obtenido para los modelos, se pueden determinar los principales parámetros hidrodinámicos, tales como la porosidad del lecho y la retención de fases, y compáralos con los reportados en los *prototipos*, con esto se aprecia el fenómeno de semejanza dinámica presente entre ellos.

Tabla 4.3. Propiedades físicas de los fluidos y sólidos para el *Modelo 1*, y los valores correspondientes de los grupos adimensionales a varias condiciones de operación.

<i>Propiedad</i>	<i>Unidades</i>	<i>Modelo 1</i>			
		0.08	0.08	0.08	0.08
Presión (p)	MPa	0.08	0.08	0.08	0.08
Temperatura (T)	°C	24	23	23	22
Diámetro de la columna (D_c)	m	0.1	0.1	0.1	0.1
Densidad del líquido (ρ_l)	kg/m ³	859.78	860.55	860.55	861.33
Viscosidad del líquido (μ_l)	Pa·s	0.004530	0.004987	0.004987	0.005514
Velocidad del líquido (U_l)	m/s	0.0029 y 0.0055	0.0062 y 0.0090	0.0033	0.0056
Densidad de la partícula (ρ_s)	kg/m ³	2504	2504	2504	2504
Diámetro de la partícula (d_p)	m	0.001	0.001	0.001	0.001
Densidad del gas (ρ_g)	kg/m ³	0.8738	0.8776	0.8776	0.8815
Velocidad del gas (U_g)	m/s	0 – 0.0581 y 0 – 0.055	0 – 0.0496 y 0 – 0.0463	0 – 0.0522	0 – 0.0428
Tensión superficial líquido (σ)	N/m	0.032200	0.032400	0.032400	0.032600
Grupos adimensionales					
No. Morton (M)	Adim.	1.44×10^{-7}	2.07×10^{-7}	2.07×10^{-7}	3.04×10^{-7}
No. Eötvös (E_o)	Adim.	0.2617	0.2603	0.2603	0.2589
No. Reynolds del líquido (Re_l)	Adim.	0.56 y 1.04	1.07 y 1.55	0.56	0.87
Razón de densidades (β_d)	Adim.	2.9124	2.9098	2.9098	2.9071
Razón de velocidades (β_U)	Adim.	0 – 19.792 y 0 – 10	0 – 7.979 y 0 – 5.147	0 – 16	0 – 7.692
Razón D_c/d_p	Adim.	100	100	100	100

Tabla 4.4. Propiedades físicas de los fluidos y sólidos para el *Modelo 2*, y los valores correspondientes de los grupos adimensionales a varias condiciones de operación.

<i>Propiedad</i>	<i>Unidades</i>	<i>Modelo 2</i>					
		0.08	0.08	0.08	0.08	0.08	0.08
Presión (p)	MPa	0.08	0.08	0.08	0.08	0.08	0.08
Temperatura (T)	°C	35	32	30	25	22	19
Diámetro de la columna (D_c)	m	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1
Densidad del líquido (ρ_l)	kg/m ³	882.24	884.16	885.45	888.71	890.70	892.71
Viscosidad del líquido (μ_l)	Pa·s	0.0189	0.0216	0.0236	0.0296	0.0339	0.0389
Velocidad del líquido (U_l)	m/s	0.0082	0.0087	0.0088	0.0098 y 0.030	0.0098 y 0.030	0.010 y 0.030
Densidad de la partícula (ρ_s)	kg/m ³	2487	2487	2487	2487	2487	2487
Diámetro de la partícula (d_p)	m	0.003	0.003	0.003	0.003	0.003	0.003
Densidad del gas (ρ_g)	kg/m ³	0.83	0.84	0.85	0.87	0.88	0.89
Velocidad del gas (U_g)	m/s	0 – 0.078	0 – 0.067	0 – 0.061	0 – 0.064 y 0 – 0.076	0 – 0.076 y 0 – 0.073	0 – 0.058 y 0 – 0.076
Tensión superficial líquido (σ)	N/m	0.028185	0.029100	0.029710	0.031235	0.032150	0.033065
Grupos adimensionales							
No. Morton (M)	Adim.	6.28×10^{-3}	9.79×10^{-3}	1.32×10^{-4}	2.79×10^{-4}	4.40×10^{-4}	6.94×10^{-4}
No. Eötvös (E_o)	Adim.	2.76	2.68	2.63	2.51	2.44	2.38
No. Reynolds del líquido (Re_l)	Adim.	1.15	1.06	0.99	0.88 y 2.67	0.77 y 2.34	0.70 y 2.13
Razón de densidades (β_d)	Adim.	2.82	2.81	2.81	2.80	2.79	2.79
Razón de velocidades (β_U)	Adim.	0 – 9.524	0 – 7.738	0 – 6.845	0 – 6.548 y 0 – 2.549	0 – 7.738 y 0 – 2.451	0 – 5.655 y 0 – 2.451
Razón D_c/d_p	Adim.	33.33	33.33	33.33	33.33	33.33	33.33

4.3. Emparejamiento de grupos adimensionales

Dadas las condiciones de operación, regímenes de flujo y las propiedades físicas de los fluidos y de las partículas, para los prototipos, como los sistemas experimentales a igualar, se obtuvieron sus correspondientes grupos adimensionales para cada condición de operación. Con las propiedades físicas de los fluidos y de las partículas determinadas para los modelos, se hizo un esfuerzo para encontrar las condiciones de operación (*presión y temperatura*) y regímenes de flujo, que permiten obtener sus correspondientes grupos adimensionales y que numéricamente *igualen* hasta donde sea posible, a los reportados para los prototipos a las condiciones de operación seleccionadas.

En las Tablas 4.5 y 4.6 se muestra el resultado del emparejamiento de los grupos adimensionales de forma comparativa, para cada condición de operación seleccionada en los prototipos y sus correspondientes condiciones de operación obtenidas para los modelos. En la Tabla 4.5 se encuentran los emparejamientos del 1 al 4 correspondientes al *prototipo 1* y *modelo 1*, mientras que en la Tabla 4.6 se encuentran los emparejamientos del 5 al 10 correspondientes al *prototipo 2* y *modelo 2*.

Como se observa en la Tabla 4.5, los sistemas experimentales seleccionados no producen un perfecto emparejamiento de los grupos adimensionales. Sin embargo, se considera que los emparejamientos son aceptables, sobre todo dado que hay una incertidumbre considerable en las dimensiones precisas de las propiedades de los fluidos a las condiciones de operación de interés usadas en el *prototipo 1* y dado que todos los grupos adimensionales pueden variar por encima de muchos órdenes de magnitud en la práctica. Asimismo, puede observarse que la relación D_c/d_p es considerablemente diferente lo cual implícitamente afecta el emparejamiento de dichos grupos

adimensionales. Para el caso de los emparejamientos reportados en la Tabla 4.6, se puede apreciar que los grupos adimensionales tienen un mejor emparejamiento que los reportados en la Tabla 4.5, aunque estos tampoco llegan a ser completamente iguales.

Tabla 4.5. Emparejamiento de grupos adimensionales a varias condiciones de operación correspondientes al *prototipo 1* y *modelo 1*.

Grupos Adimensionales	Emparejamiento 1		Emparejamiento 2	
	Prototipo 1	Modelo 1	Prototipo 1	Modelo 1
	p = 1.80 MPa	p = 0.08 MPa	p = 3.5	p = 0.08 MPa
	T = 90 °C	T = 24 °C	T = 90 °C	T = 23 °C
No. Morton (M)	1.46×10^{-7}	1.44×10^{-7}	1.78×10^{-7}	2.07×10^{-7}
No. Eötvös (E_0)	0.3400	0.2617	0.3506	0.2603
No. Reynolds (Re_i)	0.56 y 1.04	0.56 y 1.04	1.07 y 1.55	1.07 y 1.55
Razón de densidades (β_d)	3.0158	2.9124	3.0026	2.9098
Razón de velocidades (β_U)	0 – 19.792 y 0 – 10	0 – 19.792 y 0 – 10	0 – 7.979 y 0 – 5.147	0 – 7.979 y 0 – 5.147
Razón: D_c/d_p	50.8	100	50.8	100

Grupos Adimensionales	Emparejamiento 3		Emparejamiento 4	
	Prototipo 1	Modelo 1	Prototipo 1	Modelo 1
	p = 7.24 MPa	p = 0.08 MPa	p = 14.18 MPa	p = 0.08 MPa
	T = 90 °C	T = 23 °C	T = 90 °C	T = 22 °C
No. Morton (M)	2.40×10^{-7}	2.07×10^{-7}	3.11×10^{-7}	3.04×10^{-7}
No. Eötvös (E_0)	0.3697	0.2603	0.3787	0.2589
No. Reynolds (Re_i)	0.56	0.56	0.87	0.87
Razón de densidades (β_d)	2.9768	2.9098	2.9407	2.9071
Razón de velocidades (β_U)	0 – 16	0 – 16	0 – 7.692	0 – 7.692
Razón: D_c/d_p	50.8	100	50.8	100

En general para todos los emparejamientos (del 1 al 10), los grupos adimensionales que si pudieron igualarse completamente, son el *número de Reynolds* del líquido (Re_i) y la razón de velocidades (β_U), lo que implica que los regímenes de flujo de forma adimensional para todos los casos, pudieron efectivamente emparejarse completamente.

A partir de los valores reportados en las Tablas 4.5 y 4.6 también se aprecia que la razón D_c/d_p no pudo emparejarse adecuadamente entre los sistemas experimentales (prototipos y modelos). Sin embargo, para que los resultados experimentales sean independientes del tamaño de la columna, y evitar así la *semejanza geométrica* estrictamente, el diámetro del lecho (D_c), debe ser mucho más grande que el diámetro de la partícula (d_p), es decir $d_p \ll D_c$, esto con el objeto de minimizar los efectos de pared. Un efecto similar al descrito anteriormente puede lograrse también en los sistemas donde el diámetro promedio de la burbuja es mucho muy pequeño que el diámetro del lecho, es decir cuando $d_b \ll D_c$, consecuentemente con esto se espera una variación radial pequeña, de tal forma que los efectos significativos de pared puedan evitarse. El régimen de burbujas dispersas que se caracteriza por la presencia de burbujas pequeñas con una distribución de tamaños relativamente uniforme (*Safoniuk et al., 1999*), nos permite entonces satisfacer la condición $d_b \ll D_c$.

Tabla 4.6. Emparejamiento de grupos adimensionales a varias condiciones de operación correspondientes al *prototipo 2* y *modelo 2*.

Grupos Adimensionales	Emparejamiento 5		Emparejamiento 6.	
	Prototipo 2	Modelo 2	Prototipo 2	Modelo 2
	p = 0.79 MPa T = 34 °C	p = 0.08 MPa T = 35 °C	p = 1.82 MPa T = 34 °C	p = 0.08 MPa T = 32 °C
No. Morton (M)	6.52×10^{-5}	6.28×10^{-5}	1.00×10^{-4}	9.79×10^{-5}
No. Eötvös (E_o)	2.68	2.76	2.77	2.68
No. Reynolds (Re_l)	1.15	1.15	1.06	1.06
Razón de densidades (β_d)	2.91	2.82	2.91	2.81
Razón de velocidades (β_U)	0 – 9.524	0 – 9.524	0 – 8.250	0 – 8.250
Razón: D_c/d_p	16.93	33.33	16.93	33.33

Grupos Adimensionales	Emparejamiento 7		Emparejamiento 8.	
	Prototipo 2	Modelo 2	Prototipo 2	Modelo 2
	p = 2.86 MPa T = 34 °C	p = 0.08 MPa T = 30 °C	p = 5.62 MPa T = 34 °C	p = 0.08 MPa T = 25 °C
No. Morton (M)	1.37×10^{-4}	1.32×10^{-4}	2.55×10^{-4}	2.79×10^{-4}
No. Eötvös (E_o)	2.79	2.63	2.84	2.51
No. Reynolds (Re_l)	9.94×10^{-1}	9.94×10^{-1}	8.79×10^{-1} y 2.67	8.79×10^{-1} y 2.67
Razón de densidades (β_d)	2.90	2.81	2.89	2.80
Razón de velocidades (β_U)	0 – 6.845	0 – 6.845	0 – 6.548 y 0 – 2.549	0 – 6.548 y 0 – 2.549
Razón: D_c/d_p	16.93	33.33	16.93	33.33

Grupos Adimensionales	Emparejamiento 9		Emparejamiento 10.	
	Prototipo 2	Modelo 2	Prototipo 2	Modelo 2
	p = 10.10 MPa T = 34 °C	p = 0.08 MPa T = 22 °C	p = 15.60 MPa T = 34 °C	p = 0.08 MPa T = 19 °C
No. Morton (M)	4.53×10^{-4}	4.40×10^{-4}	6.75×10^{-4}	6.94×10^{-4}
No. Eötvös (E_o)	2.77	2.44	2.65	2.38
No. Reynolds (Re_l)	7.70×10^{-1} y 2.34	7.70×10^{-1} y 2.34	7.02×10^{-1} y 2.13	7.02×10^{-1} y 2.13
Razón de densidades (β_d)	2.87	2.79	2.83	2.79
Razón de velocidades (β_U)	0 – 7.738 y 0 – 2.451	0 – 7.738 y 0 – 2.451	0 – 5.655 y 0 – 2.451	0 – 5.655 y 0 – 0.451
Razón: D_c/d_p	16.93	33.33	16.93	33.33

Para todos los valores de la razón D_c/d_p dados en las Tablas 4.5 y 4.6 (excepto los del *prototipo 2*), para los sistemas experimentales seleccionados, se cumple que $D_c > 20$, por lo que en todos los casos se minimizaron los efectos de pared. Por otra, parte se esperó que los sistemas experimentales operaran predominantemente bajo el régimen de flujo de burbujas dispersas, en particular el *prototipo 2*, relajando así también el requisito para que la relación D_c/d_p sea igualada y en consecuencia los efectos significativos de pared también pueden evitarse.

Las diferencias entre los cinco grupos adimensionales para todos los emparejamientos de la Tabla 4.5, se dan principalmente para el *número de Morton* (M), *número de Eötvös* (E_o) y razón de densidades (β_d). Estos grupos adimensionales están integrados principalmente por variables dimensionales que cuantifican las propiedades físicas tanto para los fluidos, como para las partículas. De aquí la complejidad de lograr un emparejamiento adecuado de tales grupos, ya que como se mencionó anteriormente, las propiedades de los fluidos dependen principalmente de las condiciones de operación a las cuales son sometidos. Consecuentemente, en el presente trabajo el factor limitante para el emparejamiento completo de estos tres grupos adimensionales fue

básicamente contar con un fluido líquido para el *modelo 1*, cuyas propiedades físicas a condiciones de operación en frío fueran semejantes a las del líquido del *prototipo 1* a condiciones de operación severas. A pesar de la situación anterior (ver la Tabla 4.5), se puede considerar que el emparejamiento de estos tres grupos adimensionales fue satisfactorio aunque no total, estas diferencias son del orden del 16.34%, 25.74% y 3.42%, para el número de *Morton* (M), número de *Eötvös* (E_o) y razón de densidades (β_d), respectivamente, lo cual permite establecer un criterio de semejanza dinámica suficiente, aunque incompleta, entre los sistemas emparejados.

Para el caso de los emparejamientos reportados de la Tabla 4.6, las diferencias entre los cinco grupos adimensionales son mínimas en comparación con los emparejamientos de la Tabla 4.5 y estas diferencias también se dan principalmente para el número de *Morton* (M), número de *Eötvös* (E_o) y razón de densidades (β_d), las cuales son del orden del 9.37%, 11.65% y 3.29%, respectivamente. La facilidad para emparejar hasta donde fue posible los grupos adimensionales del *prototipo 2*, radicó esencialmente en el hecho de que se pudo preparar un fluido líquido, a partir de una mezcla 95/5 %vol. de *GPP* y *GLP*, respectivamente, para el *modelo 2*, el cual presentó propiedades físicas a condiciones de operación en frío (principalmente en función de la temperatura), semejantes a las del líquido empleado en el *prototipo 2* a condiciones de operación severas. Es importante hacer notar que en general, como los modelos solo pueden operarse a presión atmosférica (0.08 MPa), las principales propiedades físicas del líquido (ρ_l , μ_l , σ) y del gas (ρ_g) pueden variarse dentro del sistema experimental manipulando la temperatura de operación de éste, a través del sistema de control de temperatura.

Las variables dimensionales U_l y U_g , son variables características que están íntimamente relacionadas con el flujo del líquido y del gas, respectivamente, y que no dependen de la temperatura ni de la presión, por lo que su valor numérico lleva a considerar el tipo de régimen de flujo dentro de cada sistema experimental. Estas variables se presentan exclusivamente en el *número de Reynolds* del líquido (Re_l) y en la razón de velocidades (β_U). Como se mencionó previamente, para estos dos grupos adimensionales se logró un emparejamiento completo en todos los casos estudiados, ya que a partir del emparejamiento de los grupos adimensionales se pudo deducir con relativa facilidad el valor de las variables U_l y U_g , que permitieron tal emparejamiento y que son necesarias para poder simular las condiciones de flujo de los prototipos.

Finalmente, se puede comentar que en los casos en donde la presión es muy alta, tanto que la densidad del gas es comparable con la densidad del líquido (tal como ocurre en los prototipos operados a alta presión), un sexto grupo adimensional ($\beta_{d_{ii}} = \rho_g/\rho_l$) debe agregarse a la lista anterior. Sin embargo, dentro de la operación de los modelos, la densidad del gas, ρ_g , es prácticamente despreciable con respecto a la densidad del líquido, ρ_l , y evidentemente el emparejamiento de este sexto grupo adimensional no puede lograrse a las condiciones de operación obtenidas para los modelos.

4.4. Medición de parámetros hidrodinámicos usando manómetros diferenciales

Como se puede ver en la Fig. 4.5, en el equipo experimental de lecho ebullente para simular la operación de sistemas experimentales a alta presión y alta temperatura, se colocaron 12 medidores manométricos diferenciales de presión a lo largo de la columna, para determinar los

perfiles de presión axial, estos se conectaron a las tomas de presión o puertos ubicados a varias distancias (9.5, 17.0, 24.5, 32.0, 39.5, 47.0, 54.5, 62.0, 69.5, 77.0, 84.5 y 92.0 cm) sobre el plato distribuidor. De esta forma se registran las caídas de presión a lo largo de la columna para cada corrida experimental llevada a cabo en los modelos.

Para cada evento experimental, se establecieron las siguientes variables: presión y temperatura de operación, diámetro de la columna, tipo de fluidos, tipo de sólidos, altura estática del lecho, velocidades de flujo de gas y líquido. Una vez alcanzado el estado estable en la corrida experimental (a las condiciones de operación obtenidas para los modelos), la temperatura del sistema se midió inmediatamente y se determinaron los perfiles de presión axial a partir de los valores registrados de las lecturas de los 12 manómetros antes mencionados.

Durante la operación de la planta de estudios hidrodinámicos los niveles de líquido de los manómetros diferenciales se encuentran en constante movimiento debido a las fluctuaciones de presión, por lo que la única forma de realizar la medición de los 12 niveles del líquido a un mismo instante es a través de una fotografía. Por lo anterior, debe colocarse una referencia física tal como una regla “T” graduada de plástico en la estructura metálica de la planta en donde se encuentran ubicados los tubos manométricos, de tal forma que los niveles de líquido se encuentren dentro de la escala de dicha regla antes de tomar la fotografía (ver Fig. 4.4). A continuación se describe brevemente el procedimiento de medición de las caídas de presión (Alonso *et al.*, 2002):

1. Iniciar el arranque de la planta y fijar las condiciones de operación así como las condiciones de flujo de gas y de líquido.
2. Para identificar el experimento, colocar un rótulo de papel que indique el líquido utilizado, la fecha, los flujos de gas y líquido; el tipo de partículas y la temperatura. De preferencia dicho rótulo debe estar a un lado de la regla y arriba de los niveles del líquido.
3. Mantener las condiciones de operación estables durante al menos 10 minutos (tiempo de estabilización).
4. Transcurrido el tiempo de estabilización, se toma una fotografía digital de los niveles del líquido, la regla y el rótulo (ver Fig. 4.6).
5. A continuación, se cambian las condiciones de operación ya sea el flujo de líquido y/o el flujo de gas, se espera nuevamente el tiempo de estabilización y se toma la fotografía. Así sucesivamente hasta haber tomado las fotografías necesarias para todas las condiciones de operación del experimento en cuestión.
6. Se descargan las fotografías en una computadora y se abre una a una con el software *Microsoft Photo Editor*.
7. Se hace un zoom para mejorar la visualización de los meniscos de líquido y la graduación de la regla.
8. Apoyándose con el botón de selección (recuadro con línea punteada) se traza un rectángulo cuya base coincida con la base del menisco y esté tan largo como sea necesario para que abarque la graduación de la regla. (ver Fig. 4.7).
9. Se toma la lectura de los 12 meniscos (en cm) y se tabulan en la bitácora correspondiente. Cada medición corresponde a una caída de presión a lo largo del lecho, la cual evidentemente depende de la ubicación de la toma de presión y de la expansión del lecho.



Figura 4.6. Fotografías de los niveles de líquido, la regla y el rótulo para: (a) Evento experimental llevado a cabo en el *modelo 1* y (b) Evento experimental llevado a cabo en el *modelo 2*.

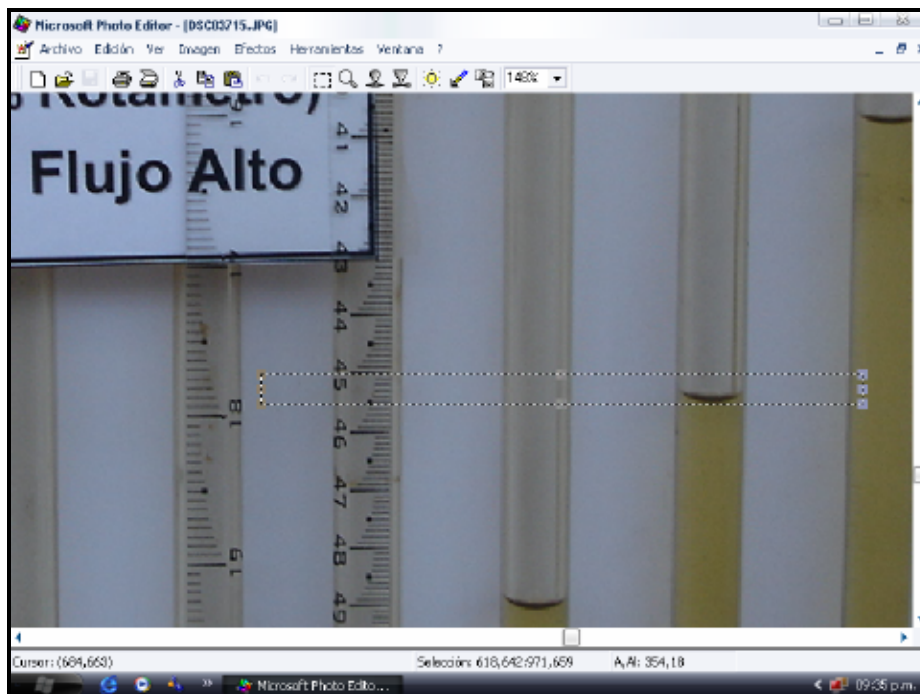


Figura 4.7. Zoom de una fotografía abierta en el *software Microsoft Photo Editor*.

Como se vió previamente en el Capítulo 2, los perfiles de presión axial, conjuntamente con las propiedades físicas del gas, líquido y sólidos, así como con la masa total de sólidos en el lecho permiten calcular los principales parámetros hidrodinámicos en la forma como se describe a continuación.

La *caída de presión total* en el sistema experimental de lecho ebullente (cuando el líquido alimentado es usado como líquido manométrico) está dada por la siguiente ecuación

$$\Delta p = \rho_1 g(H + \Delta h) \quad (4.1)$$

donde H es la altura efectiva del lecho expandido y Δh es la diferencia de nivel del líquido entre un tubo manométrico conectado en el fondo del lecho y un manómetro hipotético que estaría colocado en el límite del lecho fluidizado de tres fases, que es el nivel en donde comienza la región de dos fases libre de sólidos (*Epstein*, 1981).

En la Fig. 4.8 se muestra el esquema simplificado del equipo experimental de lecho ebullente, en el cual se indican los valores de la altura del lecho expandido (H) y la diferencia de nivel del líquido manométrico (Δh), variables que son necesarias para obtener la caída de presión total en el lecho ebullente a partir de la Ecn. (4.1). El valor de las variables H y Δh , es de suma importancia para determinar no solo las caídas de presión en el sistema experimental en operación, sino también para determinar el valor de los parámetros hidrodinámicos tales como la porosidad del lecho y la retención de fases, que son los principales parámetros hidrodinámicos a cuantificar en el presente trabajo de tesis. Además con el valor de la retención de fases, consecuentemente mediante un cálculo sencillo se puede determinar el valor del flux de arrastre del gas, como se verá en el Capítulo 5.

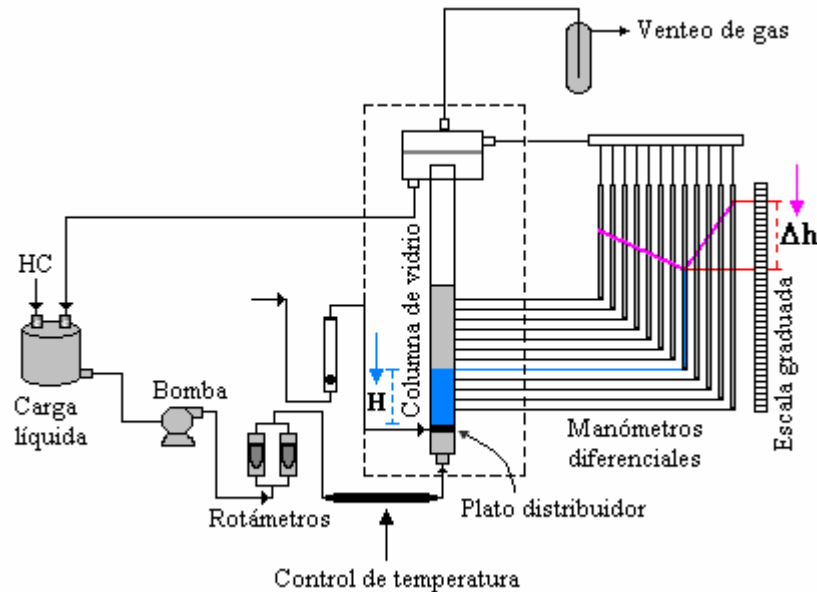


Figura 4.8. Esquema representativo de la medición de los valores de la altura del lecho expandido (H) y la diferencia de nivel del líquido manométrico (Δh) en el equipo experimental empleado para la operación de los modelos.

A partir de un ejemplo particular se expondrá la metodología empleada para determinar los valores de H y Δh . Para ejemplificar la metodología mencionada se utilizará la fotografía de la Fig. 4.6 (a), que corresponde a un experimento específico llevado a cabo a las condiciones de operación del *modelo 1*, mismas que son las siguientes:

- Presión: 0.08 MPa
- Temperatura: 24 °C ± 0.2 °C
- Velocidad superficial de líquido: 0.0029 cm/s
- Velocidad superficial de gas: 0.0581 cm/s

Estas condiciones de operación y de flujo, simulan correspondientemente (hasta donde es posible), las condiciones de operación y de flujo del evento experimental llevado a cabo y reportado para el *prototipo 1*, y que son:

- Presión: 1.8 MPa
- Temperatura: 90 °C ± 1 °C
- Velocidad superficial de líquido: 0.0024 cm/s
- Velocidad superficial de gas: 0.0475 cm/s

En la fotografía de la Fig. 4.6 (a) tomada de ejemplo, se observa de forma representativa mediante los niveles del líquido de los tubos manométricos y con la ayuda de las líneas trazadas en esta fotografía, tal como se muestra en la Fig. 4.9, la forma de los perfiles de las caídas de presión generadas verticalmente en la columna para este evento experimental. Asimismo, de la fotografía también se puede estimar la ubicación de la altura del lecho expandido, misma que corresponde a la intersección de ambas líneas rectas, como se puede ver en la Fig. 4.9. Así, la altura del lecho expandido se encuentra situada entre la toma de presión 5 y 6, es decir, entre 39.5 y 47 cm, respectivamente



Figura 4.9. Representación esquemática de la ubicación del límite del lecho fluidizado de tres fases, que permite ubicar la altura del lecho expandido (H), así como el valor correspondiente de Δh .

De forma más precisa, la altura del lecho expandido puede determinarse a partir de la intersección de las líneas de regresión lineal de los perfiles de presión de la región densa y la región diluida (Macchi *et al.*, 2001). Estas regresiones lineales pueden determinarse a partir de la lectura de la altura de los 12 meniscos correspondientes a cada tubo manométrico, en la fotografía tomada. Al resolver simultáneamente las ecuaciones lineales de estas regresiones determinadas, podemos establecer el valor preciso de la altura del lecho expandido (H).

Las lecturas de los 12 meniscos (en cm) correspondientes a cada tubo manométrico dependen de la ubicación (en cm) de cada toma de presión (9.5, 17.0, 24.5, 32.0, 39.5, 47.0, 54.5, 62.0, 69.5, 77.0, 84.5 y 92.0 cm) sobre el plato distribuidor. Si se denota como X al valor de la posición axial de cada toma de presión y como Y el valor correspondiente de la altura del líquido manométrico, estos pueden tabularse tal como se muestra en la Tabla 4.7. Es importante hacer notar que la altura manométrica del nivel del líquido se toma a partir de un sistema de referencia fijo ubicado en la estructura de la planta de estudios hidrodinámicos en donde se encuentran los tubos manométricos.

Tabla 4.7. Tabulación de las alturas manométricas correspondientes a las 12 tomas de presión para el evento experimental de la fotografía de la Fig. 4.6 (a).

Toma de presión	X (cm)	Y (cm)
1	9.5	170.3
2	17.0	164.4
3	24.5	159.2
4	32.0	154.4
5	39.5	150.9
6	47.0	149.2
7	54.5	149.0
8	62.0	149.6
9	69.5	150.4
10	77.0	150.9
11	84.5	152.2
12	92.0	152.7

A partir de estos valores se puede en efecto ver la dependencia que existe entre las alturas manométricas y la posición axial de cada toma. Con la ayuda del software *Origin 6.1*, se graficaron los valores de la Tabla 4.7, obteniéndose también las correspondientes regresiones lineales tanto para la región densa como para la región diluida, como puede observarse en la Fig. 4.10. La línea de regresión de pendiente negativa representa el perfil de las caídas de presión en la región de porosidad constante del lecho fluidizado de tres fases o región densa y la otra de pendiente positiva representa el perfil de las caídas de presión dentro de la región de dos fases libre de sólidos por encima del lecho o región diluida (Epstein, 1981).

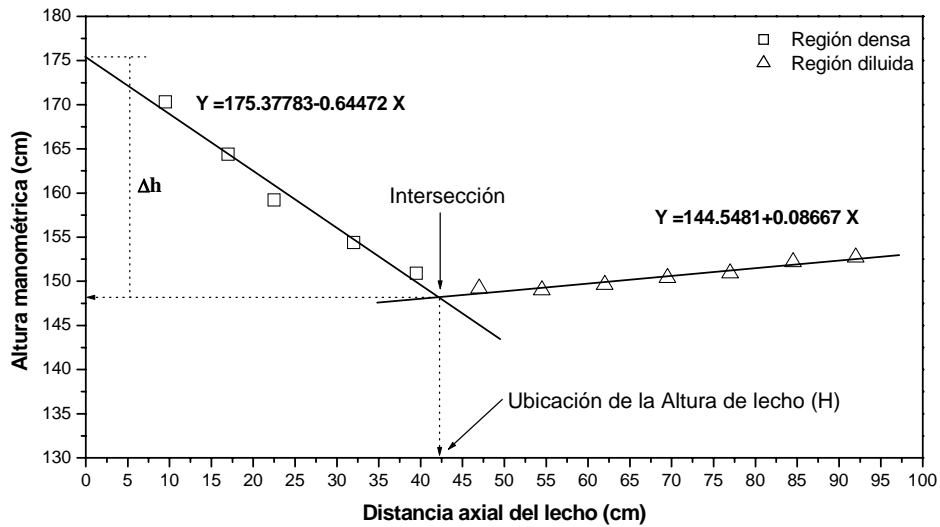


Figura 4.10. Variación de la altura manométrica con la distancia axial del lecho, correspondiente al *modelo 1*, a partir de los datos obtenidos de la fotografía de la Fig. 4.6 (a).

Las ecuaciones lineales de las regresiones obtenidas tanto para los perfiles de las caídas de presión de la región densa como de la región diluida se resuelven simultáneamente para obtener el punto de intersección de estas, el cual determina la ubicación de la altura del lecho expandido. Las ecuaciones lineales a resolver son las siguientes:

Para la región densa:

$$Y = 175.37783 - 0.64472X \quad (4.2)$$

Para la región diluida:

$$Y = 144.5481 + 0.08667X \quad (4.3)$$

La solución de resolver simultáneamente las Ecms. (4.2) y (4.3) corresponde a

$$X = 42.152244$$

$$Y = 148.20144$$

por lo que consecuentemente puede establecerse la ubicación de la altura del lecho expandido al valor

$$H = 42.152244 \text{ cm}$$

Ahora bien, para obtener el valor de la diferencia de nivel del líquido manométrico (Δh), se procede de la siguiente forma: A partir de la ecuación de regresión lineal de la región densa, $Y =$

$175.37783 - 0.64472X$, se obtiene el valor Y_0 , correspondiente al valor para $X = 0$, este punto determina la ubicación de un manómetro hipotético que estaría colocado exactamente en el fondo del lecho. De lo cual, $Y_0 = 175.37783$. Sea $Y_H = 148.20144$ el valor correspondiente al punto de intersección de las líneas de regresión, obtenido anteriormente. A partir de los valores de Y_0 y Y_H , se puede determinar la diferencia de nivel del líquido manométrico (Δh), mediante la siguiente relación

$$\Delta h = Y_0 - Y_H \quad (4.4)$$

Sustituyendo valores se tiene que

$$\Delta h = Y_0 - Y_H = 175.37783 - 148.20144 = 27.17639$$

De esta forma sencilla se determina la diferencia de nivel del líquido manométrico cuyo valor es de

$$\Delta h = 27.17639 \text{ cm}$$

Los valores obtenidos para la altura del lecho expandido ($H = 42.15 \text{ cm}$) y la diferencia de nivel del líquido manométrico ($\Delta h = 27.18 \text{ cm}$) corresponden específicamente al evento experimental de la fotografía de la Fig. 4.6 (a), como se ha dicho anteriormente.

Ahora bien aunque la *caída de presión total* no es un parámetro hidrodinámico que se analiza en el presente trabajo de tesis, este valor puede determinarse fácilmente si se sustituyen los valores obtenidos de H y Δh , en la Ecn. (4.1), conjuntamente con el valor de la *densidad del líquido* (ρ_l), a las condiciones de operación del evento experimental.

El valor de la densidad del líquido a las condiciones de operación del evento experimental es de:

$$\rho_l = 859.7827 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$$

Si se sustituyen los valores en la Ecn. (4.1) se obtiene que:

$$\Delta p = 859.7827 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \times 9.81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} (0.4215 \text{ m} + 0.2718 \text{ m})$$

$$\Delta p = 859.7827 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \times 9.81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} (0.4215 \text{ m} + 0.2718 \text{ m})$$

$$\Delta p = 5847.6168 \frac{\text{kg}}{\text{m} \cdot \text{s}^2} = 5847.6168 \frac{\text{N}}{\text{m}^2} = 5847.6168 \text{ Pa} = 0.0058476168 \text{ MPa}$$

Por lo que la caída de presión total en el instante tomado en la fotografía, para el evento experimental en cuestión tiene el siguiente valor:

$$\Delta p = 0.0058 \text{ MPa}$$

Como ya se mencionó los valores obtenidos para H y Δh , también son útiles para determinar otros parámetros hidrodinámicos tales como la porosidad del lecho y la retención de fases tal como se describe a continuación.

Como sabemos del Capítulo 3, en particular la fase F retenida (ϵ_F), se define como la fracción volumen del lecho ebullente ocupado por esta fase y puede calcularse mediante la expresión

$$\epsilon_F = \frac{\text{Volumen de la fase F}}{\text{Volumen total del lecho ebullente}} \quad (4.5)$$

Conforme a esta ecuación las fases retenidas individuales están interrelacionadas por

$$\epsilon_g + \epsilon_l + \epsilon_s = 1 \quad (4.6)$$

De la Ecn. (4.5) y con respecto a la densidad de sólidos, ρ_s , la retención de sólidos, ϵ_s , esta dada por

$$\epsilon_s = 1 - \epsilon = \frac{W_s / \rho_s}{AH} \quad (4.7)$$

donde ϵ es la porosidad del lecho, A es el área de sección transversal de la columna y W_s la masa total de sólidos dentro del lecho.

Por otra parte asumiendo la configuración del equipo experimental mostrado en la Fig. 4.5, el *gradiente de presión axial total* a cualquier nivel del lecho es el peso del lecho por unidad de volumen a ese nivel, por lo tanto

$$-\frac{dp}{dz} = (\epsilon_s \rho_s + \epsilon_l \rho_l + \epsilon_g \rho_g) g \quad (4.8)$$

y la *caída de presión total* a través de la altura H del lecho, asumiendo valores promedio para las retenciones de las tres fases, está dada por

$$\Delta p = (\epsilon_s \rho_s + \epsilon_l \rho_l + \epsilon_g \rho_g) g H \quad (4.9)$$

Cuando ϵ_l de la Ecn. (4.6) se sustituye en la Ecn. (4.9), se obtiene la siguiente expresión para la retención de gas

$$\varepsilon_g = \frac{\frac{\Delta p}{gH} - \varepsilon_s(\rho_s - \rho_l) - \rho_l}{\rho_g - \rho_l} \quad (4.10)$$

en la cual ρ_g generalmente se desprecia con relación a ρ_l , entonces, substituyendo la Ecn. (4.1) dada al inicio, en la Ecn. (4.10) se obtiene

$$\varepsilon_g \approx \varepsilon_s \left(\frac{\rho_s}{\rho_l} - 1 \right) - \frac{\Delta h}{H} \quad (4.11)$$

De la Ecn. (4.11), conociendo la retención de sólidos, la densidad del líquido y la densidad del sólido, y determinando los valores correspondientes para H y Δh , se puede determinar la retención de gas (ε_g).

Continuando con los valores obtenidos para la altura del lecho expandido ($H = 42.15$ cm) y la diferencia de nivel del líquido manométrico ($\Delta h = 27.18$ cm) del ejemplo específico descrito anteriormente a las condiciones de operación del evento experimental mostrado en la Fig. 4.6 (a), puede determinarse ahora la porosidad y la retención de fases.

Las propiedades físicas de los fluidos y de las partículas a la condiciones de operación del evento experimental en cuestión, así como las características físicas de la columna empleada son:

- Densidad del gas (ρ_g): 0.8732 kg/m^3
- Densidad del líquido (ρ_l): 859.7827 kg/m^3
- Densidad de sólidos (ρ_s): 2504 kg/m^3
- Masa de sólidos (W_s): 3.687 kg
- Área transversal de la columna (A): 0.007853 m^2

Para determinar la retención de sólidos y la porosidad del lecho se substituyen los valores correspondientes en la Ecn. (4.7), de la cual se obtiene que

$$\varepsilon_s = 1 - \varepsilon = \frac{(3.687 \text{ kg}) / (2504 \text{ kg/m}^3)}{(0.007853 \text{ m}^2)(0.421522 \text{ m})} = 0.4448$$

De esta forma la retención de sólidos determinada es igual a 0.4448, mientras que la porosidad del lecho es de 0.5552.

Para determinar la retención de gas se emplea la Ecn. (4.11), y substituyendo los valores adecuados en esta, se tiene que

$$\varepsilon_g \approx 0.4448 \left(\frac{2504 \text{ kg/m}^3}{859.7827 \text{ kg/m}^3} - 1 \right) - \frac{0.2718 \text{ m}}{0.4215 \text{ m}} = 0.2058$$

por lo cual el valor determinado de la retención de gas es de aproximadamente 0.2058.

Finalmente, a partir de la Ecn. (4.6), se puede obtener mediante simples diferencias la retención de líquido, de tal forma que

$$\varepsilon_l = 1 - \varepsilon_g - \varepsilon_s = 1 - 0.2058 - 0.4448 = 0.2694$$

con lo cual también se ha podido determinar así la retención de líquido cuyo valor es de aproximadamente 0.2694.

Para concretar el ejemplo a continuación se presenta un resumen de los resultados específicos obtenidos a las condiciones de operación para el evento experimental tomado como ejemplo de la fotografía mostrada en la Fig. 4.6 (a).

Esta sencilla metodología permite determinar en nuestros modelos, los principales parámetros hidrodinámicos a partir de las fotografías tomadas para cada evento experimental.

Tabla 4.8. Parámetros hidrodinámicos correspondientes al evento experimental de la fotografía mostrada en la Fig. 4.6 (a).

Condiciones de operación		Condiciones de flujo		Parámetros hidrodinámicos			
Presión (MPa)	Temperatura (°C)	Velocidad superficial del gas (m/s)	Velocidad superficial del líquido (m/s)	Porosidad (Adim.)	Retención de gas (Adim.)	Retención de líquido (Adim.)	Retención de sólidos (Adim.)
0.08	24	0.0581	0.0029	0.5552	0.2058	0.2694	0.4448

En las Figs. 4.11 (a), 4.11 (b), 4.11 (c) y 4.11 (d), se muestran las graficas de porosidad del lecho, retención de gas, retención de líquido y retención de sólidos, respectivamente, contra el *número de Reynolds* del gas, Re_g , (el producto de Re_l y β_U), para un valor dado del *número de Reynolds* del líquido, Re_l . En estas mismas gráficas se señalan mediante una flecha vertical, los valores correspondientes a los parámetros hidrodinámicos reportados en la Tabla 4.8, para el evento experimental tomado de ejemplo. Evidentemente, cada punto reportado en las gráficas representa un evento experimental a las condiciones de operación y de flujo, estos valores fueron obtenidos también mediante la metodología presentada anteriormente.

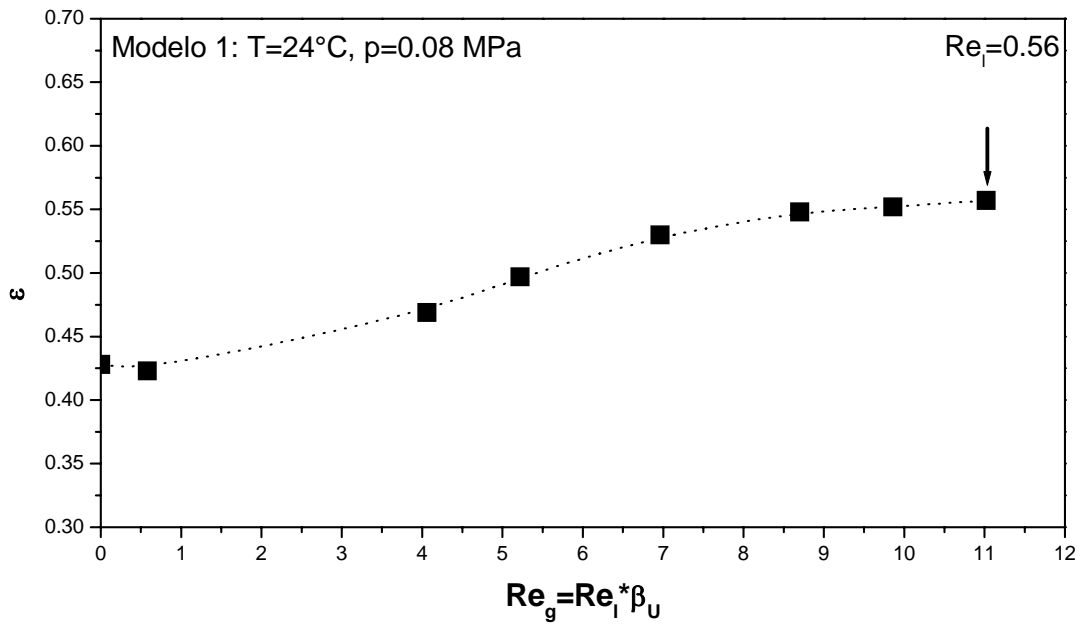


Figura 4.11 (a). Porosidad del lecho (ε) versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) a $Re_l = 0.56$.

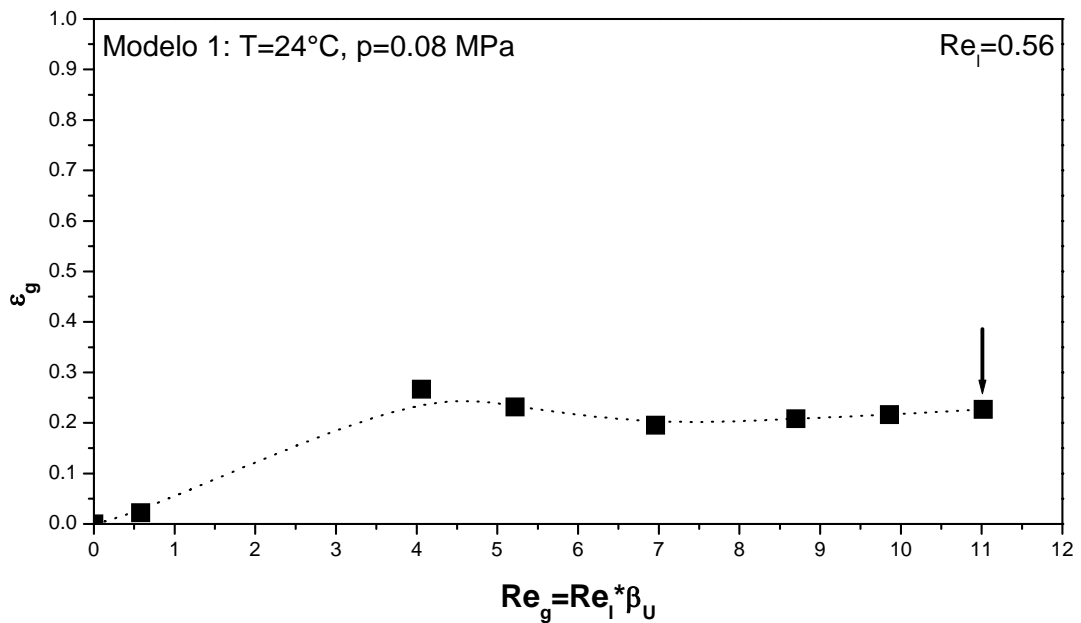


Figura 4.11 (b). Retención de gas (ε_g) versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) a $Re_l = 0.56$.

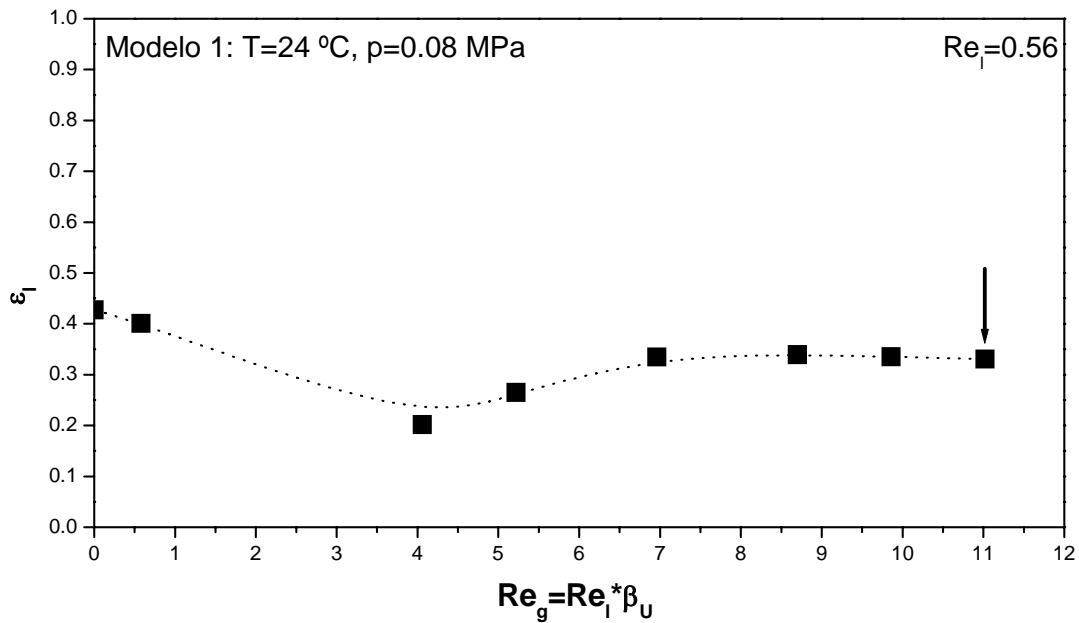


Figura 4.11 (c). Retención de líquido (ϵ_l) versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) a $Re_l = 0.56$.

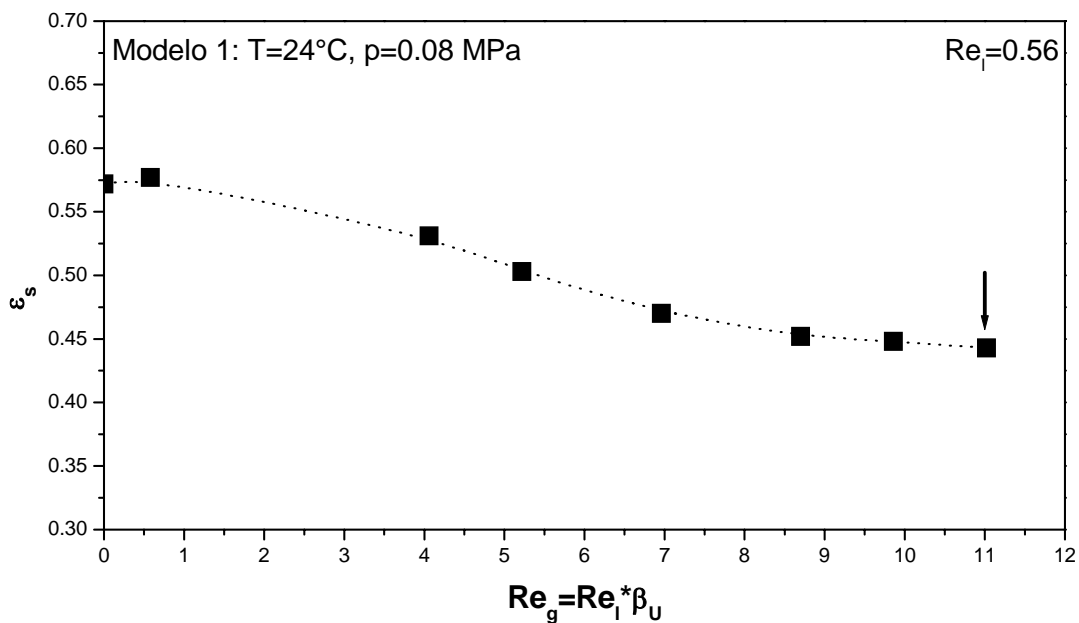


Figura 4.11 (d). Retención de sólidos (ϵ_s) versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) a $Re_l = 0.56$.

En resumen, a partir de la literatura se seleccionaron dos sistemas experimentales operados a alta presión y alta temperatura los cuales para fines prácticos se denotaron como prototipos. Según la teoría del análisis dimensional y la similitud dinámica, es posible simular las condiciones de operación de estos prototipos, mediante una selección adecuada de modelos experimentales operados a presión atmosférica y temperaturas cercanas a la ambiente. La selección de los modelos experimentales se hace con ayuda del emparejamiento de cinco grupos adimensionales obtenidos al aplicar el *Teorema Pi de Buckingham* a un conjunto de variables que inciden en la hidrodinámica de los sistemas de lecho ebullente tal como se vió en el Capítulo 3. Los cinco grupos adimensionales obtenidos en los prototipos para cada condición de operación y de flujo seleccionada, deben igualarse con los grupos correspondientes derivados en los modelos. Estos emparejamientos efectuados, establecen consecuentemente las condiciones de operación y de flujo en los modelos que permiten simular las respectivas condiciones de operación y de flujo a las condiciones de los prototipos. Una vez obtenidas las condiciones de operación y de flujo en los modelos, se procede a llevar a cabo los eventos o corridas experimentales en éstos, mismos que permiten simular la operación de dichos prototipos. Cada evento o corrida experimental en los modelos simula una condición de operación y de flujo en los prototipos. Como objetivo de estas corridas experimentales se determinan los parámetros hidrodinámicos principales (porosidad del lecho y retención de fases) en los modelos con base en la metodología expuesta, estos parámetros obtenidos pueden compararse con los parámetros hidrodinámicos correspondientes en los prototipos. La comparación de estos parámetros hidrodinámicos permite ver el efecto de simular las condiciones de operación y de flujo de los sistemas de alta presión y alta temperatura, con sistemas operados a nivel laboratorio a presión atmosférica y temperaturas cercanas a la ambiente, como se verá en el Capítulo 5.

Capítulo 5

Resultados experimentales y discusión

En este capítulo se realiza la presentación, análisis, interpretación y discusión de los resultados obtenidos experimentalmente, para los principales parámetros hidrodinámicos en un sistema de lecho ebullente de tres fases operado a presión atmosférica y temperaturas cercanas a la ambiente, y que se comparan con sus similares obtenidos de sistemas operados a alta presión y alta temperatura mediante la teoría del análisis dimensional y la similitud dinámica, a partir del emparejamiento de cinco grupos adimensionales tanto para los prototipos como para los modelos definidos en el Capítulo 4. En base a los resultados obtenidos, se puede exhibir mediante la comparación de parámetros, el grado o nivel de semejanza hidrodinámica obtenido para cada emparejamiento. Por último se sugiere un cierto comportamiento natural de los sistemas en cuestión y se definen algunas de las influencias originadas.

5.1. Porosidad del lecho y retención de fases

Existen pocos grupos de investigación que se han aventurado a estudiar el comportamiento hidrodinámico de los sistemas de lecho ebullente empleando la teoría del análisis dimensional y la similitud dinámica, dentro de los que se pueden mencionar a *Safoniuk et al. (1999)*, *Macchi et al. (2001)* y *McKnigth et al. (2003)*. Más aún, prácticamente no existen trabajos publicados en la literatura abierta referentes al escalamiento de las propiedades hidrodinámicas de los sistemas fluidizados de tres fases operados a alta presión y alta temperatura, debido esencialmente a que para cualquier estudio de escalamiento, una condición necesaria, es la de obtener datos a escala industrial exactos con los cuales poder comparar los resultados de laboratorio. Sin embargo, cuando hay datos industriales disponibles, su exactitud normalmente está limitada por las dificultades de obtener mediciones en las unidades operadas a alta presión y alta temperatura.

Como una alternativa económica y para continuar con los estudios realizados por los investigadores antes citados, en el presente trabajo de investigación, se planteó la tarea de aprovechar la información disponible, desde el punto de vista hidrodinámico, para los sistemas de lecho fluidizado operados a alta presión y alta temperatura (prototipos), que se encuentra publicada en la literatura abierta, con lo cual se pudo evitar la problemática de disponer de datos exactos a escala industrial. Así, con la ayuda de esta información, se puede aplicar la teoría del análisis dimensional y la similitud dinámica, de tal forma que conjuntamente con la selección adecuada de sistemas experimentales a nivel laboratorio (modelos a presión atmosférica y temperatura ambiente) se puede simular la operación de los sistemas de lecho ebullente a alta presión y alta temperatura. Con la operación de los sistemas a nivel laboratorio, en éstos, es posible obtener simultáneamente los principales parámetros hidrodinámicos, tal como se vió en el Capítulo 4, y compararlos así con los resultados disponibles para los sistemas correspondientes operados a alta presión y alta temperatura.

En las secciones siguientes, se presenta la comparación de resultados para los principales parámetros hidrodinámicos (*porosidad del lecho, retención de sólidos, retención de gas y*

retención de líquido, además del *flux de arrastre del gas*), entre ambos sistemas experimentales (prototipos y modelos), para cada emparejamiento mostrado en las Tablas 4.5 y 4.6. Sin embargo, en algunos casos para los emparejamientos en cuestión, no fue posible contrastar resultados de retención de gas, retención de líquido y consecuentemente del flux de arrastre del gas, debido a que no se pudo disponer de tales resultados para efectos de comparación.

Los resultados disponibles de los principales parámetros hidrodinámicos, para estos sistemas se exponen simultáneamente a las mismas condiciones de flujo (*adimensionales*), pero a diferentes condiciones de operación (*presión y temperatura*). Para el caso de los emparejamientos presentados en la Tabla 4.5, solo se comparan resultados entre ambos sistemas experimentales, para la porosidad del lecho (ϵ) o equivalentemente para la retención de sólidos (ϵ_s), debido a que desafortunadamente en el trabajo de investigación realizado por *Jiang et al. (1997)*, y del cual seleccionamos la información necesaria para definir el *prototipo 1*, no se reportan resultados para la retención de gas y de líquido. Con respecto a los emparejamientos de la Tabla 4.6, relativos al trabajo experimental llevado a cabo por *Luo et al. (1997a)*, y de donde se seleccionó el *prototipo 2*, es posible comparar resultados para los principales parámetros hidrodinámicos, a excepción del emparejamiento 6 en donde solo se comparan resultados para la porosidad del lecho o bien para la retención de sólidos.

Es importante hacer notar que a partir de la operación de los sistemas experimentales (prototipos y modelos) a las condiciones dadas para cada emparejamiento reportado en las Tablas 4.5 y 4.6, es posible determinar simultáneamente los principales parámetros hidrodinámicos para cada corrida o evento experimental. Para el caso particular de los modelos, la determinación de los principales parámetros hidrodinámicos (*porosidad del lecho y retención de fases*), se expuso en el Capítulo 4. Debido a que tanto la porosidad del lecho como las retenciones de fases se obtuvieron simultáneamente a una misma condición de operación y de flujo en cada emparejamiento, en la presentación de resultados siguiente, para cada parámetro hidrodinámico analizado, la descripción de sus respectivas condiciones de operación se detallan exclusivamente sólo para el caso de la porosidad y fenómeno de contracción del lecho, dando por entendido que esta descripción es exactamente igual para los restantes parámetros hidrodinámicos obtenidos a las mismas condiciones de operación y de flujo, y que se presentan posteriormente.

5.1.1. Porosidad y fenómeno de contracción del lecho

5.1.1.1. Prototipo 1 y modelo 1

En primer lugar se presentan para el *prototipo 1* y el *modelo 1*, los resultados de porosidad del lecho, además de que se exhibe el fenómeno de contracción cuando éste se presente. En las Figs. 5.1 – 5.4, se muestra graficada para ambos sistemas experimentales, la porosidad del lecho (ϵ) contra el *número de Reynolds* del gas, Re_g , (el producto de Re_l y β_U), para un valor dado del *número de Reynolds* del líquido, Re_l , a las condiciones de operación dadas para los emparejamientos presentados en las Tablas 4.5. En cada gráfica presentada se indican tanto las condiciones de operación y de flujo a que se sometieron ambos sistemas experimentales. En estas gráficas, y en las correspondientes a los emparejamientos de la Tabla 4.6, los puntos circulares vacíos representan a los prototipos, mientras que los puntos cuadrados sólidos representan a los modelos, además se indica mediante una flecha vertical, el fenómeno de contracción del lecho cuando lo hay.

Los resultados de la porosidad del lecho para el caso del emparejamiento 1, se presentan a dos condiciones de flujo adimensionales diferentes. En la situación mostrada en la Fig. 5.1 (a) se observa que para las condiciones de operación presentadas tanto para el *prototipo 1* como para el *modelo 1*, y para las mismas condiciones de flujo adimensionales ($Re_l = 0.56$ y $0 \leq Re_g \leq 11.02$), solo en el *modelo 1* es posible observar el fenómeno de contracción del lecho. Con relación a la operación del *prototipo 1*, se fijó una velocidad superficial del líquido de $U_l = 0.0024$ m/s, lo que implica operar a un $Re_l = 0.56$, y se trabajó a velocidades superficiales del gas desde 0 a 0.0475 m/s, lo que significó operar con un Re_g en el intervalo $0 \leq Re_g \leq 11.02$, mientras que para el caso de la operación del *modelo 1*, se fijó la velocidad superficial del líquido en $U_l = 0.0029$ m/s, y consecuentemente se operó a un $Re_l = 0.56$, trabajándose con velocidades superficiales del gas desde 0 a 0.0581 m/s, en consecuencia teniéndose un Re_g tal que $0 \leq Re_g \leq 11.02$. Bajo las condiciones de operación y de flujo presentadas en la gráfica de la Fig. 5.1 (a) se aprecia que la porosidad del lecho para el caso del *modelo 1* es significativamente mayor que la del *prototipo 1*. La contracción del lecho para el *modelo 1* sucede a las condiciones de flujo de $Re_l = 0.56$ ($U_l = 0.0029$ m/s) y $Re_g = 0.58$ ($U_g = 0.0031$ m/s).

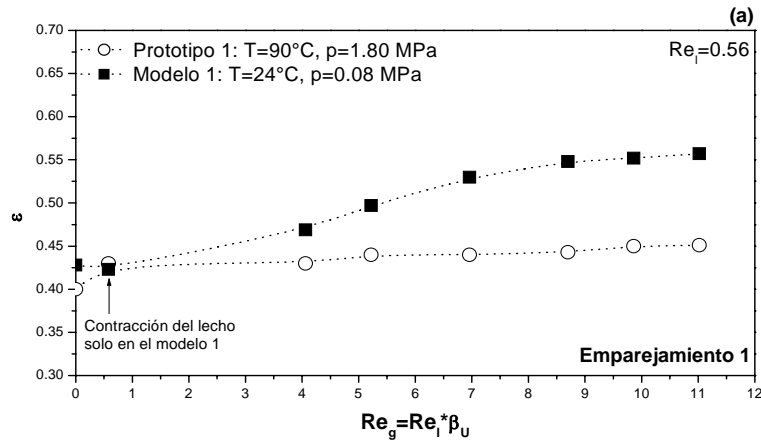


Figura 5.1 (a). Porosidad del lecho (ϵ) versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) correspondiente al emparejamiento 1, para $Re_l = 0.56$.

Algo similar a lo descrito anteriormente, se presenta para el caso mostrado en la Fig. 5.1 (b). Aquí el *prototipo 1* se operó a una velocidad superficial del líquido de $U_l = 0.0045$ m/s ($Re_l = 1.04$) y velocidades superficiales del gas en el intervalo de 0 a 0.0450 m/s, lo que implica que el Re_g está dentro del intervalo $0 \leq Re_g \leq 10.44$. Para el caso del *modelo 1* se tiene que la velocidad superficial del líquido se fijó en un valor de $U_l = 0.0055$ m/s ($Re_l = 1.04$), mientras que la velocidad superficial del gas estuvo dentro del intervalo de operación de 0 a 0.0550 m/s, lo que significa trabajar con un Re_g dentro del intervalo $0 \leq Re_g \leq 10.44$. Bajo estas condiciones de flujo descritas, y a las condiciones de operación presentadas, se observa a partir de la Fig. 5.1 (b), que la porosidad del lecho en el *modelo 1*, es siempre mayor que la del *prototipo 1*. Además también se puede distinguir claramente el fenómeno de contracción del lecho para ambos sistemas experimentales, el cual ocurre para el *prototipo 1*, a las condiciones de flujo adimensionales de $Re_l = 1.04$ y $Re_g = 2.90$, esto es posible cuando este prototipo se opera a una velocidad superficial del líquido de $U_l = 0.0045$ m/s y una velocidad superficial para el gas de $U_g = 0.0125$ m/s. Para el

modelo 1 la contracción del lecho ocurre a las condiciones de flujo adimensionales de $Re_l = 1.04$ y $Re_g = 0.58$, lo que significa que el *modelo 2* se encontraba operando a una velocidad superficial del líquido de $U_l = 0.0055$ m/s y una velocidad superficial del gas de $U_g = 0.0031$ m/s.

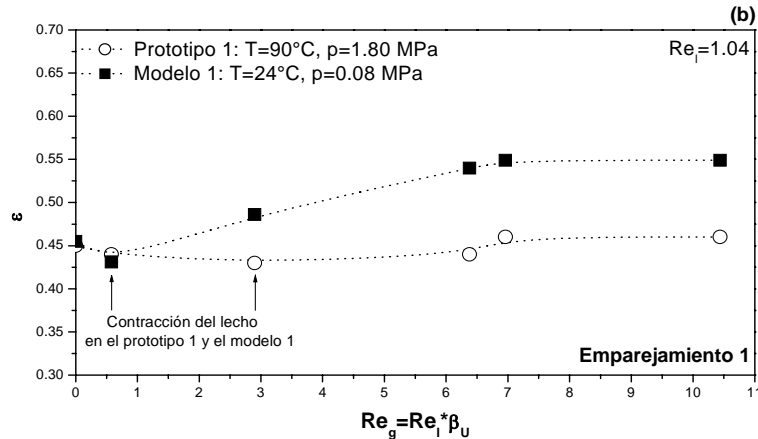


Figura 5.1 (b). Porosidad del lecho (ϵ) versus número de Reynolds del gas (Re_g) correspondiente al emparejamiento 1, para $Re_l = 1.04$.

En las Figs. 5.2 (a) y 5.2 (b), se observan los resultados correspondientes al emparejamiento 2, en estas gráficas como en todas las demás, se encuentran indicadas tanto las condiciones de operación y de flujo a que fueron sometidos ambos sistemas experimentales. Para el caso de este emparejamiento, también se presentan los resultados de porosidad del lecho, a dos condiciones de flujo adimensionales diferentes. Para el caso de los resultados presentados en la Fig. 5.2 (a), cuando el *prototipo 1* se opera a un $Re_l = 1.07$ ($U_l = 0.0047$ m/s), se puede ver señalado mediante una flecha vertical, el fenómeno de contracción del lecho, mientras que para el caso del *modelo 1*, cuando el régimen de flujo adimensional es tal que tenemos un $Re_l = 1.07$ ($U_l = 0.0062$ m/s), no se observa este fenómeno. A partir de esta misma gráfica se tiene que, cuando ambos sistemas experimentales se operan a las mismas condiciones de flujo adimensionales, es decir al mismo $Re_l = 1.07$, y para los mismos valores del Re_g , en el intervalo $0 \leq Re_g \leq 8.56$, se aprecia claramente que los valores de la porosidad del lecho en el *modelo 1* siempre están por arriba de los valores correspondientes al *prototipo 1*. Se observa algo similar en la figura Fig. 5.2 (b), en donde para el mismo valor del Reynolds del líquido ($Re_l = 1.55$), y para los mismos valores del Re_g , dentro del intervalo de operación $0 \leq Re_g \leq 7.99$, la porosidad del lecho es mayor en el caso del *modelo 1*. En la Fig. 5.2 (b), para el *prototipo 1* operado a las condiciones de flujo de $Re_l = 1.55$ ($U_l = 0.0068$ m/s) y de $Re_g = 1.14$ ($U_g = 0.0050$ m/s), se puede apreciar una ligera contracción del lecho, de igual forma para el *modelo 1*, cuando este es operado a un $Re_l = 1.55$ ($U_l = 0.0090$ m/s) y un $Re_g = 1.14$ ($U_g = 0.0066$ m/s), se observa también una ligera contracción del lecho.

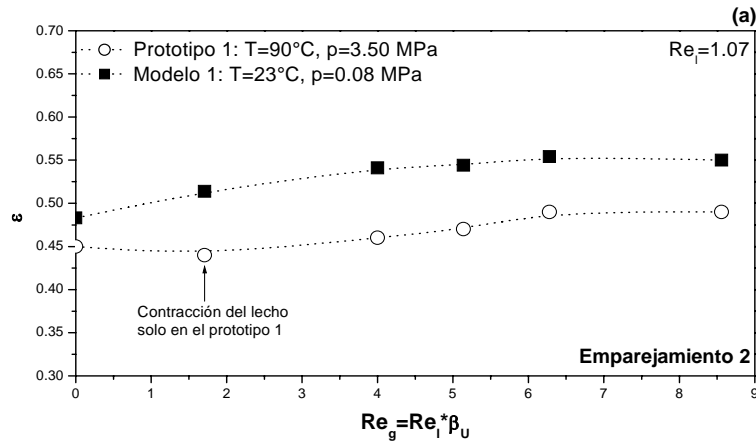


Figura 5.2 (a). Porosidad del lecho (ϵ) versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) correspondiente al emparejamiento 2, para $Re_1 = 1.07$.

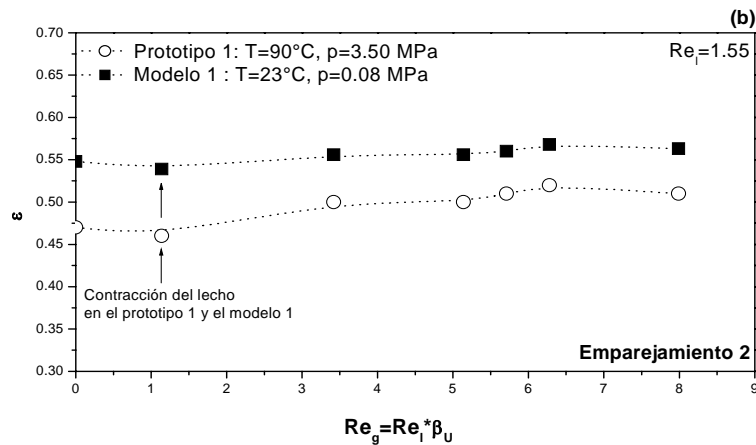


Figura 5.2 (b). Porosidad del lecho (ϵ) versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) correspondiente al emparejamiento 2, para $Re_1 = 1.55$.

Los resultados de porosidad correspondientes al emparejamiento 3, se presentan en la Fig. 5.3, en donde para las condiciones de operación y de flujo adimensionales indicadas, la porosidad del lecho en el *modelo 1* nuevamente es en general mayor que la del *prototipo 1*, además de que el fenómeno de contracción del lecho sólo se presentó para el *modelo 1* a las condiciones de flujo adimensionales de $Re_1 = 0.56$ y $Re_g = 1.69$, esto significa que el *modelo 1* se encontraba operando a una velocidad superficial del líquido de $U_l = 0.0033$ m/s y de gas de $U_g = 0.0098$ m/s. Para este emparejamiento, el *prototipo 1* se operó a velocidades superficiales del gas dentro del intervalo de 0 a 0.0400 m/s mientras que el *modelo 2* se operó a velocidades superficiales del gas dentro del intervalo de 0 a 0.0522 m/s. Lo anterior implica que ambos sistemas experimentales se trabajaron en un régimen de flujo adimensional en el cual se tiene que el $Re_1 = 0.56$ y el Re_g se encuentra en el intervalo $0 \leq Re_g \leq 9.0$. Además de esta misma figura se puede apreciar que para los mismos valores del Re_g en ambos sistemas experimentales, cuando se esta operando en el

intervalo $0 \leq Re_g < 2.81$, la porosidad del lecho en promedio es prácticamente igual tanto para el *prototipo 1* como para el *modelo 1*, sin embargo, cuando se opera a valores para el Re_g , dentro del intervalo $2.81 \leq Re_g \leq 9.00$ aproximadamente, al mismo $Re_l = 0.56$, la porosidad del lecho es siempre mayor en el *modelo 1*, tal como se ha venido presentando en los demás emparejamientos anteriormente descritos.

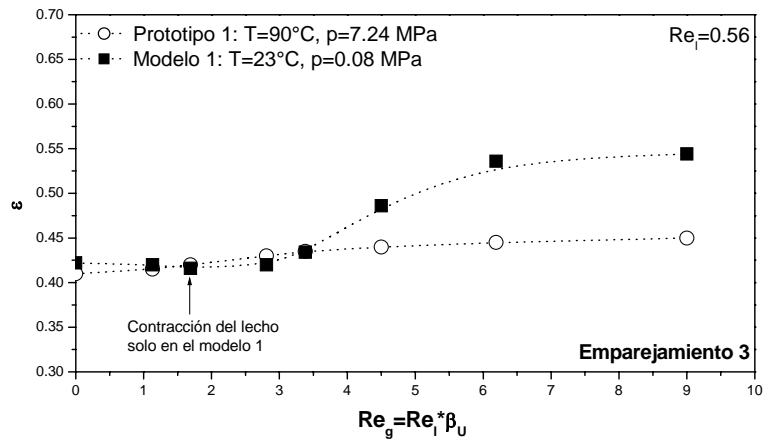


Figura 5.3. Porosidad del lecho (ϵ) versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) correspondiente al emparejamiento 3, para $Re_l = 0.56$.

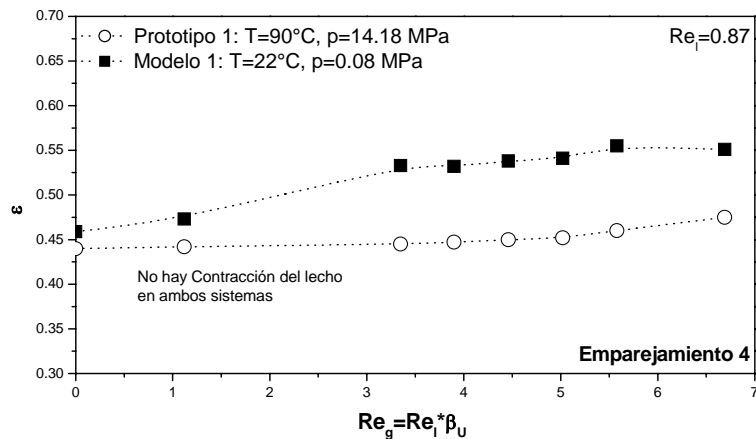


Figura 5.4. Porosidad del lecho (ϵ) versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) correspondiente al emparejamiento 4, para $Re_l = 0.87$.

Finalmente, en la Fig. 5.4 se presentan los resultados para el emparejamiento 4 a las condiciones de operación y de flujo mostradas en la propia gráfica. En este caso se puede observar nuevamente que en efecto la porosidad del lecho en el *modelo 1*, es siempre mayor que la porosidad en el *prototipo 1*. Para la obtención de estos resultados, el *prototipo 1* y el *modelo 2* fueron operados a velocidades superficiales del líquido de $U_l = 0.0039$ m/s ($Re_l = 0.87$) y $U_l = 0.0056$ m/s ($Re_l = 0.87$), con velocidades superficiales del gas en el intervalo de 0 a 0.0300 m/s (0

$\leq Re_g \leq 6.69$) y de 0 a 0.0428 m/s ($0 \leq Re_g \leq 6.69$), respectivamente. A estas condiciones de operación y de flujo, se encuentra a la vez que para ambos sistemas experimentales, no se presentó el fenómeno de contracción del lecho.

A partir de los emparejamientos presentados en las gráficas de las Figs. 5.1 – 5.4, se puede observar que en general la porosidad del lecho es más alta para el *modelo 1* sobre todo a Re_g altos (un valor promedio de la porosidad para el *modelo 1* es de 0.510, mientras que para el *prototipo 1* es de 0.453). Las diferencias que existen entre las tendencias de porosidad del lecho y la divergencia entre estos valores presentados simultáneamente con respecto a los aumentos del Re_g , para el *prototipo 1* y *modelo 1*, pueden atribuirse principalmente a una alta proporción de coalescencia de las burbujas, o bien posiblemente al efecto presente de la densidad, viscosidad dinámica y tensión superficial de la fase líquida sobre la porosidad del lecho, en el *modelo 1*, esto último tal vez como resultado de no haber podido lograr un emparejamiento completo de todos los grupos adimensionales, principalmente en el caso del *número de Morton* (M) y el *número de Eötvös* (E_o).

En la Tabla 5.1, se pueden ver las propiedades físicas de la fase fluida (*densidad, viscosidad dinámica y tensión superficial*) para ambos sistemas experimentales, a las condiciones de operación dadas para los emparejamientos de la Tabla 4.5, en esta misma tabla se presentan además los principales grupos adimensionales que no fueron emparejados completamente (*número de Morton* (M) y *número de Eötvös* (E_o)). De los valores reportados en la Tabla 5.1, se puede apreciar que las propiedades físicas (*densidad, viscosidad dinámica y tensión superficial*) para la fase fluida empleada en el *modelo 1*, en general tienen un valor mayor que las propiedades físicas de la fase fluida empleada en el *prototipo 1*, a las condiciones de operación reportadas. Mientras que por otra parte, en general, el valor numérico de los principales grupos adimensionales (M y E_o) no emparejados completamente, para estas mismas condiciones de operación, tiene un valor mayor para el caso del *prototipo 1*.

Por otra parte, en las Figs. 5.5 y 5.6 se presentan la porosidad del lecho para el *prototipo 1* y *modelo 1* en función del Re_g , respectivamente, a las condiciones de operación mostradas en la Tabla 4.5. Para el *prototipo 1* se observa el comportamiento de la porosidad del lecho con respecto al incremento de la presión y a la variación del Re_l , mientras que para el *modelo 1* se puede observar el comportamiento de la porosidad del lecho con respecto a la temperatura y a la variación del Re_l , principalmente. A pesar de la divergencia entre los valores de porosidad presentados simultáneamente con respecto a los aumentos de Re_g , para el *prototipo 1* y *modelo 1*, los resultados obtenidos para cada sistema experimental por separado, están de acuerdo completamente con lo observado por otros investigadores. Particularmente *Jiang et al.* (1997), han observado que en sistemas de lecho ebulente, operados a condiciones atmosféricas, a una velocidad del líquido dada, la porosidad del lecho puede disminuir o aumentar con la introducción inicial de la fase gas, dependiendo esto del patrón de flujo de las burbujas. Por otro lado para un sistema de lecho ebulente con partículas pequeñas operado bajo condiciones ambiente a una velocidad de gas dada, la expansión del lecho se incrementa fuertemente con un incremento en la velocidad del líquido y/o un incremento en la viscosidad del líquido, mientras que la expansión del lecho con respecto al incremento de la velocidad del gas es ligera. Estos mismos fenómenos se observan en sistemas operados a alta presión y alta temperatura tal como también lo reportan *Jiang et al.* (1997). Así para lechos operados a alta temperatura y alta presión

pueden ocurrir tanto la expansión del lecho como la contracción del lecho, tal como ocurre en sistemas operados a condiciones ambiente.

Tabla 5.1. Propiedades físicas de la fase líquida y valores de los grupos M y E_o para el *prototipo 1* y *modelo 1* a varias condiciones de operación.

Propiedades físicas del líquido	Unidades	Emparejamiento 1		Emparejamiento 2	
		Prototipo 1	Modelo 1	Prototipo 1	Modelo 1
		p = 1.80 MPa	p = 0.08 MPa	p = 3.5 MPa	p = 0.08 MPa
		T = 90 °C	T = 24 °C	T = 90 °C	T = 23 °C
Densidad del líquido (ρ_l)	kg/m ³	846.21	859.78	849.94	860.55
Viscosidad del líquido (μ_l)	Pa·s	0.003646	0.004530	0.003723	0.004987
Tensión superficial líquido (σ)	N/m	0.023939	0.032200	0.022880	0.032400
Grupos adimensionales					
No. Morton (M)	Adim.	1.46×10^{-7}	1.44×10^{-7}	1.78×10^{-7}	2.07×10^{-7}
No. Eötvös (E_o)	Adim.	0.3400	0.2617	0.3506	0.2603

Propiedades físicas del líquido	Unidades	Emparejamiento 3		Emparejamiento 4	
		Prototipo 1	Modelo 1	Prototipo 1	Modelo 1
		p = 7.24 MPa	p = 0.08 MPa	p = 14.18 MPa	p = 0.08 MPa
		T = 90 °C	T = 23 °C	T = 90 °C	T = 22 °C
Densidad del líquido (ρ_l)	kg/m ³	857.30	860.55	867.84	861.33
Viscosidad del líquido (μ_l)	Pa·s	0.003809	0.004987	0.003890	0.005514
Tensión superficial líquido (σ)	N/m	0.021002	0.032400	0.019239	0.032600
Grupos adimensionales					
No. Morton (M)	Adim.	2.40×10^{-7}	2.07×10^{-7}	3.11×10^{-7}	3.04×10^{-7}
No. Eötvös (E_o)	Adim.	0.3697	0.2603	0.3787	0.2589

Un incremento ligero en la porosidad del lecho con respecto a la velocidad superficial del gas para el *prototipo 1*, tal como se observa en la Fig. 5.5, es típico de los sistemas fluidizados bajo el así llamado régimen de flujo de burbujas dispersas, la principal característica de lo cual, es la presencia de burbujas relativamente pequeñas uniformemente distribuidas en la columna. Cabe mencionar que los valores de porosidad para el *prototipo 1* obtenidos para cada condición de operación están de acuerdo también con los resultados previamente reportados por Lee (1986), mostrando que para una velocidad del flujo del líquido dada, y de aquí del Re_l , hay una dependencia muy débil con respecto a la velocidad de flujo del gas, y por consiguiente del Re_g , mientras que efectivamente la expansión del lecho depende fuertemente de la velocidad del líquido, a una velocidad de gas dada.

Para el caso del *modelo 1*, tal como se observa en la Fig. 5.6, el incremento de la porosidad del lecho con respecto al aumento de la velocidad del gas es más pronunciada que en el *prototipo 1*, esto como se mencionó es debido probablemente a la alta proporción de la coalescencia de las burbujas o al efecto de las propiedades físicas del líquido en el *modelo 1*, lo cual incide directamente en una mayor porosidad del lecho. Sin embargo, se observa que los resultados en el *modelo 1*, son cualitativamente semejantes a lo observado por Jiang *et al.* (1997) y Lee (1986), ya que en este caso también se puede apreciar que la porosidad del lecho para todos los emparejamientos presentados en las Figs. 5.1 – 5.4, se incrementa a medida que aumentamos el

Re_g y el Re_l , en donde como se explicó el incremento de la porosidad del lecho tiene una dependencia más fuerte con respecto al Re_l .

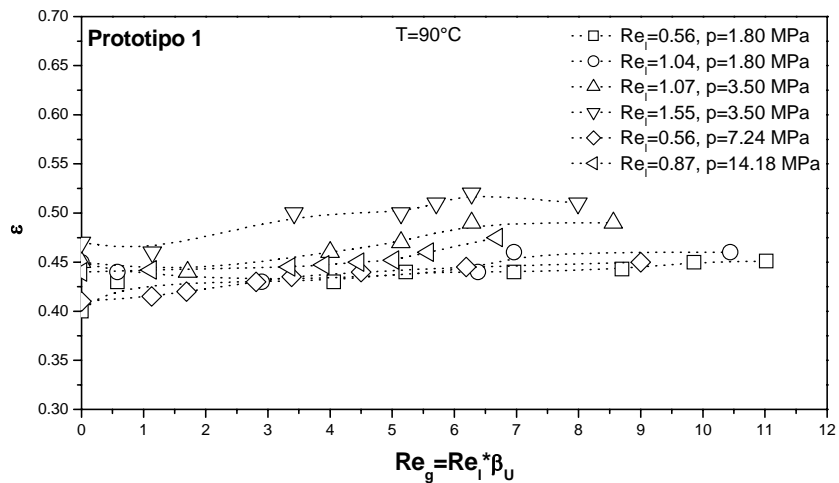


Figura 5.5. Porosidad del lecho (ϵ) versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) a varias condiciones de operación correspondientes al *prototipo 1*.

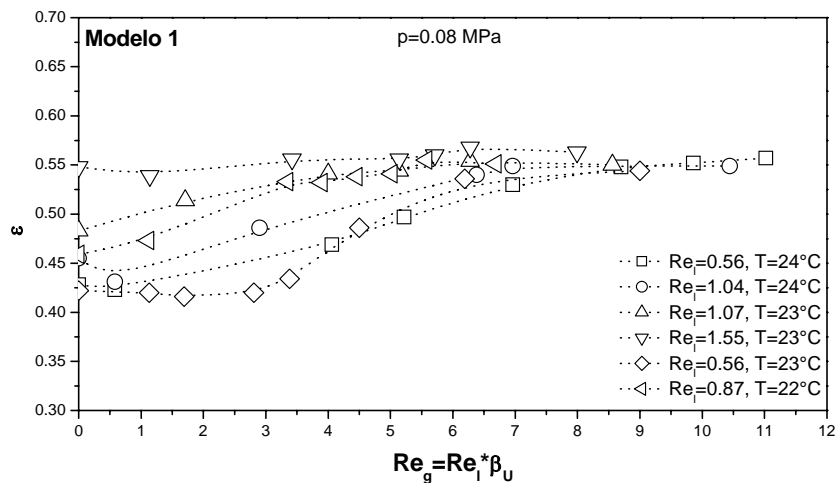


Figura 5.6. Porosidad del lecho (ϵ) versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) a varias condiciones de operación correspondientes al *modelo 1*.

Además varios estudios reportan que la presión altera las características de las burbujas dentro de los sistemas fluidizados de tres fases. *Jiang et al.* (1997) para el *prototipo 1* visualmente observaron el comportamiento hidrodinámico de los lechos fluidizados de tres fases a presiones elevadas por arriba de 1 MPa. Dicho estudio indica que cuando se incrementa la presión, el tamaño de burbuja disminuye, la distribución del tamaño de burbuja se vuelve estrecha y la retención de gas aumenta. Por su parte *Luo et al.* (1997a) también reportaron que el

tamaño de burbuja disminuye y la distribución del tamaño de burbuja llega a ser estrecha cuando se incrementa la presión. Además ambos grupos de investigadores, encontraron que la reducción del tamaño de burbuja conduce a un aumento en la velocidad de transición del gas del régimen de burbujas dispersas al régimen de burbujas en coalescencia, un incremento en la retención de gas y una disminución en las retenciones de líquido y sólido. Así, las tendencias de porosidad con respecto al incremento de presión de 1.80 MPa a 14.18 MPa, para el *prototipo 1*, presentadas en las Fig. 5.5, parecen estar de acuerdo con las observaciones visuales de la burbuja en la superficie del lecho en sistemas de alta presión llevadas a cabo por los investigadores antes mencionados.

En general de la Fig. 5.5 se puede ver que la porosidad del lecho aumenta para el *prototipo 1*, cuando aumenta la presión de operación de 1.80 a 14.18 MPa, esto es más fácilmente apreciable para el caso particular en que el $Re_g = 0$, es decir cuando se considera un sistema *líquido-sólido*. En esta misma figura se observa también que el aumento de la porosidad del lecho a las condiciones de operación presentadas, depende considerablemente de la velocidad del líquido y de aquí del Re_l , a una velocidad de gas dada. El efecto de la velocidad del líquido y de aquí del Re_l , se puede apreciar fácilmente si se considera un sistema *líquido-sólido*, es decir cuando $Re_g = 0$, en donde se aprecia como la porosidad del lecho depende fuertemente de la velocidad del líquido. Así, en la Fig. 5.5 un doble efecto sobre la porosidad del lecho se ve reflejado con el incremento de la presión y del Re_l . Estas observaciones concuerdan adecuadamente con lo visto por Lee (1986), Jiang *et al.* (1997) y Luo *et al.* (1997a).

El fenómeno de contracción para el *prototipo 1*, a las condiciones de operación mostradas en la Fig. 5.5, es analizado en base al efecto de presión principalmente. A las presiones más altas en este sistema experimental (7.24 MPa y 14.18 MPa), de las Figs. 5.3 y 5.4, se puede observar que la contracción del lecho desaparece. Específicamente si se observa la comparación de resultados entre las Figs. 5.1 y 5.4 a las presiones de 1.80 MPa y 14.18 MPa, respectivamente, se puede ver que para estos casos, los efectos de la presión sobre la contracción del lecho son significativamente diferentes, de tal forma que la contracción del lecho tiende a desaparecer conforme se incrementa la presión, mientras que la velocidad del gas correspondiente a la mínima altura del lecho reflejada por la porosidad (ϵ), disminuye con un incremento en la presión como se aprecia de dichas figuras o bien en la Fig. 5.5. Estos efectos para el *prototipo 1* fueron observados por Jiang *et al.* (1997), quienes encontraron que la contracción del lecho es menos notable a altas presiones, y esta tiende a desaparecer conforme aumenta la presión. Por otro lado, con relación a la Fig. 5.6, en general se puede ver que la porosidad aumenta para el *modelo 1*, cuando disminuye la temperatura de operación de 24 a 22 °C, esto es más fácilmente apreciable para el caso particular en que el $Re_g = 0$, es decir, cuando se considera un sistema *líquido-sólido*. Análogamente a lo observado para el *prototipo 1*, se tiene para este que el aumento de la porosidad del lecho a las condiciones de operación presentadas, depende considerablemente de la velocidad del líquido y de aquí del Re_l , a una velocidad de gas dada, esto es fácilmente notado cuando se considera un $Re_g = 0$, lo cual esta de acuerdo con lo observado por otros investigadores, como ya se mencionó anteriormente.

El fenómeno de contracción para el caso del *modelo 1*, a las condiciones de operación mostrados en la Fig. 5.6, es analizado en base al efecto de la temperatura principalmente, ya que para este caso la presión de operación se fijó en un valor de 0.08 MPa. Como se observa comparativamente a partir de éstas figuras, la disminución de temperatura de 24 a 22 °C, produce un efecto semejante al producido por el aumento de presión en el *prototipo 1*, sobre la porosidad

del lecho, así como en el fenómeno de contracción, ya que para este caso la contracción del lecho también tiende a desaparecer pero con respecto a la disminución de la temperatura. El valor de las principales propiedades físicas de los fluidos en este intervalo de temperaturas de operación analizado, aumentan ligeramente cuando disminuye la temperatura, tal como se aprecia en las gráficas de éstas propiedades para el *GLP* presentadas en el Apéndice C (ver Figs. C.10, C.11 y C.12). Es importante hacer notar que se hicieron esfuerzos para mantener la temperatura de operación en los valores indicados, y sólo se registraron oscilaciones de ± 0.2 °C en el sistema de control de temperatura, de tal forma que las variaciones en las propiedades físicas de los fluidos dentro del sistema operado a presión atmosférica fueron mínimas.

En resumen, los grupos adimensionales no se igualaron exactamente para el conjunto de emparejamientos presentados en la Tabla 4.5, por lo que la similitud en las tendencias de porosidad para todos los casos emparejados es baja como lo podemos observar de las gráficas reportadas. A primera vista para todos los emparejamientos, ambos sistemas experimentales tienen un grado o nivel de semejanza bajo, y evidentemente no total, sobre todo a Re_g altos, es decir para el caso en que se opera en el régimen de flujo de burbujas en coalescencia, en donde las tendencias difieren considerablemente más. Sin embargo, de las Figs. 5.1 – 5.4, ó bien de las Figs. 5.5 y 5.6 para ambos sistemas experimentales, se puede ver que en general la porosidad del lecho se incrementa cuando aumenta el Re_l y el Re_g , aunque el efecto del Re_l es más grande, tal como lo reportan otros investigadores ya mencionados.

5.1.1.2. Prototipo 2 y modelo 2

Continuando ahora con la presentación y análisis de resultados de porosidad del lecho y fenómeno de contracción para el caso de los emparejamientos presentados en la Tabla 4.6, correspondientes al *prototipo 2* y *modelo 2*, en las Figs. 5.7 – 5.12, se grafica simultáneamente para ambos sistemas experimentales, la porosidad del lecho (ϵ) contra el *número de Reynolds* del gas, Re_g , para un valor dado del *número de Reynolds* del líquido, Re_l . En estas gráficas se aprecian las condiciones de operación y de flujo a que fueron sometidos ambos sistemas experimentales, y en donde las condiciones de flujo, adimensionalmente, al igual que en el caso del *prototipo 1* y *modelo 1*, están perfectamente emparejadas, lo cual es evidente a partir de los Re_l y Re_g presentados para cada emparejamiento.

En la Fig. 5.7 se muestran los resultados de porosidad del lecho correspondientes al emparejamiento 5. Aquí se observa que para las condiciones de operación presentadas tanto para el *prototipo 2* como para el *modelo 2*, y para las mismas condiciones de flujo adimensionales ($Re_l = 1.15$ y $0 \leq Re_g \leq 10.93$), en ambos casos se presenta el fenómeno de contracción del lecho, el cual se muestra señalado por flechas verticales en cada caso. Para la operación del *prototipo 2*, se fijó una velocidad superficial del líquido de $U_l = 0.0084$ m/s, lo que implica un $Re_l = 1.15$, y se trabajó a velocidades superficiales del gas desde 0 a 0.0800 m/s, y consecuentemente un Re_g que se encuentra en el intervalo $0 \leq Re_g \leq 10.93$, mientras que para el caso de la operación del *modelo 2*, se fijó la velocidad superficial del líquido en $U_l = 0.0082$ m/s, con lo cual se tiene un $Re_l = 1.15$, trabajándose a su vez con velocidades superficiales del gas desde 0 a 0.0779 m/s, en consecuencia teniéndose un Re_g tal que $0 \leq Re_g \leq 10.93$. Bajo las condiciones de operación y de flujo presentadas en la gráfica de la Fig. 5.7 podemos apreciar que la porosidad del lecho para el caso del *prototipo 2* es ligeramente mayor que para el *modelo 2*. Además podemos observar que en ambos sistemas experimentales se da el fenómeno de contracción del lecho a un $Re_l = 1.15$ (U_l

= 0.0084 m/s) y $Re_g = 3.41$ ($U_g = 0.025$ m/s), y $Re_l = 1.15$ ($U_l = 0.0082$ m/s) y $Re_g = 2.05$ ($U_g = 0.0146$ m/s), para el *prototipo 2* y el *modelo 2*, respectivamente.

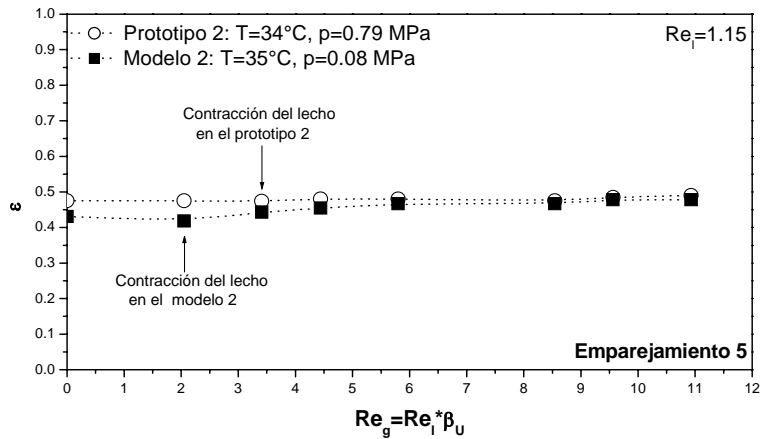


Figura 5.7. Porosidad del lecho (ϵ) versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) correspondiente al emparejamiento 5, para $Re_l = 1.15$.

En la Fig. 5.8 se muestran los resultados de porosidad del lecho correspondientes al emparejamiento 6, aquí se aprecia que para las condiciones de operación presentadas para el *prototipo 2* y el *modelo 2*, a los mismos regímenes de flujo adimensionales ($Re_l = 1.06$ y $0 \leq Re_g \leq 8.23$), la porosidad del lecho en el *prototipo 2* es ligeramente mayor que en el *modelo 2*, mientras que el fenómeno de contracción del lecho solo se presenta para el *modelo 2* a un $Re_g = 0.95$ ($U_g = 0.0077$ m/s). Para este emparejamiento, en el *prototipo 2* y en el *modelo 2* se fijaron las velocidades superficiales del líquido en $U_l = 0.0084$ m/s y $U_l = 0.0087$ m/s, respectivamente, mientras que para el caso de las velocidades superficiales del gas se trabajó en los intervalos de 0 a 0.0650 m/s y de 0 a 0.0670 m/s para el *prototipo 2* y *modelo 2*, respectivamente.

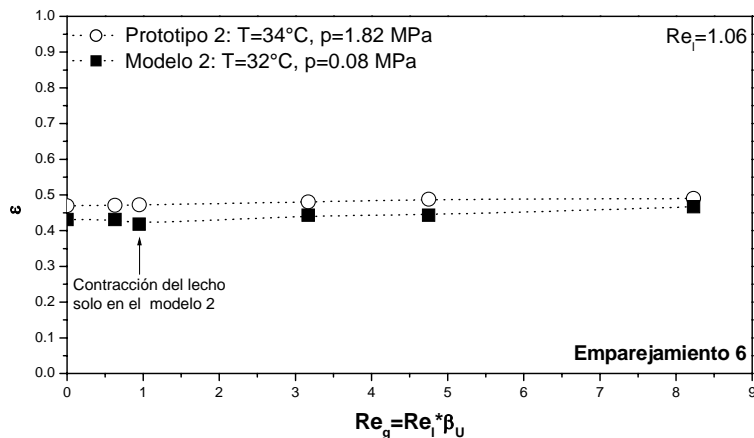


Figura 5.8. Porosidad del lecho (ϵ) versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) correspondiente al emparejamiento 6, para $Re_l = 1.06$.

Los resultados de porosidad correspondientes al emparejamiento 7, se presentan en la Fig. 5.9, en donde se tiene que para las condiciones de operación y de flujo adimensionales indicadas, la porosidad del lecho en el *prototipo 2* nuevamente es ligeramente mayor que la del *modelo 2*, mientras que el fenómeno de contracción del lecho para ambos sistemas experimentales se presentó a las mismas condiciones de flujo adimensionales es decir a un $Re_l = 0.99$ y $Re_g = 0.89$, esto significa que el *prototipo 2* se encontraba operando a una velocidad superficial del líquido de $U_l = 0.0084$ m/s y del gas de $U_g = 0.0075$ m/s, mientras que el *modelo 2* se encontraba operando a una velocidad superficial del líquido de $U_l = 0.0088$ m/s y del gas de $U_g = 0.0079$ m/s. Para el emparejamiento 7, el *prototipo 2* se operó a velocidades superficiales del gas dentro del intervalo de 0 a 0.0575 m/s. Para el *modelo 2* se trabajó a velocidades superficiales del gas dentro del intervalo de 0 a 0.0606 m/s. Lo anterior implica que tanto el *prototipo 2* y el *modelo 2*, se trabajaron a un mismo régimen de flujo adimensional de $Re_l = 0.99$ y en donde el Re_g se encuentra en el intervalo $0 \leq Re_g \leq 6.81$.

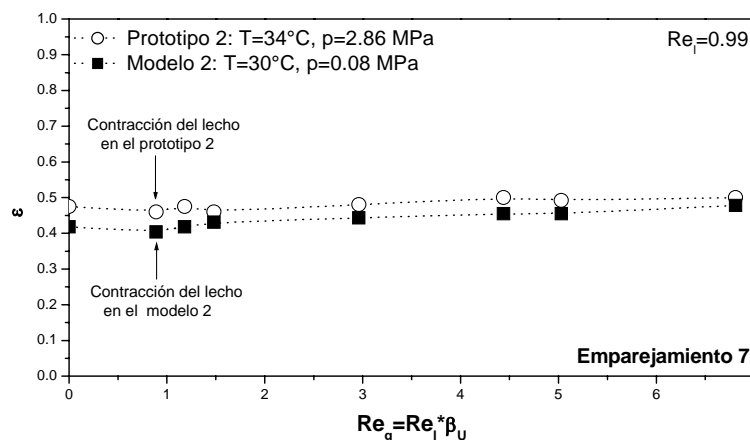


Figura 5.9. Porosidad del lecho (ϵ) versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) correspondiente al emparejamiento 7, para $Re_l = 0.99$.

Para el caso del emparejamiento 8, se presentan los resultados de porosidad para ambos sistemas experimentales, a dos condiciones de flujo adimensionales diferentes. En la Fig. 5.10 (a) se observan las condiciones de operación y las condiciones de flujo adimensionales para el *prototipo 2* y *modelo 2*. El *prototipo 2* se operó a una velocidad superficial del líquido de $U_l = 0.0084$ m/s ($Re_l = 0.88$) y velocidades superficiales para el gas en el intervalo de 0 a 0.0550 m/s, lo que implica que el Re_g está dentro del intervalo $0 \leq Re_g \leq 9.16$. Para el caso del *modelo 2* se tiene que la velocidad superficial del líquido se fijó en un valor de $U_l = 0.0100$ m/s ($Re_l = 0.88$) y la velocidad superficial del gas estuvo dentro del intervalo de operación de 0 a 0.0640 m/s, lo que implica un Re_g dentro del intervalo $0 \leq Re_g \leq 9.16$. Bajo estas condiciones descritas, se observa a partir de la Fig. 5.10 (a), que la porosidad del lecho en el *prototipo 2*, es siempre ligeramente mayor que la del *modelo 2*. Además también se puede distinguir claramente el fenómeno de contracción del lecho para ambos sistemas, lo cual ocurre a distintas condiciones de flujo adimensionales, para el *prototipo 2* las condiciones de flujo son $Re_l = 0.88$ y $Re_g = 2.35$, mientras que para el *modelo 2* son $Re_l = 0.88$ y $Re_g = 0.52$, esto es posible cuando el *prototipo 2* y el *modelo 2* fueron operados a una velocidad superficial del líquido de $U_l = 0.0084$ m/s y de $U_l =$

0.0100 m/s, y una velocidad superficial del gas de $U_g = 0.0175$ m/s y de $U_g = 0.0058$ m/s, respectivamente.

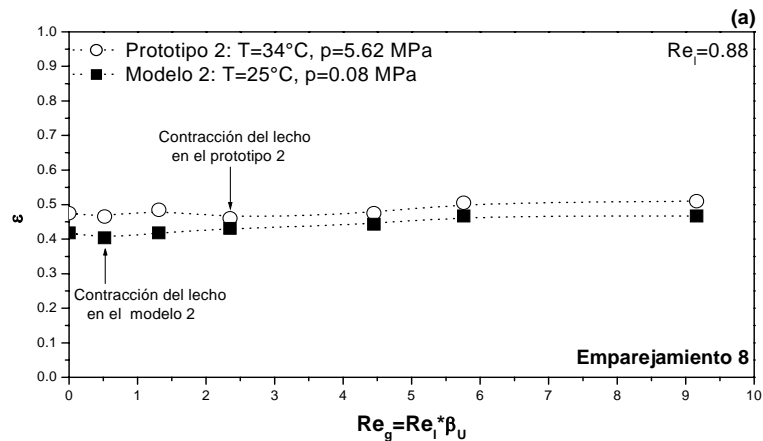


Figura 5.10 (a). Porosidad del lecho (ϵ) versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) correspondiente al emparejamiento 8, para $Re_1 = 0.88$.

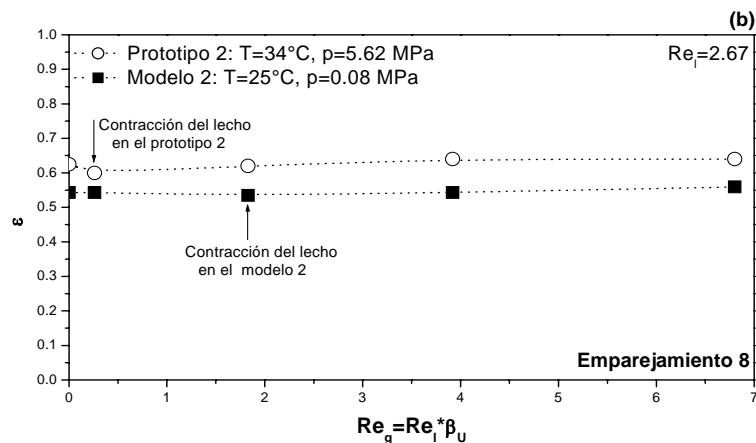


Figura 5.10 (b). Porosidad del lecho (ϵ) versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) correspondiente al emparejamiento 8, para (b) $Re_1 = 2.67$.

Una situación similar se presenta para el caso mostrado en la Fig. 5.10 (b). Aquí el *prototipo 2* se operó a una velocidad superficial del líquido de $U_l = 0.0255$ m/s ($Re_1 = 2.67$) y velocidades superficiales del gas en el intervalo de 0 a 0.0650 m/s, lo que implica que el Re_g esta dentro del intervalo $0 \leq Re_g \leq 6.80$. Para el caso del *modelo 2* tenemos que la velocidad superficial del líquido se fijó en un valor de $U_l = 0.0300$ m/s ($Re_1 = 2.67$) y la velocidad superficial del gas estuvo dentro del intervalo de operación de 0 a 0.0756 m/s, lo que implica un Re_g dentro del intervalo $0 \leq Re_g \leq 6.80$. Bajo estas condiciones descritas, se puede ver a partir de la Fig. 5.10 (b), que la porosidad del lecho en el *prototipo 2*, es siempre mayor que la del *modelo 2*. Además también se distingue claramente el fenómeno de contracción del lecho para ambos

sistemas, lo cual ocurre a las condiciones de flujo adimensionales de $Re_l = 2.67$ y $Re_g = 0.26$, para el *prototipo 2*, esto es posible al operar el prototipo a una velocidad superficial del líquido de $U_l = 0.0255$ m/s y una velocidad superficial para el gas de $U_g = 0.0025$ m/s. Para el *modelo 2* la contracción del lecho ocurre a las condiciones de flujo adimensionales de $Re_l = 2.67$ y $Re_g = 1.83$, lo que significa que el *modelo 2* se encontraba operando a una velocidad superficial del líquido de $U_l = 0.0300$ m/s y una velocidad superficial para el gas de $U_g = 0.0204$ m/s.

Para el emparejamiento 9, también se presentan los resultados de porosidad para ambos sistemas experimentales, a dos condiciones de flujo adimensionales diferentes. Para el primer caso, en la Fig. 5.11 (a), se observa que la porosidad del lecho al igual que en los demás emparejamientos hasta ahora presentados, es mayor para el caso del *prototipo 2*, a las condiciones de operación y de flujo presentadas en dicha figura. Esta situación se presentó para el caso en que el *prototipo 2* y el *modelo 2* fueron operados a las mismas condiciones de flujo adimensionales, es decir cuando se operó a un $Re_l = 0.77$, y cuando el Re_g se encontró en el intervalo $0 \leq Re_g \leq 5.96$. Estas condiciones de flujo adimensionales fueron logradas estableciendo tanto para el *prototipo 2* como para el *modelo 2*, una velocidad superficial de líquido de $U_l = 0.0084$ m/s y $U_l = 0.0099$ m/s, con velocidades superficiales del gas dentro del intervalo de operación de 0 a 0.0650 m/s y 0 a 0.0757 m/s, respectivamente. Bajo estas condiciones de flujo es posible observar el fenómeno de contracción del lecho en ambos sistemas experimentales, a las mismas condiciones de flujo adimensionales, es decir a $Re_l = 0.77$ y $Re_g = 0.69$, esto significa haber operado por separado el *prototipo 2* y el *modelo 2*, a velocidad superficial del líquido de $U_l = 0.0084$ m/s y de $U_l = 0.0099$ m/s, y a velocidades superficiales del gas de $U_g = 0.0075$ m/s y de $U_g = 0.0087$ m/s, respectivamente.

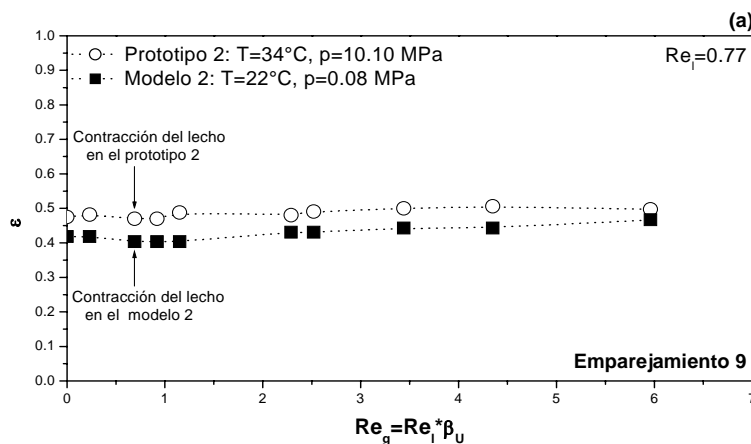


Figura 5.11 (a). Porosidad del lecho (ϵ) versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) correspondiente al emparejamiento 9, para $Re_l = 0.77$.

Para el segundo caso del emparejamiento 9 podemos ver a partir de la Fig. 5.11 (b), que la porosidad del lecho en el *prototipo 2* es siempre mayor que la porosidad en el *modelo 2*. De la misma figura, se encuentra a su vez que para los dos sistemas experimentales a las condiciones de operación y de flujo presentadas, estos exhiben el fenómeno de contracción del lecho a diferentes condiciones de flujo adimensionales, es decir para el *prototipo 2*, se tiene un $Re_l = 2.34$ ($U_l =$

0.0255 m/s) y un $Re_g = 1.15$ ($U_g = 0.0125$ m/s), mientras que para el *modelo 2* se tiene un $Re_l = 2.34$ ($U_l = 0.0297$ m/s) y un $Re_g = 0.46$ ($U_g = 0.0058$ m/s). Las condiciones de operación del *prototipo 2* y el *modelo 2* están indicadas en la propia gráfica de la Fig. 5.11 (b). El *prototipo 2* y el *modelo 2*, fueron operados a velocidades superficiales de líquido de $U_l = 0.0255$ m/s ($Re_l = 2.34$) y $U_l = 0.0297$ m/s, con velocidades superficiales del gas en el intervalo de 0 a 0.0652 m/s ($0 \leq Re_g \leq 5.73$) y de 0 a 0.0728 m/s ($0 \leq Re_g \leq 5.73$), respectivamente.

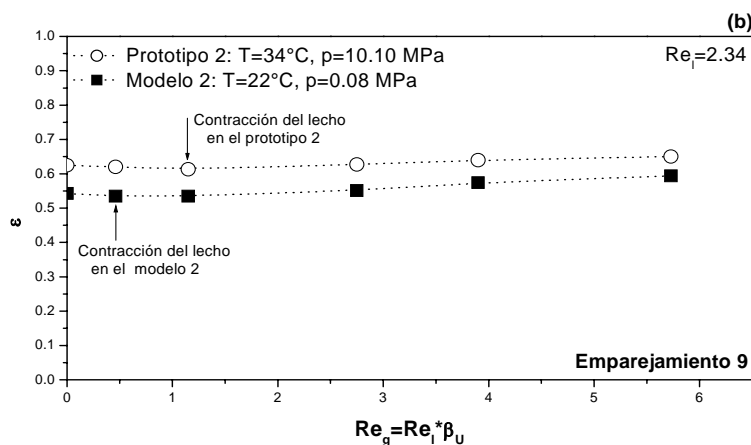


Figura 5.11 (b). Porosidad del lecho (ϵ) versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) correspondiente al emparejamiento 9, para $Re_l = 2.34$.

Finalmente para la situación del emparejamiento 10, se presentan los resultados de porosidad a dos condiciones de flujo adimensionales diferentes. Como se observa en la Fig. 5.12 (a), la porosidad del lecho en el *prototipo 2* para cada evento experimental reportado, es siempre mayor que la porosidad en el *modelo 2*, un comportamiento que se reflejó por igual en todos los emparejamientos presentados hasta ahora. El *prototipo 2* y el *modelo 2*, fueron operados a velocidades superficiales de líquido de $U_l = 0.0084$ m/s ($Re_l = 0.70$) y $U_g = 0.0101$ m/s ($Re_l = 0.70$), con velocidades superficiales del gas en el intervalo de 0 a 0.0475 m/s ($0 \leq Re_g \leq 3.97$) y de 0 a 0.0576 m/s ($0 \leq Re_g \leq 3.97$), respectivamente. Se encontró a su vez que para ambos sistemas experimentales a las condiciones de operación y de flujo descritas, se presenta el fenómeno de contracción del lecho a diferentes condiciones de flujo adimensionales, es decir para el *prototipo 2*, se tiene que la contracción del lecho se aprecia claramente a un $Re_l = 0.70$ ($U_l = 0.0084$ m/s) y un $Re_g = 1.04$ ($U_g = 0.0125$ m/s), mientras que para el *modelo 2* tenemos que esta se aprecia a un $Re_l = 0.70$ ($U_l = 0.0101$ m/s) y un $Re_g = 0.42$ ($U_g = 0.0061$ m/s).

Por último en la Fig. 5.12 (b), se puede observar nuevamente que, en efecto, la porosidad del lecho en el *prototipo 2*, es siempre mayor que la porosidad en el *modelo 2* tal como ha venido ocurriendo. Para la obtención de los resultados de la gráfica de la Fig. 5.12 (b), el *prototipo 2* y el *modelo 2*, se operaron a velocidades superficiales del líquido de $U_l = 0.0255$ m/s ($Re_l = 2.13$) y $U_l = 0.0309$ m/s ($Re_l = 2.13$), con velocidades superficiales del gas en el intervalo de 0 a 0.0625 m/s ($0 \leq Re_g \leq 5.22$) y de 0 a 0.0758 m/s ($0 \leq Re_g \leq 5.22$), respectivamente. A estas condiciones de operación y de flujo, se encontró a su vez que para ambos sistemas experimentales, sólo se

presentó el fenómeno de contracción del lecho en el *modelo 2*, lo cual se aprecia claramente a un $Re_l = 2.13$ ($U_l = 0.0309$ m/s) y un $Re_g = 0.021$ ($U_g = 0.0030$ m/s).

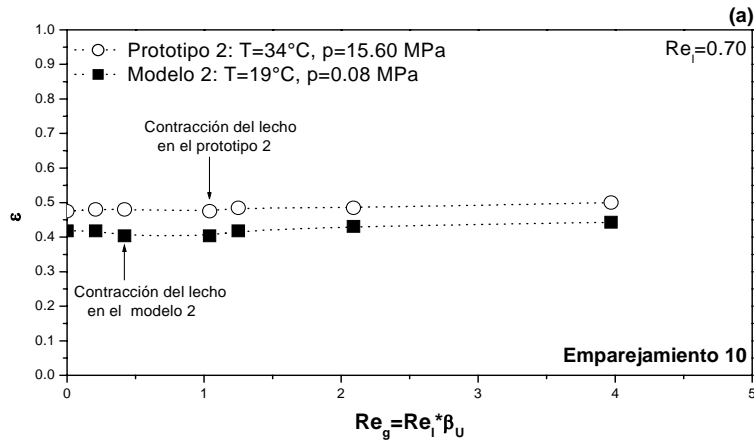


Figura 5.12 (a). Porosidad del lecho (ϵ) versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) correspondiente al emparejamiento 10, para $Re_l = 0.70$.

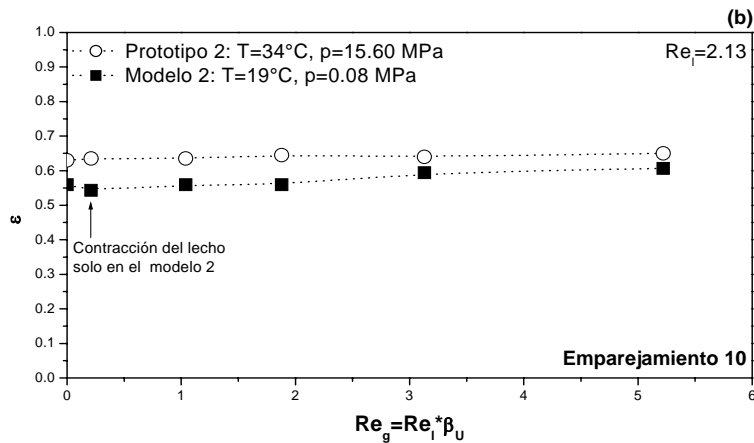


Figura 5.12 (b). Porosidad del lecho (ϵ) versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) correspondiente al emparejamiento 10, para $Re_l = 2.13$.

En base a los emparejamientos presentados en las gráficas de las Figs. 5.7 – 5.12 para el caso del *prototipo 2* y el *modelo 2*, a diferencia de lo mostrado para el *prototipo 1* y el *modelo 1*, aquí se puede observar sin ambigüedades claramente que la porosidad del lecho es más alta en el *prototipo 1*, de forma ligera, para todo Re_g (un valor promedio de la porosidad para el *prototipo 2* es de 0.522, mientras que para el *modelo 2* es de 0.468). Como se puede ver de las gráficas antes mencionadas, las diferencias que existen entre los valores de porosidad del lecho entre ambos sistemas experimentales son realmente pequeñas, y para algunos eventos experimentales llegan a ser prácticamente iguales, como se observa en el caso de los emparejamientos 5, 6 y 7, mostrados en las Figs. 5.7, 5.8 y 5.9, respectivamente.

Para los emparejamientos 5 a 10 aquí presentados, el comportamiento de las tendencias de porosidad versus Re_g , entre ambos sistemas experimentales, guardan un alto grado de similitud. Así, la divergencia entre los valores de porosidad entre ambos sistemas, prácticamente desapareció a diferencia de lo presentado para el caso del *prototipo 1* y *modelo 1*, esto debido en primer lugar a un mejor emparejamiento de todos los grupos adimensionales para el *prototipo 2* y el *modelo 2*. Sin lugar a duda el comportamiento observado a partir de las Figs. 5.7 – 5.12, está totalmente de acuerdo con los objetivos perseguidos en el presente trabajo de tesis, ya que puede observarse claramente que fué posible (con ligeras diferencias) simular las condiciones de operación de los sistemas a alta presión y alta temperatura, a partir de datos tomados de la literatura, y compararlos con los de sistemas de lecho ebullente operados a nivel laboratorio a presión atmosférica y temperaturas cercanas a la ambiente. Así, el alto grado de similitud hidrodinámica obtenido desde el punto de vista cualitativo en los emparejamientos 5 a 10, puede atribuirse, en especial, a que fue posible lograr un emparejamiento lo más cercano de los grupos adimensionales M y E_o , como se puede ver en la En la Tabla 5.2.

Tabla 5.2. Propiedades físicas de la fase líquida y valores de los grupos M y E_o para el *prototipo 2* y *modelo 2* a varias condiciones de operación.

Propiedades físicas del líquido	Unidades	Emparejamiento 5		Emparejamiento 6	
		Prototipo 2	Modelo 2	Prototipo 2	Modelo 2
		p = 0.79 MPa T = 34 °C	p = 0.08 MPa T = 35 °C	p = 1.82 MPa T = 34 °C	p = 0.08 MPa T = 32 °C
Densidad del líquido (ρ_l)	kg/m ³	865.00	882.24	866.50	884.16
Viscosidad del líquido (μ_l)	Pa·s	0.0190	0.0189	0.0205	0.0216
Tensión superficial líquido (σ)	N/m	0.0282	0.028185	0.0270	0.029100
Grupos adimensionales					
No. Morton (M)	Adim	6.52×10^{-5}	6.28×10^{-5}	1.00×10^{-4}	0.979×10^{-4}
No. Eötvös (E_o)	Adim.	2.68	2.76	2.77	2.68

Propiedades físicas del líquido	Unidades	Emparejamiento 7		Emparejamiento 8	
		Prototipo 2	Modelo 2	Prototipo 2	Modelo 2
		p = 2.86 MPa T = 34 °C	p = 0.08 MPa T = 30 °C	p = 5.62 MPa T = 34 °C	p = 0.08 MPa T = 25 °C
Densidad del líquido (ρ_l)	kg/m ³	868.00	885.45	872.00	888.71
Viscosidad del líquido (μ_l)	Pa·s	0.0220	0.0236	0.0250	0.0296
Tensión superficial líquido (σ)	N/m	0.0265	0.029710	0.0252	0.031235
Grupos adimensionales					
No. Morton (M)	Adim.	1.37×10^{-4}	1.32×10^{-4}	2.55×10^{-4}	2.79×10^{-4}
No. Eötvös (E_o)	Adim.	2.79	2.63	2.84	2.51

Propiedades físicas del líquido	Unidades	Emparejamiento 9		Emparejamiento 10	
		Prototipo 2	Modelo 2	Prototipo 2	Modelo 2
		p = 10.10 MPa T = 34 °C	p = 0.08 MPa T = 22 °C	p = 15.60 MPa T = 34 °C	p = 0.08 MPa T = 19 °C
Densidad del líquido (ρ_l)	kg/m ³	879.21	890.70	891.00	892.71
Viscosidad del líquido (μ_l)	Pa·s	0.0288	0.0339	0.0320	0.0389
Tensión superficial líquido (σ)	N/m	0.0245	0.032150	0.0240	0.033065
Grupos adimensionales					
No. Morton (M)	Adim.	4.53×10^{-4}	4.40×10^{-4}	6.75×10^{-4}	6.94×10^{-4}
No. Eötvös (E_o)	Adim.	2.77	2.44	2.65	2.38

En la Tabla 5.2, se presentan además las propiedades físicas de la fase fluida para ambos sistemas experimentales, a las condiciones de operación dadas para los emparejamientos de la Tabla 4.6. De los valores reportados en la Tabla 5.2, se aprecia que las propiedades físicas (*densidad, viscosidad dinámica y tensión superficial*) para la fase fluida empleada en el *modelo 2*, en general tienen un valor ligeramente mayor que las propiedades físicas de la fase fluida empleada en el *prototipo 2*, a las condiciones de operación reportadas. Mientras que por otra parte, en general el valor de los grupos adimensionales (M y E_o) para estas mismas condiciones de operación, presentan una diferencia mínima. Así, si se considera por otra parte que los grupos adimensionales restantes (*número de Reynolds* del líquido (Re_l), razón de densidades (β_d) y razón de velocidades (β_U)), fueron prácticamente igualados, se puede decir entonces que para el caso del *prototipo 2* y *modelo 2*, el correcto emparejamiento de los cinco grupos adimensionales hasta ahora discutido, se ve reflejado directamente en el alto grado de similitud hidrodinámica obtenido, particularmente para el caso de la porosidad del lecho.

Por otro lado los resultados de porosidad del lecho, obtenidos para cada sistema experimental por separado y que se reportan en las Figs. 5.7 - 5.12, están de acuerdo completamente con lo observado por *Lee* (1986), *Jiang et al.* (1997) y *Luo et al.* (1997a). En efecto, particularmente para el caso del *modelo 2*, operado a condiciones atmosféricas, a una velocidad del líquido dada, la porosidad del lecho puede disminuir o aumentar con la introducción inicial de la fase gas, dependiendo esto del patrón de flujo de las burbujas. Además, en este mismo modelo, para una velocidad de gas dada, la expansión del lecho se incrementa fuertemente con un aumento en la velocidad del líquido y/o un incremento en la viscosidad del líquido, mientras que la expansión del lecho con respecto al aumento de la velocidad del gas es ligera. Estos mismos fenómenos se observaron evidentemente para el caso del *prototipo 2*, el cual fue operado a condiciones de alta presión y alta temperatura, tal como lo reporta *Luo et al.* (1997a).

En las Figs. 5.7 – 5.12, se aprecia un incremento ligero en la porosidad del lecho con respecto a la velocidad superficial del gas tanto para el *prototipo 2* como para el *modelo 2*, esto como ya se mencionó es típico de los sistemas fluidizados bajo el llamado régimen de flujo de burbujas dispersas. Estos resultados para cada condición de operación presentada, están de acuerdo completamente con las observaciones reportadas por los investigadores antes mencionados, mostrándose también que para una velocidad del flujo del líquido dada, y de aquí del Re_l , hay una dependencia muy débil con respecto a la velocidad de flujo del gas (por consiguiente del Re_g), mientras que efectivamente como se observa en estas figuras, para el *prototipo 2* y el *modelo 2*, respectivamente, la expansión del lecho depende fuertemente de la velocidad del líquido, a una velocidad de gas dada. De esta forma los resultados obtenidos para los emparejamientos 5 a 10 son cualitativamente semejantes a los observados por otros investigadores, ya que en este caso también se puede apreciar que la porosidad del lecho para todos los emparejamientos presentados se incrementa a medida que se aumenta el Re_g y el Re_l , en donde como ya se explicó el incremento de la porosidad del lecho tiene una dependencia más fuerte con respecto al Re_l .

En las Figs. 5.13 y 5.14 se presentan la porosidad del lecho para el *prototipo 2* y *modelo 2* en función del Re_g , respectivamente, a las condiciones de operación mostradas en la Tabla 4.6. Para el *prototipo 2* se puede ver el comportamiento de la porosidad del lecho con respecto al incremento de la presión y a la variación del Re_l , mientras que para el *modelo 2* se observa el

comportamiento de la porosidad del lecho con respecto a la temperatura y a la variación del Re_l , principalmente.

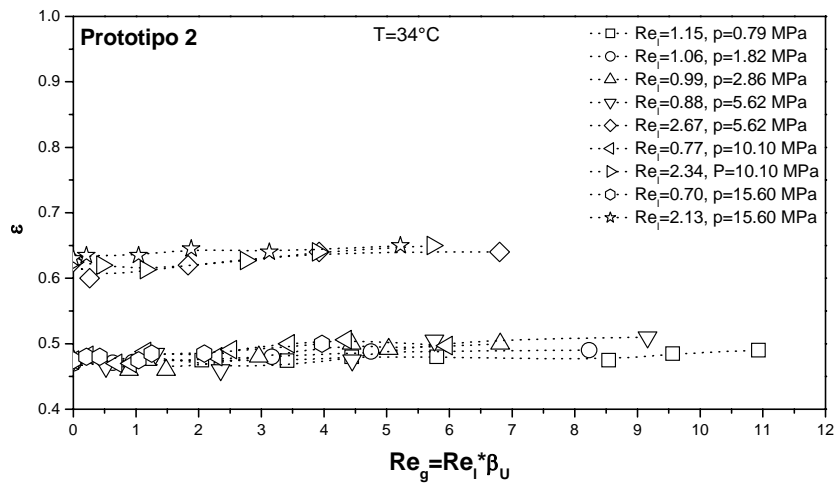


Figura 5.13. Porosidad del lecho (ϵ) versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) a varias condiciones de operación correspondientes al *prototipo 2*.

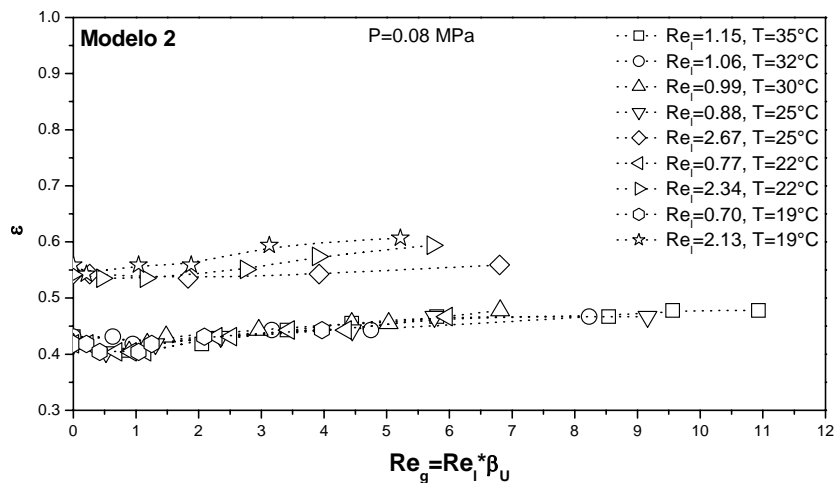


Figura 5.14. Porosidad del lecho (ϵ) versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) a varias condiciones de operación correspondientes al *modelo 2*.

En general de la Fig. 5.13, para el *prototipo 2*, se puede apreciar que la porosidad aumenta, cuando se incrementa la presión de operación de 0.79 a 15.60 MPa, esto es más fácilmente apreciable para el caso particular en que el $Re_g = 0$, es decir cuando se considera un sistema *líquido-sólido*. En esta misma figura se observa que el aumento de la porosidad del lecho a las condiciones de operación presentadas, depende también fuertemente de la velocidad del líquido (o bien del Re_l), a una velocidad de gas dada. El efecto de la velocidad del líquido, se puede

apreciar fácilmente si se considera un sistema fluidizado *líquido-sólido*, es decir a un $Re_g = 0$, en este sistema se puede apreciar claramente como la porosidad del lecho depende fuertemente de la velocidad superficial del líquido. Así, a partir de la Fig. 5.13, puede analizarse tanto el efecto de la presión como el efecto de la velocidad superficial del líquido sobre la porosidad del lecho. Sin duda aquí se aprecia que el efecto de la presión y de la velocidad superficial del líquido (o bien de la viscosidad del líquido) son aditivos sobre la porosidad del lecho. Estas observaciones concuerdan adecuadamente con lo observado por *Lee* (1986), *Jiang et al.* (1997) y *Luo et al.* (1997a).

Con relación a las tendencias de porosidad con respecto al incremento de presión de 0.79 a 15.60 MPa, para el *prototipo 2*, presentadas en la Fig. 5.13, estas corresponden evidentemente a las observaciones visuales de la burbuja en la superficie del lecho en sistemas de alta presión, llevadas a cabo por *Luo et al.* (1997a). Por otra parte, analizando el fenómeno de contracción del lecho en el *prototipo 2*, en función de la presión de operación, a partir de la Fig. 5.13, ó bien a partir de las Figs. 5.7 - 5.12, se observa que a las presiones más altas en este sistema experimental (5.62, 10.10 y 15.60 MPa), la contracción del lecho tiende a desaparecer. Por lo cual, similarmente a lo reportado para el caso del *prototipo 1*, los efectos de la presión sobre la contracción del lecho son significativamente diferentes, de tal forma que la contracción del lecho tiende a desaparecer conforme aumenta la presión, mientras que la velocidad del gas correspondiente a la mínima altura del lecho reflejada por la porosidad (ϵ), disminuye con un incremento en la presión como se aprecia de dichas figuras. Estos efectos fueron observados por *Jiang et al.* (1997) y *Luo et al.* (1997a), quienes como ya se mencionó, encontraron que la contracción del lecho es menos notable a presiones altas, y esta tiende a desaparecer conforme se incrementa la presión.

Para el caso del *modelo 2*, en la Fig. 5.14 también se presentan los resultados para la porosidad del lecho en función del *número de Reynolds* del gas (Re_g) a varias condiciones de operación. En este caso, el análisis de los resultados de porosidad del lecho se realiza con respecto a la temperatura y a la variación del Re_l , principalmente. En general de esta figura se puede ver que la porosidad del lecho aumenta, cuando disminuye la temperatura de operación de 35 a 19 °C, lo cual puede ser más fácilmente apreciable si se considera el caso particular en donde el $Re_g = 0$, es decir cuando se tiene un sistema fluidizado *líquido-sólido*. Por otra parte también puede verse que el aumento de la porosidad del lecho se da cuando se incrementa la velocidad superficial del líquido (o bien el Re_l), a una velocidad superficial del gas dada (en este caso $U_g = 0$), esta observación esta de acuerdo con lo visto por otros investigadores.

El fenómeno de contracción del lecho para el caso del *modelo 2*, y tal como se observó para el *modelo 1*, puede analizarse con base en el efecto de la temperatura principalmente. Como se aprecia en la Fig. 5.14 o bien de las Figs. 5.7 - 5.12, la disminución de temperatura de 35 a 19 °C, produce un efecto semejante al producido por el aumento de presión en el *prototipo 2* sobre la porosidad del lecho, así como en el fenómeno de contracción del lecho, ya que para este caso la contracción del lecho también tiende a desaparecer pero con respecto a la disminución de la temperatura.

Observemos que el valor de las principales propiedades físicas de los fluidos en este intervalo de temperaturas de operación analizado, aumentan de forma considerable cuando se disminuye la temperatura en el caso del *modelo 2*, tal como se aprecia en las gráficas de éstas

propiedades para la mezcla *GPP-GLP* presentadas en el Apéndice C, (ver Figs. C.18, C.19 y C.20). Así, para este intervalo de temperatura, se aprecia claramente el efecto que tiene la disminución de este parámetro sobre el aumento en el valor de las principales propiedades físicas de la mezcla *GPP-GLP*. Un efecto semejante sobre las propiedades físicas del *Paratherm NF* ocurre cuando al incrementar la presión en el *prototipo 2*, se da un incremento considerable en el valor de estas propiedades tal como se observa en las gráficas para el *Paratherm NF* reportadas en el Apéndice C (ver Figs. C.14, C.15 y C.16).

En resumen, para el caso de los emparejamientos 5 a 10, los cinco grupos adimensionales se emparejaron lo suficiente, de tal forma que la similitud en las tendencias de la porosidad en función del Re_g , para todos los casos emparejados es altamente alentadora como se observa en las gráficas reportadas. En estas gráficas para ambos sistemas experimentales, la porosidad del lecho se incrementa cuando aumenta el Re_l y el Re_g , aunque el efecto del Re_l es más grande. La similitud hidrodinámica para el *prototipo 2* y el *modelo 2*, se logró más fácilmente debido a que para este caso, el emparejamiento de los grupos adimensionales fue sumamente favorable en comparación con los obtenidos para el caso del *prototipo 1* y el *modelo 1*. Cabe mencionar que los esfuerzos hechos para lograr un mejor emparejamiento de los grupos adimensionales para el *prototipo 2* y *modelo 2*, dependieron en gran parte de la selección adecuada de los fluidos (gas y líquido) en el *modelo 2*, que presentaron propiedades físicas cercanas a las de los fluidos empleados en el *prototipo 2* a las condiciones de operación seleccionadas.

Finalmente, de los resultados presentados para los emparejamientos 1 a 10, se desprende el hecho de que la simulación en la operación de sistemas fluidizados a alta presión y alta temperatura, se puede realizar en efecto con sistemas en frío, operados a presión atmosférica y temperaturas cercanas a la ambiente. Además los efectos de presión sobre la expansión del lecho (en los sistemas operados a condiciones severas), tiene una correspondencia con los efectos de temperatura sobre la expansión del lecho en los sistemas operados a condiciones atmosféricas, ya que los incrementos de presión para los primeros y los decrementos de temperatura en los segundos, inciden de forma semejante en el incremento de la porosidad del lecho para ambos sistemas en cuestión. Con relación al efecto de la velocidad superficial del líquido y del gas (en ambos sistemas experimentales), estos parecen estar en concordancia con lo reportado por otros investigadores, ya que la porosidad o expansión del lecho se incrementa cuando aumenta el Re_l y Re_g , además de que el efecto del Re_l es más considerable.

5.1.2. Retención de fases

En esta sección se presentan y analizan los principales resultados para la retención de fases o fracciones volumen de gas, líquido y sólidos, de forma conjunta, correspondientes a los emparejamientos 1 a 10 presentados con anterioridad. Desafortunadamente en varios casos no fue posible realizar la comparación de resultados para la retención de gas y de líquido, esto principalmente para el caso de los emparejamientos 1 a 4, correspondientes al *prototipo 1* y *modelo 1*, lo cual se debió a que en los trabajos de investigación de *Jiang et al. (1997)* -de donde se tomó la información correspondiente para el *prototipo 1*- solo se presentaron resultados para la porosidad del lecho y consecuentemente para la retención de sólidos, de tal forma que para estos casos en la presente sección, no se presenta ninguna comparación de resultados para las retenciones de fases, entre el *prototipo 1* y el *modelo 1*. Algo similar ocurre específicamente para el emparejamiento 6 correspondiente al *prototipo 2* y *modelo 2*.

Como se vió en el Capítulo 4, para cada evento experimental llevado a cabo en los modelos, es posible determinar los principales parámetros hidrodinámicos tales como porosidad (ϵ), retención de gas (ϵ_g), retención de líquido (ϵ_l) y retención de sólidos (ϵ_s). Claramente se tiene que la porosidad del lecho esta directamente relacionada con la retención de sólidos, lo que implica que describir el comportamiento de la porosidad del lecho, en un sistema en particular, es equivalente directamente a describir el comportamiento de la retención de sólidos, en este mismo sistema. Como en la sección anterior se describió la porosidad del lecho para los emparejamientos 5, 7, 8, 9 y 10, que aquí nos ocupan, en la presente sección se omite consecuentemente la descripción del comportamiento para la retención de sólidos, tanto para los prototipos como para los modelos, aunque en las gráficas presentadas, se incluye y comentan escuetamente los resultados referentes a la retención de sólidos para ambos sistemas experimentales.

Debido a que el objetivo fundamental del presente trabajo de tesis es el de simular las condiciones de operación de un sistema a alta presión y alta temperatura, mediante la operación de un sistema experimental a nivel laboratorio a condiciones atmosféricas, con la ayuda de la teoría del análisis dimensional y la similitud dinámica y en particular con los fundamentos del *Teorema Pi de Buckingham*, a continuación se presentará la comparación de resultados para las retenciones de fases, obtenidas tanto para los prototipos, como para los modelos, a las condiciones de operación y de flujo correspondientes, que permitieron tal simulación, y verificar de forma *cualitativa* en base a estos parámetros, cual es el grado o nivel de semejanza obtenido, similarmente a como se procedió en la sección anterior para el caso de la porosidad del lecho.

En las Figs. 5.15 - 5.19, que corresponden a los emparejamientos 5, 7, 8, 9 y 10, respectivamente, se muestran graficadas simultáneamente, para ambos sistemas experimentales, las retenciones de gas (ϵ_g), líquido (ϵ_l) y sólidos (ϵ_s), conjuntamente, contra el *número de Reynolds* del gas (Re_g), para un valor dado del *número de Reynolds* del líquido, Re_l . En cada gráfica presentada se indican tanto las condiciones de operación y de flujo a que fueron sometidos ambos sistemas experimentales. En estas gráficas los puntos vacíos representan al *prototipo 2*, mientras que los puntos sólidos representan al *modelo 2*. De tal forma que los puntos en forma de cuadrados corresponden a las retenciones de gas, los puntos en forma de círculos corresponden a las retenciones de líquido y los puntos en forma de triángulos corresponden a las retenciones de sólidos, tanto para el *prototipo 2* como para el *modelo 2*. Evidentemente, en estas gráficas las condiciones de operación y de flujo fueron descritas anteriormente cuando se trató el comportamiento de la porosidad del lecho para los emparejamientos que nos ocupan, por tal razón en esta sección se omite tal descripción.

En la Fig. 5.15 se muestran los resultados de retención de fases (ϵ_g , ϵ_l y ϵ_s) correspondientes al emparejamiento 5. Aquí podemos ver que para las condiciones de operación (*presión y temperatura*) y bajo las mismas condiciones de flujo adimensionales ($Re_l = 1.15$ y $0 \leq Re_g \leq 10.93$) presentadas tanto para el *prototipo 2* como para el *modelo 2*, la retención de gas, para un mismo valor del Re_g , resultó ser siempre mayor para el *modelo 2*, mientras que la retención de líquido para el mismo valor del Re_g , resultó ser siempre menor para el *modelo 2*. Las diferencias entre estos valores son considerables sobre todo a Re_g altos, sin embargo las tendencias entre las retenciones de gas y de líquido para ambos sistemas, cualitativamente guardan un alto grado de semejanza hidrodinámica. Por ejemplo para el caso de la retención de gas, se observa un efecto semejante entre ambos sistemas experimentales, como se aprecia en la gráfica de la Fig. 5.15,

donde para un incremento en el Re_g , hay un aumento en la retención o fracción volumen de gas, en el *prototipo 2* como en el *modelo 2*. Sucede un comportamiento similar en las tendencias, para el caso de la retención o fracción volumen de líquido, ya que al incrementar el Re_g , en ambos sistemas experimentales la retención de líquido disminuye. Además para este mismo emparejamiento se observa cualitativamente la semejanza entre las tendencias para la retención de sólidos, entre ambos sistemas, y para ambos casos cuando se incrementa el Re_g , la retención de sólidos disminuye monótonicamente.

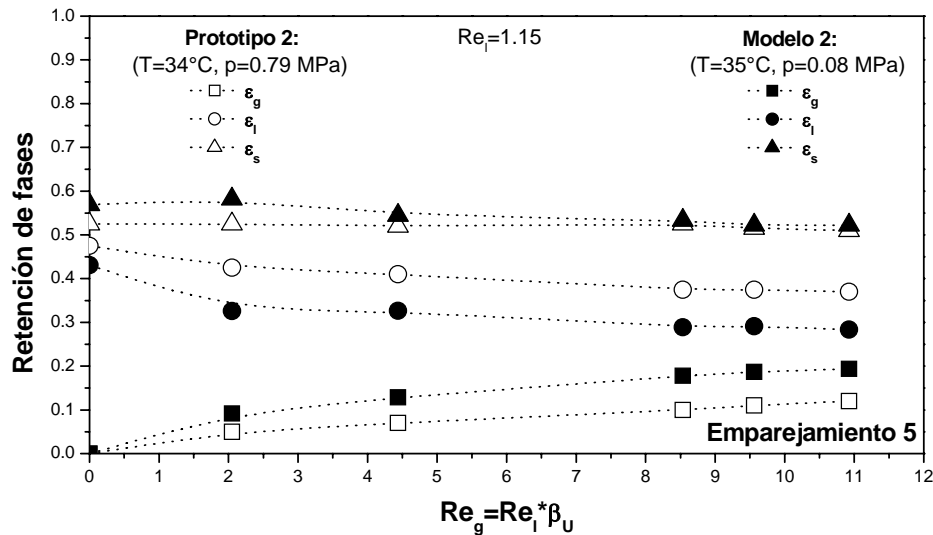


Figura 5.15. Retención de fases versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) en ambos sistemas, correspondiente al emparejamiento 5, para $Re_1 = 1.15$.

Para el caso del emparejamiento 7, en la Fig. 5.16 se observa que para las condiciones de operación y de flujo adimensionales reportadas ($Re_1 = 0.99$ y $0 \leq Re_g \leq 4.44$), se presentó un comportamiento sumamente similar al descrito para el emparejamiento 5. Para este caso, también el *modelo 2* presenta un valor mayor de retención de gas, para un mismo valor del Re_g , en comparación con el *prototipo 2*, además de que para este caso las diferencias entre los valores de retención de gas son pequeñas. Para la retención de líquido, se aprecia que para el mismo valor del Re_g , el valor de la retención de líquido es menor para el caso del *modelo 2*, sin embargo, aquí las diferencias entre los valores de retención de líquido son mucho más grandes que en el caso del emparejamiento 5. No obstante, se observa también para este emparejamiento, que las tendencias entre las retenciones de gas y líquido para ambos sistemas guardan cualitativamente un alto grado de semejanza hidrodinámica, lo cual concuerda con lo observado por otros investigadores. Cuando se incrementa el Re_g , la retención de gas aumenta considerablemente mientras que las retenciones del líquido y de los sólidos disminuye para ambos sistemas experimentales. Aquí también se observa una alta semejanza hidrodinámica entre las tendencias para la retención de sólidos, entre ambos sistemas.

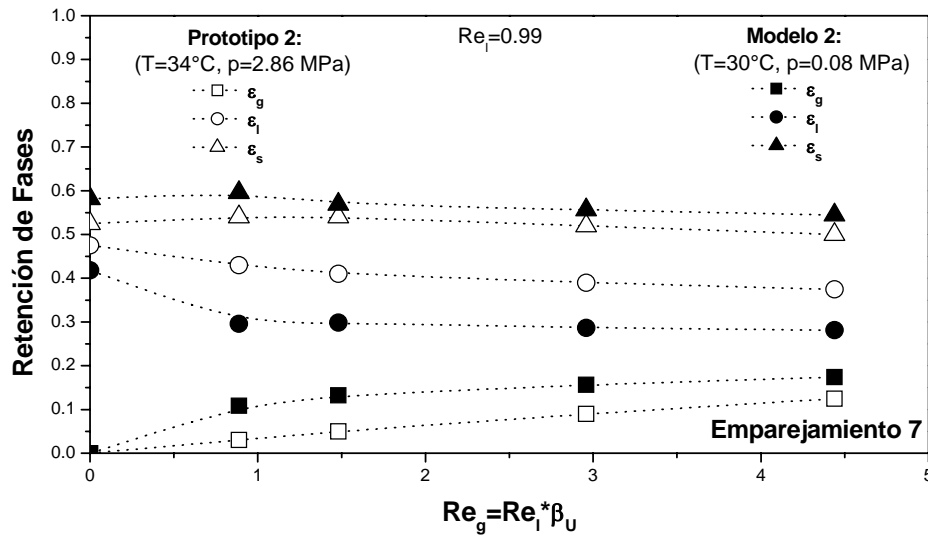


Figura 5.16. Retención de fases versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) en ambos sistemas, correspondiente al emparejamiento 7, para $Re_l = 0.99$.

En las Fig. 5.17 (a) y 5.17 (b), se presentan los resultados para la retención de fases correspondientes al emparejamiento 8. Para el caso de la Fig. 5.17 (a), a las condiciones de operación y mismas condiciones de flujo adimensionales ($Re_l = 0.88$ y $0 \leq Re_g \leq 9.16$), ambos sistemas experimentales presentan un comportamiento similar para la retención de gas, líquido y sólidos en función del Re_g , parecido completamente a lo descrito para los emparejamientos anteriores, en donde las tendencias de la retención de gas y de líquido con respecto al aumento del Re_g , cualitativamente guardan un alto grado de semejanza hidrodinámica, algo similar sucede también entre las tendencias para la retención de sólidos, entre ambos sistemas. Asimismo, cuando se incrementa el Re_g , la retención de gas aumenta y disminuyen las retenciones del líquido y de los sólidos para ambos sistemas experimentales.

En la Fig. 5.17 (b), las condiciones de flujo adimensionales tanto para el *prototipo 2* como para el *modelo 2*, corresponden a un $Re_l = 2.67$ y $0 \leq Re_g \leq 6.80$, en donde se aprecia que las tendencias entre la retención de gas y de líquido en ambos sistemas experimentales, difieren en comparación a las reportadas en los emparejamientos anteriores. Para el caso de la retención de gas se tiene que el valor de ésta se mantiene mayor para el *modelo 2* solo en el intervalo $0 \leq Re_g \leq 1.83$, mientras que para el intervalo $1.83 < Re_g \leq 6.80$, el valor de la retención de gas es mayor para el *prototipo 2*. En cuanto a la retención de líquido, se aprecia claramente que el valor de ésta, siempre es mayor para el caso del *prototipo 2*. Sin embargo, las tendencias de las retenciones de fases, en función del Re_g , particularmente para cada sistema experimental, están completamente de acuerdo con lo hasta ahora comentado en los emparejamientos 5 y 7. Hasta este emparejamiento podemos ver que para ambos sistemas experimentales cuando se incrementa el Re_g , la retención de gas aumenta y las retenciones del líquido y de los sólidos disminuyen.

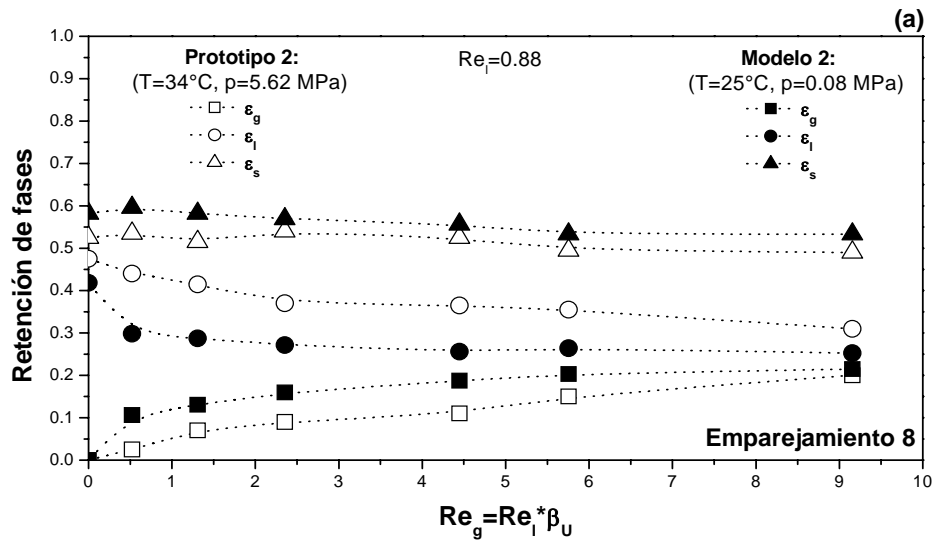


Figura 5.17 (a). Retención de fases versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) en ambos sistemas correspondiente al emparejamiento 8, para $Re_1 = 0.88$.

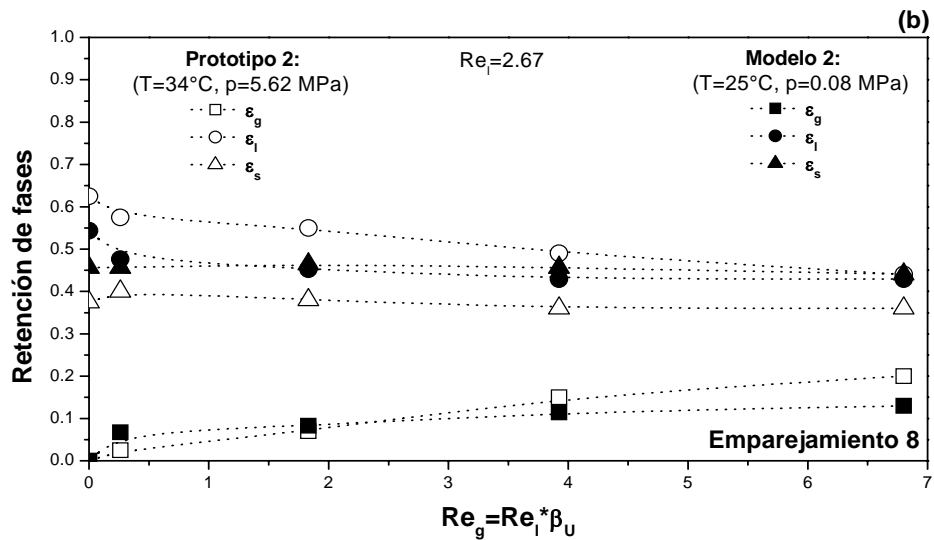


Figura 5.17 (b). Retención de fases versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) en ambos sistemas correspondiente al emparejamiento 8, para $Re_1 = 2.67$.

En la Fig. 5.18 (a) se presenta el caso del emparejamiento 9, para el cual se presentan los resultados de retención de fases para ambos sistemas experimentales, a dos condiciones de flujo adimensionales diferentes, a las condiciones de operación para cada sistema y a las mismas condiciones de flujo adimensionales presentadas ($Re_1 = 0.77$ y $0 \leq Re_g \leq 5.96$), se puede observar que para el caso de la retención de gas, para los mismos valores de Re_g , nuevamente el valor de

éste parámetro para el *modelo 2* esta siempre por arriba del valor correspondiente para el *prototipo 2*, aunque para este caso las diferencias entre ambos valores son pequeñas. Ahora bien para el caso de la retención de líquido en el *modelo 2*, este parámetro es siempre menor en comparación al presentado para el *prototipo 2*, para los mismos valores del Re_g . Así, de los resultados gráficos, se aprecia claramente que las tendencias para todas las retenciones presentadas para este emparejamiento, en función del Re_g , reiteradamente tienen cualitativamente un alto grado de similitud hidrodinámica entre ambos sistemas. Además de que para ambos sistemas experimentales cuando se incrementa el Re_g , la retención de gas aumenta y la retención de líquido y de sólidos disminuye.

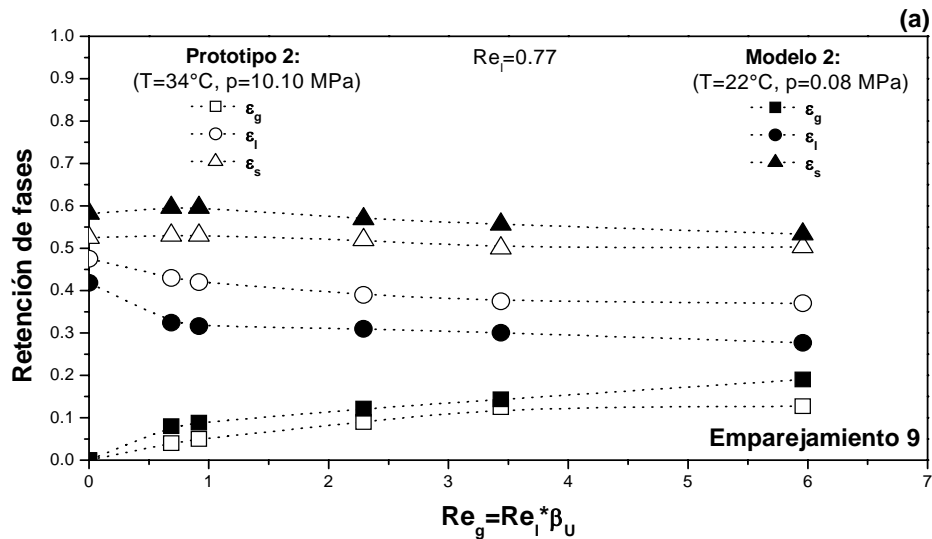


Figura 5.18 (a). Retención de fases versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) en ambos sistemas correspondiente al emparejamiento 9, para $Re_l = 0.77$.

Para la situación presentada en la Fig. 5.18 (b), a las condiciones de operación presentadas para cada sistema y a las mismas condiciones de flujo adimensionales de $Re_l = 2.34$ y $0 \leq Re_g \leq 5.73$, para ambos sistemas experimentales, se aprecia un comportamiento para la retención de fases en función del Re_g , similar al presentado para el emparejamiento 8 de la Fig. 5.17 (b). Para el caso de la retención de gas se tiene que el valor de esta se mantiene mayor para el *modelo 2* en el intervalo $0 \leq Re_g \leq 2.75$, mientras que para el intervalo $2.75 < Re_g \leq 5.73$, el valor de la retención de gas es mayor para el *prototipo 2*. Respecto a la retención de líquido, se aprecia claramente que el valor de esta, es siempre mayor para el caso del *prototipo 2*. Análogamente para este caso, las tendencias para todas las retenciones presentadas para este emparejamiento -en función del Re_g - tienen un grado aceptable de similitud hidrodinámica entre ambos sistemas. Además de que también cuando se incrementa el Re_g , la retención de gas aumenta y las retenciones de líquido y sólidos disminuyen, para ambos sistemas experimentales.

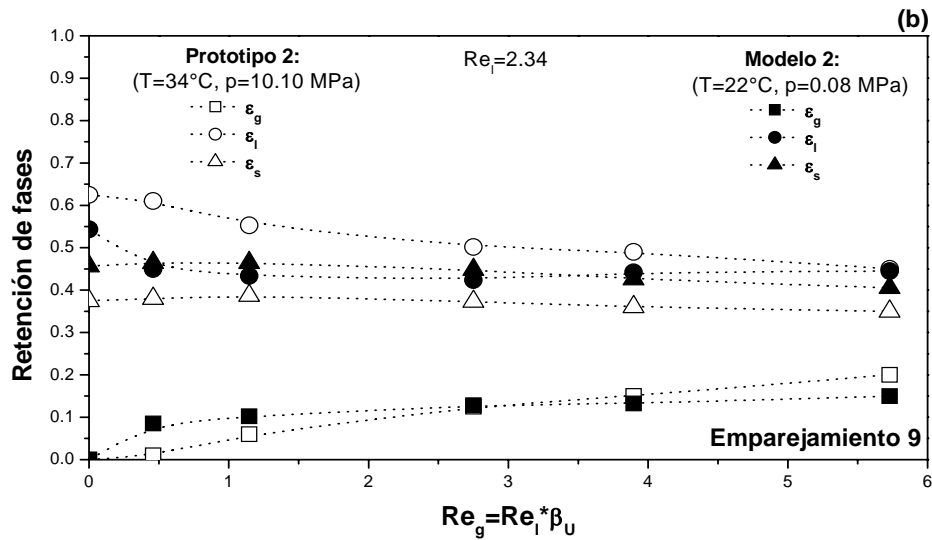


Figura 5.18 (b). Retención de fases versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) en ambos sistemas correspondiente al emparejamiento 9, para $Re_l = 2.34$.

Finalmente en las Figs. 5.19 (a) y 5.19 (b) correspondientes al emparejamiento 10, se presentan los resultados de retención de fases para ambos sistemas experimentales, a dos condiciones de flujo adimensionales diferentes y a diferentes condiciones de presión. En el caso de la Fig. 5.19 (a) se observa que a las mismas condiciones de flujo adimensionales de $Re_l = 0.70$ y $0 \leq Re_g \leq 3.97$, el valor de la retención de gas, para los mismos valores de Re_g , es mayor para el *modelo 2*, aunque para este caso en general, las diferencias entre ambos valores son considerables. Ahora bien, la retención de líquido en el *prototipo 2* es siempre mayor que para el *modelo 2*, a los mismos valores del Re_g . De estos resultados se aprecia que las tendencias para todas las retenciones presentadas en este emparejamiento -en función del Re_g - presentan cualitativamente un grado de similitud hidrodinámica aceptable entre los dos sistemas. En el caso de la retención de sólidos se aprecia también un aceptable grado de semejanza en las tendencias para ambos sistemas. Además se observa que cuando se incrementa el Re_g , la retención de gas aumenta y la retención de líquido y de sólidos disminuye, para ambos sistemas experimentales.

En la Fig. 5.19 (b) se observa que a las condiciones de flujo adimensionales presentadas ($Re_l = 2.13$ y $0 \leq Re_g \leq 5.22$), el comportamiento para la retención de fases en función del Re_g , es similar a lo presentado para el emparejamiento 8 de la Fig. 5.17 (b) y para el emparejamiento 9 de la Fig. 5.18 (b). Para éste caso la retención de gas presenta un valor mayor en el *modelo 2* solo en el intervalo $0 \leq Re_g \leq 3.13$, mientras que para el intervalo $3.13 < Re_g \leq 5.22$ este comportamiento se invierte, es decir, el valor de la retención de gas es mayor para el *prototipo 2*. Respecto a la retención de líquido, se aprecia claramente que el valor de esta, es siempre mayor para el caso del *prototipo 2*.

En todos los casos presentados, las tendencias de las retenciones de fases -en función del Re_g - para cada sistema en particular, están completamente de acuerdo con lo observado por otros investigadores. Cabe mencionar que también se observa que cuando se incrementa el Re_g , la

retención de gas aumenta mientras las retenciones de líquido y sólidos disminuyen, para ambos sistemas experimentales.

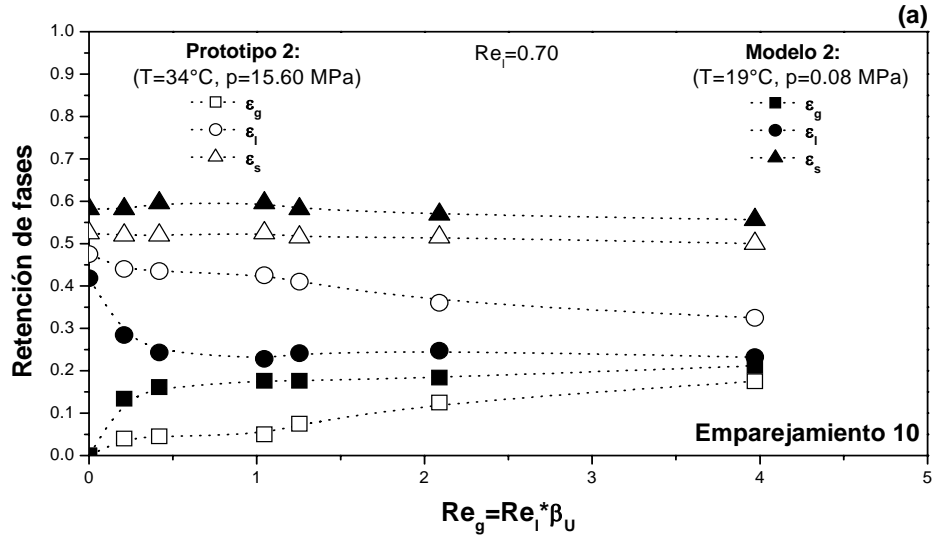


Figura 5.19 (a). Retención de fases versus número de Reynolds del gas (Re_g) en ambos sistemas correspondiente al emparejamiento 10, para $Re_l = 0.70$.

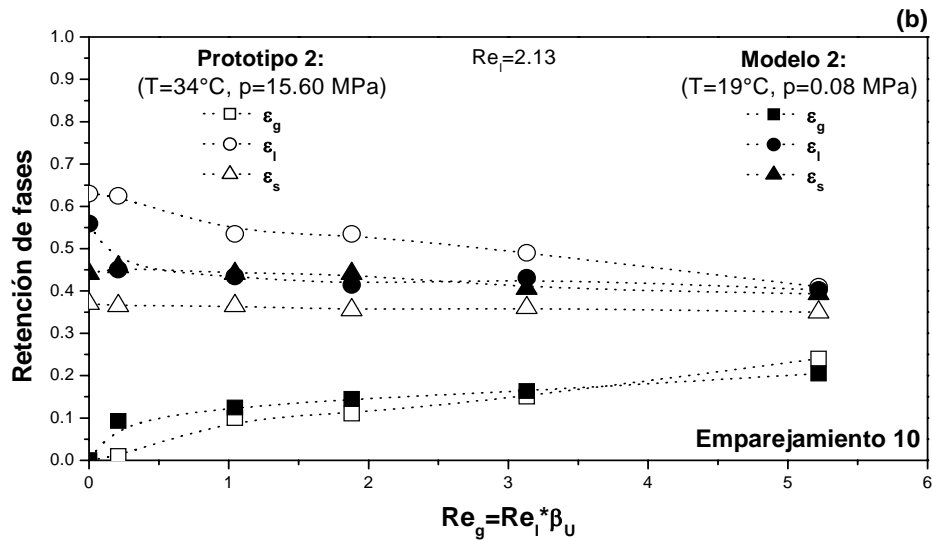


Figura 5.19 (b). Retención de fases versus número de Reynolds del gas (Re_g) en ambos sistemas correspondiente al emparejamiento 10, para $Re_l = 2.13$.

En resumen, a partir de las Figs. 5.15 - 5.19, correspondientes a los emparejamientos 5, 7, 8, 9 y 10 para el caso del *prototipo 2* y el *modelo 2*, y de la comparación de resultados para las

retenciones de fases se observó claramente que la retención de gas fue en general siempre mayor para el *modelo 2*, para casi todos los valores del Re_g igualados (un valor promedio de la retención de gas para el *modelo 2* fué de 0.120, mientras que para el *prototipo 2* fué de 0.084), esto debido probablemente a la naturaleza espumante del fluido empleado en el *modelo 2*, lo que propicia una mayor retención de gas en el sistema experimental de tres fases empleado y que se comentará más adelante. Asimismo, la retención de líquido siempre fue mayor en el *prototipo 2*, para todos los valores del Re_g (un valor promedio de la retención de líquido para el *prototipo 2* fué de 0.469, mientras que para el *modelo 2* fué de 0.360). Finalmente la retención de sólidos siempre fue mayor para el *modelo 2* en comparación con el del *prototipo 2* (un valor promedio de la retención de sólidos para el *modelo 2* fué de 0.520, mientras que para el *prototipo 2* fué de 0.461).

En general se observó que a partir de los resultados gráficos mostrados en las Figs. 5.15 - 5.19, correspondientes a los emparejamientos 5, 7, 8, 9 y 10, el comportamiento de las retenciones de fases en función del Re_g , entre ambos sistemas experimentales, *cualitativamente* guardan un alto grado de similitud, como se constató a partir de las tendencias de estos parámetros hidrodinámicos. De tal forma que la divergencia en las tendencias entre los valores de retención de fases, para ambos sistemas experimentales, prácticamente se mantiene constante, esto como se ha mencionado, debido a la forma del emparejamiento de los grupos adimensionales en cuestión y la selección apropiada de los fluidos empleados para la operación del *modelo 2*.

Así, el grado aceptable de similitud obtenido desde el punto de vista *cualitativo* para los emparejamientos 5 a 10, a partir del escalamiento de las propiedades hidrodinámicas y en base a la similitud geométrica y al emparejamiento de los cinco grupos adimensionales (M , E_o , Re_l , β_d y β_U) dependió en gran parte de la selección adecuada del fluido líquido para el *modelo 2*, el cual presenta propiedades físicas -a presión atmosférica y bajas temperaturas (19 - 35 °C) cercanas a las del fluido líquido empleado en el *prototipo 2*- a las condiciones de operación seleccionadas, sin embargo, esto no bastó para lograr que los parámetros hidrodinámicos fueran iguales completamente. Según *Macchi* (2002), las principales *propiedades físicas del líquido* son suficientes para caracterizar el comportamiento de la coalescencia de las burbujas o espumado en los sistemas de lecho ebullente, tal como lo afirma en su trabajo de tesis doctoral titulado “Simulación hidrodinámica adimensional de reactores multifásicos a alta presión, sujetos a espumar”, de esta observación se desprende el hecho consecuentemente, que las propiedades físicas del fluido líquido seleccionado para el *modelo 2*, permitirían caracterizar la coalescencia de la burbuja o espumado de un sistema, de una forma aproximada a la coalescencia o espumado para el *prototipo 2*, lo cual ayudaría a reducir las diferencias en cuanto a la proporción de coalescencia o espumado entre ambos sistemas experimentales. Este es un argumento fuerte que puede demostrarse o debatirse como parte de otro trabajo de investigación. Sin embargo en el presente trabajo de tesis a pesar de que las propiedades físicas del líquido se aproximaron, estas no bastaron para caracterizar la coalescencia de las burbujas o el espumado, ya que en el caso de estudio del *modelo 2* se presentó el fenómeno de espumado, mientras que para el caso del *prototipo 2*, se desconoce la presencia del fenómeno de coalescencia o espumado, o ninguno de ambos.

Como se mencionó los principales grupos adimensionales que engloban las propiedades físicas de los fluidos son el número de *Morton* (M) y el número de *Eötvös* (E_o), a partir de la definición de estos números, se podrá ver que en efecto, estos pueden igualarse en ambos

sistemas experimentales, con la selección adecuada de fluidos que presenten propiedades físicas similares entre sí en ambos sistemas a las condiciones de operación correspondientes.

Macchi (2002), en su tesis doctoral hace una observación importante: “los *líquidos multicomponentes y contaminados* presentan efectos interfaciales que reducen la proporción de coalescencia de las burbujas, disminuyendo la velocidad de ascenso de las burbujas y resultando esto en una alta retención de gas que en comparación con líquidos monocomponentes puros bajo condiciones similares”. La magnitud de los efectos interfaciales depende del tamaño de las burbujas y es mucho más importante para los casos en que $E_o < 40$. *Macchi* (2002), encontró también que la densidad del gas parece ser un parámetro importante así como el régimen de flujo de las burbujas, cuando se intenta igualar los cinco grupos adimensionales presentados anteriormente.

Para los emparejamientos 5 a 10, se logró una selección apropiada de los fluidos (N_2 y mezcla *GPP-GLP*) empleados en el *modelo 2*, los cuales, a las condiciones de operación determinadas, presentan propiedades físicas cercanas a las de los fluidos empleados para el *prototipo 2* (N_2 y *Paratherm NF*) a condiciones de operación severas, además se logró emparejar las condiciones de flujo adimensionales para la operación de ambos sistemas experimentales, permitiendo en conjunto, un excelente emparejamiento de los cinco grupos adimensionales antes mencionados hasta donde fue posible, y consecuentemente como se ha visto, la simulación de las condiciones de operación de sistemas de lecho ebullente a alta presión y alta temperatura, fué posible mediante la operación de sistemas de lecho ebullente a nivel laboratorio operados a presión atmosférica y bajas temperaturas, lo cual *cualitativamente* se ve directamente reflejado en el grado de similitud hidrodinámica alcanzado, para las tendencias de los principales parámetros hidrodinámicos que se analizaron en el presente trabajo.

En cambio, la dificultad de obtener un grado de semejanza alta en las tendencias de los principales parámetros hidrodinámicos, en los emparejamientos 1 a 4, para el caso del *prototipo 1* y *modelo 1*, se debió esencialmente a que para estas situaciones no fue posible mejorar el emparejamiento de los principales grupos adimensionales (*número de Morton* y el *número de Eötvös*) que engloban las principales propiedades de los fluidos, aunque en general el emparejamiento fue estadísticamente satisfactorio tal como se verá en la sección del análisis estadístico de variación de parámetros que se presenta más adelante. En síntesis, la igualación de los números M y E_o para los emparejamientos 1 a 4 no fue completamente posible, ya que no se pudo contar con un fluido líquido en el *modelo 1* que presentara características físicas parecidas a las del *prototipo 1*.

Finalmente se puede comentar que en casos en donde la presión es bastante alta al grado que la densidad del gas es comparable con la densidad del líquido -tal como ocurre en los prototipos operados a alta presión- debe incorporarse un sexto grupo adimensional, $\beta_{d_{II}} = \rho_g / \rho_l$ a la lista anterior. Sin embargo, dentro de la operación de los modelos la densidad del gas (ρ_g) es prácticamente despreciable con respecto a la densidad del líquido (ρ_l) y evidentemente el emparejamiento de este sexto grupo adimensional no puede conseguirse a las condiciones de operación utilizadas para los modelos, por lo que una alternativa para lograr el emparejamiento de este último grupo adimensional, es que los modelos cuenten con un gas que presente una alta densidad a condiciones atmosféricas. Por lo que para estudios futuros se recomienda hacer el

esfuerzo por seleccionar tanto el líquido como el gas, de tal forma que se tengan propiedades físicas semejantes entre ambos sistemas experimentales a estudiar, a las condiciones de operación correspondientes a fin de que permitan igualar los grupos adimensionales M y E_0 por completo, evidentemente hasta donde sea posible.

En general se observó un aceptable comportamiento hidrodinámico semejante entre ambos sistemas, a partir de los emparejamientos 1 a 10, lo cual está de acuerdo como una primera aproximación con los objetivos planteados en el presente trabajo de tesis. De tal forma que fue posible (con ligeras diferencias) simular las condiciones de operación de los sistemas a alta presión y alta temperatura (tomados de la literatura, prototipos) con sistemas de lecho ebullente operados a nivel laboratorio a presión atmosférica y temperaturas cercanas a la ambiente (modelos). Además, también se observó que el comportamiento de las tendencias de retención de fases con respecto al incremento del Re_g -para los sistemas experimentales operados por separado- están completamente de acuerdo con las tendencias y comportamiento reportados por otros investigadores como se verá en la siguiente sección, donde se analizará el comportamiento global de la retención de fases en ambos sistemas experimentales (modelos y prototipos), utilizando los datos disponibles que nos permitan hacerlo.

5.2. Comportamiento global de la retención de fases en los prototipos y en los modelos

Como se ha mencionado, es posible realizar de forma económica y relativamente sencilla el estudio hidrodinámico de los sistemas de lecho ebullente operados a alta presión, mediante la teoría del análisis dimensional y la similitud dinámica. El objetivo central de la presente tesis es simular las condiciones de operación de los sistemas de lecho ebullente operados a alta presión mediante sistemas de lecho ebullente a nivel laboratorio operados a condiciones atmosféricas. El grado de similitud y divergencia de datos, obtenidos en las tendencias de los principales parámetros hidrodinámicos permiten discernir entre una buena o mala simulación realizada.

Como parte del presente trabajo de tesis, y sin ser el objetivo de ésta, fue posible también hacer un pequeño análisis cualitativo del comportamiento de la retención de fases desde un punto de vista *global* en ambos sistemas experimentales. Este análisis a pesar de ser poco profundo, nos permite ver con claridad, cómo es que a partir de la teoría del análisis dimensional y la similitud dinámica, puede obtenerse información necesaria y suficiente para realizar análisis más detallados del comportamiento hidrodinámico de los sistemas operados a alta presión y alta temperatura. Así, una vez entendida correctamente la técnica aquí analizada, es posible generar en trabajos futuros algunas correlaciones con más detalle, mismas que ayudarán a predecir el comportamiento hidrodinámico de estos sistemas.

A continuación en las siguientes secciones se analiza el comportamiento hidrodinámico por separado de los sistemas experimentales empleados para los emparejamientos 1 a 10. Se presentarán y analizarán los resultados de retención de cada una de las fases, y se expondrá el comportamiento de estos parámetros hidrodinámicos en función del *número de Reynolds* del gas (Re_g) a varias condiciones de operación y de flujo en una misma gráfica. Asimismo, se mostrará el comportamiento de las retenciones de fases con respecto a las variaciones de presión (para los prototipos), de temperatura (para los modelos) y a la variación del Re_g y Re_l (para prototipos y modelos).

5.2.1. Comportamiento global de la retención de gas

En las Figs. 5.21, 5.22 y 5.23 se presentan los resultados para la retención de gas en función del *número de Reynolds* del gas (Re_g) a varias condiciones de operación y de flujo, correspondientes al *modelo 1*, *prototipo 2* y *modelo 2*, respectivamente.

Para el caso de los resultados del *modelo 1* presentados en la Fig. 5.21, el análisis de la retención de gas se realiza con respecto a la variación del Re_g , Re_l y la temperatura, principalmente. Como se observa en la gráfica, la retención de gas se incrementa notablemente con respecto a los incrementos en la velocidad superficial del gas, y de aquí del Re_g , mientras que en general no hay una dependencia significativa con respecto al aumento de la velocidad superficial del líquido, y por consiguiente del Re_l . Para el caso del efecto de la temperatura sobre el comportamiento de la retención de gas, se aprecia que para fines prácticos no hay una dependencia fuerte con respecto a la variación de temperatura sobre la retención de gas, por lo menos dentro del intervalo aquí analizado (22 a 24 °C \pm 0.2 °C).

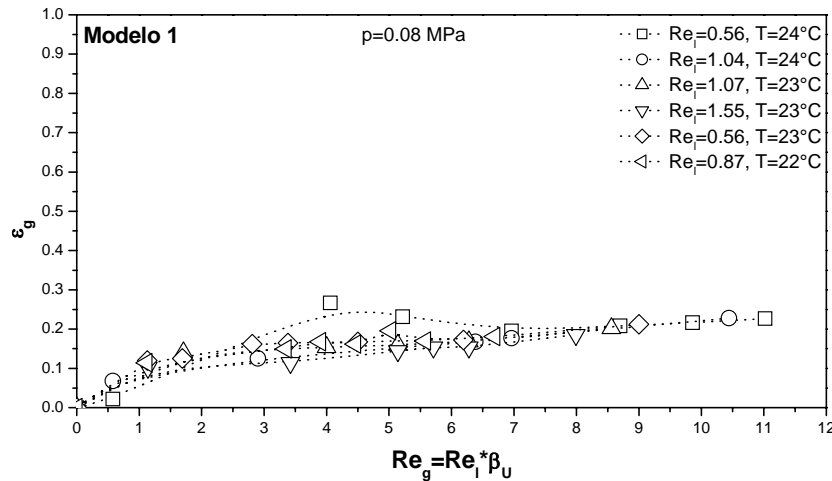


Figura 5.21. Retención de gas versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) a varias condiciones de operación y de flujo correspondientes al *modelo 1*.

En la Fig. 5.22, se presentan los resultados correspondientes al *prototipo 2*. El análisis de resultados para la retención de gas se realiza con respecto a la variación del Re_g , Re_l y de presión, principalmente. Para esta situación se observa que la retención de gas aumenta considerablemente con respecto a los incrementos de la velocidad superficial del gas o bien del Re_g , tal como sucede en el sistema operado a presión atmosférica correspondiente al *modelo 1* (mostrado anteriormente). Además se observa que con respecto al incremento de la velocidad superficial del líquido y por consiguiente del Re_l , el incremento de la retención de gas resulta poco significativo a Re_g pequeños, pero es considerable sobre todo cuando se opera a Re_g altos. Por otra parte al incrementar la presión de operación del sistema de 0.79 a 15.60 MPa, la retención de gas se incrementa notablemente, principalmente a Re_g altos. Aquí se observa que el efecto de la presión y el efecto de la velocidad superficial del líquido, sobre la retención de gas (a Re_g altos) son aditivos.

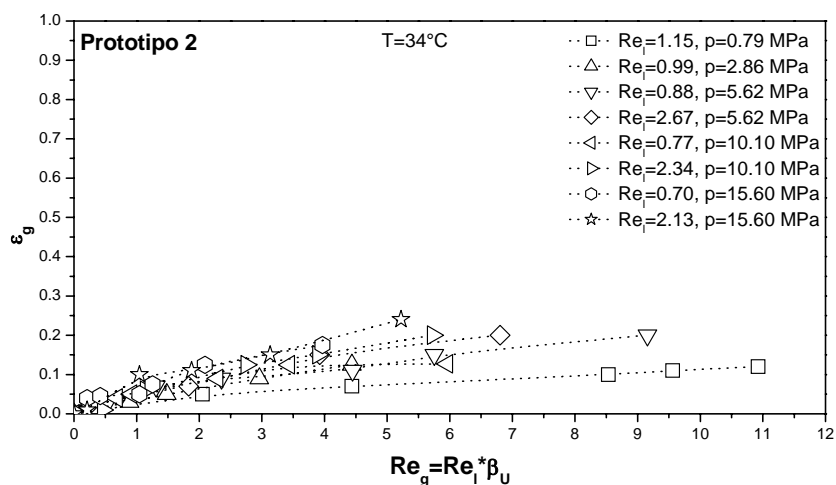


Figura 5.22. Retención de gas versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) a varias condiciones de operación y de flujo correspondientes al *prototipo 2*.

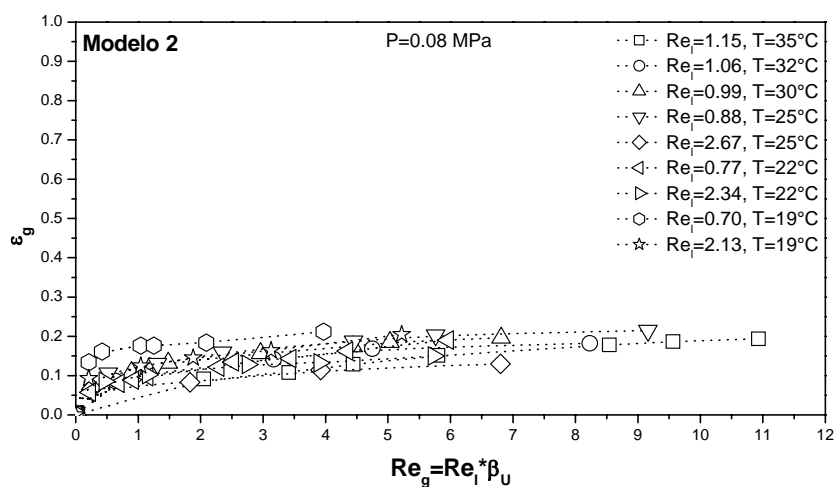


Figura 5.23. Retención de gas versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) a varias condiciones de operación y de flujo correspondientes al *modelo 2*.

Para el *modelo 2* presentado en la Fig. 5.23, se analizaron los resultados de retención de gas con respecto a la variación del Re_g , Re_l y la temperatura, principalmente. Se observó que para este caso la retención de gas también se incrementa considerablemente con respecto a los incrementos de la velocidad superficial del gas, y de aquí del Re_g , además se observa que respecto al incremento de la velocidad superficial del líquido (o del Re_l), existe una dependencia ligera de ésta con respecto al incremento de la retención de gas. Finalmente se observa de forma clara que al disminuir la temperatura de operación de 35 a 19 °C, la retención de gas se incrementó ligeramente, esto probablemente debido a que a bajas temperaturas se observó el fenómeno de espumado en el sistema *gas-líquido*, propiciándose así una mayor retención de gas.

Mediante el formato presentado para los resultados de retención de gas, es posible ver cualitativamente en conjunto, cual es el grado o nivel de similitud entre la operación de los dos sistemas. En particular debido a la disponibilidad de datos se puede comparar las tendencias de retención de gas en forma conjunta, presentadas en las Figs. 5.22 y 5.23, para el *prototipo 2* y el *modelo 2*, respectivamente.

De los resultados anteriores para el *prototipo 2*, se observa que existen efectos aditivos sobre la retención de gas, entre la velocidad superficial de gas (o bien el Re_g) y la presión de operación del sistema, principalmente, de tal forma que si se combinan aumentos de velocidad superficial del gas con incrementos en presión, evidentemente se mejora la retención de gas. Para el caso de modelos y prototipos, se observa que la velocidad superficial del líquido (o bien el Re_l), no tiene efectos dominantes sobre la retención de gas, tanto en sistemas a alta presión como en sistemas a condiciones atmosféricas.

Las tendencias previamente vistas para la retención de gas tanto en los *modelos 1* y *2*, operados a condiciones atmosféricas, como en el *prototipo 2*, operado a condiciones severas, están completamente de acuerdo con lo observado por *Fan* (1989); *Nigam* y *Schumpe* (1996), en donde ellos reportan que la retención de gas tiene una fuerte dependencia con la velocidad del gas, y en consecuencia del Re_g , mientras que no hay una dependencia significativa con respecto a la velocidad de flujo del líquido, y por consiguiente del Re_l .

En las tendencias para la retención de gas presentadas para el *prototipo 2*, se observan los efectos de la presión sobre dicho parámetro, tal como lo reportan *Luo et al.* (1997a) quienes observaron un incremento en la retención de gas o fracción volumen del gas cuando la presión se incrementa en un sistema con partículas pequeñas. *Luo et al.* (1997a) estudiaron los efectos de la presión sobre el intervalo de 0.1 - 15.6 MPa, y encontraron que la reducción del tamaño de burbuja producido por un incremento en la presión conduce a un incremento en la transición de la velocidad del gas, del régimen de burbuja dispersa al régimen de burbuja en coalescencia, y un aumento en la retención de gas. Por su parte *Jiang et al.* (1997) estudiaron los efectos de la presión sobre el comportamiento de retención de gas dentro de un lecho con sección transversal rectangular. El lecho se operó con aire, agua y partículas esféricas de vidrio a presiones por arriba de 1 MPa. También observaron una disminución en el tamaño de burbuja así como una estrecha distribución del tamaño de burbuja, asimismo observaron un incremento en la retención de gas cuando la presión se incrementa en un sistema con partículas pequeñas.

Según las observaciones visuales en sistemas de lecho fluidizado de tres fases a presión alta, llevadas a cabo por *Luo et al.* (1997a, 1997b), la presión suprime la coalescencia de las burbujas y refuerza el rompimiento de las burbujas por las partículas. También observaron que el distribuidor de gas tiende a generar burbujas más pequeñas bajo condiciones de presión extremas. En conjunto todos estos factores promueven la existencia de burbujas pequeñas y relativamente lentas que mejoran la retención de gas. Sin embargo, el efecto principal de la presión parece ocurrir a presiones más bajas, consecuentemente a presiones mayores su efecto parece quedar fuera de comparación.

Con base en las observaciones hechas por los investigadores antes mencionados puede decirse que la retención de gas es afectada por las variaciones de las características de las burbujas y consecuentemente de los regímenes de flujo. La disminución del tamaño promedio de

las burbujas y la distribución del tamaño de burbujas llegan a reducirse con respecto a los incrementos en la presión. La reducción del tamaño de burbuja conduce a un incremento en la transición de la velocidad del gas del régimen de burbujas dispersas al régimen de burbujas en coalescencia. Para sistemas en el régimen de burbujas dispersas donde tanto la retención de gas como la velocidad de ascenso de la burbuja están uniformemente distribuidas en el lecho, la retención de gas y la velocidad de ascenso de la burbuja están relacionadas por (Fan, 1989)

$$\varepsilon_g = \frac{U_g}{U_b} \quad (5.1)$$

de tal forma que la velocidad de ascenso de la burbuja (U_b), disminuye con la reducción del tamaño de burbuja, esto es claro a partir de la Ecn. (5.1), ya que retenciones altas de gas pueden lograrse en lechos operados a alta presión en donde como ya se mencionó anteriormente prevalecen las burbujas pequeñas, en comparación con los sistemas operados a baja presión, en donde las burbujas grandes son relativamente más comunes.

La Ecn. 5.1 esta completamente de acuerdo con lo observado para el caso del *prototipo 2*, ya que de ésta se desprende la existencia de un doble efecto sobre la retención de gas, tal como lo observado por Luo *et al.* (1997a), pues cuando se incrementa la velocidad superficial del gas, la retención de gas aumenta y cuando se incrementa la presión del sistema, las burbujas tienden a ser más pequeñas, por lo tanto su velocidad disminuye; esto implica una mayor retención de gas, y de aquí la existencia del doble efecto sobre la retención de gas.

En resumen se puede decir que la presión afecta significativamente el comportamiento hidrodinámico de los reactores de lecho ebullente debido a su efecto sobre el comportamiento de la burbuja y sobre las propiedades físicas del líquido. Mientras que tanto para los sistemas operados a condiciones severas y condiciones atmosféricas, la retención de gas mantiene una fuerte dependencia con la velocidad del gas, y por lo tanto del Re_g , por lo que no hay una dependencia significativa con respecto a la velocidad de flujo del líquido, y por consiguiente del Re_l .

5.2.2. Comportamiento global de la retención de líquido

Para el caso de la retención de líquido, al igual que lo mostrado para la retención de gas, se dispusieron de resultados para presentarlos de forma conjunta solo en los casos del *modelo 1*, *prototipo 2* y *modelo 2*, de tal forma que en las Figs. 5.24, 5.25 y 5.26, respectivamente, se presentan los resultados para la retención de líquido en función del *número de Reynolds* del gas (Re_g) a varias condiciones de operación y de flujo.

Para el caso de los resultados del *modelo 1* (ver Fig. 5.24), el análisis de la retención de líquido puede realizarse con respecto a la variación del Re_g , Re_l y temperatura, principalmente. Como se observa en la gráfica, en general la retención de líquido disminuye notablemente con respecto a los incrementos en la velocidad superficial del gas, y por consecuencia del Re_g , mientras que evidentemente como se observa, la retención de líquido se incrementa considerablemente con respecto al aumento de la velocidad superficial del líquido, y por consiguiente del Re_l . De aquí se manifiesta la existencia de efectos competitivos entre la

velocidad superficial del gas y del líquido. Para el caso del efecto de la temperatura sobre el comportamiento de la retención de líquido, se aprecia que esta también aumenta de forma notable cuando disminuye la temperatura de operación dentro del sistema de 24 a 22 °C, existiendo así una dependencia relativamente fuerte con respecto a esta variable. Cabe mencionar que al disminuir la temperatura, la viscosidad del líquido se incrementa.

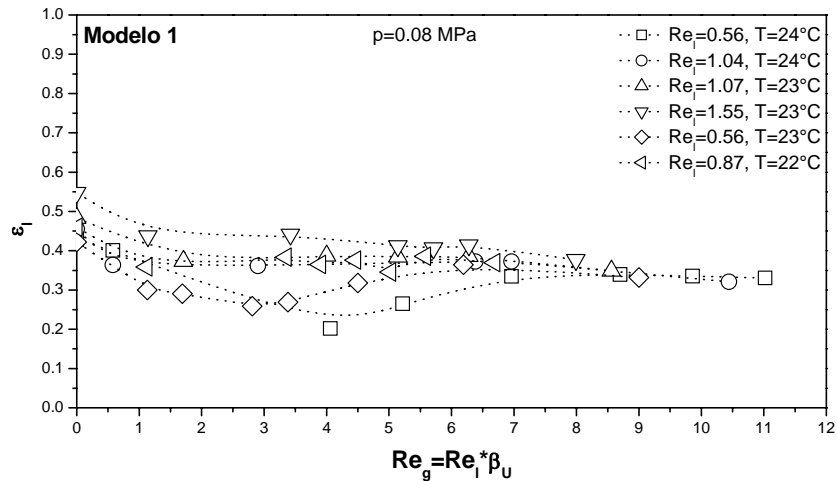


Figura 5.24. Retención de líquido versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) a varias condiciones de operación y de flujo correspondientes al *modelo 1*.

Para el caso del *prototipo 2* (ver Fig. 5.25), el análisis de resultados de retención de líquido se realiza considerando la variación del Re_g , Re_l y de presión, principalmente. Para esta situación se observa que la retención de líquido disminuye considerablemente con respecto a los incrementos de la velocidad superficial del gas, y de aquí del Re_g , tal como sucede en el sistema operado a presión atmosférica (*modelo 1*) mostrado anteriormente. Además se observa que con respecto al incremento de la velocidad superficial del líquido (o del Re_l), se da un aumento en la retención de líquido. Por otra parte, al incrementar la presión de operación del sistema, la retención de líquido también se incrementa, debido principalmente a que al aumentar la presión del sistema, la viscosidad de los fluidos aumenta. En consecuencia se observan efectos aditivos entre la presión y la velocidad superficial del líquido, sobre la retención de líquido, a Re_g bajos.

En la Fig. 5.26 se presentan los resultados correspondientes al *modelo 2*, de donde se puede realizar un análisis de resultados para la retención de líquido a varias condiciones de operación y de flujo, a partir de la variación del Re_g , Re_l y de temperatura principalmente, como se hizo para el caso del *modelo 1*. Para la situación del *modelo 2*, se observa como la retención de líquido disminuye monótonicamente con respecto a los incrementos de la velocidad superficial del gas, y de aquí del Re_g , tal como sucede en los sistemas experimentales analizados anteriormente. Al incrementar la velocidad superficial del líquido, o bien el Re_l , la retención de líquido aumenta considerablemente, como es de esperarse. Mientras que al disminuir la temperatura de operación del sistema de 35 a 19 °C, la retención de líquido se incrementa sustancialmente. Para el caso del *modelo 2* se presentan efectos aditivos sobre el aumento de la retención de líquido; por una parte el incremento de la velocidad del líquido y por otro la disminución de la temperatura. Este último

parámetro incide directamente en un incremento de la viscosidad del líquido, y de aquí en un aumento en la retención de líquido.

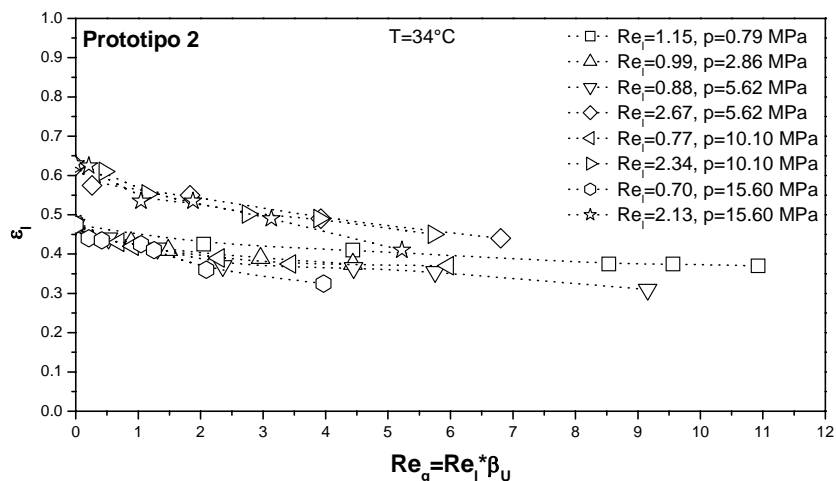


Figura 5.25. Retención de líquido versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) a varias condiciones de operación y de flujo correspondientes al *prototipo 2*.

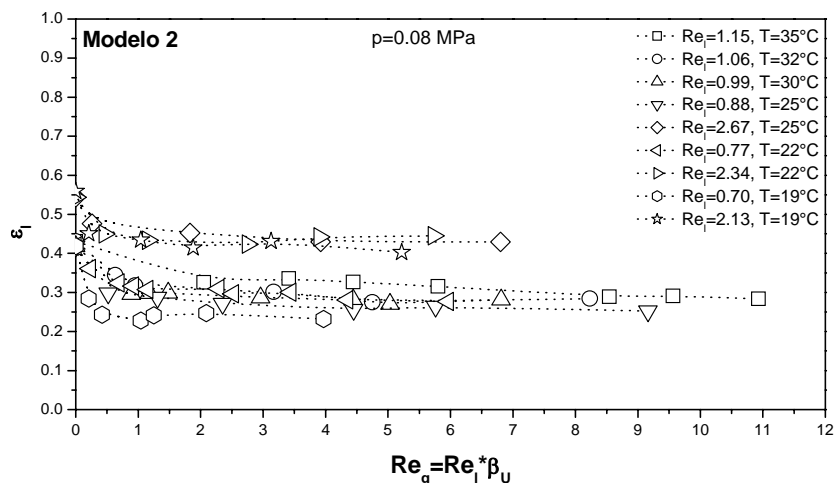


Figura 5.26. Retención de líquido versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) a varias condiciones de operación y de flujo correspondientes al *modelo 2*.

Particularmente de los resultados de retención de líquido, obtenidos para el caso del *prototipo 2*, se aprecia la existencia de efectos competitivos sobre la retención de líquido, entre la velocidad superficial del gas (Re_g) y la presión de operación del sistema, principalmente. Así, los aumentos en la velocidad superficial del gas inciden en la disminución de la retención de líquido, mientras que los incrementos en la presión, incrementan consecuentemente la viscosidad de los fluidos (líquido y gas) y reducen el tamaño de las burbujas dentro del sistema, impactando

directamente en un incremento de la retención de líquido. Para el caso de modelos y prototipos, se observa que la velocidad superficial del líquido (o bien el Re_l), como es de esperarse, tiene efectos significativos sobre la retención de líquido tanto en sistemas a alta presión como en sistemas a condiciones atmosféricas. También el efecto de la temperatura sobre la retención de líquido, para el caso de los modelos, tiene un impacto significativo.

Las tendencias previamente analizadas para la retención de líquido tanto en los *modelos 1 y 2*, operados a condiciones atmosféricas, como en el *prototipo 2*, operado a condiciones severas, están completamente de acuerdo con lo observado por *Luo et al. (1997)*, en donde ellos reportan que la retención de líquido es una función fuerte de la velocidad superficial del líquido, y por tanto del Re_l , mientras que no hay una disminución de la retención de líquido significativa con respecto al incremento de la velocidad de flujo del gas, y por consiguiente del Re_g . Adicionalmente, la retención de líquido se incrementa cuando se incrementa la presión de operación del sistema.

5.2.3. Comportamiento global de la retención de sólidos

Como se comentó al inicio de la Sección 5.1.2, la porosidad del lecho (ϵ) está directamente relacionada con la retención de sólidos (ϵ_s), lo que implica que describir el comportamiento de la porosidad del lecho de un sistema en particular, es equivalente a describir el comportamiento de la retención de sólidos en ese mismo sistema. En esta sección se omite consecuentemente la descripción del comportamiento para la retención de sólidos a varias condiciones de operación y de flujo, tanto para los modelos como para los prototipos, esto debido a que en las Figs. 5.5, 5.6, 5.13, y 5.14 ya se presentaron los resultados para la porosidad del lecho a varias condiciones de operación y de flujo, correspondientes al *prototipo 1*, *modelo 1*, *prototipo 2* y *modelo 2*, respectivamente, por lo que se puede revisar la Sección 5.1.1, para tener una descripción equivalente del comportamiento de la retención de sólidos, pues la retención de sólidos es igual a $1 - \epsilon$, donde ϵ es la porosidad del lecho. De tal forma en las Figs. 5.27, 5.28, 5.29, y 5.30 solo se presentan los resultados para la retención de sólidos en función del *número de Reynolds* del gas (Re_g) a varias condiciones de operación y de flujo, correspondientes al *prototipo 1*, *modelo 1*, *prototipo 2* y *modelo 2*, respectivamente.

En general solo se puede comentar que para todos los casos presentados en los prototipos, en las Figs. 5.27 y 5.29, se observa que la retención de sólidos disminuye monótonicamente con respecto al incremento de la velocidad superficial del gas (o bien del Re_g), mientras que el efecto de la velocidad superficial del líquido incide notablemente en una disminución de la retención de sólidos. Respecto al efecto de la presión, en general la retención de sólidos disminuye ligeramente con respecto a los incrementos de presión.

Para los casos presentados en los modelos, en las Figs. 5.28 y 5.30 se observa que la retención de sólidos disminuye también de forma monótonica con respecto al incremento de la velocidad superficial del gas (o bien del Re_g), mientras que por su parte el efecto de la velocidad superficial del líquido incide notablemente en una disminución de la retención de sólidos, sobre todo a Re_g bajos. Respecto al efecto de la temperatura, en general la retención de sólidos disminuye ligeramente con respecto a la disminución de la temperatura.

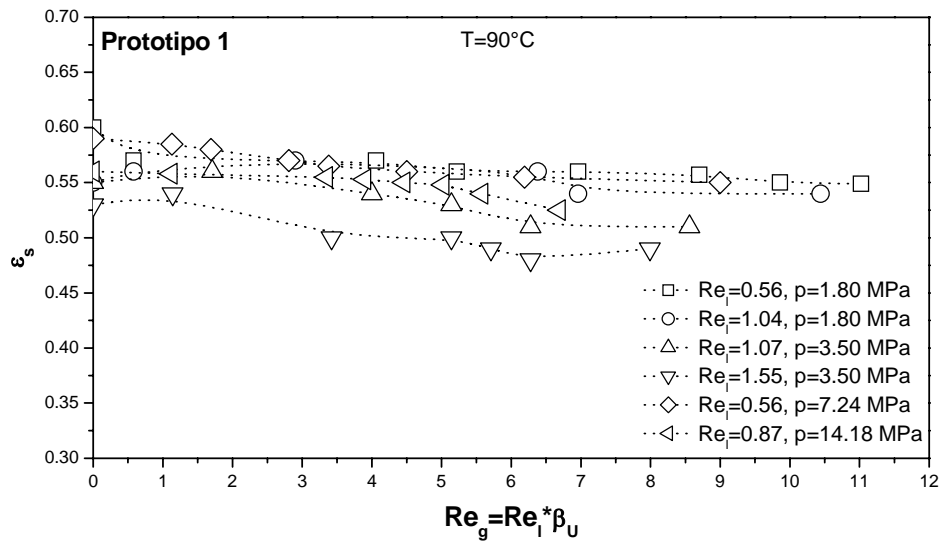


Figura 5.27. Retención de sólidos versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) a varias condiciones de operación y de flujo correspondientes al *prototipo 1*

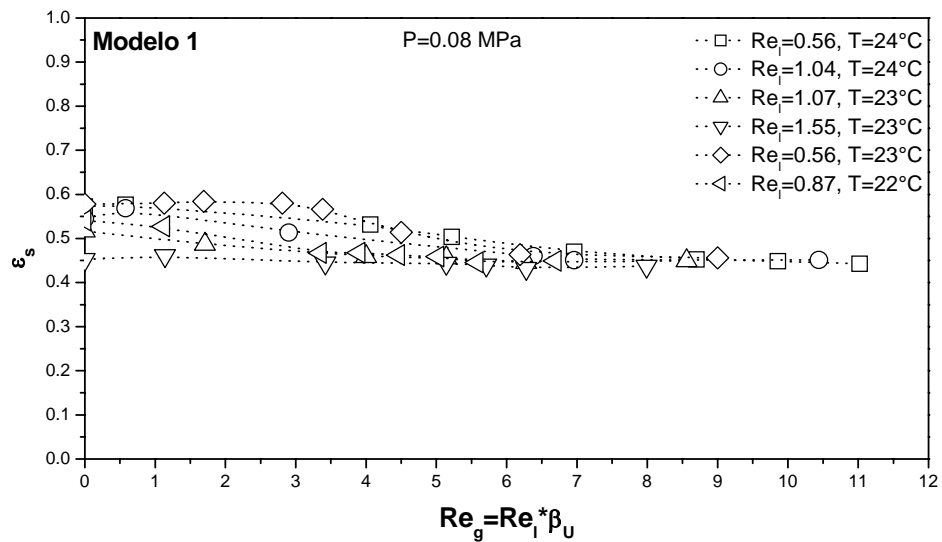


Figura 5.28. Retención de sólidos versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) a varias condiciones de operación y de flujo correspondientes al *modelo 1*.

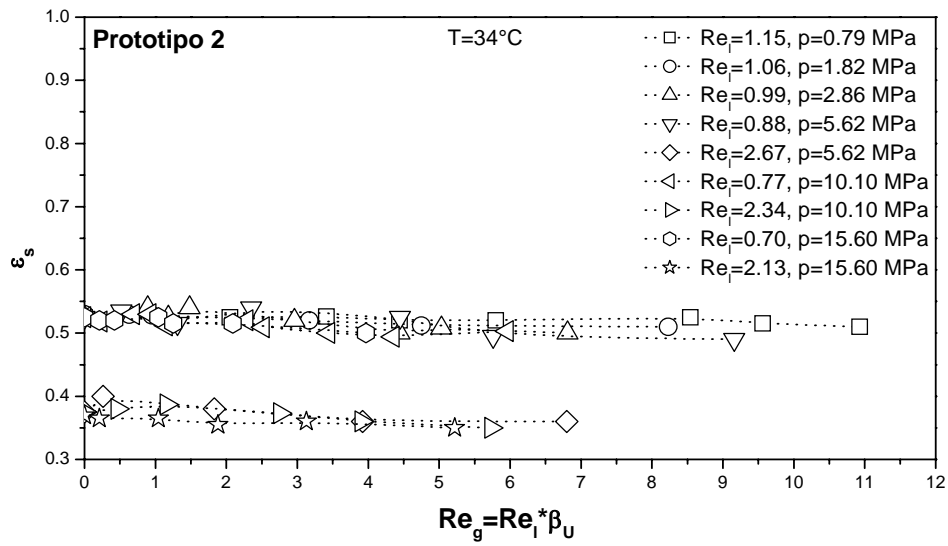


Figura 5.29. Retención de sólidos versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) a varias condiciones de operación y de flujo correspondientes al *prototipo 2*.

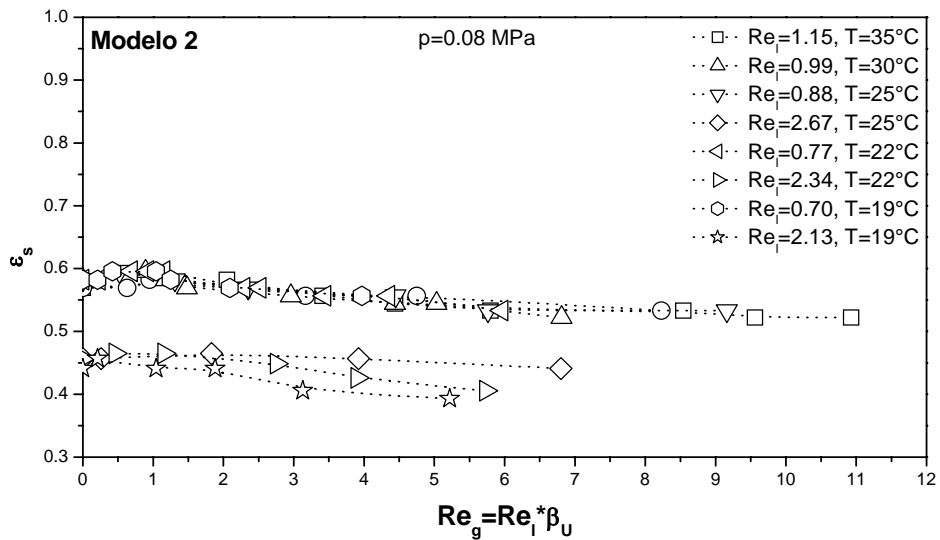


Figura 5.30. Retención de sólidos versus *número de Reynolds* del gas (Re_g) a varias condiciones de operación y de flujo correspondientes al *modelo 2*.

5.3. Transición del régimen de flujo

El comportamiento del flujo de burbujas en los lechos fluidizados de tres fases se caracteriza por tres regímenes de flujo: *el régimen de burbujas dispersas*, *el régimen de burbujas en coalescencia* y *el régimen de burbujas tipo campanas de Taylor*. El régimen de burbujas dispersas se caracteriza por presentar tamaños de burbuja relativamente uniformes, además de que el tamaño promedio de las burbujas es pequeño. En este régimen, no ocurre la coalescencia de burbujas. En contraste, en el régimen de burbujas en coalescencia las burbujas coalescen y tanto el tamaño como la velocidad de la burbuja son grandes por lo que exhiben una amplia distribución de tamaños y velocidades. En el régimen de burbujas tipo campanas de Taylor, el diámetro de la burbuja es comparativamente igual al diámetro de la columna.

El concepto del flux de arrastre del gas ha sido utilizado por muchos investigadores para analizar la transición entre el régimen de flujo de burbujas dispersas y el de burbujas en coalescencia en lechos fluidizados de tres fases. Para flujos *gas-líquido*, el flux de arrastre del gas se define como el flux volumétrico de gas relativo a una superficie en movimiento, a la velocidad promedio de las dos fases (Wallis, 1969). Esta definición se extendió a lechos fluidizados de tres fases (Darton y Harrison, 1975 y Fan, 1989). El flux de arrastre del gas (j_{cd}) en lechos fluidizados de tres fases se expresa mediante

$$j_{cd} = \frac{1 - \epsilon_g}{\epsilon_l} (U_g \epsilon_l - U_l \epsilon_g) \quad (5.2)$$

el cual se incrementa con la retención de gas en el régimen de flujo de burbujas dispersas, y parece aumentar en una proporción mucho más alta en el régimen de burbujas en coalescencia.

El efecto de la presión sobre la transición del régimen de flujo puede explicarse a través de la observación del flujo de burbujas en la Fig. 2.14. En dicha figura se observan unas cuantas burbujas grandes y un número grande de burbujas pequeñas que surgen simultáneamente de la superficie del lecho en el régimen de burbujas en coalescencia a presiones bajas (0.1 y 3.5 MPa). A medida que se incrementa la presión (6.8, 11.6 y 17.1 MPa), la frecuencia de aparición y el tamaño máximo de las burbujas grandes disminuye, provocando la reducción del tamaño promedio y el estrechamiento en la distribución del tamaño de burbujas. Por tanto, debido al amplio aumento en la presión, las burbujas grandes desaparecen y se observan burbujas de tamaño relativamente uniforme, lo cual es característico del régimen de burbujas dispersas.

El efecto de presión sobre la transición del régimen de flujo puede ser obtenido, fácilmente, analizando el flux de arrastre del gas en lechos fluidizados de tres fases como una función de la retención de gas. Además, también se puede obtener la velocidad de transición del gas, del régimen de flujo de burbujas dispersas al régimen de flujo de burbujas en coalescencia, trazando el flux de arrastre del gas como una función de la retención de gas, e identificando el cambio abrupto que sufre el valor del flux de arrastre del gas, como se observa en la Fig. 5.31 (Macchi et al., 2001).

Nuevamente sin hacer un análisis a detalle se presenta información importante que se desprende de la teoría del análisis dimensional y la similitud dinámica, para el estudio del

comportamiento hidrodinámico de los sistemas de lecho ebullente, esta información permitirá en futuras investigaciones profundizar en el estudio de los principales parámetros hidrodinámicos de los sistemas operados a condiciones severas, de una forma económica.

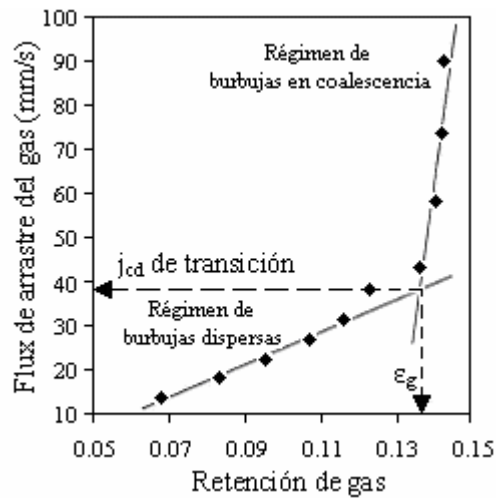


Figura 5.31. Ubicación de la transición del régimen de flujo para un sistema *gas-líquido-sólido* (Macchi *et al.*, 2001).

En las Figs. 5.32 - 5.36 se presentan los resultados para el flux de arrastre del gas (j_{cd}) como función de la retención de gas (ϵ_g) correspondientes a los emparejamientos 5, 7, 8, 9 y 10. Algunos investigadores como Luo *et al.* (1997a) especifican que en general dentro del régimen de flujo de burbujas dispersas, j_{cd} aumenta lentamente con respecto al incremento de la retención de gas, mientras que en el régimen de flujo de burbujas en coalescencia, el aumento de j_{cd} es notablemente más rápido. A partir de lo observado por estos investigadores se puede establecer aproximadamente el tipo de régimen de flujo que se tiene, con la ayuda de los valores graficados de j_{cd} contra ϵ_g . A partir de estas gráficas puede identificarse fácilmente el intervalo correspondiente de retención de gas en donde se ubica el régimen de flujo de burbujas dispersas y el de burbujas en coalescencia, además puede ubicarse el punto en donde ocurre un cambio brusco en la pendiente de las tendencias del flux de arrastre del gas como se puede ver en el ejemplo mostrado en la Fig. 5.31.

A partir de las tendencias del flux de arrastre del gas mostradas en la Fig. 5.32, correspondientes al emparejamiento 5, se observa como el valor de j_{cd} resulta ser en general siempre mayor para el caso del *prototipo 2*, además se observa a partir de las pendientes de estas tendencias como el *prototipo 2* tiende más rápidamente hacia el régimen de burbujas en coalescencia. Como se sabe esta identificación es importante ya que en determinados sistemas fluidizados convenientemente se prefiere tener un régimen de flujo de burbujas dispersas. La velocidad superficial del líquido a la que se operó el *prototipo 2* y el *modelo 2* para este emparejamiento es de 0.84 cm/s y 0.82 cm/s, respectivamente. Como se ha comentado previamente el carácter espumante del fluido empleado en el *modelo 2* incide directamente en un incremento de la retención de gas (ϵ_g), lo cual se ve directamente reflejado en una disminución del parámetro j_{cd} , esto en comparación con un sistema que presenta un menor valor del parámetro de retención de gas. Si se observa el término $1 - \epsilon_g$ de la ecuación Ecn. (5.2), puede darse cuenta

como esta influyendo cuantitativamente una mayor retención de gas debida al espumado del sistema *gas-liquido* sobre el parámetro j_{cd} .

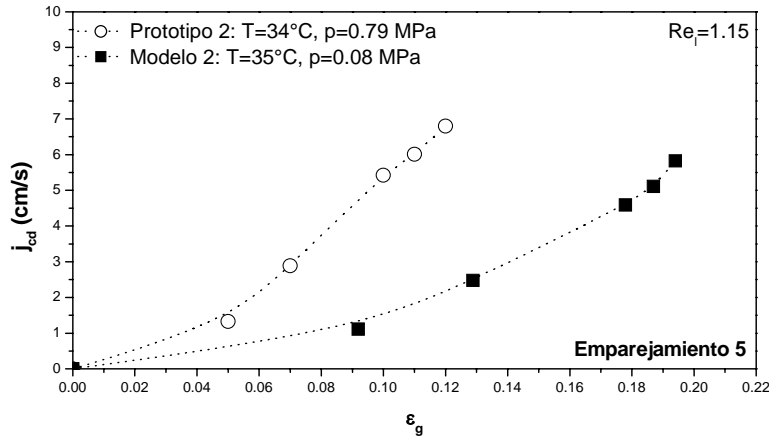


Figura 5.32. Flux de arrastre del gas (j_{cd}) versus retención de gas (ϵ_g) correspondiente al emparejamiento 5, para $Re_l = 1.15$.

En la Fig. 5.33 se presenta una situación similar a la de la gráfica presentada anteriormente. Aquí se puede observar como para el emparejamiento 7, el valor de j_{cd} resultó ser mayor en el *prototipo 2*, sin embargo para este sistema experimental se aprecia que la transición del régimen de flujo no se presenta por lo menos para los valores de retención de gas reportados. Para el caso del *modelo 2* se aprecia como se exhibe un cambio de régimen de flujo, el valor de la velocidad de transición del gas es de aproximadamente 0.5 cm/s, para una retención de gas de 0.12. Para este emparejamiento la velocidad superficial del líquido para el *prototipo 2* y el *modelo 2* fué de 0.84 cm/s y 0.88 cm/s, respectivamente.

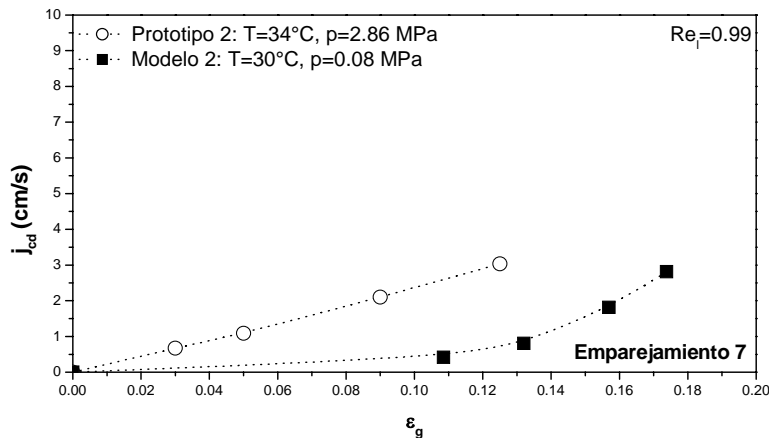


Figura 5.33. Flux de arrastre del gas (j_{cd}) versus retención de gas (ϵ_g) correspondiente al emparejamiento 7, para $Re_l = 0.99$.

De la Fig. 5.34 (a) correspondiente al emparejamiento 8, se observa como nuevamente el *modelo 2* cambia de régimen de flujo de burbujas dispersas al de burbujas en coalescencia, mientras que para el *prototipo 2* no se aprecia claramente el punto de la transición de régimen de flujo, sin embargo se observa que el valor del flux de arrastre del gas es en general mayor para el *prototipo 2*. Respecto al *modelo 2*, se aprecia que el régimen de burbujas dispersas prevalece sobre un amplio intervalo de retención de gas y que el flux de arrastre del gas en el régimen de burbujas en coalescencia también es mucho más pequeño para el *modelo 2* en comparación al *prototipo 2*. Aquí las velocidades superficiales de líquido para *prototipo 2* y *modelo 2* se establecieron en 0.84 cm/s y 1.00 cm/s, respectivamente.

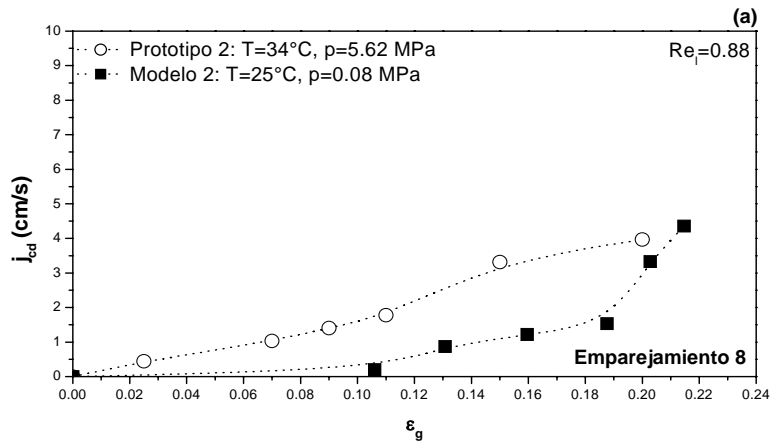


Figura 5.34 (a). Flux de arrastre del gas (j_{cd}) versus retención de gas (ϵ_g) correspondiente al emparejamiento 8, para $Re_l = 0.88$.

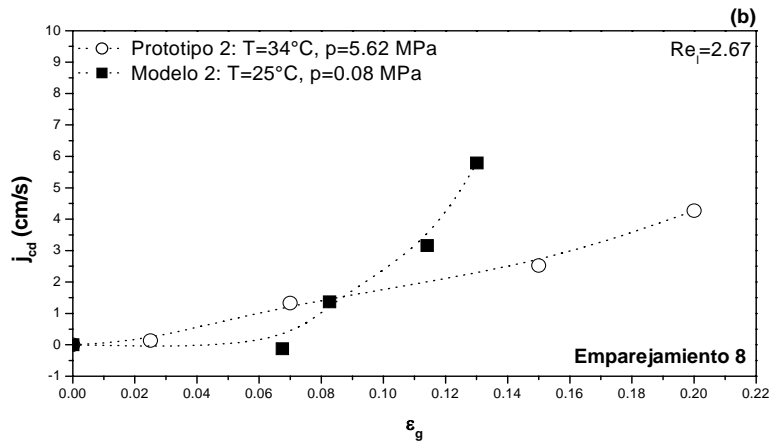


Figura 5.34 (b). Flux de arrastre del gas (j_{cd}) versus retención de gas (ϵ_g) correspondiente al emparejamiento 8, para $Re_l = 2.67$.

Para el caso de la Fig. 5.34 (b) correspondiente al emparejamiento 8, se tiene que ambos sistemas experimentales se operaron a un $Re_l = 2.67$. Esto implica evidentemente que las

velocidades superficiales del líquido tanto para el *prototipo 2* como para el *modelo 2* son más altas en comparación a las velocidades establecidas para el caso del inciso (a), y sus valores son de 2.55 cm/s y 3.00 cm/s, respectivamente. Aquí se aprecia como el *modelo 2* sufre un cambio de régimen más rápido en comparación al *prototipo 2*. Para el *prototipo 2* se aprecia claramente que no se presentó ninguna transición de régimen, es decir este sistema experimental operó predominantemente en el régimen de burbujas dispersas.

Ahora bien, para el caso del emparejamiento 9 también se presentan los resultados del flux de arrastre del gas en función de la retención de gas, para dos diferentes Re_l . En la Fig. 5.35 (a) se tiene un $Re_l = 0.77$, aquí se observa fácilmente que en ambos sistemas experimentales a las condiciones de operación y de flujo indicadas, se presentó la transición del régimen de flujo de burbujas dispersas al de burbujas en coalescencia, aunque este cambio se dió más rápidamente para el caso de la operación del *modelo 2*, sin embargo el valor del flux de arrastre del gas fue mayor para el caso del *prototipo 2*. La velocidad superficial del *prototipo 2* y del *modelo 2* para este emparejamiento se estableció en 0.84 cm/s y 0.99 cm/s, respectivamente.

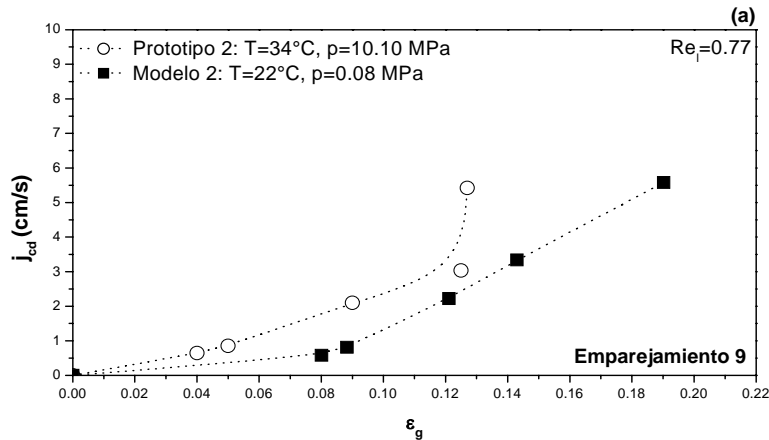


Figura 5.35 (a). Flux de arrastre del gas (j_{cd}) versus retención de gas (ϵ_g) correspondiente al emparejamiento 9, para $Re_l = 0.77$.

Para el caso de la Fig. 5.35 (b) tenemos un $Re_l = 2.34$, el cual es mayor que el Re_l del caso anterior. Aquí se observa como aparentemente el *prototipo 2* no sufre una transición del régimen de flujo, sin embargo para el caso del *modelo 2*, se aprecia claramente a partir del cambio brusco en la tendencia del flux de arrastre del gas, una transición de régimen de flujo. Para este caso la velocidad superficial del líquido para el *prototipo 2* y el *modelo 2* se estableció en 2.55 cm/s y 2.97 cm/s, respectivamente. Se puede decir a partir de lo observado en la gráfica de la Fig. 5.35 (b), que en el *prototipo 2* prevaleció el régimen de flujo de burbujas dispersas, mientras que en el *modelo 2* se presentó apresuradamente un cambio de régimen hacia el de burbujas en coalescencia.

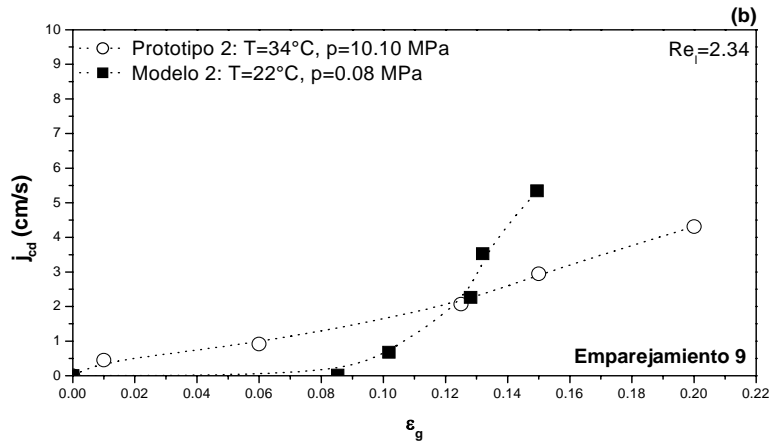


Figura 5.35 (b). Flux de arrastre del gas (j_{cd}) versus retención de gas (ϵ_g) correspondiente al emparejamiento 9, para $Re_1 = 2.34$.

Finalmente para el caso del emparejamiento 10, se presenta también los valores del flux de arrastre del gas para dos Re_1 diferentes, en la Fig. 5.36 (a) se tiene un $Re_1 = 0.70$, en este caso se observa un cambio de régimen de flujo tanto para el *prototipo 2* como para el *modelo 2*, sin embargo, se puede ver como en el *prototipo 2* se da un cambio de régimen más rápido que en el *modelo 2*, mientras que en el *modelo 2*, se tiene un amplio intervalo de operación para el régimen de flujo de burbujas dispersas. En el *prototipo 2* y el *modelo 2* se estableció para su operación una $U_1 = 0.84$ cm/s y $U_1 = 1.01$ cm/s, respectivamente.

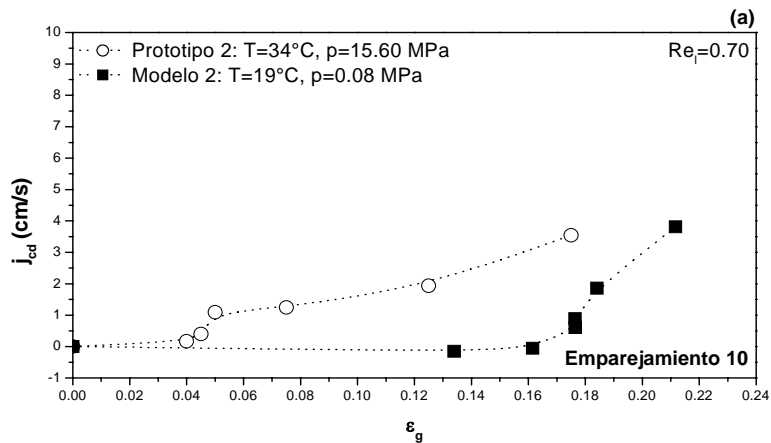


Figura 5.36 (a). Flux de arrastre del gas (j_{cd}) versus retención de gas (ϵ_g) correspondiente al emparejamiento 10, para $Re_1 = 0.70$.

En la Fig. 5.36 (b) se tiene un $Re_1 = 2.13$. A partir de las tendencias del flux de arrastre del gas, se observa como en ambos sistemas experimentales se presenta un cambio o transición de régimen de flujo. En el *prototipo 2* y el *modelo 2* se estableció para su operación una $U_1 = 2.55$ cm/s y $U_1 = 3.09$ cm/s, respectivamente. Para este emparejamiento aproximadamente el cambio

de régimen para el *modelo 2* ocurre para un valor de retención de gas de 0.11. Se puede apreciar también que el valor de j_{cd} es mayor en general para el *prototipo 2*.

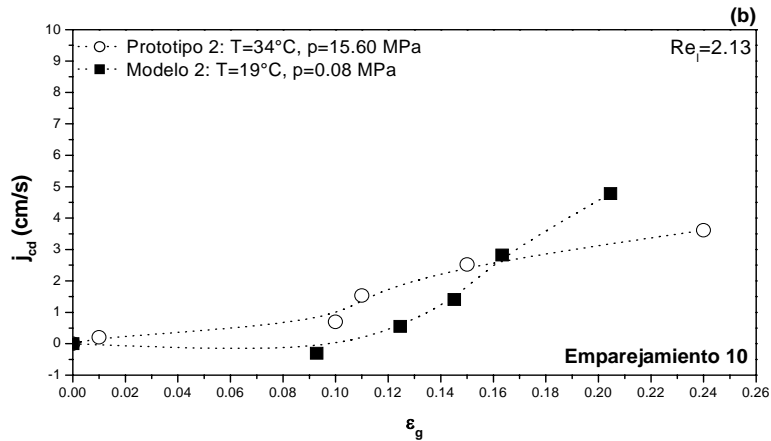


Figura 5.36 (b). Flux de arrastre del gas (j_{cd}) versus retención de gas (ϵ_g) correspondiente al emparejamiento 10, para $Re_l = 2.13$.

En general a partir de los resultados reportados en las gráficas mostradas en las Figs. 5.32 - 5.36, se observa que las tendencias para el flux de arrastre del gas están de acuerdo con lo observado por otros investigadores (*Jiang et al., 1997*), en donde se aprecia que el flux de arrastre del gas se incrementa lentamente con un aumento en la retención de gas en el régimen de burbujas dispersas, mientras que en el régimen de burbujas en coalescencia, la proporción del incremento del flux de arrastre del gas es mucho más grande. Este mismo fenómeno se verifica tanto en los sistemas experimentales operados a presión atmosférica (*modelo 2*), como en los sistemas experimentales operados a alta presión (*prototipo 2*).

Comúnmente el cambio de régimen de flujo de burbujas dispersas al de burbujas en coalescencia, se dió más prontamente para el caso del *modelo 2*, esto implica que el régimen de flujo de burbujas dispersas prevaleció en el *prototipo 2*, este efecto se ve reflejado directamente en el comportamiento de los parámetros hidrodinámicos.

Aunque para el caso de la transición de régimen no se hizo un análisis a detalle de este fenómeno, que permita establecer el grado de similitud hidrodinámica entre los sistemas experimentales emparejados, podemos decir finalmente que con estas perspectivas, la igualación entre los dos sistemas parece razonable, aunque muy lejana de ser perfecta, sin embargo esta información es sumamente importante para visualizar indirectamente el régimen de flujo en el que se encontraba cada sistema experimental a las condiciones de operación y de flujo correspondientes para cada emparejamiento.

Por otra parte, enseguida se hace un pequeño análisis con respecto al efecto de la presión sobre la transición de régimen de flujo para el caso del *prototipo 2*. En la Fig. 5.37, presentamos el flux de arrastre del gas como función de la retención de gas a varias condiciones de operación y de flujo correspondientes al *prototipo 2*. En las Fig. 5.38 y 5.39 se presentan separadamente

estas condiciones de operación para valores de Re_1 bajos y altos, respectivamente. A partir de las Figs. 5.37, 5.38 y 5.39 está claro que el régimen de burbujas dispersas prevalece sobre un amplio intervalo de retención de gas y que el flux de arrastre del gas en el régimen de burbujas en coalescencia es mucho más pequeño a altas presiones.

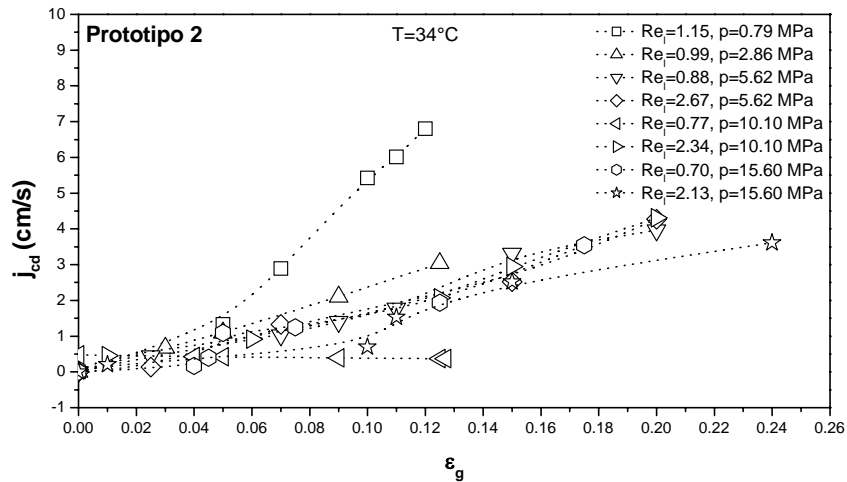


Figura 5.37. Flux de arrastre del gas (j_{cd}) versus retención de gas (ϵ_g) a varias condiciones de operación y de flujo correspondiente al *prototipo 2*.

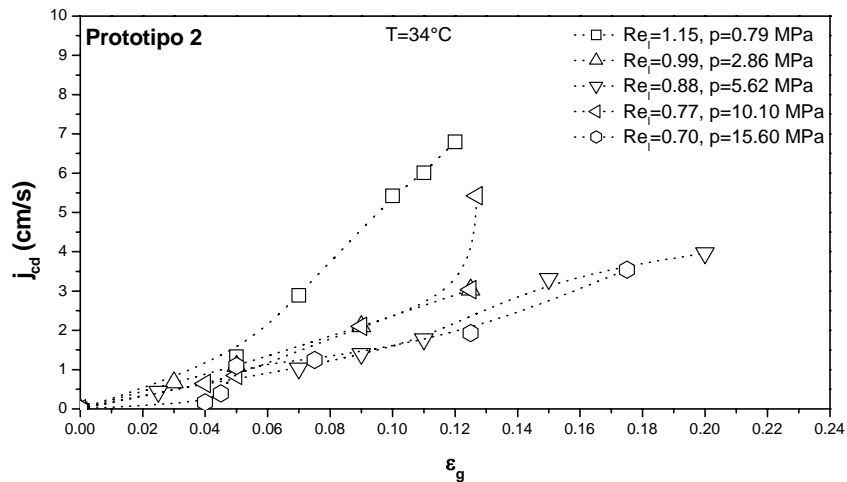


Figura 5.38. Flux de arrastre del gas (j_{cd}) versus retención de gas (ϵ_g) a varias condiciones de operación y de flujo correspondiente al *prototipo 2*, a Re_1 bajos.

Tarmy et al. (1984) analizaron tres reactores a escala piloto para la licuefacción de carbón operando a $p = 17.3$ MPa, $T = 450$ °C, $U_g = 0 - 07.0$ cm/s, y $\epsilon_g = 0.049$ los cuales estaban en el régimen de burbujas dispersas. Para dos unidades en frío operadas sobre $p = 0.122 - 0.621$ MPa, ellos encontraron que la transición del régimen de flujo tiene lugar a retenciones de gas más altas

tanto como la presión se incrementa. Así para el caso de la operación del *prototipo 2* se observa que el efecto de presión sobre la transición de régimen es significativo principalmente a presiones menores a 6 MPa, y este efecto queda fuera de un análisis claro a presiones por arriba de los 6 MPa.

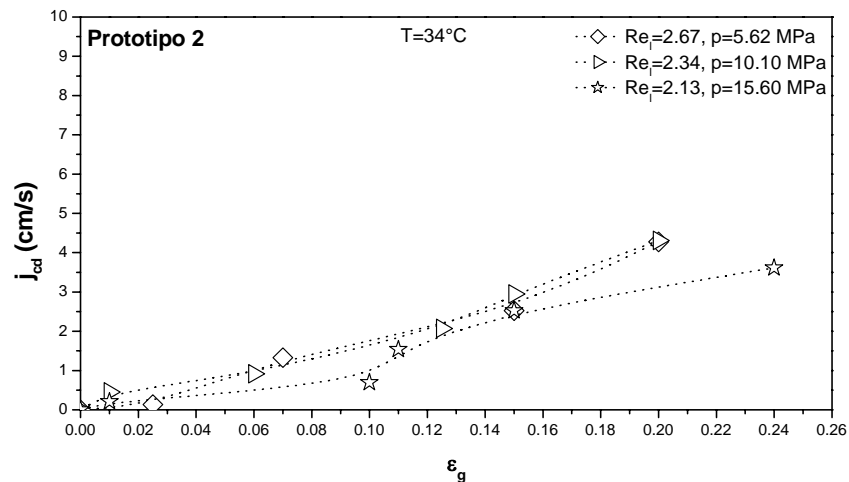


Figura 5.39. Flux de arrastre del gas (j_{cd}) versus retención de gas (ϵ_g) a varias condiciones de operación y de flujo correspondiente al *prototipo 2*, a Re_1 altos.

El efecto de presión sobre la transición del régimen de flujo es un resultado de la variación en las características de la burbuja. En general, el tamaño de burbuja y la distribución del tamaño de burbujas están estrechamente asociados con factores tales como el tamaño inicial de la burbuja y las velocidades o proporciones de coalescencia y rompimiento de burbujas, todos estos factores dependen de las propiedades del gas y del líquido. Debido a que el comportamiento de las burbujas se ve afectado por la presión, consecuentemente las propiedades físicas del gas y líquido varían con la presión. Este tipo de análisis es importante para que en trabajos futuros se pueda examinar mecánicamente el efecto de presión sobre la formación de la burbuja y la proporción o velocidad de los procesos involucrados en la coalescencia y rompimiento de las burbujas.

Finalmente para el caso del *modelo 2*, en las Figs. 5.40, 5.41 y 5.42 se presentan los resultados obtenidos para el flux de arrastre del gas en función de la retención de gas a varias condiciones de operación y de flujo. Para este sistema experimental, el efecto sobre la transición del régimen de flujo puede analizarse con respecto a la variación del Re_1 y la variación de la temperatura de operación, principalmente.

Específicamente a partir de la gráfica presentada en la Fig. 5.41, en donde se tienen valores del $Re_1 \leq 1.15$, se observa que en general el régimen de flujo de burbujas dispersa prevaleció para un amplio intervalo de retención de gas. Es claro de esta gráfica que al disminuir la temperatura de operación de 35 a 19 °C, el flux de arrastre del gas también disminuye, esto evidentemente porque la viscosidad de los fluidos aumenta cuando se disminuye la temperatura.

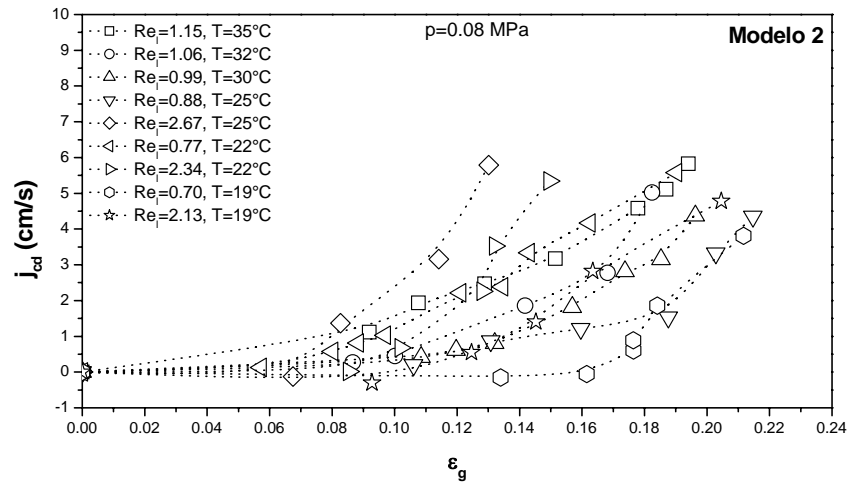


Figura 5.40. Flux de arrastre del gas (j_{cd}) versus retención de gas (ϵ_g) a varias condiciones de operación y de flujo correspondiente al *modelo 2*.

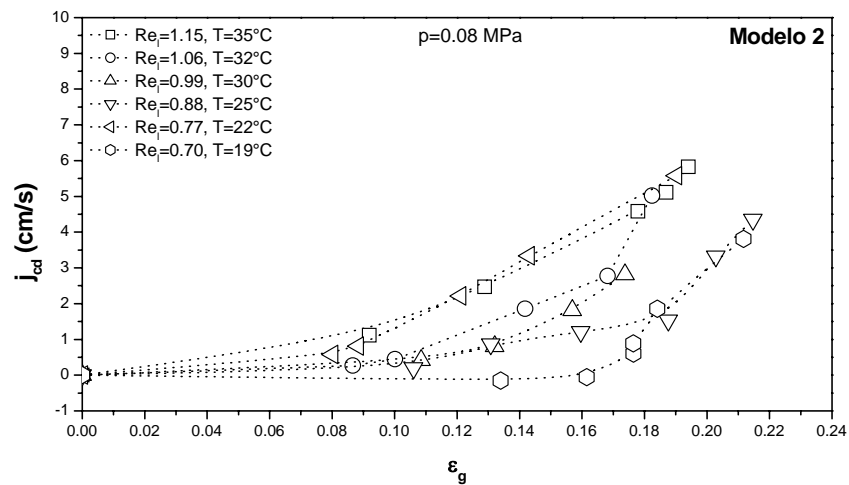


Figura 5.41. Flux de arrastre del gas (j_{cd}) versus retención de gas (ϵ_g) a varias condiciones de operación y de flujo correspondiente al *modelo 2*, a Re_1 bajos.

Una observación similar se puede hacer en la Fig. 5.42 en donde para valores de Re_1 altos de 2.13, 2.34 y 2.67, se aprecia con más claridad como al disminuir la temperatura de operación se encontró que el flux de arrastre del gas dentro del régimen de flujo de burbujas dispersas disminuye, un efecto similar ocurre para el caso del régimen de flujo de burbujas en coalescencia, en donde al disminuir la temperatura, también disminuye el valor del flux de arrastre del gas. Es importante hacer notar que el efecto sobre el flux de arrastre del gas en función de la temperatura, esta estrechamente asociado también al Re_1 ya que al disminuir el Re_1 o bien la velocidad superficial del líquido, evidentemente también disminuye el flux de arrastre del gas, de esta forma se tiene un efecto aditivo entre la temperatura y el Re_1 sobre el flux de arrastre del gas.

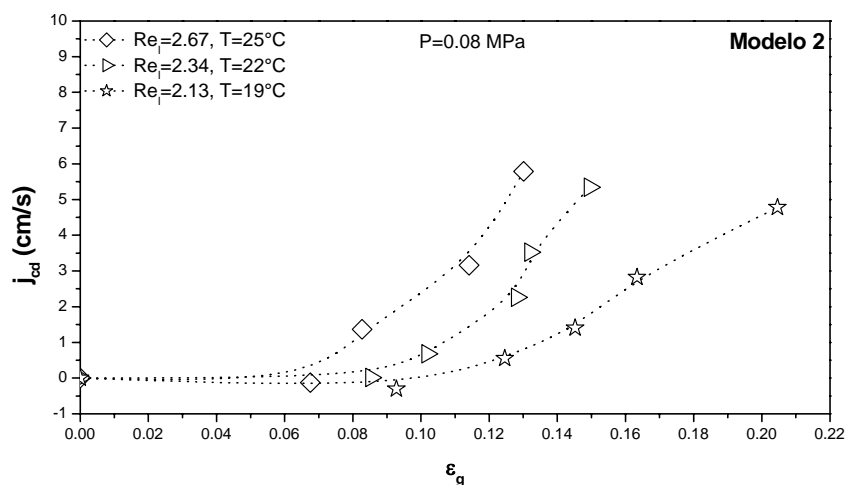


Figura 5.42. Flux de arrastre del gas (j_{cd}) versus retención de gas (ϵ_g) a varias condiciones de operación y de flujo correspondiente al *modelo 2*, a Re_1 altos.

En resumen, a partir de las Figs. 5.40, 5.41 y 5.42, en general se observa como el régimen de burbujas dispersas prevalece sobre un amplio intervalo de retención de gas y como el flux de arrastre del gas en el régimen de burbujas dispersas es mucho más pequeño a bajas temperaturas. Algo similar se observa para el caso del régimen de flujo de burbujas en coalescencia. Como se sabe la información obtenida para el flux de arrastre del gas es muy importante para la operación de los reactores de lecho ebullente para el hidrotreamiento de crudos pesados. Así, la información que se desprende del análisis de los parámetros hidrodinámicos realizados a partir de la teoría del análisis dimensional y la similitud dinámica, puede utilizarse para desarrollar algunas correlaciones que nos permitan predecir el régimen de flujo en estos sistemas, así como el valor de los principales parámetros hidrodinámicos a determinadas condiciones de operación y de flujo. Esta información en conjunto hace factible predecir la operación de los sistemas a alta presión y alta temperatura, con la finalidad de evitar la transición entre los regímenes de flujo de burbujas dispersas y de burbujas en coalescencia, de aquí la gran importancia que tiene el estudio del concepto de flux de arrastre del gas y de los principales parámetros hidrodinámicos.

5.4. Análisis de dispersión de datos para los parámetros hidrodinámicos

Los llamados *errores estocásticos* están involucrados en casi todas las mediciones. Surgen debido a condiciones incontrolables que afectan al observador, al instrumento de medición o lo que se está midiendo. Con fundamentos probabilísticos se puede suponer que, calculándolos a partir de un *valor promedio* de todas las mediciones originales, estos errores son tanto positivos como negativos generando así una dispersión “grande” o “pequeña”. Se dice que si la dispersión es “pequeña”, la precisión es “grande”. Se entiende entonces que cuando este valor es más pequeño, las diferencias de los valores respecto a la media (desvíos) son menores y, por lo tanto el grupo de observaciones es más “homogéneo” que si el valor de la desviación estándar fuera más grande. O sea que a menor dispersión mayor homogeneidad y a mayor dispersión, menor homogeneidad.

Se conocen varios métodos para estimar la dispersión de un conjunto de mediciones con respecto al valor promedio. En general se determinan las desviaciones de los valores medidos a partir de un valor promedio y después se usa alguna función de estas desviaciones para representar la dispersión y por ende la precisión del conjunto de mediciones. Se dice que cuando se trata de mediciones no reproducibles, considerando que en general no se puede despreciar ninguno de los valores medidos, el valor más representativo es el valor promedio de todos ellos. Además, se deben promediar todos los valores medidos, salvo aquellos valores que se “disparan”, es decir que se alejan mucho de los demás valores obtenidos y que por lo tanto deben ser vistos con suspicacia. Estos deben descartarse y debe tomarse una nueva medición para cada uno de ellos.

La *desviación estándar* o *desviación típica* es la medida de dispersión más comúnmente utilizada para especificar la precisión de una medida y una de tantas cantidades usadas para especificar *cuantitativamente* los errores estocásticos. Esto es en cierta forma el cálculo del promedio de todas las desviaciones, utilizando para ello el método de los mínimos cuadrados. Para conocer con detalle un conjunto de datos, no basta con conocer las medidas de tendencia central, sino que se requiere conocer también la desviación que representan los datos en su distribución, con objeto de tener una visión de los mismos más acorde con la realidad a la hora de describirlos e interpretarlos para la toma de decisiones.

Además, la desviación estándar puede interpretarse como una medida de incertidumbre. Luego entonces, la desviación estándar de un grupo repetido de medidas da la precisión de éstas. Cuando se va a determinar si un grupo de medidas está de acuerdo con el modelo teórico, la desviación estándar de esas medidas es de vital importancia: si la media de las medidas está demasiado alejada de la predicción (con la distancia medida en desviaciones estándar), entonces se considera que las medidas contradicen la teoría. Esto es de esperarse ya que las mediciones caen fuera del intervalo de valores de los cuales sería razonable esperar que ocurrieran si el modelo teórico fuera correcto. De tal forma que una desviación estándar grande indica que los puntos están lejos de la media y una desviación pequeña indica que los datos están agrupados cerca de la media. Una de las propiedades de la desviación estándar es que si la distribución de valores alrededor de la media es simétrica, con tantos valores mayores como tantos menores que ella o, propiamente dicho, si la distribución es normal, el 68.27% de los valores se encontrarán contenidos dentro del intervalo $(\bar{X} - \sigma_s, \bar{X} + \sigma_s)$ donde \bar{X} es la media de los valores medidos y σ_s , la desviación estándar. Además es comprobable también que el 94.45% estarán dentro del intervalo $(\bar{X} - 2\sigma_s, \bar{X} + 2\sigma_s)$. Esta propiedad además justifica el hecho de que se use a σ_s como incertidumbre en una medición y que se exprese una medición X como $X = \bar{X} \pm \sigma_s$ o bien $X = \bar{X} \pm 2\sigma_s$ (Oda, 2005).

Un *análisis de dispersión* de datos experimentales de los principales parámetros hidrodinámicos (*porosidad del lecho, retención de gas, retención de líquido, retención de sólidos y flux de arrastre del gas*) entre dos sistemas experimentales emparejados, permite obtener estadísticamente el nivel de proximidad y confianza entre estos, y de aquí poder determinar *cuantitativamente* el grado o nivel de similitud hidrodinámica entre cada emparejamiento efectuado.

De tal forma, en el presente trabajo de tesis se propone como una primera aproximación, para sondear de manera cuantitativa el nivel de similitud hidrodinámica, el grado de dispersión de datos entre cada emparejamiento, esto reflejado por el valor de la raíz cuadrada de la desviación cuadrática media (RMSD, *Root Mean Square Deviation*) y el factor de sesgado (Fm). Sin embargo, el grado de dispersión obtenido, mediante estos parámetros refleja únicamente una forma cuantitativa de la aproximación entre los resultados experimentales tanto para los prototipos como para los modelos, quedando fuera la apreciación cualitativa de las tendencias de los parámetros hidrodinámicos en cuestión. La apreciación cualitativa es también importante, ya que a partir de las tendencias de los resultados experimentales observadas directamente de las gráficas de los emparejamientos, y conjuntamente con la manera cuantitativa, se puede discernir entre el grado de similitud hidrodinámica alcanzado entre dos emparejamientos. La apreciación cualitativa se realizó anteriormente cuando se analizó el comportamiento de los principales parámetros hidrodinámicos para cada emparejamiento.

Las diferencias estadísticas entre datos experimentales correspondientes a cada emparejamiento, pueden caracterizarse cuantitativamente por medio de la raíz cuadrada de la *desviación cuadrática media* o *media cuadrática de las desviaciones* (RMSD) y del factor de sesgado Fm, y están dadas por las siguientes ecuaciones:

$$\text{RMSD} = \sqrt{\frac{1}{k} \sum_{i=1}^k [(Modelo - Prototipo)/Prototipo]^2} \quad (5.3)$$

$$\text{Fm} = \exp \left[\frac{1}{k} \sum_{i=1}^k \ln(Prototipo/Modelo) \right] \quad (5.4)$$

donde k es el número de eventos experimentales y, *Prototipo* y *Modelo* se refieren al valor correspondiente del parámetro hidrodinámico en cuestión, para los *prototipos 1* y *2*, y los *modelos 1* y *2*, respectivamente, y del que se desea saber comparativamente su grado de dispersión, tomando como referencia a los prototipos. Si $\text{Fm} = 1$, implica que los parámetros hidrodinámicos analizados uno a uno, tienen el mismo valor, de tal forma que este factor, es también un indicativo de la dispersión de datos dentro de un conjunto de eventos experimentales.

5.4.1. Dispersión de datos para la porosidad del lecho

En la Tabla 5.3 se presentan los valores de RMSD y Fm, determinados independientemente para cada emparejamiento analizado, mostrando además separadamente los emparejamientos 1 a 4, y 5 a 10, debido a que de la literatura se seleccionaron dos sistemas experimentales diferentes que se definieron como prototipos. Además en la Tabla 5.4, se presentan estas mismas cantidades pero determinadas de forma global para los emparejamientos 1 a 4, 5 a 10 y 1 a 10.

Como se puede ver en la Tabla 5.3 para el caso de la porosidad del lecho, los datos experimentales correspondientes a los emparejamientos 1 a 4, en general se sesgan ligeramente ($0.865 < \text{Fm} < 0.942$), mientras que la RMSD es del orden del 14 %. A partir de estas cantidades se observa comparativamente que la mejor simulación hidrodinámica para la porosidad del lecho se da para el caso del emparejamiento 3 (RMSD = 0.111 y Fm = 0.942). Por otra parte,

globalmente para todos los datos experimentales comprendidos en los emparejamientos 1 a 4, el factor de sesgado, F_m , resultó ser de 0.891, mientras que la RMSD fué de 0.148, como se aprecia en la Tabla 5.4. Aunque hay diferencias estadísticamente significativas entre los dos sistemas, estas diferencias en realidad son pequeñas para el caso de la porosidad del lecho.

Tabla 5.3. RMSD y F_m para la porosidad del lecho correspondientes a los emparejamientos 1 a 10.

Emparejamiento	Re_l	ε	
		RMSD	F_m
1	0.56	0.171	0.875
	1.04	0.155	0.894
2	1.07	0.142	0.879
	1.55	0.126	0.891
3	0.56	0.111	0.942
4	0.87	0.168	0.865

Emparejamiento	Re_l	ε	
		RMSD	F_m
5	1.15	0.063	1.055
6	1.06	0.085	1.091
7	0.99	0.093	1.098
8	0.88	0.101	1.108
	2.67	0.129	1.147
9	0.77	0.126	1.140
	2.34	0.119	1.133
10	0.70	0.132	1.151
	2.13	0.112	1.121

Tabla 5.4. RMSD y F_m globales para la porosidad del lecho.

	ε	
	RMSD	F_m
Emparejamiento 1 - 4	0.148	0.891
Emparejamiento 5 - 10	0.108	1.115
Emparejamiento 1 - 10	0.126	1.018

Ahora bien para el caso de los emparejamientos 5 a 10, en la Tabla 5.3 se puede ver que los datos experimentales también se sesgan ligeramente ($1.055 < F_m < 1.151$), y su sesgado es mucho menor en comparación con los emparejamientos 1 a 4, mientras que la RMSD es del orden del 10 %, también mucho menor que para los emparejamientos 1 a 4. A partir de los valores RMSD y F_m , correspondientes a los emparejamientos 5 a 10, se observa comparativamente que la mejor simulación hidrodinámica para la porosidad del lecho, se da para

el caso del emparejamiento 5 ($RMSD = 0.063$ y $F_m = 1.055$). En general, para todos los datos experimentales comprendidos en los emparejamientos 5 a 10, el factor de sesgado F_m es de 1.115, mientras que la $RMSD$ es de 0.108, como se ve en la Tabla 5.4. Para el caso de los emparejamientos 5 a 10, también existen diferencias estadísticamente significativas entre los dos sistemas como se puede ver, sin embargo se aprecia cuantitativamente que estas diferencias son mucho menores en comparación con las del emparejamiento 1 a 4, y por ende la simulación hidrodinámica específicamente para la porosidad del lecho, es altamente satisfactoria.

Así, conjuntamente con la apreciación cualitativa y el análisis cuantitativo de la dispersión de datos experimentales del comportamiento hidrodinámico de la porosidad para los emparejamientos, puede inferirse que los emparejamientos 5 a 10 alcanzaron un alto grado de similitud hidrodinámica, mientras que esta fue satisfactoria sólo para el caso de los emparejamientos 1 a 4.

5.4.2. Dispersión de datos para las retenciones de fases

Análogamente a lo presentado en la sección anterior para el caso de la porosidad del lecho, a continuación se presentan los correspondientes resultados de $RMSD$ y F_m , para el caso de las retenciones de fases (*retención de gas*, *retención de líquido* y *retención de sólidos*).

A partir de la Tabla 5.5, se observa que para los emparejamientos 1 a 4, solo se presentan las cantidades $RMSD$ y F_m , para la retención de sólidos, ya que como se sabe no se contó con los datos correspondientes de retención de gas y de líquido, para el *prototipo 1* que permitiría hacer una comparación de resultados con los del *modelo 1*. De esta forma se puede ver comparativamente que los datos experimentales correspondientes a estos emparejamientos para la retención de sólidos, se sesgan ligeramente ($1.059 < F_m < 1.152$), mientras que la $RMSD$ es del orden del 12 %. Nuevamente a partir de estas cantidades se observa que la mejor simulación hidrodinámica para la retención de sólidos se da para el caso del emparejamiento 3 ($RMSD = 0.089$ y $F_m = 1.059$). Por otra parte globalmente, para todos los datos experimentales de retención de sólidos comprendidos en los emparejamientos 1 a 4, el factor de sesgado F_m resultó ser de 1.121, mientras que la $RMSD$ es de 0.124 como se puede apreciar a partir de la Tabla 5.6. Similarmente a lo comentado anteriormente, aunque hay diferencias estadísticamente significativas entre los dos sistemas, estas diferencias son pequeñas, para el caso de la retención de sólidos.

Para los resultados experimentales de retención de sólidos correspondientes a los emparejamientos 5 a 10, se puede ver como los datos experimentales se sesgan ligeramente ($0.835 < F_m < 0.955$), y su sesgado es un poco mayor en comparación con los emparejamientos 1 a 4, mientras que la $RMSD$ es del orden del 13 %, y es mayor que para el caso de los emparejamientos 1 a 4. A partir de las cantidades $RMSD$ y F_m , correspondientes a los emparejamientos 5 a 10, se observa comparativamente que la mejor simulación hidrodinámica para la porosidad del lecho, se da para el caso del emparejamiento 5 ($RMSD = 0.057$ y $F_m = 0.955$). Globalmente para todos los datos experimentales comprendidos en los emparejamientos 5 a 10, el factor de sesgado F_m es de 0.895, mientras que la $RMSD$ es de 0.134, como se muestra en la Tabla 5.6.

Tabla 5.5. RMSD y Fm para las retenciones de fases correspondientes a los emparejamientos 1 a 10.

Emparejamiento	Re _l	ϵ_g		ϵ_l		ϵ_s	
		RMSD	Fm	RMSD	Fm	RMSD	Fm
1	0.56	-	-	-	-	0.137	1.135
	1.04	-	-	-	-	0.127	1.116
2	1.07	-	-	-	-	0.124	1.138
	1.55	-	-	-	-	0.120	1.134
3	0.56	-	-	-	-	0.089	1.059
4	0.87	-	-	-	-	0.140	1.152

Emparejamiento	Re _l	ϵ_g		ϵ_l		ϵ_s	
		RMSD	Fm	RMSD	Fm	RMSD	Fm
5	1.15	0.759	0.571	0.209	1.256	0.057	0.955
6	1.06	-	-	-	-	0.078	0.930
7	0.99	1.600	0.456	0.252	1.326	0.085	0.925
8	0.88	1.443	0.553	0.260	1.341	0.094	0.918
	2.67	0.880	0.892	0.137	1.146	0.219	0.851
9	0.77	0.629	0.657	0.217	1.271	0.118	0.897
	2.34	3.385	0.634	0.167	1.176	0.199	0.835
10	0.70	1.858	0.422	0.359	1.539	0.123	0.891
	2.13	3.710	0.588	0.179	1.193	0.197	0.841

Tabla 5.6. RMSD y Fm globales para las retenciones de fases.

Emparejamiento	ϵ_g		ϵ_l		ϵ_s	
	RMSD	Fm	RMSD	Fm	RMSD	Fm
Emparejamiento 1 - 4	-	-	-	-	0.124	1.121
Emparejamiento 5 - 10	2.107	0.575	0.237	1.284	0.134	0.895
Emparejamiento 1 - 10	2.107	0.575	0.237	1.284	0.130	0.980

Por otra parte, respecto al caso de los emparejamientos 5 a 10, se muestran además las cantidades de RMSD y Fm, para los resultados experimentales correspondientes a la retención de gas y de líquido. Aquí se presentan observaciones contrastantes con relación a los resultados de RMSD y Fm hasta ahora obtenidos para la porosidad del lecho, y la retención de sólidos. La primera observación es para el caso de la retención de gas, en donde a partir de los valores de RMSD y Fm determinados, es obvio el alto grado de dispersión de datos, ya que el valor de RMSD es del orden del 178%, además de que los datos en general se sesgan considerablemente ($0.422 < Fm < 0.892$), lo que implica un bajo grado de similitud hidrodinámica respecto a la retención de gas. Sin embargo, a partir de las cantidades RMSD y Fm correspondientes a los emparejamientos 5 a 10, se observa comparativamente que la mejor simulación hidrodinámica para la retención de gas, se da para el caso del emparejamiento 9 a un $Re_l = 0.77$ (RMSD = 0.629 y $Fm = 0.657$). Globalmente para todos los datos experimentales comprendidos en los

emparejamientos 5 a 10, el factor de sesgado F_m es de 0.575, mientras que la RMSD es de 2.107, como se puede apreciar a partir de la Tabla 5.6.

Se da una probable explicación que permite analizar el porque de los resultados de RMSD y F_m tan disparados para los emparejamientos 5 a 10. De observaciones directas del sistema *gas-líquido-sólido* para el *modelo 2*, en donde se empleó como fase líquida una *mezcla de hidrocarburos* compuesta de GPP/GLP en una proporción del 95% vol. y 5% vol., respectivamente, se pudo ver que a temperaturas menores de 25 °C, se favoreció un intenso *espumado* de la mezcla *gas-líquido*, lo cual tiende considerablemente a aumentar la retención de gas en el sistema (*modelo 2*), tal como lo observó *Macchi et al.* (2001, 2002) para este tipo de fluidos. Para los líquidos puros, la retención de gas disminuye con el incremento de la viscosidad del líquido como lo sugieren *Wilkinson et al.* (1992), además también sugirieron que el aumento inicial de la retención de gas ocurre porque la proporción de la coalescencia en las mezclas es más baja que en los líquidos puros. Así, a partir de la comparación de resultados para la retención de gas en los emparejamientos 5 a 10, se puede ver que este parámetro hidrodinámico, en general siempre fue mayor en el *modelo 2*, a pesar de que como ya se mencionó el *prototipo 2* se operó a altas presiones, lo que indica que el espumado en el sistema trifásico empleado en el *modelo 2* tuvo un efecto considerable sobre el incremento de la retención de gas, y comparativamente con respecto a lo obtenido para el *prototipo 2*, esto se ve directamente reflejado en la alta dispersión de datos observada.

Esta sutil consideración del *espumado* del líquido es importante para analizar las diferencias entre la retención de gas entre el *prototipo 2* y el *modelo 2*. Además independientemente de los fenómenos interfaciales *gas-líquido*, que promueven o inhiben el grado de coalescencia de las burbujas, también es importante tener en cuenta las enormes diferencias de densidades entre los gases empleados en el *prototipo 2* y el *modelo 2*, que como se vió afectan la coalescencia de las burbujas dentro de estos sistemas, y por ende inciden en la retención de gas. En el presente trabajo se sugiere que debe existir alguna relación adimensional en los sistemas operados a condiciones atmosféricas, que permita igualar mediante algún grupo adimensional las características de la alta densidad del gas en los sistemas a alta presión, con lo cual se tendrían mayores elementos para simular de una forma más completa la hidrodinámica de los sistemas operados a alta presión. Una alternativa para evitar esta situación, evidentemente es seleccionar un gas con valores de densidad que tengan el mismo orden de magnitud que los valores de densidad del gas para el caso de los sistemas a alta presión, lo cual en sí mismo ya es una tarea compleja.

La segunda observación es que a partir de lo comentado anteriormente y debido a la alta dispersión de datos y el considerable sesgado de estos, para la retención de gas, se puede esperar como se verá más adelante que el bajo grado de similitud obtenido para la retención de gas, incida directamente en la alta dispersión de datos para la retención de líquido y el flux de arrastre del gas, esto debido principalmente a la forma en que se definen y calculan estos parámetros como se aprecia en las Ecns. 4.6 y 5.2. Así, para la retención de líquido, a partir de los resultados de RMSD y F_m , para los emparejamientos 5 a 10, se observa como comentamos, que los datos experimentales se sesgan considerablemente ($1.146 < F_m < 1.539$), mientras que la RMSD resulta ser del orden del 22 %. Además, a partir de las cantidades RMSD y F_m , correspondientes a los emparejamientos 5 a 10, podemos observar comparativamente que la mejor simulación hidrodinámica para la retención de líquido, se da para el caso del emparejamiento 8 a un $Re_l =$

2.67 (RMSD = 0.137 y $F_m = 1.146$). Globalmente para todos los datos experimentales comprendidos en los emparejamientos 5 a 10, el factor de sesgado F_m es de 1.284, mientras que la RMSD es de 0.237, como se aprecia en la Tabla 5.6.

5.4.3. Dispersión de datos para el flux de arrastre del gas

Para el caso de los resultados experimentales del flux de arrastre del gas correspondientes a los emparejamientos 5 a 10, en la Tabla 5.7, se puede ver que los datos experimentales se sesgan notablemente como se esperaba ($0.831 < F_m < 1.854$), mientras que la RMSD es del orden del 59%. A partir de las cantidades RMSD y F_m , correspondientes a los emparejamientos 5 a 10, se observa comparativamente que la mejor simulación hidrodinámica para el flux de arrastre del gas, se dá para el caso del emparejamiento 9 a un $Re_l = 0.77$ (RMSD = 0.074 y $F_m = 0.997$). Globalmente para todos los datos experimentales comprendidos en los emparejamientos 5 a 10, el factor de sesgado F_m es de 1.191, mientras que la RMSD es de 0.263, como se aprecia en la Tabla 5.8.

Tabla 5.7. RMSD y F_m para el flux de arrastre del gas correspondientes a los emparejamientos 5 a 10.

Emparejamiento	Re_l	j_{cd}	
		RMSD	F_m
5	1.15	0.151	1.177
7	0.99	0.242	1.284
8	0.88	0.247	1.211
	2.67	0.882	0.831
9	0.77	0.074	0.997
	2.34	0.468	1.854
10	0.70	0.930	1.251
	2.13	1.116	0.983

Tabla 5.8. RMSD y F_m global para el flux de arrastre del gas.

Emparejamiento 5 - 10	j_{cd}	
	RMSD	F_m
	0.263	1.191

5.4.4. Dispersión de datos de otros investigadores

Macchi et al. (2001), son de los pocos investigadores que han hecho estudios hidrodinámicos empleando conceptos del análisis dimensional y la similitud dinámica, estos investigadores han llevado a cabo experimentos para estudiar la similitud hidrodinámica entre dos sistemas experimentales operados a condiciones atmosféricas: uno de estos sistemas consta de una solución acuosa de glicerol con partículas esféricas de vidrio (*sistema 1*) y otro consta de aceite de silicón con partículas porosas de alúmina (*sistema 2*), utilizando aire como la fase gas

en ambos casos. Debido a que estos sistemas son operados a presión atmosférica y temperatura ambiente, evidentemente ellos evitan el problema del emparejamiento del grupo adimensional $\beta_{d_{II}} = \rho_g / \rho_l$, que surge en los sistemas operados a alta presión.

Dentro de sus estudios hidrodinámicos, realizaron un análisis de dispersión de datos, el cual demostró que los parámetros hidrodinámicos para los dos sistemas están emparejados dentro de un nivel de confianza estadísticamente del 95.45%. Las diferencias pueden caracterizarse cuantitativamente como se vió a través de la raíz cuadrada de la desviación normal media (RMSD) y el factor de sesgado (Fm). En la Tabla 5.9 se presentan estas cantidades analizadas para los dos sistemas. Los datos se sesgan ligeramente ($0.90 < Fm < 1.12$) y el valor de RMSD es del orden del 12%. De tal forma ellos reportan que las diferencias entre los sistemas empleados son estadísticamente significativas, pero generalmente menores del 12%, así que esto dá una base razonable de ingeniería que permite cuantificar el grado o nivel de similitud hidrodinámica alcanzado entre la operación de sus dos sistemas experimentales analizados de forma aceptable, lo cual consecuentemente permite estimar los parámetros hidrodinámicos globales en cuestión bajo las condiciones de operación presentes.

Tabla 5.9. RMSD y Fm para los parámetros hidrodinámicos entre los dos sistemas emparejados (*Macchi et al.*, 2001).

<i>Parámetro hidrodinámico</i>	RMSD	Fm
Expansión del lecho	0.125	0.927
Retención de gas	0.118	1.122
$(Re_g^*)_{trans}$	0.107	0.931
Re_{lmf}	0.144	0.904

Macchi et al. (2001), atribuyen las diferencias entre los dos sistemas al comportamiento de la *compleja coalescencia* de las mezclas líquidas empleadas, mientras que sugieren que se necesitan grupos adimensionales adicionales para caracterizar totalmente el comportamiento de la dinámica local del lecho. También comentan que si la solución acuosa de glicerol hubiera entrado en el régimen *espuma/espuma*, la dispersión de datos, probablemente habría sido mayor, tal como sucedió con los resultados experimentales del presente trabajo.

CONCLUSIONES

El emparejamiento de cinco grupos adimensionales basado en los conceptos del análisis dimensional y la similitud dinámica, y en particular en los fundamentos del *Teorema Pi de Buckingham* (Buckingham, 1914), representa una alternativa novedosa y económica para realizar estudios del escalamiento de la hidrodinámica de los sistemas de lecho ebullente operados a condiciones severas.

A pesar de las diferencias contrastantes tanto en la geometría como en las condiciones de operación, entre el sistema operado a condiciones atmosféricas (el presente trabajo) y los sistemas a alta presión y alta temperatura investigados por Jiang *et al.* (1997) y Luo. *et al.* (1997a), se realizaron esfuerzos para hacer coincidir los grupos adimensionales antes mencionados, y asegurar de esta forma la similitud hidrodinámica hasta donde fue posible entre ambos sistemas.

Aunque los grupos adimensionales no se igualaron exactamente para el conjunto de emparejamientos mostrados en el presente trabajo, se obtuvo que la similitud hidrodinámica entre ambos sistemas, para el comportamiento de la porosidad del lecho fué altamente satisfactoria como se observó cualitativamente de los resultados presentados y del análisis estadístico de dispersión de datos para los emparejamientos 1 a 10, en donde se obtuvo globalmente una RMSD del orden del 12% y un factor de sesgado de 1.018, lo cual cuantitativamente nos indica un alto grado de similitud hidrodinámica para este parámetro analizado. Resultados semejantes se obtuvieron para la retención de sólidos en donde se logró una RMSD del orden del 13% y un factor de sesgado de 0.98, para estos mismos emparejamientos. De esta forma se puede considerar que la similitud hidrodinámica entre ambos sistemas se aproxima adecuadamente bajo las condiciones de operación presentadas, y se da una base razonable para el modelado del escalamiento de estos parámetros hidrodinámicos.

Con relación al caso de la retención de líquido y de gas, y consecuentemente del flux de arrastre del gas, parámetros hidrodinámicos que fueron analizados solo para los emparejamientos 5 a 10, cuantitativamente se observaron diferencias considerables entre estos parámetros obtenidos. Para la retención de gas, se tiene un alto grado de dispersión de datos, en donde el valor de RMSD globalmente es de 2.107 y el factor de sesgado es de 0.575, lo que evidentemente implica un bajo grado de similitud hidrodinámica para dicho parámetro. Se da una probable explicación que permite analizar el porque de los resultados de RMSD y F_m tan disparados para los emparejamientos 5 a 10. De observaciones directas del sistema *gas-líquido-sólido* para el *modelo 2*, en donde se empleó como fase líquida una *mezcla de hidrocarburos* compuesta de GPP/GLP en una proporción del 95 %vol. y 5 %vol., respectivamente, se pudo ver que a temperaturas menores de 25 °C, se favoreció un intenso *espumado* de la mezcla *gas-líquido*, lo cual tiende considerablemente a aumentar la retención de gas en el sistema (*modelo 2*), tal como lo observó Macchi *et al.* (2001, 2002) para este tipo de fluidos.

Asimismo, la alta dispersión de datos y el considerable sesgado de estos para la retención de gas, incide directamente en la alta dispersión de datos para la retención de líquido y el flux de

arrastre debido principalmente a la forma en que se definen y calculan estos parámetros como se aprecia en las Ecn. 4.6 y 5.2.

Así, a partir de los resultados de RMSD y F_m para la retención de líquido, específicamente para los emparejamientos 5 a 10, se observó globalmente que para todos los datos experimentales comprendidos en los emparejamientos 5 a 10, el factor de sesgado fué de 1.284, mientras que el valor de RMSD fué de 0.237. Para el caso de los resultados experimentales del flux de arrastre del gas podemos ver que el factor de sesgado, fué de 1.191, mientras que la RMSD fué de 0.263. Evidentemente la simulación hidrodinámica para estos parámetros podría mejorarse si se lograra una adecuada simulación de la hidrodinámica para la retención de gas.

Sin embargo, pese a que los resultados obtenidos para la retención de gas no reflejan en general una completa simulación de la hidrodinámica de este parámetro, la teoría del análisis dimensional y el uso de la similitud dinámica constituyen una herramienta importante para estudiar el escalamiento de los reactores de lecho ebullente, por lo que se sugiere además tomar en consideración los posibles efectos asociados a la naturaleza de los fluidos empleados y considerar principalmente el efecto debido a la presión sobre el gas, lo cual conduce a la formación de un grupo adimensional extra ($\beta_{d_{ii}} = \rho_g / \rho_l$) que aparece en los sistemas operados a alta presión y que no pudo emparejarse en el presente trabajo.

RECOMENDACIONES

A pesar de los esfuerzos para lograr un adecuado emparejamiento de los grupos adimensionales en los sistemas experimentales empleados en el presente trabajo, se requiere realizar un mayor número de experimentos para completar la simulación hidrodinámica de la retención de gas con base en los conceptos del análisis dimensional y la similitud dinámica, para lo cual se sugiere además de la selección adecuada de las propiedades físicas de los líquidos empleados que permitan el completo emparejamiento del *número de Morton* (M) y del *numero de Eötvös* (E_o), se realicen esfuerzos por seleccionar un gas que presente una alta densidad a condiciones atmosféricas, similar en órdenes de magnitud a la densidad del gas empleado en los sistemas operados a alta presión, con la finalidad de permitir el emparejamiento completo del grupo adimensional $\beta_{d_{II}} = \rho_g / \rho_l$ que aparece en los sistemas operados a alta presión, y por tanto tener mayores elementos experimentales para simular de manera más completa la hidrodinámica global de los sistemas operados a alta presión.

Otro factor importante que debe tenerse en cuenta para futuros trabajos, es considerar las características particulares de *coalescencia* o *espumado* que presentan los fluidos empleados en los modelos para la simulación, ya que se ha encontrado que la naturaleza de los fluidos en los sistemas a simular puede afectar la correspondencia entre sus características. Por lo cual se sugiere un estudio profundo que permita caracterizar los fenómenos de *coalescencia* o *espumado* dentro de sistemas trifásicos a partir de las propiedades físicas de los fluidos y en particular de las interacciones interfaciales *gas-líquido*.

NOMENCLATURA

A	: Área de sección transversal de la columna
Ar	: Número de Arquímedes, $d_p^3 \rho_l (\rho_s - \rho_l) g / \mu_l^2$
b	: Amplitud o ancho de burbuja
C	: Constante arbitraria
C_D	: Coeficiente de arrastre para la interacción <i>burbuja-líquido</i>
d_b	: Tamaño de burbuja
d_e	: Diámetro de una partícula esférica de volumen equivalente a aquella de una partícula no esférica
$\frac{du}{ds}$: Gradiente de la velocidad local
d_p	: Diámetro de partícula
D_b	: Diámetro de una esfera que tiene el mismo volumen como el de una burbuja en tres dimensiones (3D) o diámetro de una circunferencia que tiene la misma área como el de una burbuja en dos dimensiones (2D)
D_c	: Diámetro de la columna del lecho
E_o	: Número de Eötvös, $g \Delta \rho d_p^2 / \sigma$
F	: Dimensión de fuerza (o Fuerza)
F_m	: Factor de sesgado de datos
Fr_g	: Número de Froude del gas, $U_g^2 / g d_p$
GLP	: Gasóleo ligero primario
GPP	: Gasóleo pesado primario
$g \Delta \rho$: Término de flotación

Δh	: Diferencia de nivel entre dos lecturas manométricas
H	: Altura efectiva de la expansión del lecho
H_o	: Altura del lecho estático
\dot{J}_{cd}	: Flux de arrastre del gas relativo al flujo del líquido
\dot{J}'_{cd}	: Flux de arrastre definido por la Ecn. 2.27
k	: Razón del tamaño de estela (o volumen) al tamaño de burbuja (o volumen) en el modelo generalizado de la estela
k_0	: Razón del tamaño de estela libre de sólidos al tamaño de burbuja en el modelo de estela libre de sólidos
k_{lw}	: Razón del tamaño de estela líquida al tamaño de burbuja
k_{pw}	: Razón del tamaño de estela primaria al tamaño de burbuja
L	: Dimensión de longitud
L_p	: Longitud de la partícula
M	: Dimensión de masa
m	: Masa
n	: Índice de <i>Richardson-Zaki</i>
n_b	: Número de densidad de burbuja
p	: Presión
$-\frac{dp}{dz}$: Gradiente de presión axial total
Δp	: Caída de presión axial total
$-\Delta p_d$: Caída de presión dinámica

- $-\frac{dp_d}{dz}$: Gradiente de presión axial dinámica
 $-\frac{dp_f}{dz}$: Gradiente de presión axial friccional
 Q : Caudal volumétrico
 r : Distancia radial
 RMSD : Raíz cuadrada de la desviación cuadrática media (*Root Mean Square Deviation*)
 Re_b : Número de Reynolds de la burbuja basado en el ancho de burbuja, bU_B/ν_1
 Re_g : Número de Reynolds del gas, $U_g d_p \rho_g / \mu_g$
 Re_l : Número de Reynolds del líquido, $U_l d_p \rho_l / \mu_l$
 Re_{mf0} : Número de Reynolds a fluidización mínima, $d_e U_{lmf0} \rho_l / \mu_l$
 Re_t : Número de Reynolds de partícula, $d_p U_t \rho_l / \mu_l$
 T : Dimensión de tiempo
 t : Tiempo
 $u(x, t)$: Velocidad local
 U : Velocidad superficial
 U_b : Velocidad de ascenso de la burbuja relativa a la columna, o velocidad absoluta de ascenso
 U_B : Velocidad de ascenso de la burbuja relativa al líquido, $U_b - U_l / \varepsilon_1$
 U_g : Velocidad superficial del gas
 U_i : Velocidad superficial del líquido extrapolada cuando $\varepsilon \rightarrow 1$, para un lecho fluidizado *líquido-sólido*
 U_l : Velocidad superficial de líquido
 U_{mf} : Velocidad mínima de fluidización en un sistema de dos fases

- U_{lmf} : Velocidad mínima de fluidización de un sistema de tres fases
 U_{lmf0} : Velocidad mínima de fluidización para un sistema *líquido-sólido*
 U_1' : Velocidad superficial del líquido equivalente en un lecho fluidizado de tres fases
 U_t : Velocidad terminal de la partícula en un medio líquido
 U_t' : Velocidad terminal de partícula en un medio *gas-líquido*
 U_{pt} : Velocidad superficial del líquido extrapolada cuando $\varepsilon_1 \rightarrow 1$ en la región fluidizada *líquido-sólido*
 U_{tr} : Velocidad del líquido para la transición del régimen de burbujas en coalescencia al régimen de burbujas dispersas
 U_{lf} : Velocidad superficial del líquido en la región fluidizada *líquido-sólido*
 V_g : Velocidad lineal del gas
 V_l : Velocidad lineal del líquido
 V_{lf} : Velocidad lineal del líquido en la región fluidizada *líquido-sólido*
 V_{ls} : Velocidad lineal relativa entre las fases líquida y sólida en la región fluidizada *líquido-sólido*
 V_{sf} : Velocidad lineal de sólidos promedio en la región fluidizada *líquido-sólido*
 W : Parámetro definido por la Ecn. (2.41)
 W_s : Masa de sólidos en un lecho fluidizado
 x : Razón de la concentración de sólidos en la región de la estela de la burbuja a aquella en la región fluidizada *líquido-sólido*
 x_c : Concentración crítica de sólidos relativa en la región de la estela de la burbuja para la contracción del lecho
 z : Distancia axial

Cursivas

A	: Área
a	: Aceleración
E	: Elasticidad
g	: Aceleración de la gravedad
h	: Número de dimensiones primarias presentes en los parámetros dimensionales que afectan un proceso físico, para el <i>Teorema Pi de Buckingham</i> .
k	: Número de eventos experimentales
M	: Número de Morton, $g\Delta\rho\mu_1^4/\rho_1^2\sigma^3$
L	: Longitud
m	: Numero de razones adimensionales independientes derivadas del <i>Teorema Pi de Buckingham</i> , y es igual a los grupos π
n	: Número de parámetros dimensionales presentes en un proceso físico, para el <i>Teorema Pi de Buckingham</i>
r	: Razón de longitudes
v	: Velocidad
X	: Medición
\bar{X}	: Media de una medición
x	: Posición (o variable)

Subíndices

Acl	: Aceleracional
F	: Fase
Frl	: Friccional
Grl	: Gravitacional
m	: Modelo
p	: Prototipo

Letras griegas

β_d	: Razón de densidades, ρ_s/ρ_l
β_{dII}	: Segunda razón de densidades, ρ_g/ρ_l
β_U	: Razón de velocidades, U_g/U_l
$\Delta\rho$: Diferencia de densidades, $\rho_l - \rho_g$
δ_g	: Fracción volumen de gas libre de sólidos
ε	: Porosidad del lecho en un lecho fluidizado de dos fases o de tres fases (o rugosidad o superíndice)
ε_g	: Retención de gas o fracción volumen del gas
ε_l	: Retención de líquido o fracción volumen del líquido
ε_l^*	: Parámetro definido por la Ecn. (2.34)
ε_{lf}	: Retención de líquido en la región fluidizada <i>líquido-sólido</i>
ε_{l-s}	: Fracción volumen en la región fluidizada <i>líquido-sólido</i>
ε_s	: Retención de sólidos o fracción volumen de sólidos
ε_{sf}	: Retención de sólidos en la región fluidizada <i>líquido-sólido</i>
ε_{sw}	: Retención de sólidos promedio en la región de la estela primaria
ε_w	: Fracción volumen de la estela
θ	: Dimensión de temperatura
μ_g	: Viscosidad dinámica del gas
μ_l	: Viscosidad dinámica del líquido

π	: Grupo adimensional Pi
ρ_f	: Densidad efectiva de la mezcla <i>gas-líquido</i> en un lecho fluidizado de tres fases
ρ_g	: Densidad del gas
ρ_l	: Densidad del líquido
ρ_s	: Densidad de los sólidos
σ	: Tensión superficial del líquido
σ_s	: Desviación estándar
τ	: Esfuerzo de corte (o tensión)
ν	: Viscosidad cinemática
ϕ_s	: Esfericidad de la partícula
ψ	: Función definida por la Ecn. (2.29) para el criterio de contracción del lecho

Abreviaturas

Adim.	: Adimensional
Ecn.	: Ecuación
et al.	: Y colaboradores
Fig.	: Figura
Etc.	: Etcétera

BIBLIOGRAFÍA

- Adlington, D. and Thompson, E. (1965). In: Proceedings of the 3rd European Symposium. Chemical Reaction Engineering, p. 203. Pergamon Press, Oxford.
- Alonso, M.F., Ancheyta, J.J. y Ruiz, M.R.S. (2002). Manual de Operación de la planta de estudios hidrodinámicos en sistemas de tres fases. Programa de Investigación y Desarrollo Tecnológico. IMP, México.
- Ashland Synthetic Fuels Inc. (1984). Final Report to U.S. Department of Energy, Contract No. DE-AC05-76ET10143.
- Baeyans, J. and Geldart, D. (1973). Predictive calculations of flow parameters in gas fluidized beds and fluidization behavior of various powders. Proc. Int. Symp. In: Fluidization and Its Application, pp. 263-273, 681-690. Toulouse.
- Base de datos de referencia del National Institute of Standards and Technology (NIST), [en línea]. NIST-Número 69 publicada en junio 2005. Dirección URL: <<http://webbook.nist.gov/chemistry/fluid/>>. [Consulta: 29 septiembre 2006].
- Begovich, J.M. and Watson, J.S. (1978a). In: Fluidization, (ed. by Davidson, J.F. and Keairns, D.L.), p. 190. University Press, Cambridge.
- Begovich, J.M. and Watson, J.S. (1978b). *AIChE* 24 (2), 351.
- Bhatia, V.K. and Epstein, N. (1974). In: Fluidization and Its Applications, (ed. By Angelino, H., Couderc, J.P., Gibert, H. and Laguerie, C.P.), p. 380. Cepadues-Editions, Toulouse.
- Bloxom, V.R., Costa, J.M., Herranz, J., MacWilliam, G.L. and Roth, S.R. (1975). Determination and correlation of hydrodynamic variables in a three-phase fluidized bed (Part IV). Report no. 219. Oak Ridge National Laboratory.
- Blum, D.B. and Toman, J.J. (1977). *AIChE Symposium Series* 73, No. 161, 115.

- Boening, R.E., McDaniel, N.K., Petersen, R.D. and Van Driesen, R.P. (1987). *Hydrocarbon Processing* 66, 59.
- Broadhurst, T.E. and Becker, H.A. (1973). The applications of the theory of dimensions to fluidized beds, Proc. Int. Symp. Ste. Chimie Indust, pp. 10-27. Toulouse.
- Buckingham, E. (1914). On physically similar systems, illustrations of the use of dimensional analysis. *Phys. Rev.* 4, 345-376.
- Catros, A., Bernard, J.R., Briens C. and Bergougnou, M. A. (1985). *Can. J. Chem. Eng.* 63, 754.
- Chern, S.H., Muroyama, K. and Fan, L.-S. (1983). *Chem. Eng. Sci.* 38, 1167.
- Chern, S.H., Fan, L.-S. and Muroyama, K. (1984). *AIChE Journal* 30 (2), 288.
- Chiu, T.M. and Ziegler, E.N. (1985). *AIChE Journal* 31 (9), 1504.
- Costa, E., de Lucas, A. and Carcla, P. (1986). *I&EC Process Des. and Dev.* 25, 849.
- Dakshinamurty, P., Subrahmanyam, V. and Rao, J.N. (1971). *I&EC Process Des. and Dev.* 10 (3), 322.
- Darton, R.C. and Harrison, D. (1975). *Chem. Eng. Sci.* 30, 581.
- Deckwer, W.-D., Louisi, Y., Zaidi, A. and Ralek, M. (1980). *I&EC Process Des. and Dev.* 19 (4), 699.
- Dhanuka, V.R. and Stepanek, J. B. (1978). In: Fluidization, (ed. by Davidson, J. F. and Keairns, D.L.), p. 179. Cambridge University Press.
- Donath, E.E. (1963). In: Chemistry of coal utilization, Supplementary Volume, (ed. by Lowry, H.H.), p. 1041. John Wiley.
- Douglas, W.J.M. (1964). *Chem. Eng. Prog.* 60 (7), 66.
- Efremov, G.I. and Vakhrushev, I.A. (1970). *Int. Chem. Eng.* 10 (1), 37.

- El-Temtamy, S.A. and Epstein, N. (1979). *Can. J. Chem. Eng.* 57, 520.
- Epstein, N. (1976). *Can. J. Chem. Eng.* 54, 259.
- Epstein, N. (1981). *Can. J. Chem. Eng.* 59, 649.
- Epstein, N. and Nicks, D. (1976). In: *Fluidization Technology*, (ed. by Keairns, D.L.), p. 389. Hemisphere.
- Ermakova, A., Ziganshin, G.K. and Slinko, M.G. (1970). *Theor. Found Chem. Eng.* 4, 84.
- Fan, L.-S., Matsuura, A. and Chern, S.H. (1985). *AIChE Journal* 31 (11), 1801.
- Fan, L.-S. (Reporting Period: 1996– 2001). Fluid and bubble dynamics of slurry bubble columns at high pressures and high temperatures. Final Technical Report, Volume 2, Department of Chemical Engineering. The Ohio State University 140 West 19th Ave. Columbus.
- Fan, L.-S. (1989). In: *Gas-liquid-solid fluidization engineering*. Butterworths, Boston.
- Fan, L.-S., Jean, R.-H. and Kitano, K. (1987). *Chem. Eng. Sci.* 42, 1853.
- Fan, L.-S., Satija, and Wisecarver, K. (1986). *AIChE Journal*. 32 (2), 338.
- Garside, J. and Al-Dibouni, M.R. (1977). *I&EC Process Des. and Dev.* 16 (2), 206.
- Germain, A., L'Homme, G.A. and Lefebvre, A. (1979). In: *Chemical Engineering of Gas-Liquid-Solid Catalyst Reactions*, (ed. by L'Homme, G. A.), p. 265. CEBEDOC, Liege.
- Glicksman, L.R., Hyre, M.R. and Farrell, P.A. (1994). Dynamic similarity in fluidization. *International Journal of Multiphase Flow* 20S, 331-386.
- Hu, T.-T. and Wu, J.Y. (1987). *Chem. Eng. Res. Des.* 65, 238.
- Jean, R.H. and Fan, L.-S. (1987). *Can. J. Chem Eng.* 65, 351.
- Jean, R H. and Fan, L.-S. (1986). *Chem. Eng. Sci.* 41 (11), 2823.

- Jean, R.H. (1988). *Ph. D. Dissertation*. The Ohio State University.
- Jiang, P., Arters, D. and Fan, L.-S. (1992). Pressure effects on the hydrodynamic behavior of Gas-Liquid-Solid fluidized beds. *Ind. Eng. Chem. Res.* 31, 2322–2327.
- Jiang P., Luo X., Tsao-Jen, and Fan, L.-S. (1997). High temperature and high-pressure three-phase fluidization-bed expansion phenomena. *Powder Technology* 90, 103-113.
- Johanson, E.S. (1961), U.S. Patent 2,987,465.
- Kato, Y., Uchida, K., Kago, T. and Morooka, S. (1981). *Powder Technol.* 28, 173.
- Kato, Y., Morooka, S., Kago, T., Saruwatari, T. and Yang, S.Z. (1985). *J. Chem Eng. Japan*, 18 (4), 308.
- Kim, S.D. and Kim, J.O. (1986). *J. Chem. Eng. Japan* 19, 86.
- Kim, S.D., Baker, C.G.J. and Bergougnou, M.A. (1975). *Can. J. Chem. Eng.* 53, 134.
- Kitano, K. and Fan, L.-S. (1988). *Chem. Eng. Sci.* 43, 1355.
- Kunii, D. and Levenspiel, O. (1969). In: *Fluidization Engineering*. John Wiley.
- Kline, S.J. (1965). In: *Similitude and Approximation Theory*. McGraw-Hill, New York.
- Lee, J.C. and Al-Dabbagh, N.J. (1978). In: *Fluidization*, (ed. by Davidson, J.F. and Keairns, D.L.), p. 184. Cambridge University Press.
- Lee, S.L.P. and de Lasa, H.I. (1986). In: *Fluidization V*, (ed. by Ostergaard, K. and Sorensen, A.), p. 361. Engineering Foundation Press.
- Linko, P. and Linko, Y.-Y. (1983). In: *Applied Biochemistry and Bioengineering*, (ed. by Chibata, I. and Wingard, Jr. L.B.).
- Luo, X., Jiang, P.T. and Fan, L.-S. (1997a). High-pressure three-phase fluidization: hydrodynamics and heat transfer. *AIChE Journal* 43 (10), 2432-2445.

- Luo X., Zhang J., Tsuchiya, K. y Fan, L.-S. (1997b). On the rise velocity of bubbles in liquid-solid suspensions at elevated pressure and temperature. *Chem. Eng. Sci.* 52 (21/22), 3693-3699.
- Macchi, A. (2002). Dimensionless Hydrodynamic Simulation of High Pressure Multiphase Reactors Subject to Foaming. *Ph.D. dissertation*, University of British Columbia, Vancouver, BC.
- Macchi, A., Bi, H.T., Grace, J.R., McKnight, C.A. and Hackman, L. (2001). Dimensional hydrodynamic similitude in three-phase fluidized beds. *Chem. Eng. Sci.* 56, 6039–6045.
- Massimilla, L., Majuri, N. and Signorini, P. (1954). *La Ricerca Scientifica* 29, 1934.
- Maxwell, J. C., (1871). On The Mathematical Classification of Physical Quantities. *Math. Soc.*, III 34, p. 224. Pro. London.
- McKnigh, C.A., Hackman, L.P., Grace, J.R., Macchi A., Kiel, D. and Tyler, J. (2003). Fluid dynamic studies in support of an industrial three-phase fluidized bed hydroprocessor. *The Canadian Journal of Chemical Engineering* 81, 338-350.
- Meernick, P.R. and Yuen, M.C. (1988). An optical method for determining bubble size distributions, II. Application to bubble size measurement in a three-phase fluidized bed. *Journal of Fluids Engineering* 110, 332-338.
- Michelsen, M.L. and Ostergaard, K. (1970). *Chem. Eng. J.* 1, 37.
- Mukherjee, R.N., Bhattacharya, P. and Taraphdar, D.K. (1974). In: Fluidization and Its Applications, (ed. by Angelino, H., Couderc, J. P., Gibert, H. and Laguerie, C.), p. 372. Cepadues-Editions, Toulouse.
- Muroyama, K. and Fan, L.-S. (1985). *AIChE Journal* 31, 1.
- Muroyama, K., Fukuma, M. and Yasunishi, A. (1984). *Can. J. Chem. Eng.* 62, 199.
- Muroyama, K. (1987). Personal communications.

- Nigam, K.D.P. and Schumpe, A. (1996). In: *Three-phase sparged reactors*. Gordon and Breach, Canada.
- Nienow, A.W. (1984). Paper presented at the AIChE Annual Meeting, San Francisco, Nov. 25-30.
- Nicklin, D.J. (1962). *Chem Eng. Sci.* 17, 693.
- Oda, N.B. (2005). En: *Introducción al análisis gráfico de datos experimentales*. Facultad de Ciencias. UNAM, México.
- Oh, J.S., and Kim, S.D. (1980). *Hwahak Konghak, J. Korean Inst. Chem. Engrs.* 18 (5), 375.
- Ostergaard, K. (1964). In: *Fluidization*, p. 58. Soc. Chem Ind., London.
- Ostergaard, K. (1969). In: *Studies of Gas-Liquidization*. Danish Technical Press, Copenhagen.
- Page, R.E. and Harrison, D. (1974). In: *Fluidization and Its Applications*, (ed. by Angelino, H., Couderc, J.P., Gibert, H. and Laguerie, C.), p. 393. Cepadues-Editions, Toulouse.
- Probstein, R.F. and Hicks, R.E. (1982). In: *Synthetic Fuels*. McGraw-Hill.
- Ramachandran, P.A. and Chaudhari, R.V. (1983). In: *Three-Phase Catalytic Reactors*. Gordon and Breach Science.
- Richardson, J.F. and Zaki, W.N. (1954). *Trans. Inst. Chem. Engrs.* 32, 35.
- Romero, J.B. and Johanson, L.N. (1962). Factors affecting fluidized bed quality. *Chem. Eng. Prog.* 44, 28-37.
- Ruiz, M.R.S., Alonso, M.F. and Ancheyta, J.J. (2204). Effect of high pressure operation on overall phase holdups in ebullated-bed reactors. *Catalysis Today* 98, 265-271.
- Rundell, D.N., Schaefer, R.J. and Shou, J.K. (1987). *Ind. Eng. Chem. Res.* 26, 613.

- Saberian-Broudjenni, M., Wild, G., Charpentier, J.-C., Fortin, Y., Euzen, J.-P. and Patoux, R. (1984). *Entropie* 120, 30.
- Safoniuk, M., Grace, J.R., Hackman, L. and McKnight, C.A. (1999). Use of dimensional similitude for scale-up of hydrodynamics in three-phase fluidized beds. *Chem. Eng. Sci.* 54, 4961–4966.
- Samejima, H., Nagashima, M., Azuma, M., Noguchi, S. and Inuzuka, K. (1984). *Annals New York Academy of Sciences* 434, 394.
- Satterfield, C.N., Pelossof, A.A. and Sherwood, T.K. (1969). *AIChE Journal*. 15, 226.
- Schaefer, R.J., Rundell, D.N. and Shou, J.K. (1983). Final Progress Report to U.S. Department of Energy, contract No. DE-AC22-80PC30026.
- Schlichting, H. (1979). In: *Boundary-Layer Theory*. McGraw-Hill, New York.
- Shah, Y.T. (1979). In: *Gas-Liquid-Solid Reactor Design*. McGraw-Hill.
- Sinha, V.T., Butensky, M. S. and Hyman, D. (1984). *AIChE Symposium Series* 80(241), 176.
- Sinha, V.T., Butensky, M. S. and Hyman, D. (1986). *I&EC Process Des. and Dev.* 25 (1), 321.
- Song, G.H., Bavarian, F., Fan, L.-S. Buttke, R.D. and Peck, L. B. (1988). Paper presented at AIChE Annual Meeting, New York, Nov. 15-20; *Can. J. Chem. Eng.*
- Song, G.H. and Fan, L.-S. (1986). Contractual report to Amoco Oil Co., Naperville, IL.
- Stewart, P.S.B. and Davidson, J.F. (1964). *Chem. Eng. Sci.* 19, 319.
- Storch, H.H., (1945). In: *Chemistry of Coal Utilization, II*, (ed. by Lowry, H. H.), p. 1750. John Wiley.
- Tarmy, B.L., Chang, M., Coulaloglou, C.A. and Ponzi, P.R. (1984). Paper presented at International Symposium on Chemical Reaction Engineering, Edinburgh, Sep. 10-13.

- Topsoe, H., Clausen, B.S., Massoth F.E. (1996). In: *Hydrotreating Catalysis*. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg.
- Tsuchiya, K. and Fan, L.-S. (1988). Paper presented at the AIChE Annual Meeting, Miami Beach, Nov. 2-7; *Chem. Eng. Sci.*, 43 (5), 1167.
- Turner, R., (1964). In: *Fluidization*. Soc. Chem. Ind., p. 47. London.
- Vasalos, I.A., Bild, E. M., Rundell, D.N. and Tatterson, D.F. (1980). Final Report to U.S. Department of Energy, Contract No. DE-AC05-10149.
- Viswanathan, S., Kakar, A.S. and Murti, P. S. (1964). *Chem. Eng. Sci.* 20, 903.
- Wallis, G.B. (1969). In: *One-Dimensional Two-Phase Flow*. McGraw-Hill Publishers, New York.
- Wen, C.Y. and Yu, Y.H. (1966). *Chem. Eng. Prog. Symposium Series* 62 (62), 100.
- Wenzel, F.W., Graeser, U. and Niemann, K. (1986). Paper presented at the Japan Petroleum Institute, Petroleum Refining Conference, Tokyo, Oct. 27-28.
- Wilkinson, P.M., Spek, A.P. and Van Dierendonk, L. L., (1992). Design parameters estimation for scale-up of high-pressure bubble columns. *AIChE Journal* 38, 554.
- White, F. M. (1979). In: *Fluid Mechanics*. Mc. Graw- Hill, New York.
- Wu, Y., Fan, O. and Kwauk, M. (1988). In: *Fluidization '88, Science and Technology—Conference Papers 3rd China – Japan Symposium*, (ed. by Kwauk, M. and Kunii, D.), p. 268. Science Press (Beijing, China).
- Zhang, J.P., Grace, J.R., Epstein, N. and Lim, K.S. (1997). Flow regime identification in gas-liquid flow and three-phase fluidized beds. *Chem. Eng. Sci.* 52, 3979-3992.

APÉNDICE A

Procedimiento detallado para la determinación de los grupos π

Independientemente del procedimiento que se emplea para determinar los parámetros adimensionales, se inicia listando todos los parámetros que se sabe (o se cree) que afectarán el fenómeno de flujo determinado, y para ello es útil tomar en cuenta la experiencia adquirida en trabajos anteriores o bien aplicar juicios básicos de ingeniería.

Si se sospecha que un fenómeno depende de un parámetro determinado, este debe incluirse. Si la sospecha es correcta, los experimentos mostrarán que el parámetro debe incluirse para obtener resultados coherentes, si el parámetro es extraño, es posible que se origine un parámetro π adicional, pero los experimentos mostrarán que puede dejar de considerarse. Por consiguiente, se pueden incluir todos los parámetros que se crea que son importantes. Es difícil equivocarse si se realiza una selección amplia de parámetros.

A continuación se describe un procedimiento de seis pasos, mismo que se recomienda para determinar los parámetros π :

Paso 1: *Listar todos los parámetros implicados.* (Sea n el número de parámetros.) Si no se incluyen todos los parámetros pertinentes, puede obtenerse una relación, pero esta no brindará la historia completa. Si se incluyen parámetros que en realidad no afectan el fenómeno físico, el proceso de análisis dimensional mostrará que estos no entran en la relación buscada, o bien, se obtendrá uno o más grupos adimensionales que, mediante los experimentos, resultarán ser extraños.

Paso 2: *Seleccionar un conjunto de dimensiones fundamentales (primarias), esto es, MLT (masa, longitud y tiempo) o FLT (fuerza, longitud y tiempo).* Para los problemas de transferencia de calor es posible que se necesite θ para la temperatura.

Paso 3: *Listar las dimensiones de todos los parámetros en términos de dimensiones primarias y determinar el rango de la matriz dimensional de coeficientes.* (Sea r el número de dimensiones primarias y h el rango de la matriz dimensional de coeficientes). Ya sea la masa o la fuerza pueden seleccionarse como una dimensión primaria. Verificar que $r = h$.

Paso 4: *Elegir de la lista de parámetros un número de parámetros repetidos igual al número de dimensiones primarias, $r = h$, e incluir todas las dimensiones primarias.* Ningún par de parámetros repetidos puede tener las mismas dimensiones netas diferenciándose solamente por el simple exponente; por ejemplo, no incluir una longitud (L) y un momento de inercia (L^4) como parámetros repetidos. Los parámetros repetidos que se eligen pueden aparecer en todos los grupos adimensionales obtenidos; en consecuencia, no incluir el parámetro dependiente entre aquellos seleccionados en este paso.

Paso 5: *Establecer ecuaciones dimensionales combinando los parámetros elegidos en el paso 4 con cada uno de los otros parámetros a su vez, para formar grupos adimensionales.* (Habrán $n - h$

ecuaciones). Resuelva las ecuaciones dimensionales para obtener los $n - h$ grupos adimensionales.

Paso 6: *Comprobar que cada grupo obtenido es adimensional.* En unos cuantos casos, los problemas surgen debido a que el número de dimensiones primarias r difiere cuando las variables se expresan en términos de sistemas de dimensiones diferentes. El valor de h puede establecerse con certidumbre determinando el *rango de la matriz dimensional*, es decir h es igual al rango de la matriz dimensional.

Los $n - h$ grupos adimensionales obtenidos del procedimiento son independientes pero no únicos. Si se elige un conjunto diferente de parámetros repetidos, se producen grupos diferentes.

Si $n - h = 1$, entonces se obtiene un solo parámetro π adimensional. En este caso, el *Teorema Pi de Buckingham* indica que el único parámetro π debe ser constante.

APÉNDICE B

Formación de grupos adimensionales importantes en la hidrodinámica de lechos fluidizados de tres fases

Para determinar los grupos π importantes en el comportamiento hidrodinámico de lechos fluidizados de tres fases se identifican primero todas las variables que se espera tengan un efecto significativo en dicho fenómeno, posteriormente se aplica el *Teorema Pi de Buckingham* para formar un conjunto apropiado de grupos adimensionales. La identificación apropiada de todas las variables significativas que pueden influir en la hidrodinámica de este tipo de lechos es crucial. A partir de trabajos experimentales previos sobre hidrodinámica de lechos fluidizados de tres fases se observa cuales son las variables que deben incluirse para llevar a cabo el análisis dimensional del fenómeno en cuestión aplicando el *Teorema Pi de Buckingham* a este conjunto de variables.

Así de la literatura referente a la hidrodinámica de lechos ebullentes, se han identificado ocho variables (U_l , U_g , μ_l , σ , d_p , ρ_l , ρ_s y $g\Delta\rho$) que se espera influyan en la hidrodinámica del lecho significativamente (ver sección 3.2.2).

Usando estas ocho variables dimensionales significativas que involucran tres dimensiones fundamentales (*masa, longitud, y tiempo*), pueden formarse cinco grupos adimensionales independientes según el procedimiento de seis pasos descrito en el Apéndice A.

Paso 1: *Listar todos los parámetros implicados.*

$$U_l, U_g, \mu_l, \sigma, d_p, \rho_l, \rho_s, g\Delta\rho \Rightarrow n = 8$$

Paso 2: *Seleccionar un conjunto de dimensiones fundamentales (primarias).*

Sean M, L y T, las dimensiones primarias seleccionadas.

Paso 3: *Listar las dimensiones de todos los parámetros en términos de dimensiones primarias y determinar el rango de la matriz dimensional de coeficientes.*

Del paso 2 se ve que el número de dimensiones primarias es igual a 3. Entonces, surge la pregunta, ¿ h es igual al número de dimensiones primarias r ? Por tanto, verificando el rango de la matriz dimensional para responder a esta pregunta, se tiene que

	U_l	U_g	μ_l	σ	d_p	ρ_l	ρ_s	$g\Delta\rho$
M	0	0	1	1	0	1	1	1
L	1	1	-1	0	1	-3	-3	-2
T	-1	-1	-1	-2	0	0	0	-2

Recordando que el rango de una matriz es igual al número de líneas de esa matriz (filas o columnas) que son linealmente independientes.

Sea A la matriz dimensional de coeficientes dada por

$$A = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 1 & 1 & 0 & 1 & 1 & 1 \\ 1 & 1 & -1 & 0 & 1 & -3 & -3 & -2 \\ -1 & -1 & -1 & -2 & 0 & 0 & 0 & -2 \end{pmatrix}$$

Determinemos el rango de la matriz, $r(A)$, empleando el método de eliminación gaussiana.

$$\begin{aligned} r \begin{pmatrix} 0 & 0 & 1 & 1 & 0 & 1 & 1 & 1 \\ 1 & 1 & -1 & 0 & 1 & -3 & -3 & -2 \\ -1 & -1 & -1 & -2 & 0 & 0 & 0 & -2 \end{pmatrix} &= r \begin{pmatrix} -1 & -1 & -1 & -2 & 0 & 0 & 0 & -2 \\ 1 & 1 & -1 & 0 & 1 & -3 & -3 & -2 \\ 0 & 0 & 1 & 1 & 0 & 1 & 1 & 1 \end{pmatrix} = \\ &= r \begin{pmatrix} -1 & -1 & -1 & -2 & 0 & 0 & 0 & -2 \\ 0 & 0 & -2 & -2 & 1 & -3 & -3 & -4 \\ 0 & 0 & 1 & 1 & 0 & 1 & 1 & 1 \end{pmatrix} = r \begin{pmatrix} -1 & -1 & -1 & -2 & 0 & 0 & 0 & -2 \\ 0 & 0 & -2 & -2 & 1 & -3 & -3 & -4 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & -1 & -1 & -2 \end{pmatrix} \end{aligned}$$

Por lo tanto $r(A) = 3$, es decir es $h = 3$ lo cual coincide con el número de dimensiones primarias r .

Listando las dimensiones de todos los parámetros en términos de dimensiones primarias tenemos que:

U_l	U_g	μ_l	σ	d_p	ρ_l	ρ_s	$g\Delta\rho$
LT^{-1}	LT^{-1}	$ML^{-1}T^{-1}$	MT^{-2}	L	ML^{-3}	ML^{-3}	$ML^{-2}T^{-2}$

Paso 4: Elegir de la lista de parámetros un número de parámetros repetidos igual al número de dimensiones primarias (h) e incluir todas las dimensiones primarias.

Como la elección de los parámetros repetidos no es única, se pueden elegir varias combinaciones para obtener los parámetros más importantes dentro de la hidrodinámica de los lechos fluidizados de tres fases estudiados por otros investigadores. De tal forma que de estas combinaciones los parámetros repetidos pueden ser:

- a) μ_l, σ, ρ_l .
- b) σ, d_p, ρ_l .
- c) U_l, μ_l, ρ_l .

Paso 5: Establecer ecuaciones dimensionales combinando los parámetros elegidos en el paso 4 con cada uno de los otros parámetros a su vez, para formar grupos adimensionales.

Se obtendrán $m = n - h = 8 - 3 = 5$ parámetros adimensionales. Estableciendo las ecuaciones dimensionales para cada conjunto de parámetros repetidos se tiene que:

a) Sean μ_1 , σ y ρ_1 , los parámetros dimensionales repetidos, si los combinamos con $g\Delta\rho$, ρ_s , d_p , U_g y U_1 , adecuadamente, obtendremos los siguientes grupos adimensionales:

$$(\mu_1)^a (\sigma)^b (\rho_1)^c g\Delta\rho = (ML^{-1}T^{-1})^a (MT^{-2})^b (ML^{-3})^c (ML^{-2}T^{-2}) = M^0 L^0 T^0$$

$$\begin{aligned} M: a + b + c + 1 &= 0 & a &= 4 \\ L: -a - 3c - 2 &= 0 & \Rightarrow b = -3 & \Rightarrow \pi_1 = \frac{g\Delta\rho\mu_1^4}{\rho_1^2\sigma^3} \\ T: -a - 2b - 2 &= 0 & c &= -2 \end{aligned}$$

$$(\mu_1)^a (\sigma)^b (\rho_1)^c \rho_s = (ML^{-1}T^{-1})^a (MT^{-2})^b (ML^{-3})^c (ML^{-3}) = M^0 L^0 T^0$$

$$\begin{aligned} M: a + b + c + 1 &= 0 & a &= 0 \\ L: -a - 3c - 3 &= 0 & \Rightarrow b = 0 & \Rightarrow \pi_2 = \frac{\rho_s}{\rho_1} \\ T: -a - 2b &= 0 & c &= -1 \end{aligned}$$

$$(\mu_1)^a (\sigma)^b (\rho_1)^c d_p = (ML^{-1}T^{-1})^a (MT^{-2})^b (ML^{-3})^c (L) = M^0 L^0 T^0$$

$$\begin{aligned} M: a + b + c &= 0 & a &= -2 \\ L: -a - 3c + 1 &= 0 & \Rightarrow b = 1 & \Rightarrow \pi_3 = \frac{\sigma\rho_1 d_p}{\mu_1^2} \\ T: -a - 2b &= 0 & c &= 1 \end{aligned}$$

$$(\mu_1)^a (\sigma)^b (\rho_1)^c U_g = (ML^{-1}T^{-1})^a (MT^{-2})^b (ML^{-3})^c (LT^{-1}) = M^0 L^0 T^0$$

$$\begin{aligned} M: a + b + c &= 0 & a &= 1 \\ L: -a - 3c + 1 &= 0 & \Rightarrow b = -1 & \Rightarrow \pi_4 = \frac{\mu_1 U_g}{\sigma} \\ T: -a - 2b - 1 &= 0 & c &= 0 \end{aligned}$$

$$(\mu_1)^a (\sigma)^b (\rho_1)^c U_1 = (ML^{-1}T^{-1})^a (MT^{-2})^b (ML^{-3})^c (LT^{-1}) = M^0 L^0 T^0$$

$$\begin{aligned} M: a + b + c &= 0 & a &= 1 \\ L: -a - 3c + 1 &= 0 & \Rightarrow b = -1 & \Rightarrow \pi_5 = \frac{\mu_1 U_1}{\sigma} \\ T: -a - 2b - 1 &= 0 & c &= 0 \end{aligned}$$

b) Sean σ , d_p y ρ_l , los parámetros dimensionales repetidos, si se combinan con $g\Delta\rho$, ρ_s , μ_l , U_g y U_l , adecuadamente, se obtienen los siguientes grupos adimensionales:

$$(\sigma)^a (d_p)^b (\rho_l)^c g\Delta\rho = (MT^{-2})^a (L)^b (ML^{-3})^c (ML^{-2}T^{-2}) = M^0 L^0 T^0$$

$$\begin{aligned} M: a + c + 1 &= 0 & a &= -1 \\ L: b - 3c - 2 &= 0 & \Rightarrow b = 2 & \Rightarrow \pi_1 = \frac{g\Delta\rho d_p^2}{\sigma} \\ T: -2a - 2 &= 0 & c &= 0 \end{aligned}$$

$$(\sigma)^a (d_p)^b (\rho_l)^c \rho_s = (MT^{-2})^a (L)^b (ML^{-3})^c (ML^{-3}) = M^0 L^0 T^0$$

$$\begin{aligned} M: a + c + 1 &= 0 & a &= -1 \\ L: b - 3c - 3 &= 0 & \Rightarrow b = 2 & \Rightarrow \pi_2 = \frac{\rho_s}{\rho_l} \\ T: -2a &= 0 & c &= 0 \end{aligned}$$

$$(\sigma)^a (d_p)^b (\rho_l)^c \mu_l = (MT^{-2})^a (L)^b (ML^{-3})^c (ML^{-1}T^{-1}) = M^0 L^0 T^0$$

$$\begin{aligned} M: a + c + 1 &= 0 & a &= -0.5 \\ L: b - 3c - 1 &= 0 & \Rightarrow b = -0.5 & \Rightarrow \pi_3 = \frac{\mu_l}{\sqrt{\sigma d_p \rho_l}} \\ T: -2a - 1 &= 0 & c &= -0.5 \end{aligned}$$

$$(\sigma)^a (d_p)^b (\rho_l)^c U_g = (MT^{-2})^a (L)^b (ML^{-3})^c (LT^{-1}) = M^0 L^0 T^0$$

$$\begin{aligned} M: a + c &= 0 & a &= -0.5 \\ L: b - 3c + 1 &= 0 & \Rightarrow b = 0.5 & \Rightarrow \pi_4 = \frac{U_g \sqrt{d_p \rho_l}}{\sqrt{\sigma}} \\ T: -2a - 1 &= 0 & c &= 0.5 \end{aligned}$$

$$(\sigma)^a (d_p)^b (\rho_l)^c U_l = (MT^{-2})^a (L)^b (ML^{-3})^c (LT^{-1}) = M^0 L^0 T^0$$

$$\begin{aligned} M: a + c &= 0 & a &= -0.5 \\ L: b - 3c + 1 &= 0 & \Rightarrow b = 0.5 & \Rightarrow \pi_5 = \frac{U_l \sqrt{d_p \rho_l}}{\sqrt{\sigma}} \\ T: -2a - 1 &= 0 & c &= 0.5 \end{aligned}$$

c) Dados U_l , μ_l y ρ_l los parámetros dimensionales repetidos, si se combinan con $g\Delta\rho$, ρ_s , d_p , σ , y U_g , adecuadamente, se obtienen los siguientes grupos adimensionales:

$$(U_l)^a (\mu_l)^b (\rho_l)^c g\Delta\rho = (LT^{-1})^a (ML^{-1}T^{-1})^b (ML^{-3})^c (ML^{-2}T^{-2}) = M^0 L^0 T^0$$

$$\begin{aligned}
M: b+c+1=0 & \quad a=-3 \\
L: a-3c-2=0 & \Rightarrow b=1 \Rightarrow \pi_1 = \frac{g\Delta\rho\mu_1}{\rho_1^2 U_1^3} \\
T: -a-b-2=0 & \quad c=-2
\end{aligned}$$

$$(U_1)^a (\mu_1)^b (\rho_1)^c \rho_s = (LT^{-1})^a (ML^{-1}T^{-1})^b (ML^{-3})^c (ML^{-3}) = M^0 L^0 T^0$$

$$\begin{aligned}
M: b+c+1=0 & \quad a=0 \\
L: a-3c-3=0 & \Rightarrow b=0 \Rightarrow \pi_2 = \frac{\rho_s}{\rho_1} \\
T: -a-b=0 & \quad c=-1
\end{aligned}$$

$$(U_1)^a (\mu_1)^b (\rho_1)^c d_p = (LT^{-1})^a (ML^{-1}T^{-1})^b (ML^{-3})^c (L) = M^0 L^0 T^0$$

$$\begin{aligned}
M: b+c=0 & \quad a=1 \\
L: a-b-3c+1=0 & \Rightarrow b=-1 \Rightarrow \pi_3 = \frac{\rho_1 d_p U_1}{\mu_1} \\
T: -a-b=0 & \quad c=1
\end{aligned}$$

$$(U_1)^a (\mu_1)^b (\rho_1)^c \sigma = (LT^{-1})^a (ML^{-1}T^{-1})^b (ML^{-3})^c (MT^{-2}) = M^0 L^0 T^0$$

$$\begin{aligned}
M: b+c=0 & \quad a=1 \\
L: a-b-3c=0 & \Rightarrow b=-1 \Rightarrow \pi_4 = \frac{U_1 \sigma}{\mu_1} \\
T: -a-b-2=0 & \quad c=0
\end{aligned}$$

$$(U_1)^a (\mu_1)^b (\rho_1)^c U_g = (LT^{-1})^a (ML^{-1}T^{-1})^b (ML^{-3})^c (LT^{-1}) = M^0 L^0 T^0$$

$$\begin{aligned}
M: b+c=0 & \quad a=1 \\
L: a-b-3c=0 & \Rightarrow b=-1 \Rightarrow \pi_5 = \frac{U_g}{U_1} \\
T: -a-b-2=0 & \quad c=0
\end{aligned}$$

Atentos de la ventaja e importancia de usar *grupos adimensionales* con los que la mayoría de los investigadores en el campo de la fluidización de tres fases están familiarizados, se pueden seleccionar los siguientes:

$$M = \frac{g\Delta\rho\mu_1^4}{\rho_1^2 \sigma^3}, \quad E_o = \frac{g\Delta\rho d_p^2}{\sigma}, \quad Re_1 = \frac{\rho_1 d_p U_1}{\mu_1}, \quad \beta_d = \frac{\rho_s}{\rho_1} \quad \text{y} \quad \beta_U = \frac{U_g}{U_1}$$

Donde M se conoce como el *número de Morton*, E_o es el *número de Eötvös*, Re_1 es el llamado *número de Reynolds* del líquido, β_d es la *razón de densidades* entre la fase sólida y la fase líquida y β_U es la *razón de velocidades* superficiales entre la fase gas y la fase líquida. En casos en dónde la presión es bastante alta, tanto que la densidad del gas es comparable con la densidad del líquido, debe agregarse un sexto grupo adimensional (ρ_g/ρ_l) a la lista anterior.

Paso 6: Finalmente comprobar que cada grupo obtenido es adimensional.

$$M = \frac{g\Delta\rho\mu_1^4}{\rho_1^2\sigma^3} \cdot \frac{[\text{ML}^{-2}\text{T}^{-2}][\text{ML}^{-1}\text{T}^{-1}]^4}{[\text{ML}^{-3}]^2[\text{MT}^{-2}]^3} = \frac{[\text{M}^5\text{L}^{-6}\text{T}^{-6}]}{[\text{M}^5\text{L}^{-6}\text{T}^{-6}]} = [1]$$

$$E_o = \frac{g\Delta\rho d_p^2}{\sigma} \cdot \frac{[\text{ML}^{-2}\text{T}^{-2}][\text{L}]^2}{[\text{MT}^{-2}]} = \frac{[\text{MT}^{-2}]}{[\text{MT}^{-2}]} = [1]$$

$$\text{Re}_1 = \frac{\rho_1 d_p U_1}{\mu_1} \cdot \frac{[\text{ML}^{-3}][\text{L}][\text{LT}^{-1}]}{[\text{ML}^{-1}\text{T}^{-1}]} = \frac{[\text{ML}^{-1}\text{T}^{-1}]}{[\text{ML}^{-1}\text{T}^{-1}]} = [1]$$

$$\beta_d = \frac{\rho_s}{\rho_1} \cdot \frac{[\text{ML}^{-3}]}{[\text{ML}^{-3}]} = [1]$$

$$\beta_U = \frac{U_g}{U_1} = \frac{[\text{LT}^{-1}]}{[\text{LT}^{-1}]} = [1]$$

APÉNDICE C

C.1 Propiedades físicas del nitrógeno y del *Paratherm NF*

A partir de una serie de datos experimentales disponibles en la literatura (*Fan* (1996-2001), *Jiang et al.* (1997) y *Luo et al.* (1997a, 1997b)), para algunas propiedades físicas del nitrógeno y *Paratherm NF* a varias condiciones de presión y temperatura fue posible obtener algunas regresiones simples (exponenciales, potenciales o cuadráticas) que permiten estimar el valor de dichas propiedades. En la Fig. C.1 se muestra el comportamiento de la densidad del nitrógeno, mientras que en las Figs. C.2, C.3, y C.4 se presenta el comportamiento de la densidad, viscosidad dinámica y tensión superficial del *Paratherm NF*, respectivamente. Todas estas propiedades se encuentran reportadas en función de la temperatura en un intervalo de validez de 20 a 90 °C, a las condiciones de presión seleccionadas para el *prototipo 1*.

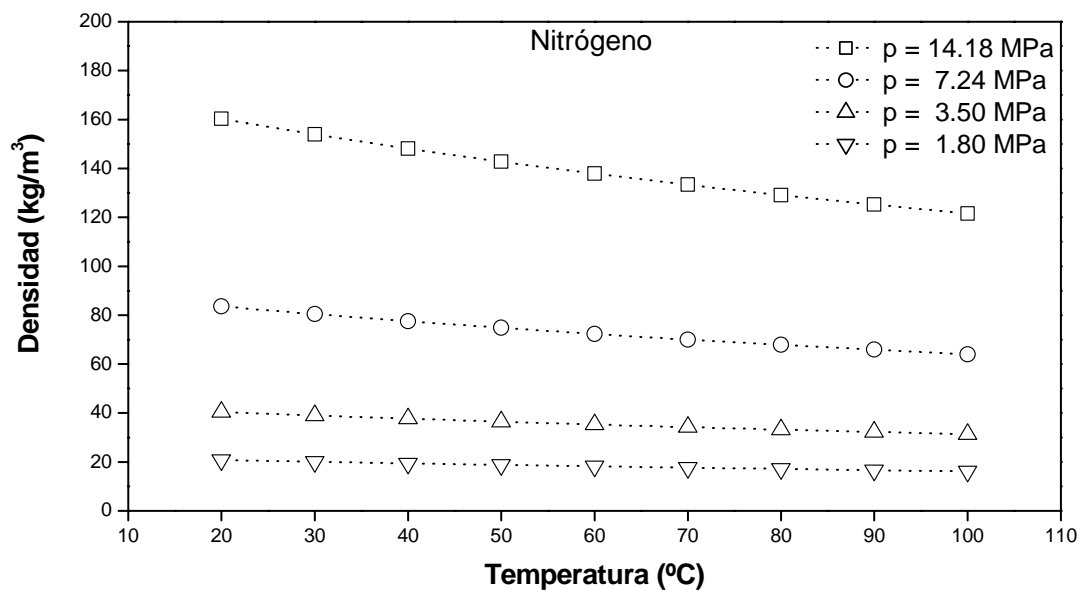


Figura C.1. Densidad del nitrógeno en función de la temperatura a varias presiones (Fuente: <http://webbook.nist.gov/chemistry/fluid/>).

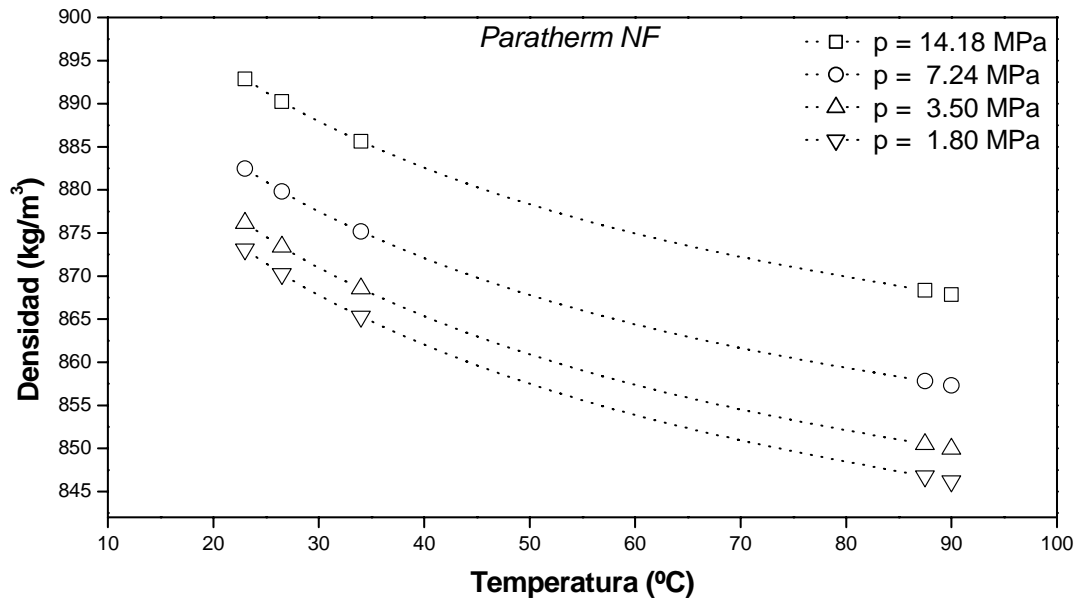


Figura C.2. Densidad del *Paratherm NF* en función de la temperatura a varias presiones (con datos de *Fan* (1996-2001), *Jiang et al.* (1997) y *Luo et al.* (1997a, 1997b)).

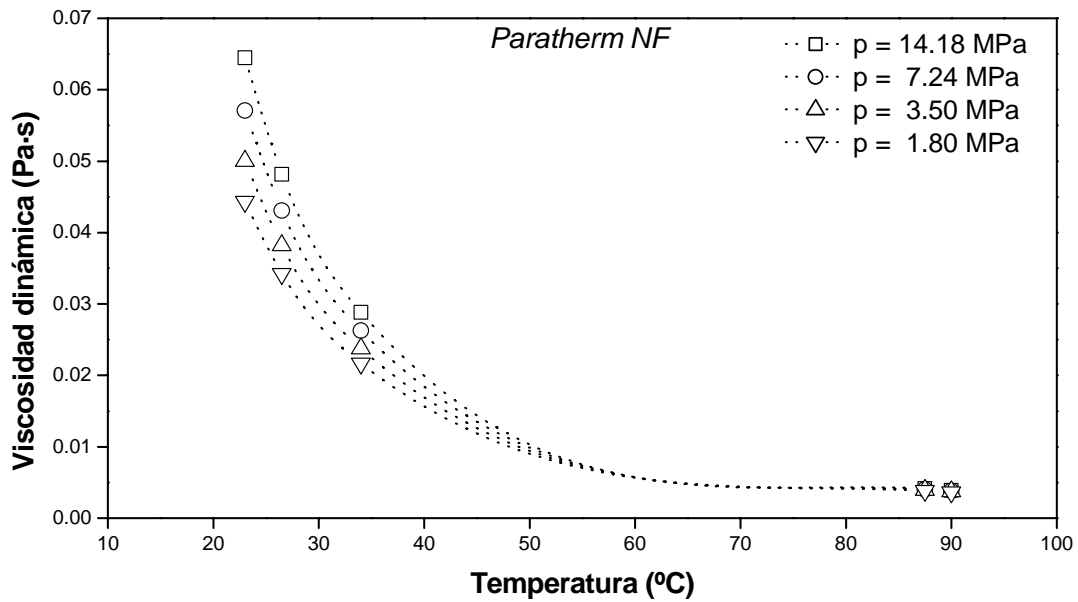


Figura C.3. Viscosidad dinámica del *Paratherm NF* en función de la temperatura a varias presiones (con datos de *Fan* (1996-2001), *Jiang et al.* (1997) y *Luo et al.* (1997a, 1997b)).

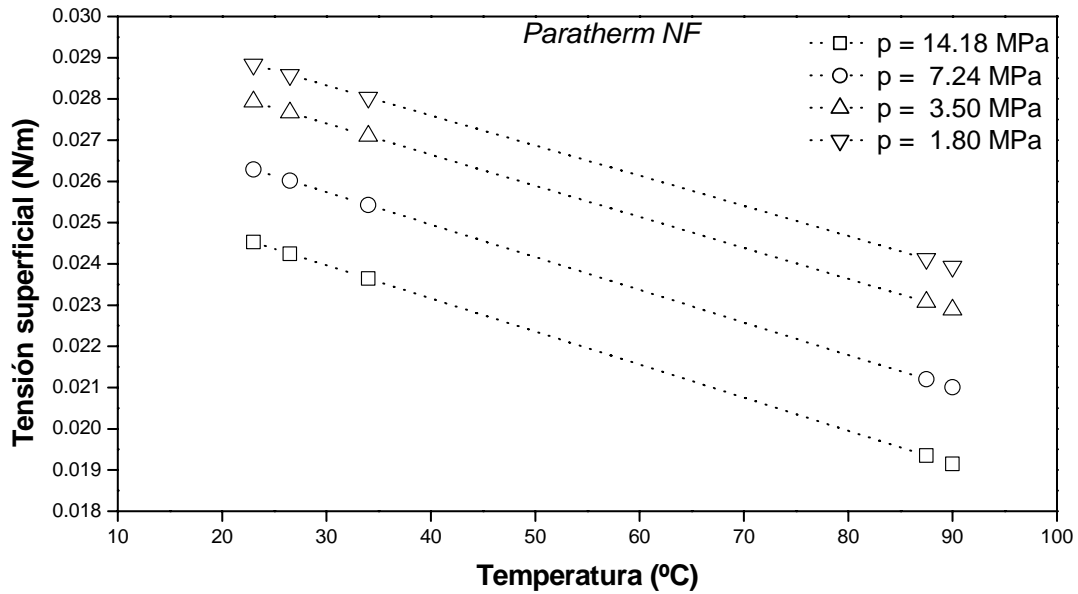


Figura C.4. Tensión superficial del *Paratherm NF* en función de la temperatura a varias presiones (con datos de *Fan* (1996-2001), *Jiang et al.* (1997) y *Luo et al.* (1997a, 1997 b)).

C.2 Propiedades físicas estimadas para los fluidos empleados en el *Prototipo 1*

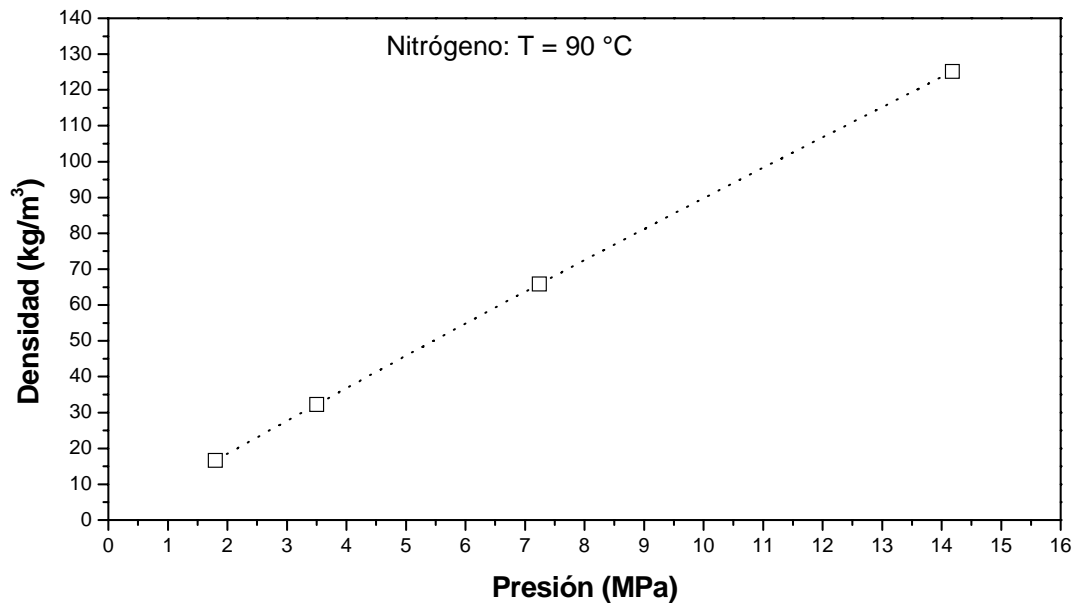


Figura C.5. Densidad del nitrógeno en función de la presión a T = 90 °C (Fuente: <http://webbook.nist.gov/chemistry/fluid/>).

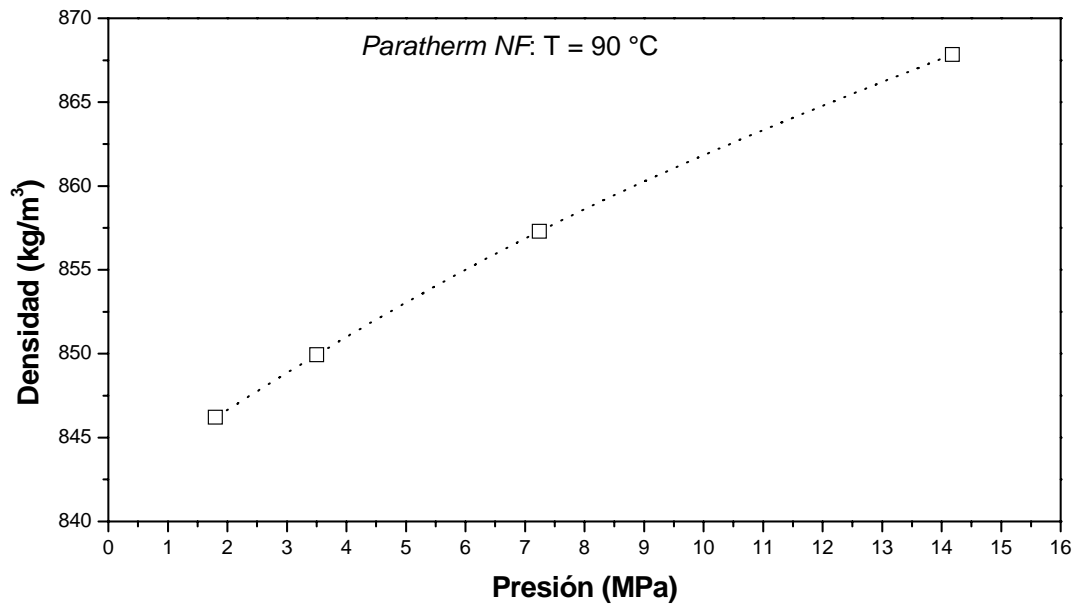


Figura C.6. Densidad estimada del *Paratherm NF* en función de la presión a $T = 90\text{ °C}$ (con datos de *Fan* (1996-2001), *Jiang et al.* (1997) y *Luo et al.* (1997a, 1997b)).

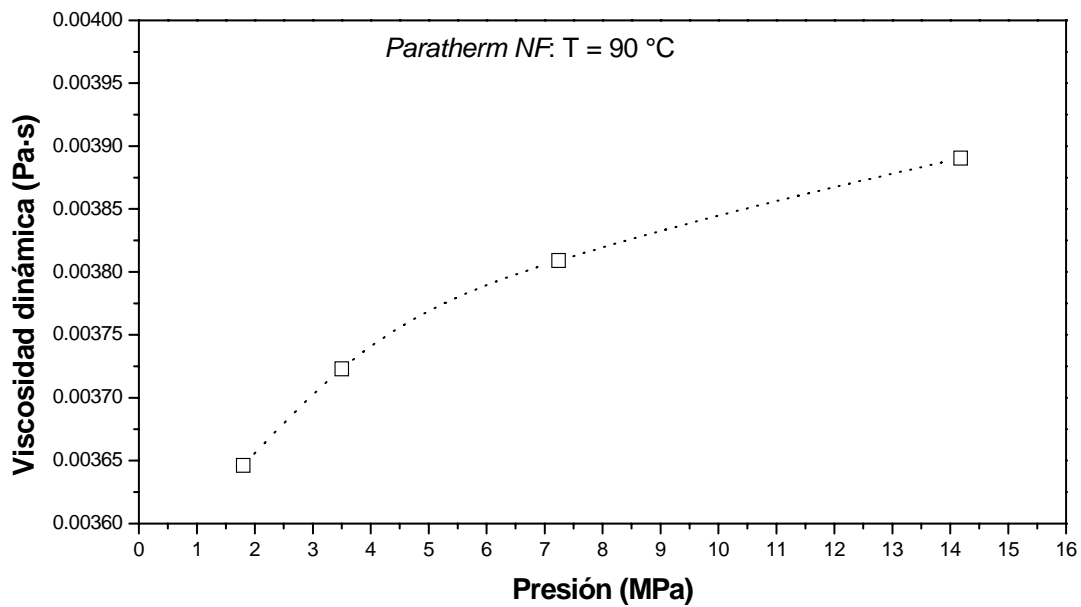


Figura C.7. Viscosidad dinámica estimada del *Paratherm NF* en función de la presión a $T = 90\text{ °C}$ (con datos de *Fan* (1996-2001), *Jiang et al.* (1997) y *Luo et al.* (1997a, 1997b)).

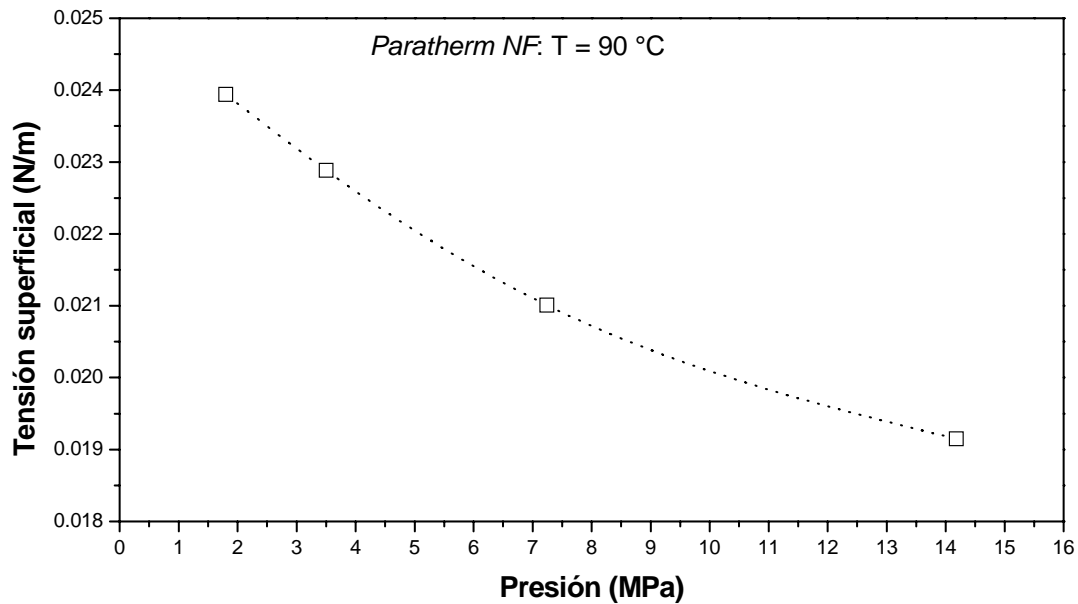


Figura C.8. Tensión superficial estimada del *Paratherm NF* en función de la presión a $T = 90\text{ °C}$ (con datos de *Fan* (1996-2001), *Jiang et al.* (1997) y *Luo et al.* (1997a, 1997b)).

C.3. Propiedades físicas para los fluidos empleados en el *Modelo 1*

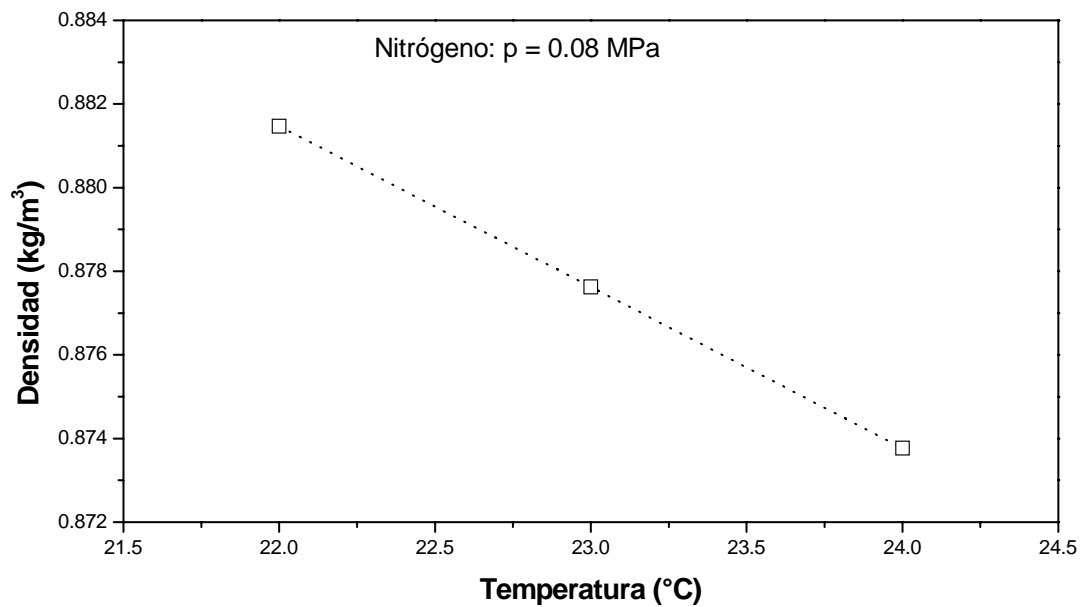


Figura C.9. Densidad del nitrógeno en función de la temperatura a $p = 0.08\text{ MPa}$ (Fuente: <http://webbook.nist.gov/chemistry/fluid/>).

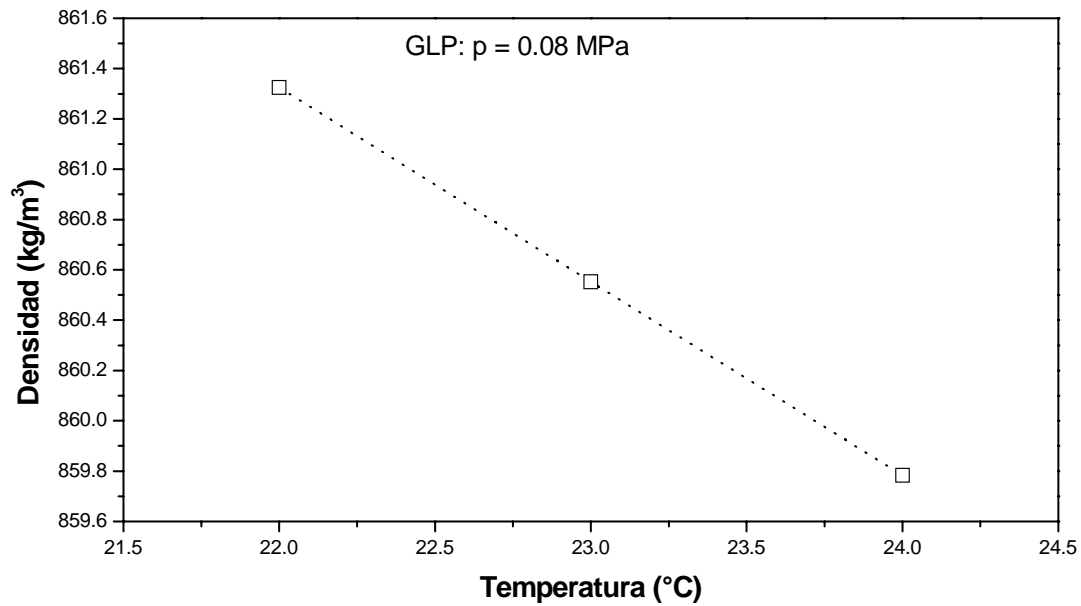


Figura C.10. Densidad del GLP en función de la temperatura a $p = 0.08$ MPa (estimada con datos experimentales, método *ASTM-D-70*).

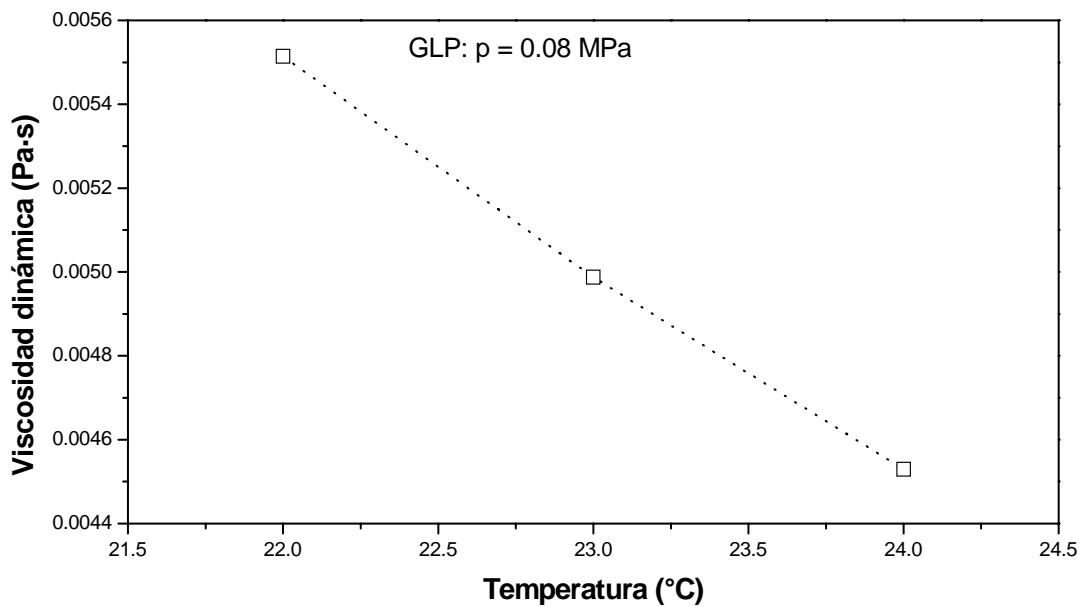


Figura C.11. Viscosidad dinámica del GLP en función de la temperatura a $p = 0.08$ MPa (estimada con datos experimentales, método *ASTM-D-455*).

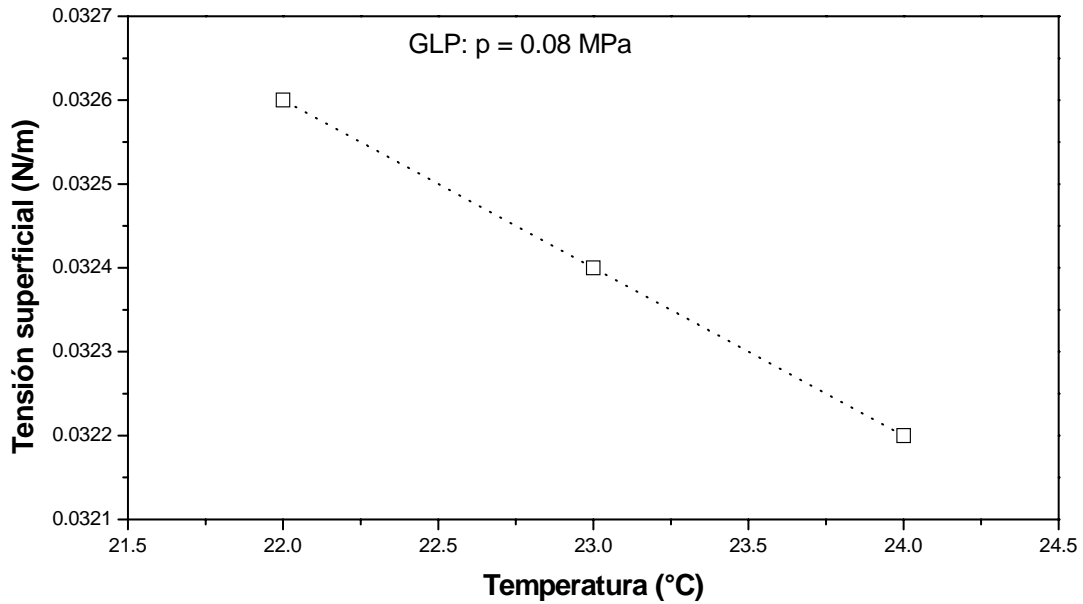


Figura C.12. Tensión superficial del GLP en función de la temperatura a $p = 0.08 \text{ MPa}$ (estimada con datos experimentales, método *ASTM-D-971*).

C.4. Propiedades físicas para los fluidos empleados en el *Prototipo 2*

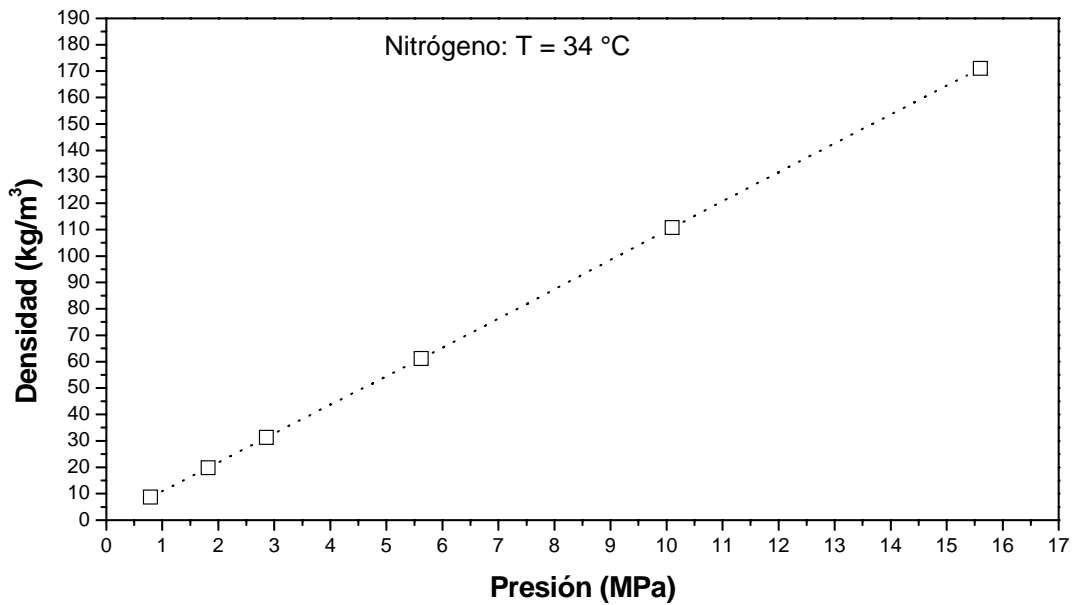


Figura C.13. Densidad del nitrógeno en función de la presión a la temperatura de 34 °C (con datos de *Luo et al.*, 1997a).

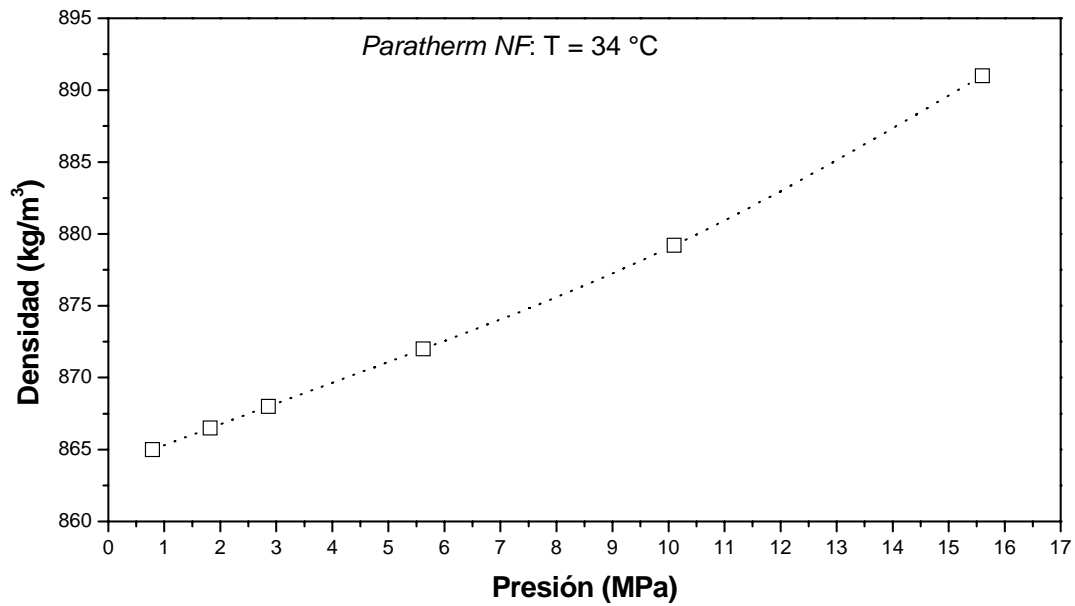


Figura C.14. Densidad del *Paratherm NF* en función de la presión a la temperatura de 34 °C (con datos de *Luo et al.*, 1997a).

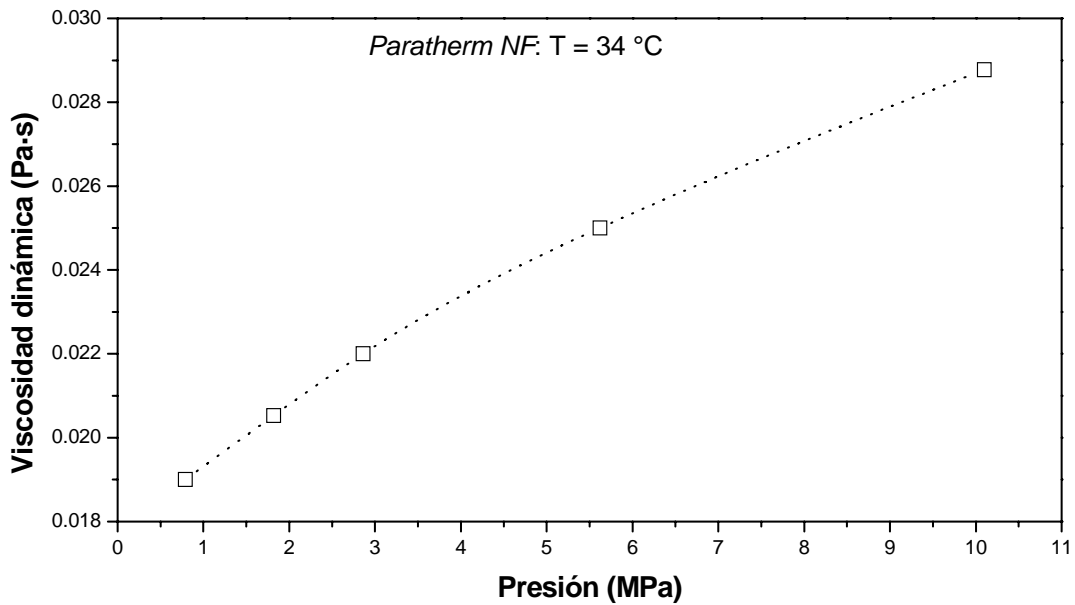


Figura C.15. Viscosidad del *Paratherm NF* en función de la presión a la temperatura de 34 °C (con datos de *Luo et al.*, 1997a).

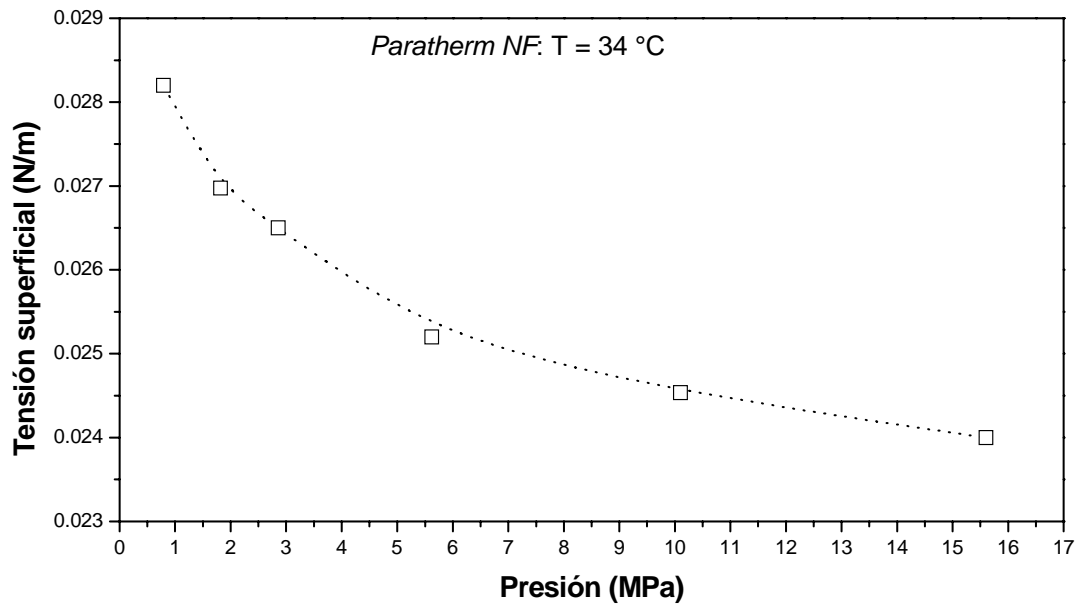


Figura C.16. Tensión superficial del *Paratherm NF* en función de la presión a la temperatura de 34 °C, para el *prototipo 2* (con datos de *Luo et al.*, 1997a).

C.5. Propiedades físicas para los fluidos empleados en el *Modelo 2*

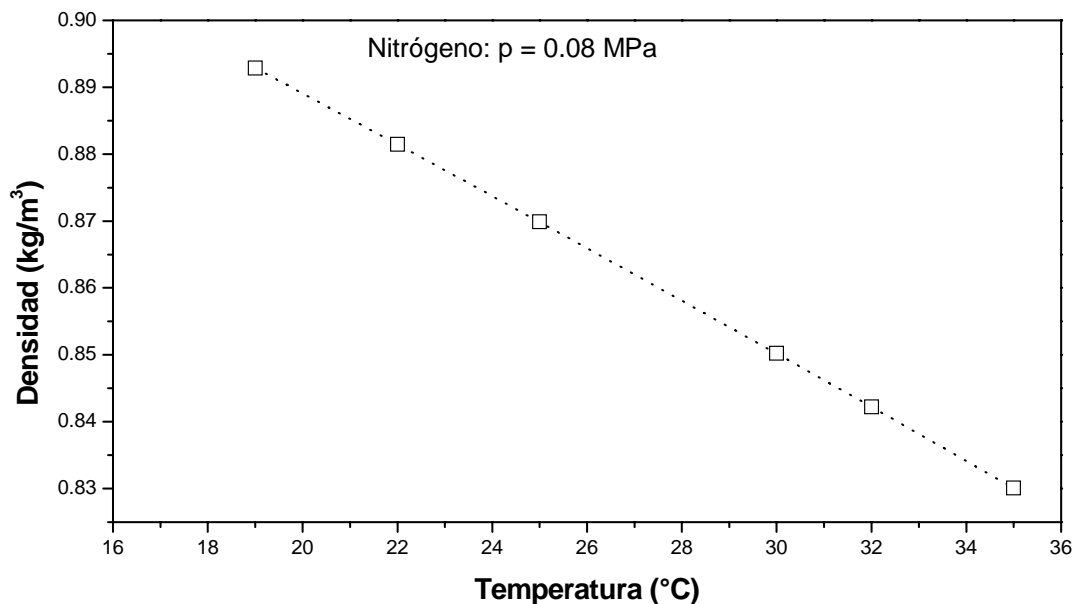


Figura C.17. Densidad del nitrógeno en función de la temperatura a $p = 0.08$ MPa (Fuente: <http://webbook.nist.gov/chemistry/fluid/>).

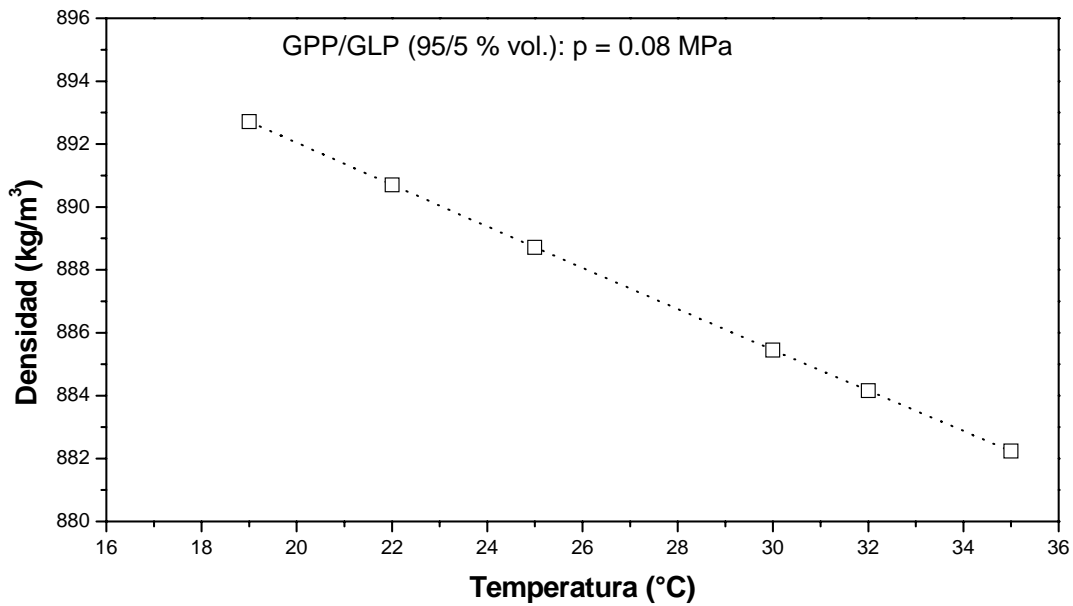


Figura C.18. Densidad de la mezcla *GPP - GLP* en función de la temperatura a $p = 0.08$ MPa (estimada con datos experimentales, método *ASTM-D-70*).

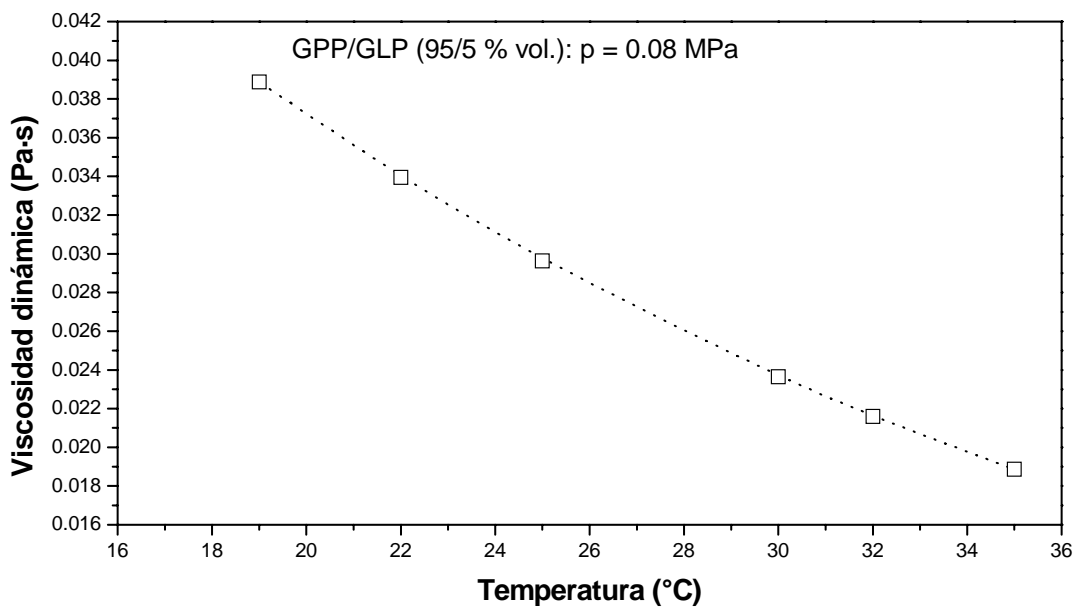


Figura C.19. Viscosidad dinámica de la mezcla *GPP - GLP* en función de la temperatura a $p = 0.08$ MPa (estimada con datos experimentales, método *ASTM-D-455*).

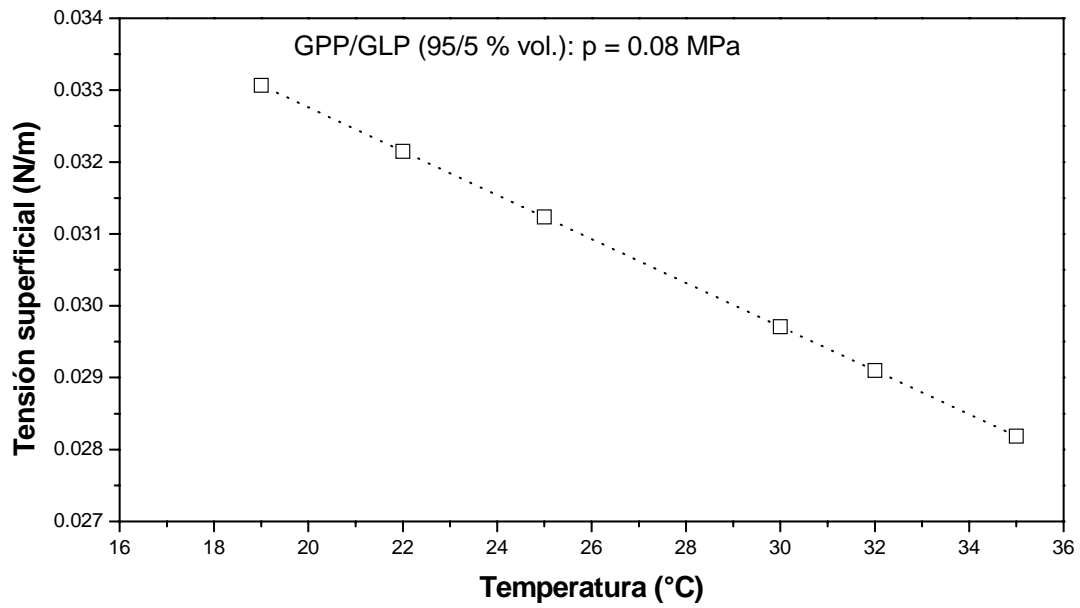


Figura C.20. Tensión superficial de la mezcla *GPP* - *GLP* en función de la temperatura a $p = 0.08$ MPa (estimada con datos experimentales, método *ASTM-D-971*).



**UNIVERSIDAD AUTÓNOMA
METROPOLITANA**

Casa abierta al tiempo

**“ESTUDIO DE LA HIDRODINÁMICA DE
REACTORES DE LECHO EBULLENTE PARA EL
HIDROTRATAMIENTO DE CRUDOS PESADOS”**

**Tesis
QUE PARA OBTENER EL GRADO DE:
MAESTRO EN CIENCIAS
(Ingeniería Química)**

Presenta:

I. Q. JOSÉ LUIS SÁNCHEZ LÓPEZ

ASESOR:

Dr. RICHARD S. RUIZ MARTÍNEZ

SINODALES:

**M. en C. FERNANDO ALONSO MARTÍNEZ
Dr. MARIO G. VIZCARRA MENDOZA**

MÉXICO, D. F.

2007