



UNIVERSIDAD DE CHILE

FACULTAD DE CIENCIAS FÍSICAS Y MATEMÁTICAS

DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA QUÍMICA Y BIOTECNOLOGÍA

MODELO FÍSICO PREDICTIVO DE LA FLUIDODINÁMICA DE LECHO  
EMPACADO PARA CONVERSION CONTINUA DE COBRE

MEMORIA PARA OPTAR AL TITULO DE INGENIERO CIVIL QUÍMICO

PABLO WALDO URZÚA GUERRA

PROFESORA GUÍA:  
FRANCISCO GRACIA CAROCA

MIEMBROS DE LA COMISIÓN:  
GABRIEL RIVEROS URZÚA  
ANDRZEJ WARCZOK

SANTIAGO DE CHILE



## MODELO FÍSICO PREDICTIVO DE LA FLUIDODINÁMICA DE LECHO EMPACADO PARA CONVERSIÓN CONTINUA DE COBRE

El presente Trabajo de Título tuvo por objetivo diseñar y construir un modelo físico a escala del lecho empacado que utilizará la futura planta piloto de conversión continua de cobre, perteneciente al proyecto **Fondef D04I1307 “Nuevo proceso continuo de conversión de mata a cobre Blister”** destinada a procesar 5 (ton/h) de mata de cobre líquida.

Con el modelo físico se pretendió simular las condiciones fluidodinámicas de operación de la planta (sin considerar transferencia de masa ni de calor), buscando obtener relaciones entre los parámetros de operación y la respuesta fluidodinámica del lecho, midiendo datos de caída de presión y de retención dinámica de líquido de la columna (holdup dinámico).

La escala de construcción del modelo físico corresponde a 1:10 con respecto a la planta piloto, y se diseñó bajo el concepto de similitud geométrica. Se evaluó el comportamiento del lecho para diferentes diámetros de relleno, utilizando esferas de vidrio de 5, 10 y 15 (mm) de diámetro, estudiando también el comportamiento de trozos de ladrillo refractario clasificados como relleno. La mata de cobre se simuló con agua y el aire enriquecido con cilindros de aire industrial.

Bajo condiciones de lecho seco (sin flujo de agua en contracorriente al aire), se obtuvo curvas de flujo de aire  $v/s$  caída de presión, las cuales se adecuaron bastante bien a lo predicho teóricamente por la ecuación de Ergun, lo que indicó que el arreglo experimental y los instrumentos de medición operaban correctamente. Además se consiguió establecer que la ecuación es aplicable a la planta piloto.

Para condiciones de flujo de agua y aire en contracorriente se pudo concluir que un menor diámetro de partícula otorga mayor holdup dinámico, y por lo tanto mayor tiempo de residencia, además de provocar una mayor caída de presión. Por otro lado, un diámetro grande de partícula genera una baja caída de presión, acompañada de menores tiempos de residencia y un menor aprovechamiento de la superficie sólida disponible para contactar las fases de líquido y gas. Los ladrillos refractarios permitieron, en un comienzo, bajos niveles de holdup dinámico, para posteriormente dar paso a la aparición súbita de la condición de inundación (condición de

operación máxima de la columna empacada). Esto se asocia a la diferencia en la interacción del agua con la superficie del ladrillo refractario y a la desigualdad entre la geometría esférica y la geometría irregular de los ladrillos. En todos los arreglos se alcanzó en algún punto la condición de inundación (flooding), esto permitió determinar el límite máximo de operación para la columna con diferentes rellenos.

Finalmente se intentó escalar los resultados a los esperables para la planta piloto, no obstante, la diferencia entre los números adimensionales pertinentes al modelo físico y al prototipo (planta piloto) indicó una imposibilidad de confiar en los resultados de un eventual escalamiento. Esta restricción no impidió realizar una estimación para determinar si se dará o no la condición de flooding bajo los parámetros de operación de la columna piloto. De acuerdo a los resultados de esta aproximación se concluyó que la columna operará lejos su condición de capacidad máxima.

## TABLA DE CONTENIDOS

<b>1</b>	<b>INTRODUCCIÓN.....</b>	<b>1</b>
1.1	ANTECEDENTES GENERALES.....	1
1.2	PROYECTO FONDEF.....	2
1.3	JUSTIFICACIÓN.....	3
1.4	OBJETIVOS.....	3
1.4.1	<i>Objetivo General</i> .....	3
1.4.2	<i>Objetivos Específicos</i> .....	3
<b>2</b>	<b>ANTECEDENTES .....</b>	<b>5</b>
2.1	CARACTERÍSTICAS DEL NUEVO PROCESO DE CONVERSIÓN.....	5
2.1.1	<i>Opciones de proceso</i> .....	6
2.1.2	<i>Planta Piloto</i> .....	7
2.2	GENERALIDADES DE UN REACTOR DE LECHO EMPACADO.....	9
2.3	FLUIDODINÁMICA DE COLUMNAS EMPACADAS.....	9
2.3.1	<i>Caída de Presión (<math>\Delta P</math>)</i> .....	9
2.3.2	<i>Inundación</i> .....	11
2.3.3	<i>Retención de Líquido</i> .....	11
2.4	MODELOS TEÓRICOS.....	12
2.4.1	<i>Modelo <math>\Delta P</math> para lecho con flujo único circulante</i> .....	13
2.5	SIMILITUD Y TEORÍA DE MODELOS.....	24
2.5.1	<i>Generalidades</i> .....	24
2.5.2	<i>Similitud</i> .....	24
2.5.3	<i>Análisis Dimensional</i> .....	27
<b>3</b>	<b>METODOLOGÍA .....</b>	<b>32</b>
3.1	ARREGLO EXPERIMENTAL.....	32
3.1.1	<i>Generalidades</i> .....	32
3.1.2	<i>Definición de la escala de trabajo</i> .....	33
3.1.3	<i>Tamaño de esferas de relleno</i> .....	35
3.1.4	<i>Diseño y construcción de elementos de medición</i> .....	35
3.1.5	<i>Aire Comprimido</i> .....	36
3.1.6	<i>Medición de flujo de agua</i> .....	37
3.1.7	<i>Mangueras y Conexiones</i> .....	37
3.2	PLANIFICACIÓN DE MEDICIONES.....	39
3.2.1	<i>Clasificación de partículas</i> .....	39
3.2.2	<i>Fracción de espacios vacíos (<math>\epsilon</math>)</i> .....	40
3.2.3	<i>Mediciones en lecho seco</i> .....	40
3.2.4	<i>Caída de Presión y Holdup en flujo líquido – gas</i> .....	41
<b>4</b>	<b>RESULTADOS Y DISCUSIONES.....</b>	<b>43</b>
4.1	CLASIFICACIÓN DE PARTÍCULAS.....	43
4.2	FLUIDIZACIÓN.....	44
4.3	FRACCIÓN DE ESPACIOS VACÍOS ( $\epsilon$ ):.....	45
4.4	MEDICIONES EN LECHO SECO.....	45
4.4.1	<i>Efecto del flujo de aire en <math>\Delta P</math></i> .....	45
4.4.2	<i>Efecto del tamaño de partículas (<math>D_p</math>) en <math>\Delta P</math></i> .....	50
4.5	MEDICIONES DE $\Delta P$ EN FLUJO GAS – LÍQUIDO EN CONTRACORRIENTE.....	54
4.6	MEDICIONES DE HOLDUP DINÁMICO EN FLUJO GAS – LÍQUIDO EN CONTRACORRIENTE.....	60
4.7	ESCALAMIENTO.....	63
4.7.1	<i>Números Adimensionales</i> .....	63
4.7.2	<i>Aproximación</i> .....	66
<b>5</b>	<b>CONCLUSIONES .....</b>	<b>70</b>
<b>6</b>	<b>REFERENCIAS .....</b>	<b>73</b>
<b>7</b>	<b>ANEXOS .....</b>	<b>74</b>

## ÍNDICE DE FIGURAS

FIGURA 2.1: CONFIGURACIÓN DE REACTOR ÚNICO PARA PRODUCCIÓN DE COBRE BLISTER.....	7
FIGURA 2.2: PRIMERA ETAPA EN LA CONFIGURACIÓN DE DOS REACTORES EN SERIE.....	8
FIGURA 2.3: CURVA CLÁSICA DE FLUJO DE GAS V/S $\Delta P$ .....	10
FIGURA 2.4: TORTUOSIDAD DEL FLUJO A TRAVÉS DE UN LECHO EMPACADO.....	15
FIGURA 2.5: REPRESENTACIÓN ESQUEMÁTICA DE CAPILARES RECTOS.....	15
FIGURA 2.6: ESQUEMA DE UN CAPILAR INDIVIDUAL.....	16
FIGURA 2.7: COMPORTAMIENTO DEL LECHO PARA DIFERENTES FLUJOS DE GAS.....	21
FIGURA 2.8: ANALOGÍA DE FUERZAS PARA PROTOTIPO Y MODELO.....	26
FIGURA 3.1: PLANO CON VISTA FRONTAL DEL LECHO.....	34
FIGURA 3.2: PLANO CON VISTA SUPERIOR DEL LECHO.....	34
FIGURA 3.3: DIMENSIONES (EN MM) DEL TUBO DE VÉNTURI DISEÑADO.....	36
FIGURA 3.4: ESQUEMA SIMPLIFICADO DEL ARREGLO EXPERIMENTAL.....	38

## ÍNDICE DE GRÁFICOS

GRÁFICO 2.1: CURVA DE CORRELACIÓN DE EMPAQUES MISCELÁNEOS, COMPARADA CON LA DE ANILLOS RASCHING (CURVA CONTINUA).....	31
GRÁFICO 4.1: DISTRIBUCIÓN DE TAMAÑO DE PARTÍCULAS PARA RELLENO REFRACTARIO.....	43
GRÁFICO 4.2: CURVAS $\Delta P$ V/S $Q_{\text{AIRE}}$ EXPERIMENTAL Y TEÓRICA PARA $D_p = 5$ (MM).....	45
GRÁFICO 4.3: CURVAS $\Delta P$ V/S $Q_{\text{AIRE}}$ EXPERIMENTAL Y TEÓRICA PARA $D_p = 10$ (MM).....	46
GRÁFICO 4.4: CURVAS $\Delta P$ V/S $Q_{\text{AIRE}}$ EXPERIMENTAL Y TEÓRICA PARA $D_p = 15$ (MM).....	46
GRÁFICO 4.5: CURVAS $\Delta P$ V/S $Q_{\text{AIRE}}$ EXPERIMENTAL Y TEÓRICA PARA $D_p = 10$ (MM), EN MEZCLA.....	46
GRÁFICO 4.6: CURVAS $\Delta P$ V/S $Q_{\text{AIRE}}$ EXPERIMENTAL PARA $D_p = 10$ (MM) Y TEÓRICA PARA $D_p = 5$ (MM), EN MEZCLA.....	48
GRÁFICO 4.7: CURVAS $\Delta P$ V/S $Q_{\text{AIRE}}$ EXPERIMENTAL Y TEÓRICA PARA $D_p = 15$ (MM).....	49
GRÁFICO 4.8: CURVAS $\Delta P$ V/S TAMAÑO DE PARTÍCULA ( $Q_{\text{AIRE}} = 1500$ (CC/S)).....	51
GRÁFICO 4.9: CURVAS $\Delta P$ V/S TAMAÑO DE PARTÍCULA ( $Q_{\text{AIRE}} = 3317$ (CC/S)).....	51
GRÁFICO 4.10: CURVAS $\Delta P$ V/S TAMAÑO DE PARTÍCULA ( $Q_{\text{AIRE}} = 5383$ (CC/S)).....	51
GRÁFICO 4.11: CURVAS $\Delta P$ V/S TAMAÑO DE PARTÍCULA ( $Q_{\text{AIRE}} = 7683$ (CC/S)).....	52
GRÁFICO 4.12: CURVAS $\Delta P$ V/S TAMAÑO DE PARTÍCULA ( $Q_{\text{AIRE}} = 10183$ (CC/S)).....	52
GRÁFICO 4.13: CURVAS $\Delta P$ V/S TAMAÑO DE PARTÍCULA PARA ARREGLOS ESFÉRICOS DE TAMAÑO ÚNICO.....	53
GRÁFICO 4.14: CURVAS $\Delta P$ V/S FRACCIÓN DE VACÍOS (EJEMPLO).....	53
GRÁFICO 4.15: $Q_{\text{AIRE}}$ V/S $\Delta P$ A DIFERENTES REGIMENES DE AGUA EN ESFERAS DE 5 (MM).....	54
GRÁFICO 4.16: $Q_{\text{AIRE}}$ V/S $\Delta P$ EXTREMOS E IDEAL ( $D_p = 5$ (MM)).....	55
GRÁFICO 4.17: $Q_{\text{AIRE}}$ V/S $\Delta P$ A DIFERENTES REGIMENES DE AGUA EN ESFERAS DE 10 (MM).....	56
GRÁFICO 4.18: $Q_{\text{AIRE}}$ V/S $\Delta P$ A DIFERENTES REGIMENES DE AGUA EN ESFERAS DE 15 (MM).....	57
GRÁFICO 4.19: $Q_{\text{AIRE}}$ V/S $\Delta P$ A DIFERENTES REGIMENES DE AGUA EN MEZCLA DE ESFERAS.....	58
GRÁFICO 4.20: $Q_{\text{AIRE}}$ V/S $\Delta P$ A DIFERENTES REGIMENES DE AGUA EN RELLENO REFRACTARIO.....	59
GRÁFICO 4.21: $Q_{\text{AIRE}}$ V/S HOLDUP A DIFERENTES REGIMENES DE AGUA EN RELLENO REFRACTARIO.....	60
GRÁFICO 4.22: $Q_{\text{AIRE}}$ V/S HOLDUP A DIFERENTES REGIMENES DE AGUA EN ESFERAS DE 5 (MM).....	61
GRÁFICO 4.23: $Q_{\text{AIRE}}$ V/S HOLDUP A DIFERENTES REGIMENES DE AGUA EN ESFERAS DE 15 (MM).....	61
GRÁFICO 4.24: $Q_{\text{AIRE}}$ V/S HOLDUP A DIFERENTES REGIMENES DE AGUA EN MEZCLA DE ESFERAS.....	62

## ÍNDICE DE TABLAS

TABLA 2.1: GEOMETRÍA DE LA PLANTA PILOTO.....	8
TABLA 4.1: DENSIDAD DE LOS DIFERENTES EMPAQUES.....	43
TABLA 4.2: VALORES DE POROSIDAD DE LOS DIFERENTES EMPAQUES.....	45
TABLA 4.3: CAÍDA DE PRESIÓN DE AIRE ESPERADA PARA LA PLANTA PILOTO EN LECHO SECO.....	49
TABLA 4.4: NÚMEROS ADIMENSIONALES PARA EL PROTOTIPO CON ESFERAS DE 5 (CM).....	64
TABLA 4.5: NÚMEROS ADIMENSIONALES MÁXIMOS PARA EL MODELO CON ESFERAS DE 5 (MM).....	64
TABLA 4.6: FLUJOS DE AGUA MÁXIMOS (TEÓRICOS Y EXPERIMENTALES) EN MODELO FÍSICO.....	66
TABLA 4.7: FLUJOS DE MATA MÁXIMOS (TEÓRICOS) EN PLANTA PILOTO.....	67
TABLA 4.8: FLUJOS DE MATA MÁXIMOS (TEÓRICOS) CORRIENDO LA CORRELACIÓN.....	68



# 1 Introducción

## 1.1 Antecedentes Generales

En la actualidad, el proceso de conversión de mata utilizado en la mayoría de las fundiciones del mundo corresponde a un proceso discontinuo. Este se lleva a cabo en convertidores *Peirce-Smith* o *Hoboken*. La sincronización de este proceso con la fusión continua y el proceso discontinuo de refinación es muy difícil y genera periodos de “tiempos de espera”, lo cual disminuye de manera pronunciada la productividad del reactor, baja la eficiencia energética, acorta la vida del refractario por choque térmico y genera una considerable fluctuación en el volumen de gases de salida y en su contenido de dióxido de azufre, hecho que afecta la recuperación de este gas tóxico en las plantas de tratamiento de gases, aumentando su emisión a la atmósfera. Las mayores fuentes de emisiones fugitivas son el sangrado, el transporte por canales y ollas y el vaciado de mata líquida. Las emisiones fugitivas de dióxido de azufre, arsénico, antimonio y plomo crean condiciones peligrosas en el ambiente de trabajo, e incrementan la emisión total de los anteriores componentes a la atmósfera. Así, el proceso de conversión continua de cobre es un “sueño” para toda fundición, no sólo en Chile, sino que alrededor del mundo. En las últimas tres décadas se puede observar el gran esfuerzo por desarrollar la conversión continua.

Los procesos de conversión continua, actualmente en operación son dos: *Mitsubishi* (operando en Japón y Canadá) y *Kennecott-Outokumpu* (operando en la fundición Kennecott en USA). Ambos procesos presentan ineficiencias que desmotivan el traspaso de estas tecnologías hacia otras fundiciones. En los dos casos existen serios problemas de corrosión del revestimiento refractario y elevado contenido de cobre en la escoria. Además, en el caso de Mitsubishi existe un elevado costo en las lanzas de acero cromo utilizadas para la oxidación de mata líquida; por otro lado, Outokumpu presenta una baja eficiencia energética debido a la necesidad de enfriamiento, chancado y pulverización de la mata de cobre, y un alto costo en equipamiento (quemadores de mata en polvo, transporte neumático, etc.).

## 1.2 Proyecto Fondef

Los antecedentes previamente expuestos motivan el diseño de nuevos procesos, orientados a la obtención de la conversión continua de mata de cobre. En este escenario se enmarca el *proyecto Fondef D04I1307 “Nuevo proceso continuo de conversión de mata a cobre Blister”*. La innovación se fundamenta en el uso de un reactor de tipo lecho empacado, permitiendo el transporte gravitacional de flujo de mata líquida y una extremadamente rápida y controlada cinética del proceso. Las etapas necesarias para alcanzar la conversión de mata ( $\approx 70\%$  Cu) a blister ( $> 99\%$  Cu) corresponden, en una primera fase, a oxidación de sulfuros de hierro (FeS), formando escoria, y luego una segunda oxidación, esta vez de sulfuros de cobre ( $\text{Cu}_2\text{S}$ ), dando paso a la generación de cobre blister.

La utilización de un reactor de estas características constituye un hecho inédito en la metalurgia del cobre, y su naturaleza de reactor cerrado brinda la posibilidad de eliminar emisiones fugitivas, permitiendo la captación de todos los gases de salida mediante una campana ubicada en la parte superior del lecho.

El proyecto incluye todas las etapas de un proceso nuevo, investigación fundamental, modelación matemática y simulación computacional, diseño y construcción de una instalación piloto industrial, serie de pruebas, diseño de la instalación industrial y establecimiento de un plan de negocios basado en la tecnología.

Para su desarrollo se cuenta con el apoyo y participación de dos empresas mineras, estas son la empresa nacional de minería (*ENAMI*), y *Pyros Ingeniería S.A.*

Actualmente el proyecto Fondef previamente descrito, posee importantes avances en la investigación básica, principalmente asociada a pruebas a escala de crisol, estimaciones de la cinética de reacción y a la formación de escoria en diferentes condiciones, esto ha permitido la puesta en marcha de una instalación a escala piloto, que pretende tratar **5 (ton/h)** de mata de cobre líquida.

### **1.3 Justificación**

Bajo el escenario señalado anteriormente se enmarca el estudio de la fluidodinámica de lecho empacado. Dada la naturaleza compleja de contactar dos fluidos a contracorriente en un arreglo geométrico determinado, el modelamiento teórico de la fluidodinámica resulta altamente complejo y, en muchos casos, poco efectivo. Esto motiva el diseño, construcción y operación de un modelo físico a escala, de sencillo manejo, y cuyos objetivos se detallan a continuación.

### **1.4 Objetivos**

#### **1.4.1 Objetivo General**

Generar, a partir del diseño, construcción y operación de un modelo físico a escala, conocimiento básico que permita la observación y comprensión empírica de los principales fenómenos fluidodinámicos presentes en un reactor de lecho empacado con las características geométricas de la futura instalación piloto.

#### **1.4.2 Objetivos Específicos**

- Diseñar y construir, en base a criterios de similitud, un modelo físico a escala que permita efectuar mediciones y observaciones cualitativas y cuantitativas del comportamiento fluidodinámico del lecho empacado.
- Generar curvas de flujos (líquido y gas a contracorriente) v/s caída de presión a través del lecho. Determinando, de ser posible, la condición de flooding para cada caso.
- Establecer dependencias de comportamiento para diferentes tamaños de relleno.
- Comparar resultados con las teorías disponibles.

- Finalmente, definir, en la medida de la factibilidad técnica, el rango de operabilidad desde el punto de vista netamente fluidodinámico, de la futura instalación piloto, determinando para ello la razón de flujos máxima permitida para un tamaño de relleno específico.

## 2 Antecedentes

### 2.1 Características del nuevo proceso de conversión

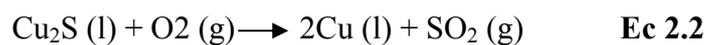
El nuevo proceso de conversión continua de mata de cobre incorpora la utilización de reactores de lecho empacado, en los cuales se llevará a cabo la etapa de oxidación de la mata de cobre.

En términos simples, el proceso opera de manera continua mediante la alimentación, por la parte superior del reactor, de la mata proveniente del proceso de fusión ( $\approx 70\%$  Cu). La mata ingresada desciende por el lecho contactándose en contracorriente con el gas oxidante, ingresado al lecho mediante toberas ubicadas a determinada altura de la base del reactor. Ambos fluyen a través de un material poroso, compuesto por diferentes fundentes y materiales no reactivos que dan origen a la escoria requerida, y que a su vez sirven como aceleradores de la reacción al formar una película de fluidos en contacto entre la mata líquida y el gas (aire y oxígeno), provocando la oxidación de la mata de cobre. Esta oxidación se consigue en dos etapas: inicialmente se oxidan sulfuros de hierro (**ec. 2.1**) que en contacto con el material poroso generan la fase de escoria, para posteriormente oxidar sulfuros de cobre (**ec. 2.2, 2.3 y 2.4**) permitiendo la formación de cobre blister ( $> 99\%$  Cu). El gas oxidante se encarga de volatilizar el azufre eliminado del hierro y del cobre y es fácilmente captable mediante una campana ubicada en la boca de salida del reactor, controlándose así emisiones fugitivas. Al interior del reactor las fases de escoria y el cobre metálico se separan por densidad y son retiradas del reactor continuamente a través de un orificio de sangrado ubicado en la pared, por donde fluye la escoria (fase menos densa) y otro sifón de sangrado ubicado al fondo del reactor, por donde fluye el cobre blister, con esto se asegura sangrado diferenciado de fases. El cobre metálico (blister) producido, va a parar a un horno de refinación donde se realizará la última etapa de oxidación y la remoción a fuego de impurezas.

Las ecuaciones que gobiernan la conversión previamente descrita son las siguientes:



**Primera etapa de oxidación.**



### Segunda etapa de oxidación.

Entre las ventajas comparativas de una operación en lecho empacado podemos encontrar que:

- La distribución de los fluidos circulantes a través del relleno poroso genera un área de reacción mucho mayor que la disponible en los procesos convencionales.
- El movimiento continuo de las fases en contracorriente genera un incremento en la transferencia de masa (*momentum*).
- La composición de los gases de salida es constante, y estos son fácilmente captables en la boca superior del reactor, lo que facilita la posibilidad de tratamiento de los mismos.
- Simplicidad, flexibilidad y bajo costo de construcción y operación

#### 2.1.1 Opciones de proceso

Se encuentra en etapa de estudio la decisión sobre qué tipo de configuración optimiza la obtención de cobre blister. Entre las opciones de proceso se consideran cuatro de interés, estas son:

- Dos reactores dispuestos en serie, procesando mata de cobre líquida.
- Dos reactores en serie, procesando mata de cobre líquida y sólida.
- Un reactor, procesando mata de cobre líquida.
- Un reactor, procesando mata de cobre sólida.

Esquemas de cada configuración, en eventuales condiciones de operación industrial (20 [ton/h]), se encuentran disponibles en el **anexo A**.

## 2.1.2 Planta Piloto

Con el objetivo de definir la configuración óptima y comparar los resultados de laboratorio con una escala de producción mayor, se encuentra en estado de puesta en marcha la construcción de una planta piloto de conversión, cuyo nivel de procesamiento de mata de cobre será de 5 (ton/h).

En principio, los casos de interés a evaluar corresponden a la configuración de un reactor procesando mata de cobre líquida, o dos reactores operando en serie, procesando igualmente mata de cobre líquida. Para la segunda configuración, debido a que la planta piloto consistirá en un único reactor, en esta etapa de la investigación se evaluará únicamente la primera etapa de la conversión continua con reactores en serie.

Considerando que esta memoria se concentra en el estudio exclusivamente fluidodinámico del fenómeno de conversión de cobre en lecho empacado, sin considerar para ello la existencia de reacción química a través del lecho, ni fenómenos de transferencia de masa y temperatura, tales como difusión o convección, se desprende que los parámetros operacionales de interés para la operación y eventual escalamiento del modelo físico a escala son los flujos de entrada de aire y mata de cobre líquida para cada configuración. Esquemas que incluyen estos valores se presentan en las **figuras 2.1 y 2.2**:

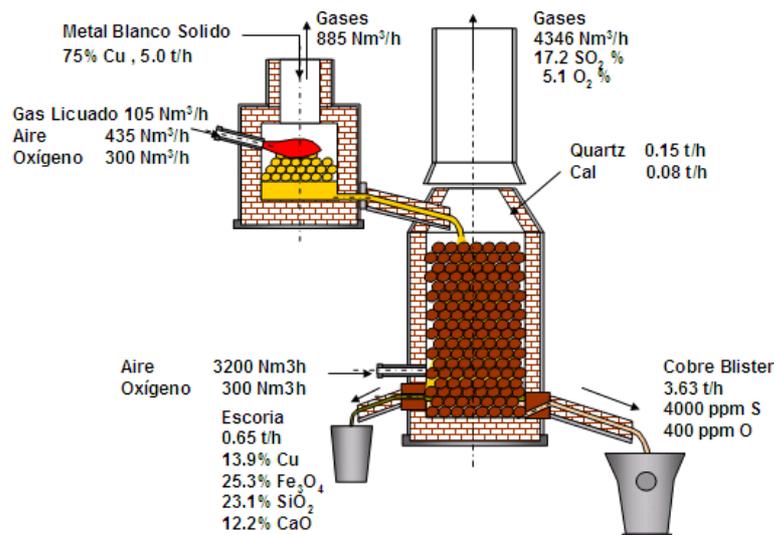
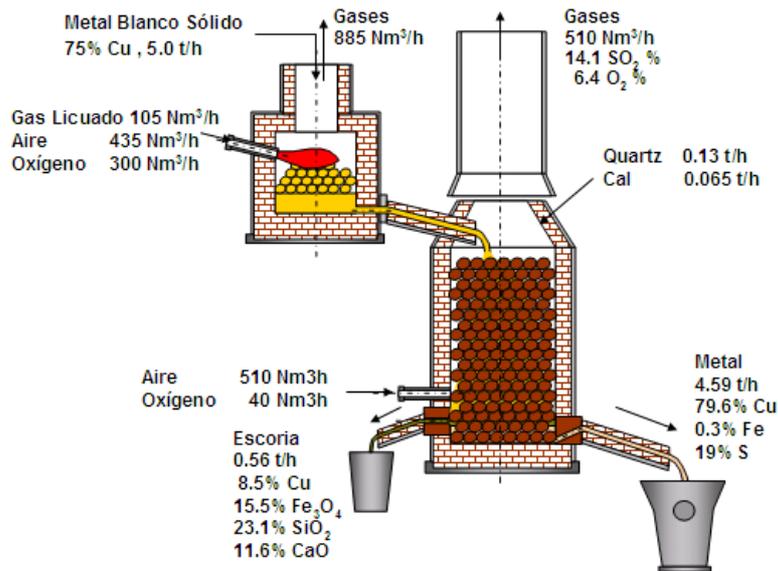


Figura 2.1: Configuración de reactor único para producción de cobre blister.



**Figura 2.2: Primera etapa en la configuración de dos reactores en serie.**

Además del valor de los parámetros ya descritos, para la construcción del modelo físico a escala se requiere conocer la geometría de la planta piloto y las características de su relleno, cuyas dimensiones se presentan en la **tabla 2.1**:

**Tabla 2.1: Geometría de la planta piloto.**

Diámetro interno (m)	1,2
Altura Interna (m)	2,4
Espesor (m)	0,3
Altura interna de Toberas (m)	0,3
Altura salida cobre (m)	0,2
Diámetro de relleno (m)	0,05
Material de Relleno	Granos de refractario

Conocidos los antecedentes generales del nuevo proceso de conversión continua de mata de cobre y, en particular las características de la futura planta piloto, el siguiente paso corresponde a enmarcar teóricamente la fluidodinámica de lecho empacado.

## 2.2 Generalidades de un reactor de lecho empacado

Un reactor de lecho empacado consiste en un reactor generalmente cilíndrico, cuyo interior se encuentra relleno con material de empaque. El empaque puede ser dispuesto al azar al interior del reactor o siguiendo un arreglo geoméricamente estructurado. Existen numerosas clases de relleno, cada uno de los cuales posee ventajas perfectamente identificadas tomando en cuenta distintos aspectos, como son: costos, disponibilidad de superficie, caída de presión, peso y resistencia a la corrosión, dependiendo de las características de las reacciones o fenómenos fisicoquímicos que se desee generar en su interior.

El propósito principal de esta clase de reactores es mejorar el contacto entre las fases participantes del proceso. La fabricación y operación de este tipo de reactores es de bajo costo, y su uso se extiende a numerosas operaciones, tales como reacciones químicas, procesos de destilación, o limpieza de fluidos.

## 2.3 Fluidodinámica de columnas empacadas

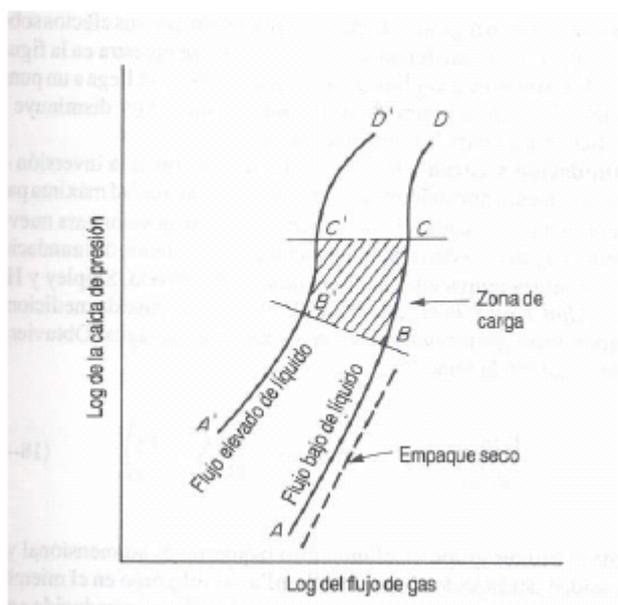
El comportamiento fluidodinámico de esta clase de reactores juega un rol fundamental en la eficiencia de los fenómenos fisicoquímicos deseados al interior de la columna. Los valores de mayor relevancia dentro de este ámbito corresponden a la *caída de presión*, *flooding o punto de inundación* y *holdup o retención de líquido* (en el caso de columnas líquido - gas).

### 2.3.1 Caída de Presión ( $\Delta P$ )

Cuando las reacciones al interior del lecho dependen fuertemente de la presión parcial de la fase gas, una caída de presión muy elevada al interior de la columna puede generar ineficiencias importantes en términos de conversión, o la necesidad de un mayor gasto energético en compresión para obtener las condiciones de operación deseadas a lo largo del reactor.

Su valor dependerá de la modalidad de operación del lecho. Lo usual es que se utilice la configuración de un único fluido circulando a través del lecho, cuyo análisis teórico es sencillo, y la aplicabilidad de la teoría es válida para un rango importante de situaciones; una segunda configuración de amplio uso corresponde a dos fluidos circulando en contracorriente (gas – líquido), situación en que operará el nuevo proceso de conversión continua de mata de cobre, y cuyo entendimiento teórico es aún precario.

La complejidad del análisis teórico de fluidos en contracorriente y su poca efectividad para predecir resultados prácticos, motiva la construcción de curvas experimentales como la que se presenta a continuación (**figura 2.3**), que permite obtener información relevante con respecto al rango de operación de la columna.



**Figura 2.3: Curva clásica de flujo de gas v/s  $\Delta P$ .**

Cuando el empaque está seco y sólo se introduce un flujo de gas a la columna, la caída de presión es consecuencia del flujo que pasa a través de un conjunto de aperturas de tamaño y ubicación variable a lo largo del lecho. La caída de presión para este caso es proporcional al cuadrado de la velocidad del gas (*ecuación de Ergun*).

A pequeños flujos de líquido, la sección transversal abierta del empaque no difiere mucho de la del empaque seco, luego, tal como se observa en la **figura 2.3** (región A-B), la caída de presión para un flujo de gas dado, es ligeramente mayor que la del lecho seco e igualmente proporcional al cuadrado de la velocidad del gas.

Con mayores flujos de líquido, la sección transversal abierta es menor, como consecuencia de la presencia de líquido, y una porción de la energía de la corriente de gas es utilizada para soportar un aumento en la cantidad de líquido presente en la columna (región A' – B'). Todos los flujos de líquido alcanzan una zona en la cual la caída de presión es proporcional a una potencia superior a 2 del flujo de gas.; la zona se denomina **región de carga**, esquematizada como el área achurada de la **figura 2.3**. El incremento en la caída de presión se debe a la rápida acumulación de líquido en el volumen disponible de la columna. La mayor eficiencia de una columna empacada se presenta operando en la región de carga, debido a que se aprovecha mejor la superficie disponible para el contacto de las fases (a muy bajo flujo de líquido existe demasiada superficie de empaque sin aprovechar).

### 2.3.2 Inundación

Si la retención de líquido aumenta, se llegará a un punto en que el diámetro de orificios será tan pequeño, que la superficie de líquido resultará continua a través de la sección transversal de la columna. La inestabilidad en la columna se produce al mismo tiempo que la elevación de un cuerpo líquido a través de la misma. Por otro lado, la caída de presión aumenta drásticamente con un cambio ligero en el flujo de gas (región C o C'). Este fenómeno se conoce como **flooding o inundación**.

La inundación o flooding representa siempre la **condición de capacidad máxima** para una columna empacada y es de suma importancia predecir su valor para nuevos diseños.

### 2.3.3 Retención de Líquido

Se identifican tres clases de retención de líquido:

“La **retención estática**, es la cantidad de líquido que permanece en el empaque mojado completamente y enseguida drenado. La **retención total**, es la cantidad de líquido en el empaque en condiciones dinámicas. La **retención dinámica**, es la cantidad

de líquido retenido que se atribuye al funcionamiento y corresponde a la diferencia entre la retención total y la estática.”<sup>1</sup>

La retención estática depende directamente del equilibrio que existe entre las fuerzas de tensión superficial generada en la interfase del líquido y las partículas de relleno, que intentan retener el líquido en el lecho y la gravedad u otras fuerzas orientadas a desplazar el líquido fuera de la columna.

La retención dinámica, mientras la columna no opere en condición de inundación, contribuye satisfactoriamente a la transferencia de masa, ya que **incrementa el tiempo de residencia** para el contacto de las fases y la regeneración superficial, por medio de la aglomeración y la dispersión. Por otro lado una retención dinámica muy elevada generará importantes pérdidas de presión de la fase gas a través del lecho.

Es importante destacar que tanto la retención de líquido, como la caída de presión, dependen de las condiciones del lecho al momento de realizar las medidas. Si previo a las mediciones, las partículas de relleno se encuentran **totalmente humedecidas**, se espera que los valores de éstas sean mayores que aquellas resultantes en condiciones de lecho seco, debido a que las fuerzas de interacción entre flujo líquido y el relleno sólido seco son más débiles que aquellas existentes cuando el sólido presenta una capa superficial líquida. Esto implica que el punto de inundación en columnas humedecidas aparezca antes que en columnas en condición de **no humedecimiento**.

## 2.4 Modelos Teóricos

Con los parámetros fluidodinámicos de interés ya descritos, corresponde presentar las aproximaciones teóricas principales asociadas a la predicción de los mismos.

En este estudio, la principal teoría utilizada para comparar los resultados experimentales será la **ecuación de Ergun**, debido a su simpleza y a que de acuerdo con

---

<sup>1</sup> **Perry**, Robert H.; **GREEN**, Don W. “Perry Manual del Ingeniero Químico”. Editorial Mc Graw Hill. Sexta Edición. México. 1992

la literatura, entrega resultados confiables, lamentablemente su rango de aplicación solo permite predecir caídas de presión para sistemas con flujo circulante único, no obstante, esto permitirá comprobar la idealidad de las diferentes configuraciones geométricas del modelo físico de lecho empacado, al contrastar los resultados experimentales de flujo de gas en lecho seco, con los teóricamente esperados de acuerdo a la ecuación de Ergun.

La modelación fluidodinámica de sistemas líquido - gas circulando en contracorriente es ostensiblemente más compleja, el número de supuestos ideales es grande y su rango de aplicación válida es limitado. Esta es una de las principales razones que motivan la búsqueda de resultados mediante la construcción de un modelo físico.

A continuación se describe con mayor detalle la teoría detrás de la ecuación de Ergun y se mencionan aspectos relevantes de las teorías para flujo en contracorriente encontradas en la literatura.

## **2.4.1 Modelo $\Delta P$ para lecho con flujo único circulante**

### **2.4.1.1 Generalidades**

Previo a introducir el modelo, es conveniente definir algunos parámetros relevantes para su entendimiento, estos son:

- **Diámetro equivalente de partícula ( $D_p$ ):**

La mayoría de los modelos fluidodinámicos asociados a lecho empacado realizan la aproximación de geometría esférica para el relleno del lecho, con el objetivo de generalizar estos resultados a cualquier clase de relleno se define el *diámetro equivalente de partícula  $D_p$* , para ello lo primero es definir:

**Factor de esfericidad ( $\Phi$ ):**

$$\frac{\text{Área de esfera con igual volumen que la partícula}}{\text{Área real de la partícula}} \quad \text{Ec. 2.5}$$

$r^*$ : Radio de la esfera con igual volumen que la partícula.

Luego:  $D_p = 2 \Phi r^*$  Ec. 2.6

- **Número de Reynolds modificado ( $Re_m$ )**

Para el estudio de caída de presión en lechos empacados, como en la mayoría de los estudios fluidodinámicos, es necesario separar los resultados entre aquellos que ocurren bajo *régimen laminar* y aquellos resultados pertinentes al *régimen turbulento*. Para esto Se define el *Número de Reynolds modificado*, ec. 2.7:

$$Re_m = \frac{\rho v D_p}{\mu(1 - \varepsilon)} \quad \text{Ec. 2.7}$$

Donde:

$Re_m$  = Número de Reynolds modificado para lecho empacado

$\rho$  = Densidad del fluido

$v$  = Velocidad superficial del fluido (flujo volumétrico / área transversal del lecho vacío)

$D_p$  = Diámetro equivalente de partícula

$\mu$  = Viscosidad dinámica del fluido

$\varepsilon$  = Fracción de vacíos del lecho.

Para  $Re_m < 10$  el régimen será **laminar** Ec. 2.8

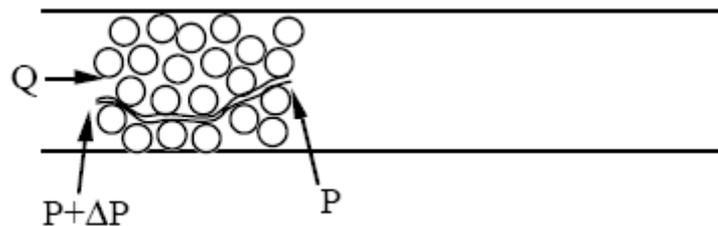
Para  $Re_m > 1000$  el régimen será **turbulento**. Ec. 2.9

Éste será el número de Reynolds y los respectivos criterios utilizados en cualquiera de los cálculos, ecuaciones o comentarios que se presenten de aquí en adelante.

Los resultados expuestos a continuación se fundamentan en consideraciones teóricas y determinación experimental de los coeficientes que permiten aplicar las ecuaciones resultantes a una gran cantidad de situaciones reales.

### 2.4.1.2 Aproximación $\Delta P$ para flujo laminar

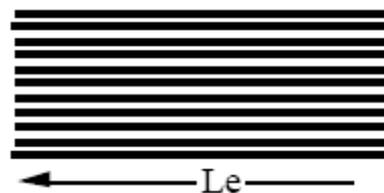
Es posible modelar el flujo a través de un lecho empacado como el flujo a través de un conjunto de tubos capilares cilíndricos, los tubos siguen tortuosos caminos como se muestra en la **figura 2.4**:



**Figura 2.4: Tortuosidad del flujo a través de un lecho empacado.**

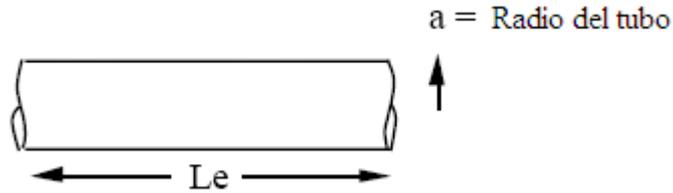
En la **figura 2.4**  $Q$  representa el flujo volumétrico,  $P + \Delta P$  la presión de flujo a la entrada del lecho y  $P$  la presión de flujo en algún punto aguas abajo a través del lecho.

Suponiendo que  $L_e$  representa el largo equivalente de uno de los tubos capilares. Es evidente que, debido a las tortuosidades del camino capilar,  $L_e > L$  (largo del lecho). Considerando este supuesto es posible considerar el lecho como un conjunto de tubos capilares rectos, cada uno de largo equivalente  $L_e$ , tal como se presenta en la **figura 2.5**:



**Figura 2.5: Representación esquemática de capilares rectos.**

Enfocando el análisis en un capilar individual de longitud  $L_e$ , se tiene lo siguiente:



**Figura 2.6: esquema de un capilar individual.**

Si se realiza un balance de fuerzas sobre un cilindro en cuyo interior circula un fluido determinado, alineado coaxialmente con el capilar, se encuentran presentes fuerzas de presión y cizalle sobre las paredes del mismo. Así tenemos:

$$(P + \Delta P)\pi r^2 = 2\pi r L_e \tau + P\pi r^2 \quad \text{Ec. 2.10}$$

$$\Delta P \pi r^2 = -2\pi r L_e \left\{ \mu \frac{du}{dr} \right\} \quad \text{Ec. 2.11}$$

Donde:

$\tau$  = Esfuerzo de cizalle

$\mu$  = viscosidad del fluido

$r$  = coordenada radial del poro

$du/dr$  = corresponde al gradiente radial de velocidades.

Debido a la geometría cilíndrica del capilar, es posible integrar la ecuación diferencial anterior, asumiendo que la velocidad es cero en el borde de radio  $a$  y máxima en el centro del capilar, el resultado de la integración es el siguiente:

$$\int_0^u du = -\int_a^r \frac{\Delta P}{2\mu L_e} r dr \quad \text{Ec.2.12}$$

$$u(r) = \frac{\Delta P}{4\mu L_e} (a^2 - r^2) \quad \text{Ec. 2.13}$$

Conociendo la ecuación que define el perfil de velocidades, el siguiente paso corresponde a integrar este perfil sobre la sección total del capilar (radio entre 0 y  $a$ ), con esto se obtiene el flujo volumétrico  $q$  a través del capilar:

$$q = \int_0^a 2\pi r u(r) dr = \frac{2\pi\Delta P}{4\mu L_e} \left( \frac{a^2 r^2}{2} - \frac{r^4}{4} \right) \Big|_0^a = \frac{\pi\Delta P a^4}{8\mu L_e} \quad \text{Ec. 2.14}$$

Este resultado sigue la **ley de Hagen – Poissulle**, válida exclusivamente para un régimen de flujo laminar.

Definiendo **n** como el número total de capilares por unidad de área presentes en el lecho, la velocidad superficial del fluido ( $U_0 = \text{Flujo volumétrico total} / \text{área de sección transversal del lecho}$ ) es:

$$U_0 = n * q \quad \text{Ec. 2.15}$$

Por otro lado, la fracción de vacíos  $\epsilon$  se puede definir como sigue:

$$\epsilon = \frac{\pi a^2 n L_e}{L_e} = n\pi a^2 \quad \text{Ec. 2.16}$$

Combinando la **ec. 2.14** con estas definiciones, es posible reescribir la velocidad superficial y finalmente despejar el valor de la caída de presión a través del lecho:

$$u_0 = nq = \frac{n\pi\Delta P a^4}{8\mu L_e} = \frac{\epsilon\Delta P a^2}{8\mu L_e} \quad \text{Ec. 2.17}$$

Luego:

$$\Delta P = \frac{8\mu L_e u_0}{\epsilon a^2} \quad \text{Ec. 2.18}$$

Definiendo:

$$S_v = \frac{\text{Superficie de partículas expuesta al paso de flujo}}{\text{Volúmen total ocupado por las partículas}} \quad \text{Ec. 2.19}$$

$$= \frac{n2\pi a L_e}{L_e(1-\epsilon)} = \frac{2\pi a n}{(1-\epsilon)} = \frac{2\epsilon}{(1-\epsilon)a} \quad \text{Ec. 2.20}$$

Con esto es posible escribir el radio del capilar ( $a$ ) en función de  $S_v$  y la fracción de vacíos ( $\epsilon$ ):

$$a = \frac{2\epsilon}{(1-\epsilon)S_v} \quad \text{Ec. 2.21}$$

Sustituyendo este resultado en las expresiones para  $u_0$  y  $\Delta P$  presentadas anteriormente, se obtiene:

$$u_0 = \frac{\Delta P \epsilon^3}{2\mu L_e (1-\epsilon)^2 S_v^2} \quad \text{Ec. 2.22}$$

$$\Delta P = \frac{2(1-\epsilon)^2 S_v^2 \mu u_0 L_e}{\epsilon^3} \quad \text{Ec. 2.23}$$

Asumiendo como aproximación que los granos de relleno son esféricos, podemos escribir  $S_v$  en función del diámetro de partícula  $D_p$ :

$$S_v = \frac{\pi D_p^2}{\pi D_p^3 / 6} = \frac{6}{D_p} \quad \text{Ec. 2.24}$$

Finalmente:

$$\Delta P = \frac{72(1-\epsilon)^2 \mu u_0 L_e}{\epsilon^3 D_p^2} \quad \text{Ec. 2.25}$$

Resultados empíricos de la caída de presión para flujo laminar ( $R_m < 10$ ) arrojan el siguiente resultado, conocido como **ecuación de Blake Kozney**:

$$\Delta P = \frac{150(1-\epsilon)^2 \mu u_0 L}{\epsilon^3 D_p^2} \quad \text{Ec. 2.26}$$

Con ello se concluye que el largo equivalente ( $L_e$ ), para el caso de fluido laminar, es aproximadamente el doble del largo real del lecho empacado ( $L$ ).

### 2.4.1.3 Aproximación $\Delta P$ para flujo turbulento

En este caso la aproximación del flujo a través de un lecho relleno es la misma que en el caso anterior, es decir, modelando el flujo como aquel que se mueve a través de un conjunto de capilares de largo equivalente. Para el caso turbulento aparecen fuerzas de fricción y energía cinética, el resultado principal de la aproximación turbulenta es:

$$\Delta P = \frac{\lambda L_e}{a} \frac{\rho u^2}{2} \quad \text{Ec. 2.27}$$

Aquí  $\lambda$  representa el factor de fricción del capilar y  $u$  representa la velocidad del flujo en el lecho, esto último equivale al cociente entre la velocidad superficial ( $u_0$ ) y la fracción de vacíos ( $\epsilon$ ).

De la aproximación de flujo laminar se tiene que

$$a = \frac{2\epsilon}{(1-\epsilon)S_v} \quad \text{Ec. 2.28}$$

Con esto:

$$\Delta P = \frac{\lambda L_e S_v}{2} \cdot \frac{1-\epsilon}{\epsilon^3} \cdot \frac{\rho u_0^2}{2} \quad \text{Ec. 2.29}$$

Este resultado se conoce con el nombre de **ecuación de Burke - Plumer**.

Asumiendo que para elevados números de Reynolds ( $Re_m > 1000$ ) el producto  $\lambda * L_e$  se puede aproximar como  $k*L$ , donde  $k$  es una constante a determinar empíricamente. Los resultados experimentales concluyen que la constante  $k$  se aproxima al valor **0,291**, luego:

$$\Delta P = 0.291 \rho L u_0^2 \left( \frac{6}{D_p} \right) \left( \frac{1-\epsilon}{\epsilon^3} \right) \quad \text{Ec. 2.30}$$

$$= \left( \frac{1.75 \rho L u_0^2}{D_p} \right) \left( \frac{1-\epsilon}{\epsilon^3} \right) \quad \text{Ec. 2.31}$$

#### 2.4.1.4 Régimen de Flujo intermedio

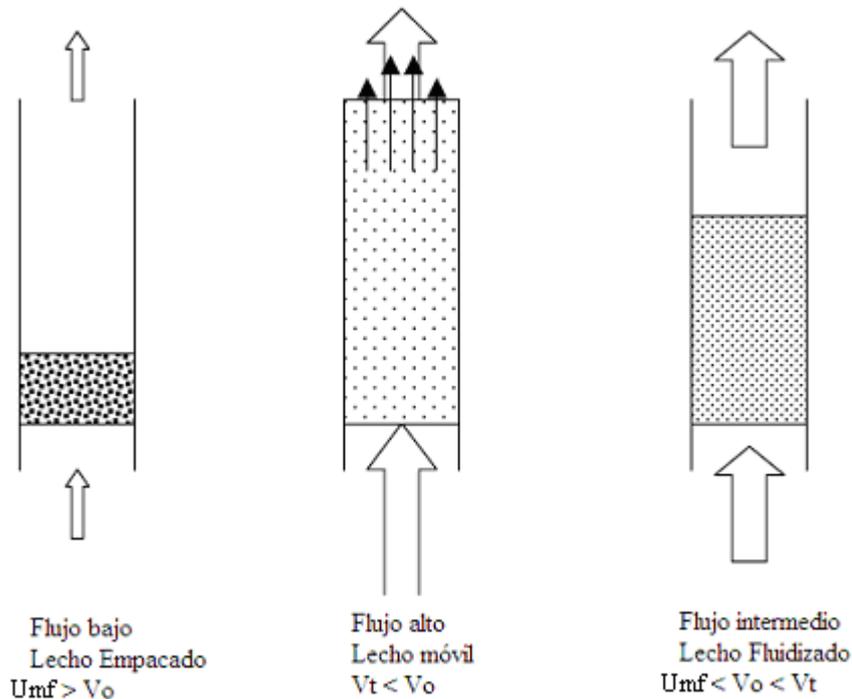
La relación entre el valor del flujo volumétrico y la caída de presión del lecho empacado para régimen intermedio, está dado por la adición de los resultados independientes para flujo laminar y para flujo turbulento. Esta nueva ecuación recibe el nombre de **ecuación de Ergun (ec. 2.32 – 2.33)** y es la de mayor aplicación para predecir caídas de presión en casos de flujo único circulante.

$$\Delta P = \frac{150(1-\epsilon)^2 \mu u_0 L}{\epsilon^3 D_p^2} + \frac{1.75 \rho L u_0^2}{D_p} \cdot \frac{1-\epsilon}{\epsilon^3} \quad \text{Ec. 2.32}$$

$$\frac{\Delta P \epsilon^3 D_p}{\rho L u_0^2 (1-\epsilon)} = \frac{150(1-\epsilon)\mu}{\rho u_0 D_p} + 1.75 \quad \text{Ec. 2.33}$$

#### 2.4.1.5 Fluidización

Para que una columna rellena pueda pertenecer efectivamente a la categoría de lecho empacado existe una condición necesaria, esta condición corresponde al punto de fluidización, en el cual la energía cinética del flujo de gas ascendente, producto de la velocidad, es tal, que las partículas de relleno del lecho se movilizan neumáticamente, e incluso pueden llegar a salir expulsadas fuera del lecho (velocidad terminal  $v_t$ ). Este fenómeno se conoce como **fluidización** y comienza cuando el flujo de gas alcanza la velocidad superficial mínima ( $U_{mf}$ ) en que las partículas comienzan a moverse. Bajo condiciones de fluidización del lecho **la caída de presión se mantiene constante con el aumento del flujo gaseoso**. La **figura 2.7** representa un esquema del comportamiento del lecho para diferentes velocidades superficiales ( $v_0$ ) del gas:



**Figura 2.7: Comportamiento del lecho para diferentes flujos de gas.**

En algunos casos las características de un lecho móvil o un lecho fluidizado son deseables, pero en el caso de interés para la conversión continua de mata de cobre, el comportamiento del reactor debe ser el de un lecho empacado. Para ello se hace necesario establecer la condición de fluidización de acuerdo a la densidad del relleno y del gas, de modo que se asegure dicho comportamiento, tanto en el caso de la planta piloto, como en el modelo físico a escala.

De este modo, a continuación se presenta la ecuación que determina la condición límite de fluidización (ec. 2.34), cuyo resultado será utilizado posteriormente en este informe para, eventualmente, acotar el rango de operación del modelo a escala y evaluar las posibilidades de fluidización de la planta piloto.

$$\frac{1.75}{\phi \varepsilon^3} \left( \frac{d_p U_{mf} \rho_g}{\mu} \right)^2 + \frac{150(1 - \varepsilon)}{\phi^2 \varepsilon^3} \left( \frac{d_p U_{mf} \rho_g}{\mu} \right) = \frac{d_p^3 \rho_g (\rho_s - \rho_g) g}{\mu^2} \quad \text{Ec.2.34}$$

Esta ecuación se deriva de igualar la ecuación de Ergun de caída de presión (ec. 2.32), dividida por la longitud de la columna, a la constante de gravedad multiplicada por la diferencia de densidad entre el sólido ( $\rho_s$ ) y el gas ( $\rho$ ) y ponderada por la fracción ocupada por las partículas ( $1 - \varepsilon$ ).

#### 2.4.1.6 Aspectos generales de los modelos para flujo en contracorriente

La complejidad inherente a los sistemas de más de una fase, en especial aquellos en que los fluidos se mueven a través de un medio poroso, deja muchos asuntos sin resolver y genera numerosas inconsistencias y aproximaciones cuestionables. El modelamiento de esta situación es complicado debido a la dificultad de incluir los diferentes fenómenos involucrados en la interacción gas – líquido en contacto irregular con partículas sólidas (por ejemplo en condiciones de humedecimiento parcial de la partícula).

La fluidodinámica en esta clase de sistemas esta influenciada por una amplia gama de variables, estas incluyen:

- **Propiedades físicas de los fluidos:** Viscosidad, densidad, compresibilidad, etc.
- **Variables de Operación:** Flujos, presiones y temperaturas.
- **Características del sólido:** Tamaño, forma, rugosidad.
- **Configuración del empaque:** Porosidad, área específica de transferencia, razón entre diámetro de partícula y diámetro de columna, dimensiones de la columna.

Como ya se ha mencionado, los principales parámetros fluidodinámicos que afectan la operación de una columna empacada a contracorriente son la caída de presión y la retención de líquido. En la literatura disponible es posible encontrar diversos intentos por predecir los valores de estos parámetros, entre ellos se encuentra:

#### **Modelo propuesto por Koo y Sangani <sup>[1]</sup>:**

Basado en el supuesto que el líquido genera una capa homogénea sobre cada una de las partículas pertenecientes al relleno, se modela el encuentro entre los fluidos con un modelo capilar, en que por el centro asciende el flujo gaseoso y por las paredes desciende el flujo líquido, considerando la interacción de las diferentes fuerzas

involucradas (gravedad, cizalle, tracción, etc.), para generar un complejo modelo matemático lleno de restricciones e idealizaciones.

### **Modelo propuesto por Iliuta y Larachi <sup>[2]</sup>:**

Este modelo se basa en la aproximación mediante uno o dos planos inclinados paralelos e intercomunicados, incluyendo en sus consideraciones la situación de relleno parcialmente humedecido, con regiones carentes de circulación líquido – gas (planos húmedos o secos de acuerdo con factores asociados a la viscosidad). La limitación de este modelo es que solo es aplicable en condiciones de operación de precarga del lecho empacado, es decir, exclusivamente cuando la diferencia de presión varía con el cuadrado de la velocidad del gas (no deseable si se desea aprovechar al máximo la superficie de contacto generada al interior del lecho).

Además de estos modelos se encuentran muchos otros <sup>[3, 4]</sup> cada uno con ventajas y desventajas, de acuerdo con las aproximaciones y supuestos asociados a la modelación, orientada a condiciones de operación particulares. La matemática desarrollada en los modelos es altamente compleja y su exposición y explicación no compete a los alcances de esta memoria.

Considerando lo ideal y limitado de los modelos teóricos existentes y debido a lo inédito que resulta el proceso de conversión de mata de cobre en lecho empacado, que combina una circulación de flujo de aire bastante elevada, con una alta densidad del fluido descendente (situación que poco tiene que ver con las condiciones de operación más frecuentes y para las cuales se ha elaborado los modelos teóricos previamente descritos) se contempla abordar el problema, en una primera instancia, mediante la construcción del modelo físico a escala que encausa la presente memoria.

## 2.5 Similitud y Teoría de Modelos

### 2.5.1 Generalidades

El empleo de modelos físicos está ampliamente difundido en las diversas ramas de la ingeniería moderna, ya que permite estudiar experimentalmente un proyecto, una obra o un equipo complejo, a costo relativamente bajo.

Para poder diseñar y ocupar adecuadamente modelos físicos, es necesario establecer leyes que permitan traspasar los resultados en forma correcta del modelo al prototipo (en este caso el prototipo corresponderá a la planta piloto). Estas leyes son conocidas como *reglas de escalamiento*, contenidas en la *teoría de similitud*, basada en el *análisis dimensional* como herramienta de comparación física.

### 2.5.2 Similitud

La *similitud* se basa en que en dos puntos homólogos en tiempos homólogos la medición de una magnitud cualquiera solo dependerá de la escala (entre modelo y prototipo) y en forma alguna del punto en cuestión. Para que un fenómeno en un modelo sea similar al de un prototipo, se requiere que exista similitud geométrica, cinemática y dinámica [5].

#### 2.5.2.1 Similitud Geométrica

La *similitud geométrica* ocurre si el modelo tiene la misma forma que el prototipo y se define el factor de escala geométrico como:

$$\lambda_L = \frac{\overline{OP}}{\overline{OP'}} \quad \text{Ec. 2.35}$$

Donde:

$\overline{OP}$  es la distancia medida en el prototipo.

$\overline{OP'}$  es la distancia medida en el modelo.

Análogamente se puede encontrar el factor de escala para el área ( $\lambda_a$ ) y el volumen ( $\lambda_v$ ), como:

$$\lambda_a = \lambda_L^2 \quad \text{Ec. 2.36}$$

$$\lambda_v = \lambda_L^3 \quad \text{Ec. 2.37}$$

### 2.5.2.2 Similitud Cinemática

La *similitud cinemática* implica una similitud en el movimiento de las partículas en modelo y prototipo.

Se define el factor de escala de tiempo como:

$$\lambda_t = \frac{t}{t'} \quad \text{Ec. 2.38}$$

Donde:

t es el tiempo medido en el prototipo.

t' es el tiempo medido en el modelo.

Luego el factor de escala de velocidad ( $\lambda_v$ ) y aceleración ( $\lambda_a$ ) se define como:

$$\lambda_v = \frac{\lambda_L}{\lambda_t} \quad \text{Ec. 2.39}$$

$$\lambda_a = \frac{\lambda_L}{\lambda_t^2} \quad \text{Ec. 2.40}$$

### 2.5.2.3 Similitud Dinámica

La *similitud dinámica total* requiere de la existencia de un único factor de escala de fuerzas para todo punto en estudio. Se define el factor de fuerzas como:

$$\lambda_F = \frac{F}{F'}, \quad \forall F \text{ y } F' \quad \text{Ec. 2.41}$$

Donde:

F es la fuerza medida en el prototipo.

F' es la fuerza medida en el modelo.

Considerando que sobre cuerpos homólogos de masa m (prototipo) y m' (modelo) actúa un conjunto de fuerzas:

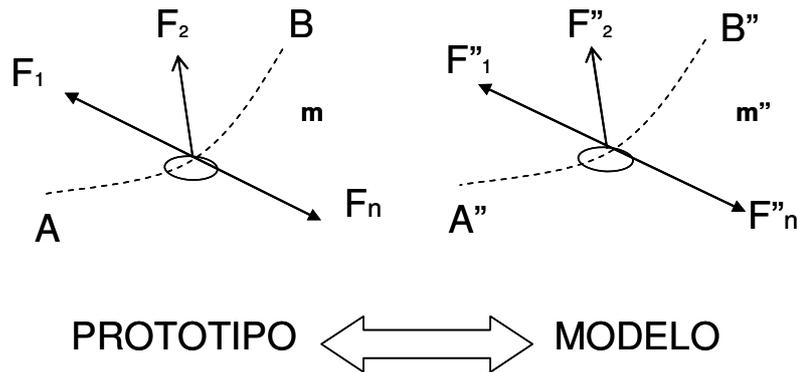


Figura 2.8: Analogía de fuerzas para prototipo y modelo.

La fuerza neta se escribirá como la suma de todas las fuerzas actuantes tanto para el modelo como para el prototipo:

$$F_1 + F_2 + \dots + F_n \quad \text{Ec. 2.42}$$

Considerando la **ec. 2.41**, se debe cumplir que:

$$\frac{F_1}{F'_1} = \frac{F_2}{F'_2} = \dots = \frac{F_n}{F'_n} = \lambda_F \quad \text{Ec. 2.43}$$

Para que exista similitud dinámica total.

Esta condición es imposible de lograr en un modelo, debido a los *efectos de escala* producidos por el cambio de tamaño respecto al prototipo. Una aproximación es considerar sólo las *fuerzas preponderantes*, dependiendo del fenómeno en estudio, suponiendo que éstas quedan correctamente representadas en el modelo y que las fuerzas restantes no intervienen o su efecto es despreciable.

### 2.5.3 Análisis Dimensional

El análisis dimensional es un método mediante el cual se obtiene información de un determinado fenómeno físico a partir de la premisa que este debe estar descrito mediante una relación dimensionalmente correcta entre las variables que intervienen, es decir, debe ser independiente del sistema de unidades empleado. La base del análisis adimensional es el *teorema  $\pi$* , desarrollado por *Vaschy y Buckingham* en 1892 <sup>[5]</sup>, el que dice:

*“El número de parámetros adimensionales que pueden ser empleados para describir un fenómeno conocido entre  $n$  variables, es igual a  $n - r$ , siendo “ $r$ ” el número de dimensiones fundamentales que compromete a todas las variables del fenómeno”*

Los pasos del análisis dimensional son: Determinar las variables que afectan al fenómeno, medidas en un sistema de unidades coherente; a partir de las variables medidas encontrar los parámetros adimensionales para el fenómeno en estudio. Los parámetros adimensionales obtenidos serán la base para definir los factores de escala para las variables de interés.

#### 2.5.3.1 Números adimensionales

La determinación de las fuerzas preponderantes para un fenómeno específico, así como la obtención de los parámetros adimensionales pertinentes para realizar el escalamiento de los resultados, no es una técnica automática, sino que requiere de considerable experiencia e información colateral para que puedan obtenerse resultados confiables. Afortunadamente, los *números adimensionales* representativos de un lecho

empacado son conocidos. Sin embargo, la complejidad del contacto en contracorriente de flujos gas – líquido a través de una superficie porosa, involucra gran cantidad de fuerzas participantes, sin que haya una clara certeza con respecto a cual de ellas predomina en la respuesta fluidodinámica del lecho en condiciones específicas de operación.

Las principales fuerzas que afectan a las fases líquida y gaseosa presentes en la columna empacada, en particular influyendo en la formación de holdup líquido y caída de presión en el gas, corresponden a las fuerzas: gravitacional, inercial, viscosa y superficial. Esto da paso a la formulación de los siguientes números adimensionales <sup>[6]</sup>.

$$Re_m = \frac{\rho_\alpha v_\alpha d_p}{(1-\varepsilon)\mu_\alpha} \quad \text{Ec. 2.44}$$

$$Ga = \frac{\rho_l^2 g d_p^3}{(1-\varepsilon)^3 \mu_l^2} \quad \text{Ec. 2.45}$$

$$Fr = \frac{v_g^2}{g d_p} \quad \text{Ec. 2.46}$$

$$Cp_s = \frac{\rho_l g d_p^2 \Phi^2}{\sigma(1-\varepsilon)^2} \quad \text{Ec. 2.47}$$

Donde<sup>2</sup>:

Ga = Número de Galileo.

Fr = Número de Fraude.

Cp<sub>s</sub> = número de capilaridad

α = subíndice para gas o líquido, según el fluido que se esté analizando.

l = Subíndice para fase líquida.

g = subíndice para fase gas.

σ = Tensión superficial.

---

<sup>2</sup>El resto de los parámetros fue previamente definido.

Luego, para conseguir una similitud dinámica aproximada, el modelo físico deberá poseer la mayor cercanía posible entre sus números adimensionales y los valores para el prototipo.

Si no es factible el diseño de un modelo físico capaz de alcanzar una proximidad aceptable entre sus números adimensionales y los del prototipo (que al menos se encuentren en el mismo orden), se deberá buscar un camino alternativo, validado por un modelo físico, que permita predecir al menos el rango de operación permisible para la planta piloto. Una posibilidad para esto corresponde al de la aproximación empírica de Sherwood.

### 2.5.3.2 Aproximación empírica de Sherwood

Asumiendo que uno de los objetivos importantes de esta memoria corresponde a determinar el rango de operación de la columna piloto, el factor que define este rango es la aparición de flooding, y su valor se puede relacionar en forma aproximada con las propiedades físicas de los flujos circulantes y las características del empaque.

En 1938, Sherwood et al. <sup>[7]</sup> mediante una exhaustiva cantidad de experimentos, utilizando diferentes tipos de relleno, y una variada gama de líquidos y gases en contracorriente, determinó que entre las propiedades preponderantes en la aparición de flooding, para una razón de flujos dada, se encuentran: la fracción de volumen libre del empaque, el área específica del empaque, la densidad de ambos fluidos y la viscosidad del líquido; se determinó además que el efecto de la tensión superficial de los fluidos es despreciable.

Los efectos combinados de los parámetros anteriormente descritos se correlacionaron mediante el gráfico de las coordenadas indicadas en la **Ec. 2.48**:

$$\left( \frac{U_0^2 a}{g \mathcal{E}^3} \right) \left( \frac{\rho_g}{\rho_l} \right) \mu^{0.2} \nu / s \quad (L/G) \left( \frac{\rho_g}{\rho_l} \right)^{0.5} \quad \text{Ec. 2.48}$$

Donde:

$U_0$  = Velocidad superficial del gas (m/s)

$a$  = Área específica del empaque ( $m^2/m^3$  de torre)

$\varepsilon$  = Porosidad del empaque

$g$  = Aceleración de gravedad ( $m/s^2$ )

$\rho_g$  = densidad del gas ( $kg/m^3$ )

$\rho_l$  = densidad del líquido ( $kg/m^3$ )

$L$  = Velocidad másica superficial de líquido ( $kg/sm^2$ )

$G$  = Velocidad másica superficial de líquido ( $kg/sm^2$ )

$\mu$  = viscosidad del líquido (Centipoises).

Lo presentado en la **Ec. 2.48** se obtuvo mediante la inspección de los gráficos obtenidos de diferentes correlaciones con sentido físico, siendo esta correlación la que mostró mayor concordancia entre las curvas para diferentes propiedades de los fluidos y características del empaque.

Una vez determinada la correlación, los autores de este estudio aumentaron la cantidad de datos, incorporando resultados de experiencias con clases de relleno y fluidos adicionales, obteniendo finalmente un plot generalizado presentado en el **gráfico 2.1**:

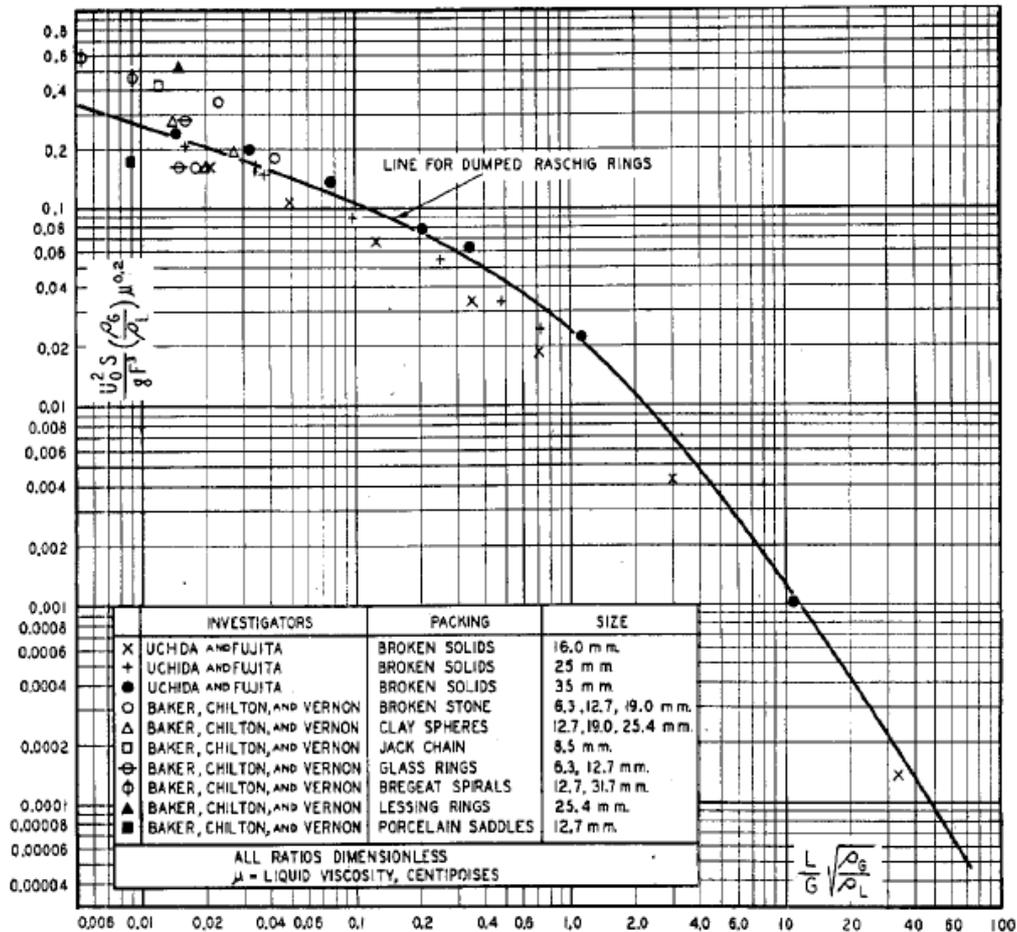


Gráfico 2.1: Curva de correlación de empaques misceláneos, comparada con la de anillos Rasching (curva continua).

El buen ajuste de las curvas de correlación para diferentes empaques, comparada con la correlación para anillos Rasching agregados en forma aleatoria, indica que se puede utilizar la curva continua del **gráfico 2.1** para obtener de manera aproximada la razón de flujos límite de una columna empacada, sin importar el empaque utilizado. Lo anterior no indica que las características del empaque no influyen en la razón de flujos, ya que éste aspecto se encuentra presentes en la ordenada del gráfico ( $a$  y  $\epsilon$ ).

De este modo, aun cuando los números adimensionales no permitan un escalamiento directo de la información obtenida con el modelo físico, será posible evaluar la eficacia de la aproximación de Sherwood contrastando los resultados experimentales del modelo físico con la solución gráfica presentada anteriormente. De ser adecuada la aproximación se podrá utilizar como una forma de definir el rango de operación límite de la planta piloto.

## 3 Metodología

### 3.1 Arreglo experimental

Tomando en cuenta los objetivos propuestos y las dificultades tanto técnicas como teóricas inherentes a un estudio fluidodinámico a escala de un lecho empacado con flujo a contracorriente, previamente descritas en la sección de antecedentes, el diseño experimental de este proyecto cumple un rol fundamental en las posibilidades predictivas del modelo físico. Esto implica una serie de decisiones orientadas al desarrollo de experiencias que validen el rango de operación y resultados del modelo a escala como un razonable diagnóstico de lo que ocurrirá en el prototipo.

#### 3.1.1 Generalidades

La idea básica para este arreglo experimental consiste en la construcción de un lecho a escala, concebido para operar a **temperatura ambiente** y flujos de **agua y aire** a contracorriente, **simulando** el comportamiento de **mata de cobre y aire enriquecido**, permitiendo la medición en forma simple de los principales parámetros fluidodinámicos presentes en un reactor de este tipo. Para ello es necesario contar con determinadas características, tales como:

- **Transparencia del modelo:** Permite una medición cualitativa y cuantitativa de los que ocurre al interior del reactor.
- **Resistencia:** Debe ser un modelo duradero, con paredes que permitan eventuales perforaciones y modificaciones.
- **Relleno esférico:** Brinda resultados de una mayor generalidad que los obtenidos al utilizar una configuración de empaque específica. El relleno debe poseer una densidad adecuada para no presentar *fluidización*, además debe ser resistente al agua.

De acuerdo a esto se decidió la construcción del lecho en material acrílico de 5 (mm) de espesor, debido a su transparencia y resistencia. Por otro lado, vidrio fue el material seleccionado para las esferas de relleno, debido a su alta densidad relativa a otro tipo de empaques y a la resistencia que muestra al paso de flujos de agua y aire, ya probada en diferentes experimentos encontrados en la bibliografía <sup>[8]</sup>.

Además del modelo del lecho propiamente tal, el arreglo experimental requiere instrumentos de medición de los parámetros de estudio, estos son:

- **Flujómetro volumétrico de aire:** Elemento fundamental para realizar la construcción de las curvas de flujo v/s caída de presión.
- **Manómetro:** Necesario para medir la caída de presión del aire a través del lecho.

Tomando en cuenta que un estudio de este tipo brinda la posibilidad de medir parámetros sin la necesidad de utilizar sofisticados instrumentos, se decidió emplear un *tubo de Venturi* como flujómetro de aire, y *manómetros en U* rellenos de agua para la medición de las presiones diferenciales tanto del lecho como del tubo de Venturi. La construcción y operación de estos elementos se detalla más adelante en este mismo capítulo.

### 3.1.2 Definición de la escala de trabajo

Una vez determinado el esquema básico del arreglo, corresponde la definición de la escala del modelo físico, en este caso se decidió utilizar una escala de **1:10**, debido a que se consideró una escala razonable en términos de factibilidad técnica y económica. Conseguir la velocidad de aire necesaria al interior del lecho resulta impracticable para experiencias de laboratorio en un modelo muy grande, por otro lado, un aumento a una escala 1:5, por ejemplo, implica un aumento de 8 veces el volumen del modelo (cilindro), lo que incrementa considerablemente los costos de construcción y llenado con esferas de vidrio.

Con esta escala se elaboró un plano de diseño básico para llevar a cabo la construcción del lecho en similitud geométrica con el prototipo (**tabla 2.1**). Las **figuras 3.1 y 3.2** presentan planos con vista frontal y superior del diseño.

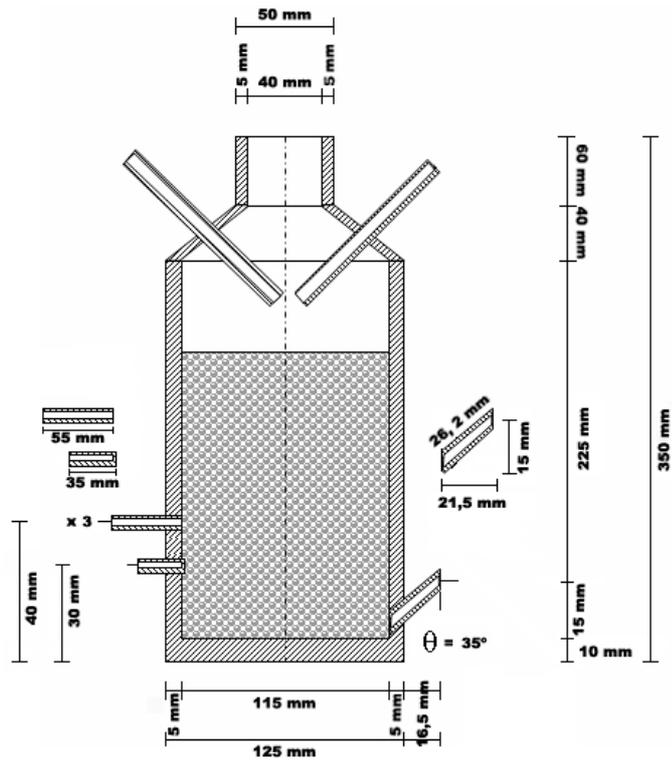


Figura 3.1: plano con vista frontal del lecho.

Tal como en el reactor piloto, el modelo a escala cuenta con tres toberas dispuestas para el ingreso de aire:

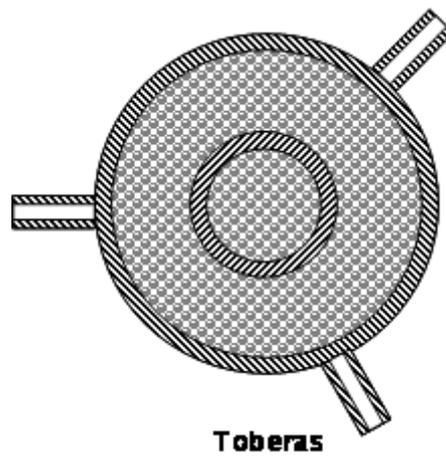


Figura 3.2: Plano con vista superior del lecho.

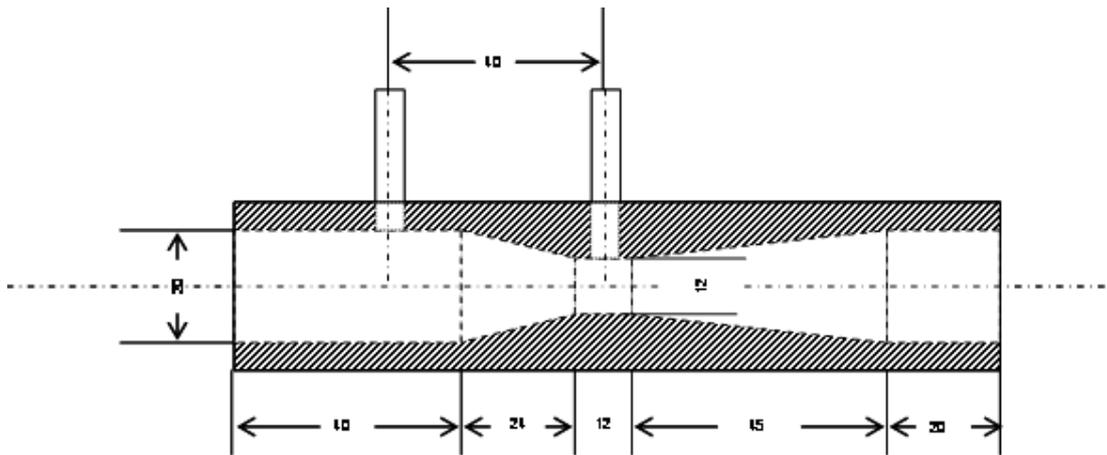
### 3.1.3 Tamaño de esferas de relleno

Por condiciones de diseño del prototipo, se requiere evaluar el comportamiento fluidodinámico para tres razones  $D_p / D_l$  (diámetro de partícula/ diámetro de lecho), siendo a priori la razón **1/24** el caso base de análisis ( $D_p = 5$  (cm.),  $D_l = 120$  (cm.)). Esto implica, dada la escala 1:10 del modelo físico, la utilización, en principio, de esferas de relleno de **5 (mm.)**, para luego efectuar mediciones con esferas de **10 (mm.)** y **15 (mm.)**. Además de estos tres casos, se analizará el comportamiento del relleno resultante de la mezcla, en partes volumétricas iguales, de cada uno de los tres tamaños. Una vez efectuadas estas mediciones, se realizará una última serie de pruebas utilizando trozos de ladrillo refractario tamizados como relleno, con el objetivo de extrapolar los resultados obtenidos en forma ideal (esferas) hacia la situación real (trozos de ladrillo).

### 3.1.4 Diseño y construcción de elementos de medición

#### 3.1.4.1 Flujómetro volumétrico de aire

Por motivos económicos, un *tubo de Venturi* fue el flujómetro seleccionado. El criterio de diseño del mismo se ejecutó siguiendo los estándares recomendados según la bibliografía <sup>[9]</sup>. Para aminorar las pérdidas de carga ocasionadas por la instalación de este dispositivo en la línea de flujo de aire, se definió un diámetro principal similar al diámetro de la tubería conductora de flujo (**figura 3.3**), evitando de este modo eventuales expansiones o contracciones bruscas que interfirieran con la correcta medición del flujo volumétrico. Para determinar los flujos de aire, medidos en las condiciones de presión y temperatura del tubo de Venturi, según *condiciones normales de presión y temperatura*, se ejecutó una calibración de la presión media al interior del dispositivo (**anexo C.4**), utilizando manómetros análogos de presión absoluta, para los diferentes flujos de aire utilizado. La temperatura se asumió constante (**15 (° C)**).



**Figura 3.3: Dimensiones (en mm) del tubo de Venturi diseñado.**

### 3.1.4.2 Manómetros en U

La medición de las presiones diferenciales en el tubo de Venturi y al interior del lecho empacado se efectuó mediante manómetros en U, utilizando agua como líquido manométrico. Para su construcción se utilizó tubos de acrílico de diámetro 1 (cm.), conectados mediante una manguera, y soportados en paneles de madera. La salida de alta presión siempre se conectó en el brazo izquierdo del manómetro, por consiguiente, la salida de baja presión se conectó al brazo derecho del dispositivo. En la el **anexo B** se muestra una fotografía de uno de los manómetros utilizados.

### 3.1.5 Aire Comprimido

Alcanzar los flujos de aire necesarios para obtener velocidades superficiales del orden de las velocidades superficiales que se presentarán en el prototipo ( $V_{\text{máx.}} = 0.9$  (m/s)) no resulta sencillo si no se cuenta con un compresor de grandes dimensiones. Considerando que no fue posible acceder a un compresor de la capacidad necesaria para efectuar pruebas satisfactorias, se optó por utilizar cilindros de aire comprimido de 8.5 ( $\text{m}^3$ ), distribuidos por la empresa Indura S.A.

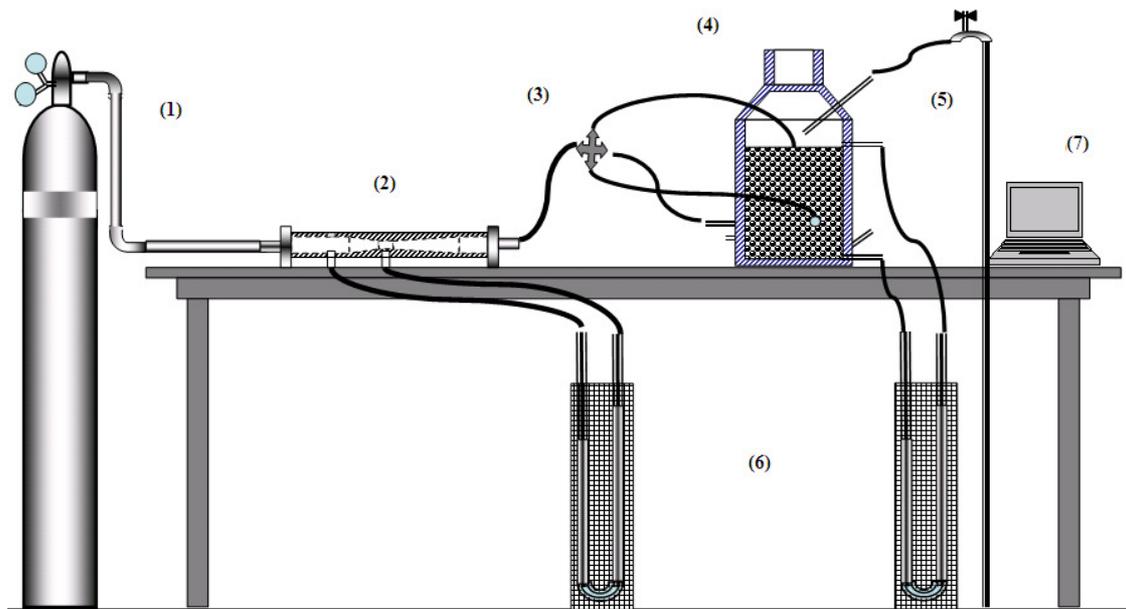
### 3.1.6 Medición de flujo de agua

Para medir el flujo de agua ingresado en contracorriente al aire a través del lecho, se utilizó una manguera conectada directamente a una llave de servicio de agua, sobre esta manguera se acopló una pinza de regulación (**anexo B**), lo que permitió un mayor control del flujo. Se ajustó el paso de agua mediante la llave de paso y la pinza, midiendo este flujo con un cronómetro y un recipiente graduado, hasta alcanzar el flujo necesario en cada experiencia.

### 3.1.7 Mangueras y Conexiones

Debido a la magnitud del flujo de aire, fue necesario utilizar mangueras de gas conectadas mediante abrazaderas y selladas con silicona, para evitar fugas de aire a través del proceso. Para el perfecto calce de las mangueras en cada conexión, se ensamblaron conectores de bronce en los puntos de unión en que esto fue necesario. Para dividir el flujo de aire en tres partes (una división por cada tobera), se utilizó un divisor de flujo en T (**anexo B**).

Para comprender mejor el arreglo experimental, a continuación se presenta un esquema básico de la instalación (**figura 3.4**), y en el **anexo B** aparecen fotografías de la mayoría de los elementos descritos en esta sección.



**Figura 3.4:** esquema simplificado del arreglo experimental.

En la **figura 3.4** los números representan:

- (1) Tanque de aire comprimido.
- (2) Tubo de Venturi.
- (3) Divisor de flujo triple.
- (4) Lecho empacado de acrílico.
- (5) Línea de agua.
- (6) Manómetros de agua en U.
- (7) Computador para registro de datos.

## **3.2 Planificación de mediciones**

Una vez establecido el arreglo experimental, el siguiente paso fue definir el esquema de mediciones a desarrollar durante la experiencia, para ello se debe tener claro qué y cómo se desea medir. A continuación se detallan los parámetros fluidodinámicos de interés, y el mecanismo de medición de los mismos.

### **3.2.1 Clasificación de partículas**

Para obtener la distribución de tamaño de partículas de los trozos de ladrillo que rellenarán el lecho, estas se deben tamizar en mallas de tamaño razonable de acuerdo con una inspección visual de los trozos. Lo ideal es utilizar mallas que van aumentando el valor de la apertura en una razón de  $\sqrt{2}$ , no obstante, en este caso se tamizó con las mallas disponibles (1/8", 3/8", 1/2" y 3/4"), puesto que el objetivo es determinar un tamaño promedio aproximado, y una noción de cuan dispersos se encuentran los tamaños, sin que esto requiera mayor precisión.

Además de la distribución de tamaño de partículas, otro parámetro importante corresponde a la densidad de los diferentes rellenos, lo que permitirá determinar eventual fluidización del lecho. La densidad para el caso de partículas perfectamente esféricas se estimó fácilmente como el cociente entre la masa promedio de un número finito de partículas y su volumen calculado geoméricamente. En el caso de sólidos irregulares, como los trozos de ladrillo refractario, se estimó el aumento de volumen, producto de la inmersión de una cantidad definida de ladrillos, en un recipiente con un volumen conocido de agua; este aumento de volumen correspondió al volumen ocupado por las partículas sumergidas, luego el cociente entre la masa de estas partículas y el volumen determinado en forma aproximada mediante este mecanismo, equivale a la densidad estimada del ladrillo refractario.

### 3.2.2 Fracción de espacios vacíos ( $\epsilon$ )

La medición de este parámetro es bastante sencilla, lo que se hizo fue llenar el lecho con el relleno para el cual se desea determinar  $\epsilon$ , luego se agregó al lecho un volumen de agua conocido, posteriormente se estimó la altura de agua asociada al volumen ingresado y se calculó el volumen dado por el área basal del lecho multiplicado por la altura estimada (volumen cuando el lecho está vacío). Finalmente, el cociente entre estos dos volúmenes, el ingresado al lecho y el calculado a partir de la altura de agua, corresponde al valor de la fracción de espacios vacíos ( $\epsilon$ ) del relleno.

Para ésta y todo el resto de mediciones realizadas, la forma de llenar el lecho fue *aleatoria*, sin intentar formar arreglos geoméricamente estructurados en su interior.

### 3.2.3 Mediciones en lecho seco

Las primeras pruebas fluidodinámicas realizadas corresponden a mediciones de caída de presión a través del lecho seco, esto corresponde al paso de aire sin flujo de agua en contracorriente. Esto permitió determinar la aplicabilidad de la ecuación de Ergun, previamente descrita, para un lecho de esta geometría.

De particular interés resultó el caso del lecho relleno con trozos de ladrillo refractario, pues con este resultado se puso a prueba la versatilidad de la ecuación de Ergun para condiciones de relleno no ideal. Para este último caso de análisis se utilizaron los resultados de la clasificación de partículas por tamaño, con estos datos y conociendo la densidad del ladrillo, se consiguió: determinar el volumen de partícula para el tamaño promedio, calcular  $r^*$ , establecer el factor de forma  $\Phi$  (aproximación mediante un dato bibliográfico), y finalmente el diámetro equivalente de partícula ( $D_p = 2 \Phi r^*$ ).

### 3.2.4 Caída de Presión y Holdup en flujo líquido – gas

En este caso, como ya fue anticipado en la sección de antecedentes, lo que se desea es encontrar las condiciones de flujo de agua y aire que determinen la capacidad máxima del lecho, para ello se construyeron curvas de flujo de aire y agua v/s caída de presión, en *condiciones de flujo estacionario*, lo que permitió determinar cuantitativamente la región de carga del modelo.

Una caída de presión brusca, acompañada de una observación cualitativa del fenómeno, permitió definir el punto de inundación (flooding) del lecho, lo cual determina los límites de operación del modelo.

Además de mediciones de caída de presión, se midió, **en forma gruesa**, el holdup dinámico del líquido. Esta medición se realizó determinando el nivel de agua en el fondo del lecho cuando los flujos de agua y aire alcanzaron el estado estacionario, luego se detuvieron los flujos de agua y aire y se midió la magnitud del aumento del nivel de agua; conociendo la geometría del lecho y la fracción de vacíos del relleno, fue posible determinar a qué volumen equivale determinado aumento del nivel de agua, y por consiguiente el holdup dinámico, definido en este caso como:

$$\frac{V_{liquido}}{V_{columna}} * 100 \quad \text{Ec. 3.1}$$

Con el objetivo de aprovechar las características del modelo a escala y obtener un amplio espectro de datos que permita escalar de buen modo los parámetros, se intentó construir la mayor cantidad de curvas posibles, de acuerdo a los flujos máximos de aire y agua permitidos por el arreglo experimental. Esto definió una malla de puntos en que el flujo de agua se fijó en un valor que varió entre **5 y 25 (cc/s)**, aumentando a razón de **5 (cc/s)** en cada serie de datos y cinco flujos de aire por cada flujo de agua fijado, en un rango que abarcó desde **1500 (cc/s)**, hasta alcanzar el punto de flooding o, en su defecto, la capacidad volumétrica de aire máxima permitida por el arreglo experimental (**10183 (cc/s)**).

Para una mejor comprensión de esto se recomienda revisar las tablas dispuestas en el **anexo C.1**

Es necesario mencionar que previo a cada medición realizada para flujo en contracorriente, se mojó todo el empaque del lecho, esto para generar la **condición de lecho húmedo** anteriormente descrita. Es posible modelar las condiciones de **no humedecimiento** dando un baño de parafina a las esferas de vidrio, pero dicho caso no fue estudiado en esta memoria.

## 4 Resultados y Discusiones

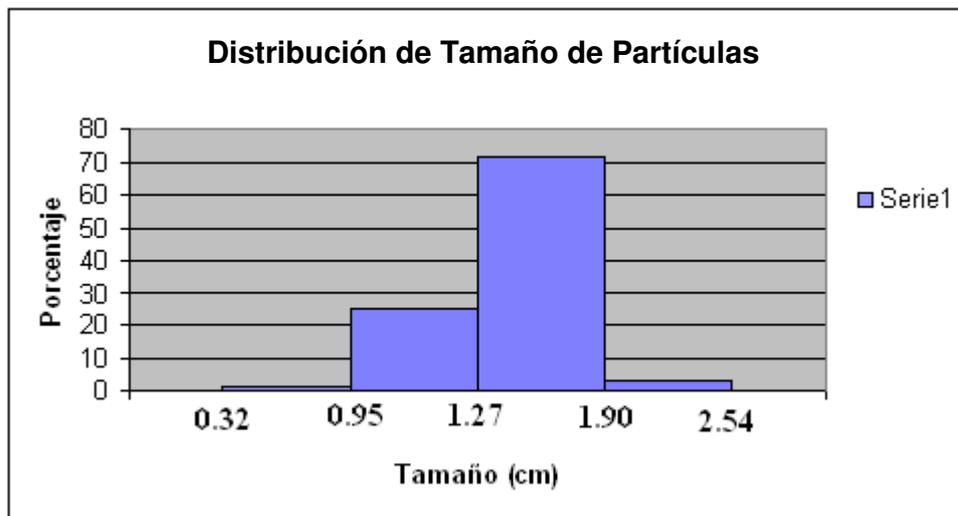
### 4.1 Clasificación de Partículas

La **tabla 4.1** muestra las densidades obtenidas para las diferentes clases de relleno utilizadas:

**Tabla 4.1: Densidad de los diferentes empaques.**

Densidades	
Relleno	kg/m <sup>3</sup>
Ladrillos	3074
Esferas 5	2460
Esferas 10	2712
Esferas 15	3091

Los resultados granulométricos para el relleno refractario se presentan en el **gráfico 4.1**:



**Gráfico 4.1: Distribución de Tamaño de Partículas para relleno refractario.**

A partir de esta distribución se concluye que el diámetro promedio, de acuerdo al porcentaje en peso, corresponde a  $\overline{d_p} = 1.45$  (cm). Se observa que el comportamiento de la muestra es bastante similar al de una campana de Gauss, con una *desviación estándar de 0.51* y una *varianza de 0.26*. La mayor cantidad de material quedó retenido en un tamaño promedio *muy similar* al tamaño promedio de la muestra

total, lo que podría llevar a pensar que el simple paso de las partículas por los diferentes tamices permitiría predecir directamente, sin mucho error, el tamaño promedio de partícula, no obstante, conclusiones de este tipo requieren mediciones de una mayor cantidad muestras.

El peso promedio para una muestra con valores cercanos a  $\overline{d_p}$  fue de **5.89 (g)**. Luego, conociendo la densidad del refractario, fue posible estimar el volumen promedio de partícula, cuyo valor alcanzo **1,9 (cc)**, con esta información, se consiguió determinar  $r^* = \mathbf{0.76 (cm)}$ . Finalmente, utilizando un valor para  $\Phi = \mathbf{0.65}$ , obtenido de la literatura para partículas irregulares de carbón activado<sup>3</sup> (similares en forma a las partículas de ladrillo refractario) y de acuerdo con la **ecuación 2.6**, se calculó  $D_p$ , cuyo valor estimado fue de **0.99 (cm)**.

Para el caso de la mezcla de partículas esféricas, de diámetros 5, 10 y 15 (mm), en partes volumétricas iguales, se asumió  $D_p = \mathbf{1 (cm)}$ .

## 4.2 Fluidización

A partir de los resultados de medición de densidad, se determinó el flujo mínimo para alcanzar fluidización de las partículas, de acuerdo a lo señalado en la **ecuación 2.34**. El resultado del calculo indicó que para fluidizar las partículas de menor densidad, es decir partículas esféricas de 5 (mm) de diámetro, se requiere un flujo de aire de **74144 (cc/s)**, lo cual se encuentra alejado del rango de operación de este modelo. El flujo máximo alcanzado corresponde aproximadamente a **10000 (cc/s)**.

Evidentemente para fluidizar partículas de mayor densidad se requiere de un flujo mayor, por lo tanto se asume que a lo largo de los experimentos se trabajará en un **lecho empacado fijo**.

Los cálculos para las condiciones de la planta piloto indican que tampoco presentará fluidización.

---

<sup>3</sup> Colombo et al. 1976.

### 4.3 Fracción de espacios vacíos ( $\epsilon$ ):

Siguiendo el procedimiento explicado en la sección anterior, los resultados para la fracción de vacío ( $\epsilon$ ) de cada muestra son los siguientes:

**Tabla 4.2: Valores de porosidad de los diferentes empaques.**

Tipo	Dp (mm)	$\epsilon$
Esféras	5	0,374
Esféras	10	0,395
Esféras	15	0,46
Mezcla de Esféras	10	0,372
refractario	0,99	0,521

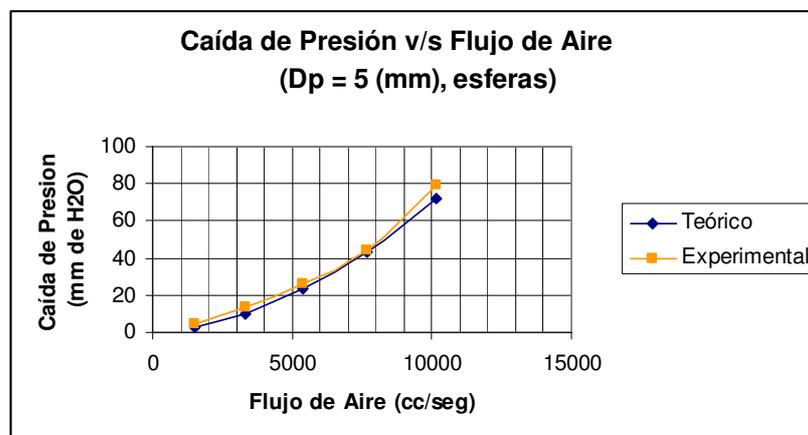
Resulta relevante notar la importante diferencia entre la fracción de vacíos para la muestra de esferas de 10 (mm) = 0.395, y la obtenida para la mezcla de esferas = 0,372 (cuyo Dp promedio es el mismo). Esto se debe a que en la mezcla las partículas de 5 (mm) ocuparon gran porcentaje de los espacios vacíos disponibles.

### 4.4 Mediciones en lecho seco

#### 4.4.1 Efecto del flujo de aire en $\Delta P$

Los resultados de la medición de caída de presión para el paso de flujo exclusivamente de aire a través del lecho se presentan a continuación:

##### 4.4.1.1 Efectos para arreglos esféricos



**Gráfico 4.2: curvas  $\Delta P$  v/s  $Q_{\text{aire}}$  Experimental y Teórica para  $D_p = 5$  (mm).**

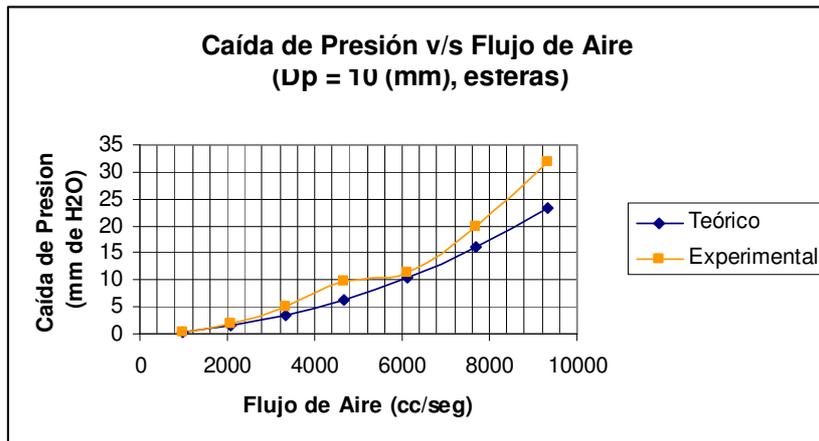


Gráfico 4.3: curvas  $\Delta P$  v/s  $Q_{\text{aire}}$  Experimental y Teórica para  $D_p = 10$  (mm).

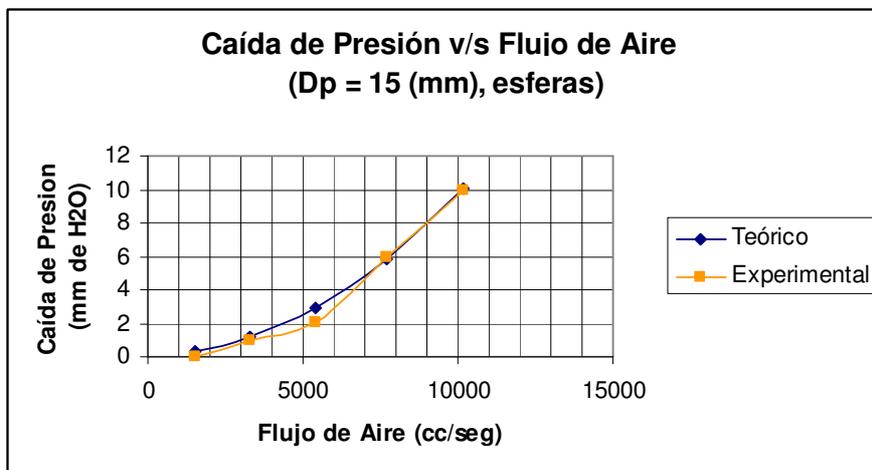


Gráfico 4.4: curvas  $\Delta P$  v/s  $Q_{\text{aire}}$  Experimental y Teórica para  $D_p = 15$  (mm).

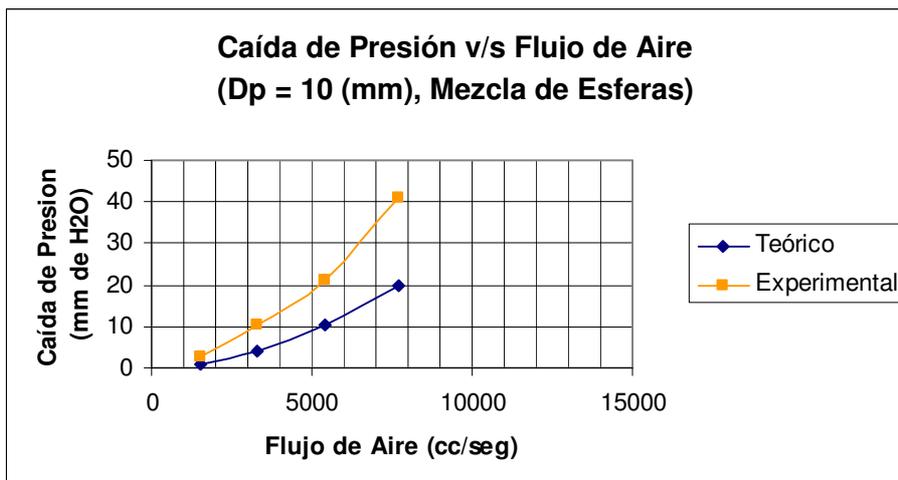


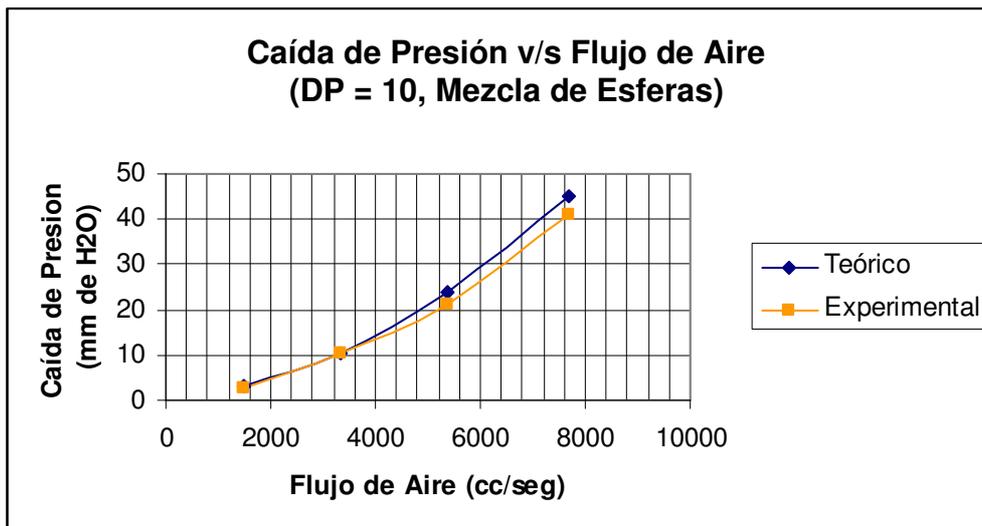
Gráfico 4.5: curvas  $\Delta P$  v/s  $Q_{\text{aire}}$  Experimental y Teórica para  $D_p = 10$ (mm), en mezcla.

De los gráficos 4.2 a 4.5, se desprende que la correlación entre los valores predichos de acuerdo a la ecuación de Ergun se adecuan bastante bien a la geometría y

condiciones de operación del modelo a escala. El rango de Reynolds modificado para estas mediciones se movió entre **70 y 1700**, alcanzando Reynolds modificado turbulento sólo con las esferas de diámetro 15 mm. Para el resto de los rellenos el rango del número de Reynolds se movió entre **70 y 1000**, rango adecuado para el uso de la ecuación de Ergun. Considerando esto y la geometría esférica del empaque, lo único que podría alejar los resultados experimentales de los teóricos sería una mala distribución del flujo de aire a la entrada, eventuales fugas aguas arriba de la medición de flujo de aire, o simplemente una limitación en la utilidad de la ecuación de Ergun para la geometría del arreglo. La división del flujo de aire no fue equivalente en las tres toberas de inyección debido a que, por inercia, la salida paralela al flujo de entrada del divisor de flujos recibió un mayor volumen de aire.

En particular del **gráfico 4.3** se observa cierta discrepancia, siendo la predicción teórica siempre menor que la experimental. Esto puede atribuirse a que éstas fueron las primeras mediciones realizadas y las esferas contenían algo de agua producto de experiencias de prueba anteriores realizadas con ellas. El agua presente en las esferas probablemente aumentó el diámetro de partícula aparente y esto generó una medición de  $\Delta P$  mayor que la de condiciones de lecho seco.

Resulta interesante comprobar que la ecuación no se ajusta muy bien al **gráfico 4.5**, en que se contaba con un arreglo de diferentes esferas mezcladas aleatoriamente en partes volumétricas iguales, con una distribución de tamaños amplia (diámetros de 5, 10 y 15 (mm)). Esto se puede explicar porque las esferas más pequeñas llenaban los espacios de las más grandes, formando una sección transversal similar a la presentada por las esferas más pequeñas. En efecto, si uno compara los resultados esperables teóricamente para un diámetro de partícula de 5 (mm), asumiendo la misma fracción de vacíos que se determinó para la mezcla de tamaños, se obtiene el siguiente gráfico:



**Gráfico 4.6:** curvas  $\Delta P$  v/s  $Q_{\text{aire}}$  Experimental para  $D_p = 10$  (mm) y Teórica para  $D_p = 5$ (mm), en mezcla.

Del **gráfico 4.6** se desprende que el arreglo conformado por mezcla de partículas esféricas se puede representar teóricamente como un arreglo con diámetro promedio de partícula equivalente al diámetro de las partículas más pequeñas y fracción de vacíos determinada del modo convencional. Debido al limitado número de pruebas realizadas no es posible extender este resultado a cualquier clase de arreglo experimental.

Dados los resultados es posible afirmar que la ecuación de Ergun es aplicable al modelo con relleno esférico, al menos para las razones  $D_p/D_l$  estudiadas, siempre y cuando no exista una distribución de tamaños muy grande (como en el caso de mezcla de esferas de 5, 10 y 15 (mm) de diámetro). Además, rellenar el lecho en forma aleatoria no merma la capacidad predictiva de la ecuación.

La proximidad de los resultados experimentales y teóricos señala además que los elementos de medición diseñados e instalados en el arreglo (tubo de Venturi y manómetros de agua) funcionan correctamente, por lo tanto es posible confiar en los resultados obtenidos en las mediciones tanto de lecho seco, como con flujo en contracorriente.

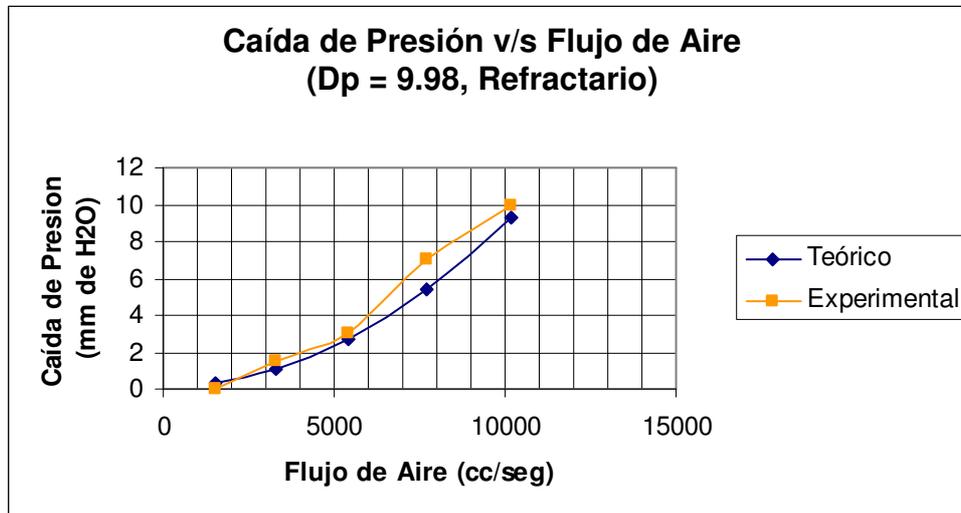
Los valores esperados de caída de presión para la planta piloto operando a lecho seco, para tamaños de partícula de 5, 10 y 15 (cm), se presentan en la **tabla 4.3**:

**Tabla 4.3: Caída de presión de aire esperada para la planta piloto en lecho seco.**

Qaire3500 (Nm3/h) [conversión en una etapa]			
Dp (m)	0.05	0.1	0.15
$\Delta P$ (mmH2O)	39.15	16.06	6.03
Qaire550 (Nm3/h) [conversión en una etapa]			
Dp (m)	0.05	0.1	0.15
$\Delta P$ (mmH2O)	1.06	0.42	0.15

Los resultados de la **tabla 4.3** no consideran el efecto que tendrá la mayor temperatura y presión al interior del lecho. Simplemente se aplica la ecuación de Ergun asumiendo temperatura ambiente y presión igual a la mayor alcanzada al interior del modelo físico. Los menores valores estimados para la caída de presión en el prototipo resultan menores que los máximos valores de caída de presión obtenidos en el modelo físico, esto indica que desde el punto de vista de la ecuación de Ergun, la mayor influencia en la caída de presión la ejerce la velocidad del fluido, cuyo valor máximo en el prototipo es menor que el valor máximo alcanzado en el modelo a escala.

#### 4.4.1.2 Mediciones para mezcla de relleno refractario



**Gráfico 4.7: curvas  $\Delta P$  v/s  $Q_{\text{aire}}$  Experimental y Teórica para  $D_p = 15$  (mm).**

Esta medición fue uno de los casos de mayor interés, ya que con ella se pretendía determinar la aplicabilidad de la ecuación de Ergun en condiciones no ideales y más cercanas a la situación real que se tendrá en la planta piloto. Los resultados son buenos (**gráfico 4.7**), no obstante, se debe considerar que el factor de forma  $\Phi = 0.65$  se

extraído de la literatura disponible, siendo este un dato correspondiente a trozos de carbón de forma similar y no de ladrillo. Esto genera dudas con respecto a los buenos resultados obtenidos, es posible que sea un hecho fortuito asociado al valor de  $\Phi$  escogido. Este es un valor que se deberá comprobar a través de pruebas de adsorción física que permitan medir el área superficial de las partículas, sin embargo, una inspección visual indica que la forma de los trozos de carbón y los trozos de ladrillo es similar, por lo que no se esperan grandes variaciones en el dato señalado.

Las mediciones alcanzaron valores de  $Re_m$  turbulento ( $> 1000$ ), y la ecuación continuó aproximándose bastante bien a los resultados. Este ajuste de la ecuación a lo largo del flujo intermedio y turbulento, permite pensar que aún sin modificar la ecuación hacia la expresión turbulenta de *Burke – Plumer (ec. 2.29)*, la ecuación de Ergun sigue siendo aplicable (el término laminar es lo suficientemente pequeño como para generar variaciones grandes en la lectura de  $\Delta P$ ).

Se comprueba además que no existe fluidización, puesto que no se alcanza un punto en que la caída de presión se mantenga constante.

En definitiva se puede decir que la ecuación de Ergun es versátil y otorgó buenos resultados para las diferentes configuraciones a que se sometió la columna empacada (exceptuando la mezcla de esferas). Si se verifica el valor de  $\Phi$  escogido, la ecuación será aplicable para relleno irregular refractario y los resultados aún para flujo turbulento, serían extrapolables al valor real de caída de presión.

#### **4.4.2 Efecto del tamaño de partículas ( $D_p$ ) en $\Delta P$**

En los siguientes gráficos, **a**, **c** y **e** representan los rellenos esféricos de tamaño 5, 10 y 15 (mm) respectivamente; **b** representa a la mezcla de tamaños, y **d** corresponde al relleno refractario.

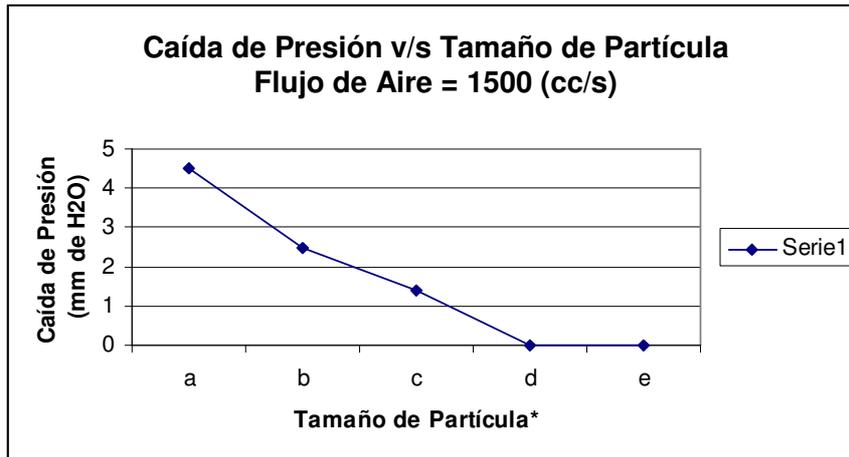


Gráfico 4.8: curvas  $\Delta P$  v/s tamaño de partícula ( $Q_{aire} = 1500$  (cc/s)).

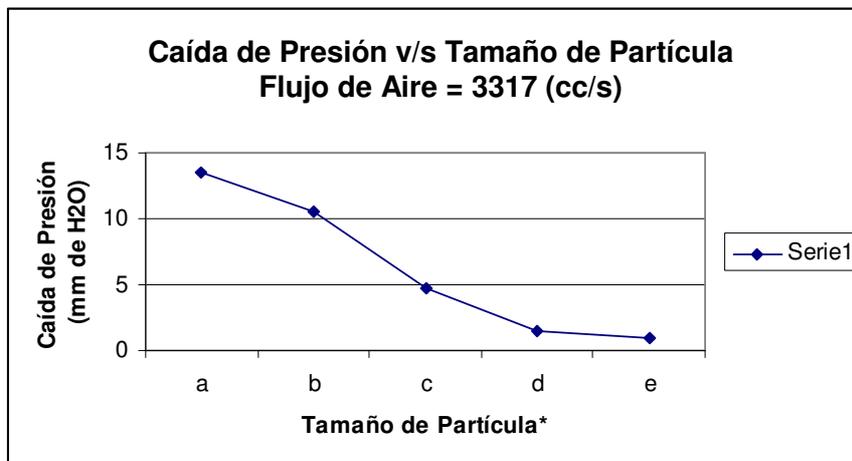


Gráfico 4.9: curvas  $\Delta P$  v/s tamaño de partícula ( $Q_{aire} = 3317$  (cc/s)).

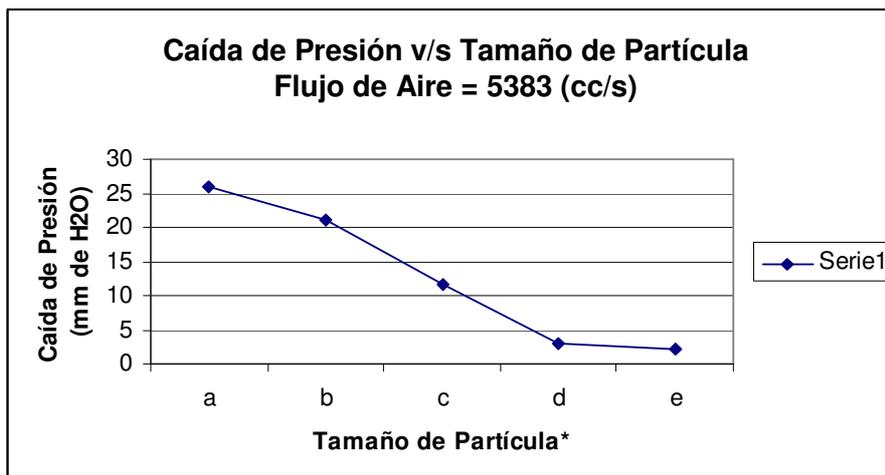


Gráfico 4.10: curvas  $\Delta P$  v/s tamaño de partícula ( $Q_{aire} = 5383$  (cc/s)).

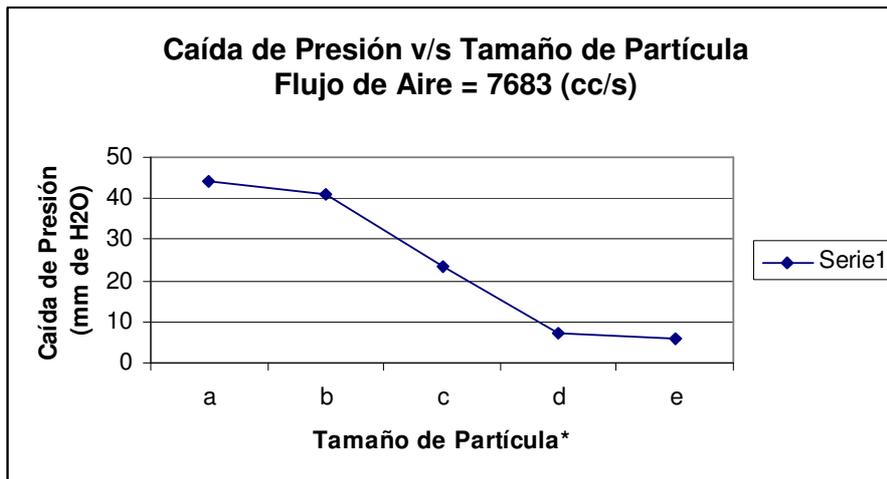


Gráfico 4.11: curvas  $\Delta P$  v/s tamaño de partícula ( $Q_{\text{aire}} = 7683$  (cc/s)).

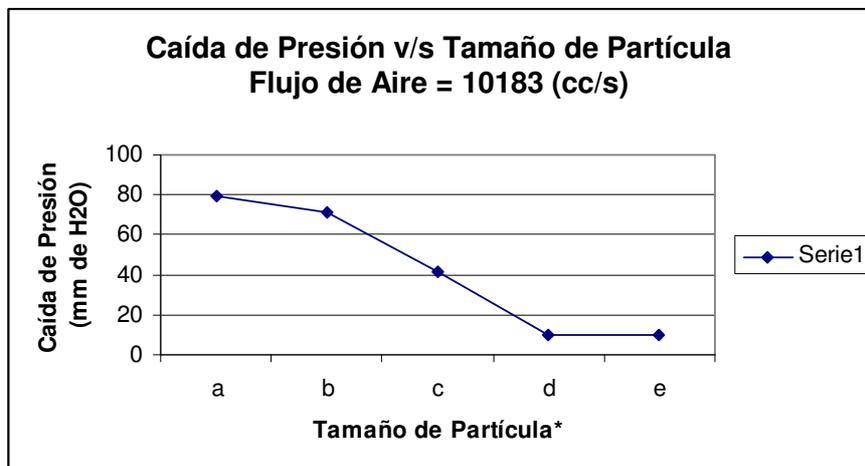


Gráfico 4.12: curvas  $\Delta P$  v/s tamaño de partícula ( $Q_{\text{aire}} = 10183$  (cc/s)).

En los **gráficos 4.8 a 4.12** se puede visualizar claramente el efecto que provoca el diámetro de partícula en la caída de presión. Como se discutió previamente, la mezcla de partículas, representada por (b) en cada gráfico, se asemeja mucho, en su influencia sobre la caída de presión, al arreglo relleno con partículas de diámetro 5 (mm), representado por (a). En el caso del relleno refractario (d), si bien el diámetro de partícula equivalente es cercano a 10 (mm), su comportamiento es similar al de un relleno esférico de diámetro 15 (mm), esto se debe a que su fracción de vacíos  $\epsilon$  es mayor, permitiendo un mayor espacio para el flujo de gases y generando con ello una menor caída de presión. En los casos de rellenos esféricos de único tamaño, las fracciones de vacío entre uno y otro arreglo son similares y es posible visualizar el efecto neto del tamaño de partícula, cuya tendencia es muy cercana a un comportamiento lineal (**gráfico 4.13**).

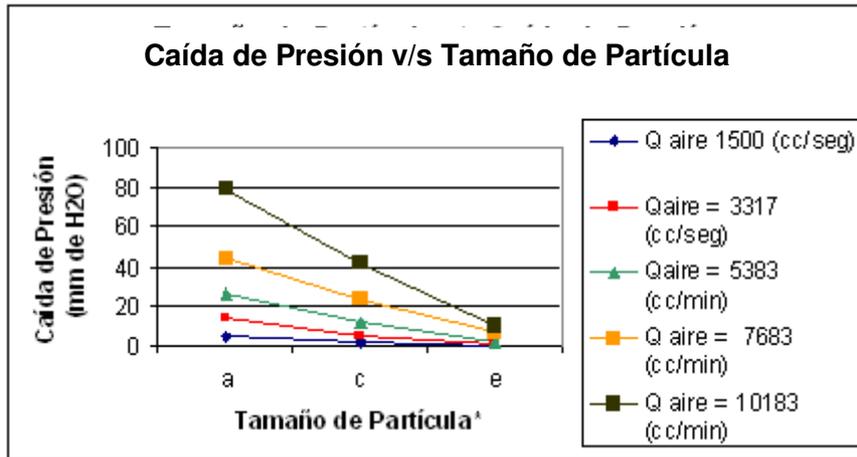


Gráfico 4.13: curvas  $\Delta P$  v/s tamaño de partícula para arreglos esféricos de tamaño único.

Un Análisis que podría resultar interesante sería evaluar la influencia de la fracción de vacíos, para diámetros similares, sobre la caída de presión. Lamentablemente, en esta serie de experiencias no se contó con partículas que cumplieran con el requisito de poseer similar diámetro y diferente fracción de vacíos, exceptuando el caso de los trozos de ladrillo refractario, cuyo diámetro, condicionado a la correcta determinación de  $(\Phi)$ , es cercano al de esferas de 10 (cm). Como sólo es posible obtener dos puntos de comparación entre ambas clases de relleno, no se puede establecer la relación experimental existente entre caída de presión y  $\epsilon$ .

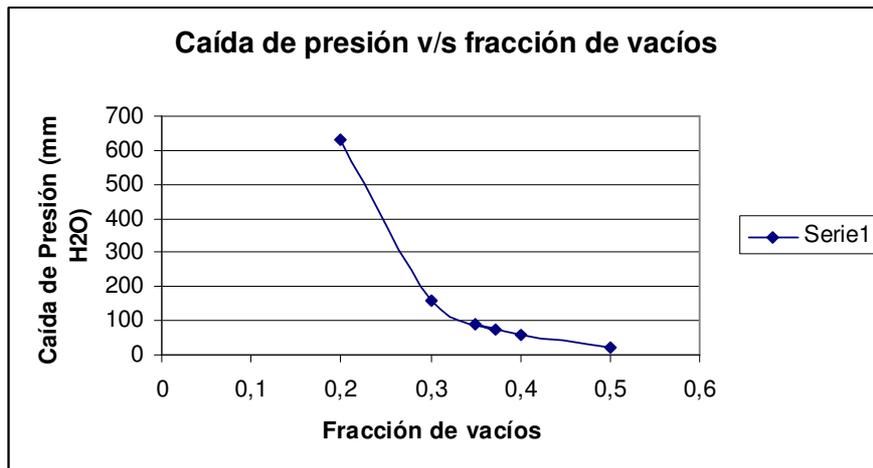


Gráfico 4.14: curvas  $\Delta P$  v/s Fracción de vacíos (ejemplo).

Se expone el **gráfico 4.14** para mostrar el efecto que se debiera esperar al modificar la fracción de vacíos, dejando los demás parámetros constantes. La figura corresponde al resultado que arroja la ecuación de Ergun para el caso de esferas de diámetro = 10 (mm), y se obtuvo modificando el valor de  $\epsilon$  sucesivas veces.

#### 4.5 Mediciones de $\Delta P$ en flujo gas – líquido en contracorriente

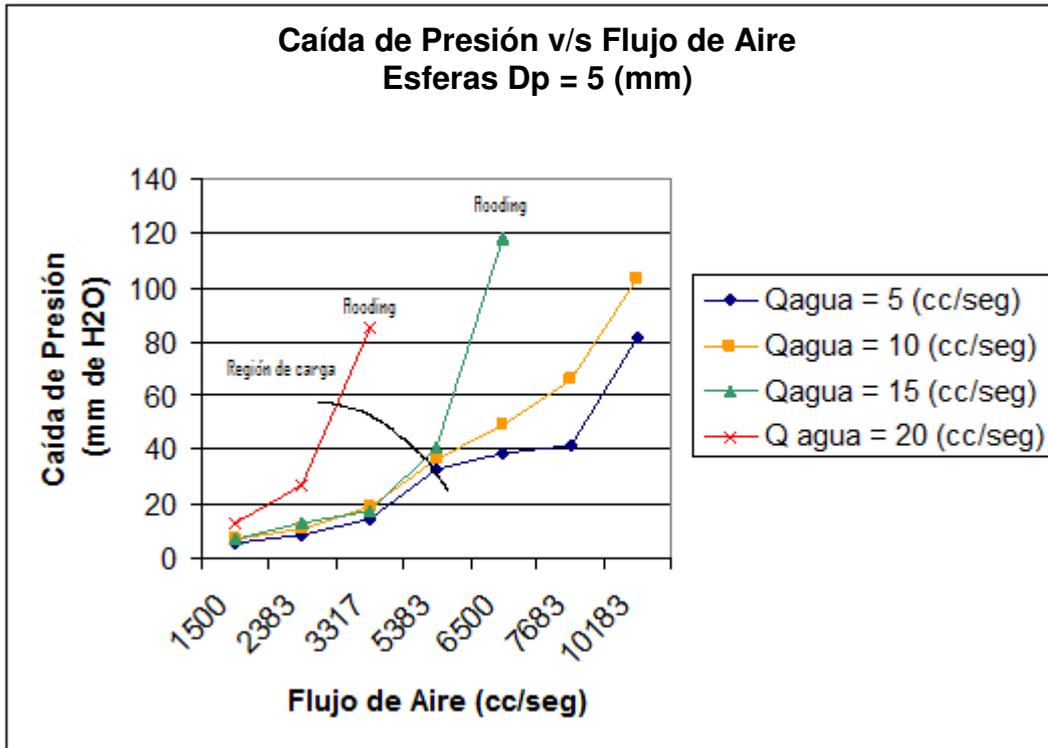


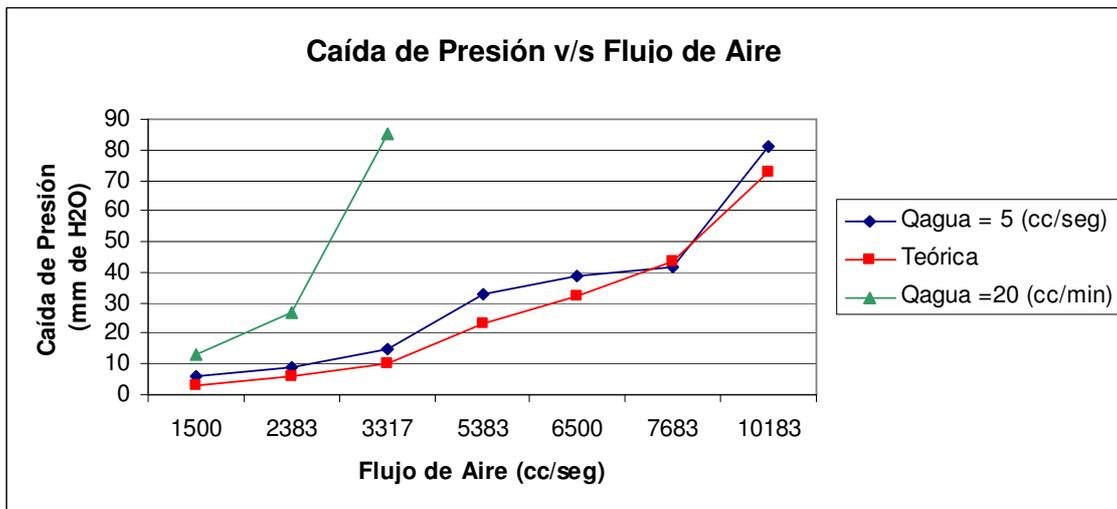
Gráfico 4.15: Qaire v/s  $\Delta P$  a diferentes regimenes de agua en esferas de 5 (mm).

Del gráfico 4.5 se desprende que para flujos bajos de agua, el comportamiento del aire es similar al comprobado para lecho seco, lo cual es bastante lógico, debido a que la baja cantidad de agua no genera una disminución importante del espacio vacío, lo que permite que el gas ascienda sin que su velocidad aumente y por lo tanto, su presión estática disminuya. A medida que aumenta el flujo de agua, manteniendo el resto de las condiciones, se aprecia que la caída de presión, tal como se esperaba de acuerdo con la teoría, aumenta bruscamente, pudiéndose comprobar con esto la **aparición de la región de carga** de la columna, señalada por la línea negra sobre el gráfico. Finalmente se alcanzó el **flooding** para flujos de agua de **15 (cc/s)** y **20 (cc/s)**, con valores para el flujo de aire de **7683 (cc/s)** y **5383 (cc/s)**, respectivamente. Superando estos valores la columna comienza a expulsar líquido por la boca de salida.

Previo a alcanzar el flooding, la lectura del manómetro oscilaba constantemente, sin que se pudiera conseguir una medición de la caída de presión en esas circunstancias. Esto se puede justificar suponiendo que el aire sostiene cierta altura de columna de

agua, pero luego, el peso de la misma genera una presión en el aire que abre paso nuevamente a la salida del mismo; este fenómeno se distingue solo en las proximidades de la condición de flooding.

Es interesante contrastar el resultado ideal para columna seca con respecto al resultado obtenido en contracorriente, para que el gráfico resulte claro, en el **gráfico 4.16** se expondrá solamente los flujos de agua inferior y superior, esto es: 5(cc/s) y 20 (cc/s).



**Gráfico 4.16: Qaire v/s  $\Delta P$  extremos e ideal ( $D_p = 5$  (mm)).**

En el **gráfico 4.16** se puede apreciar claramente la influencia del agua sobre la caída de presión a través del lecho. El comportamiento de la columna para bajos flujos de agua es bastante cercano al de una columna seca. Por otro lado, para una columna con alto flujo líquido, aún en flujos de gas bajos, la caída de presión es ostensiblemente mayor que la que se esperaría para un lecho seco. Se comprueba lo mismo para el resto de los rellenos, puesto que presentan mayor fracción de vacíos, por lo que un bajo flujo de agua no debiera perturbar notoriamente el paso de aire.

El notorio alejamiento de la curva para un flujo de agua igual a 20 (cc/s) con respecto a las demás curvas, incluso para bajos flujos de aire, sugiere que la columna es incapaz de soportar flujos de agua mayores sin caer rápidamente en flooding. Esto permite inferir que para bajos flujos de agua la variable que más influye en el cambio de presión es el flujo gaseoso, por otro lado, para elevados flujos de agua, es esta la variable de mayor influencia sobre la pérdida de presión.

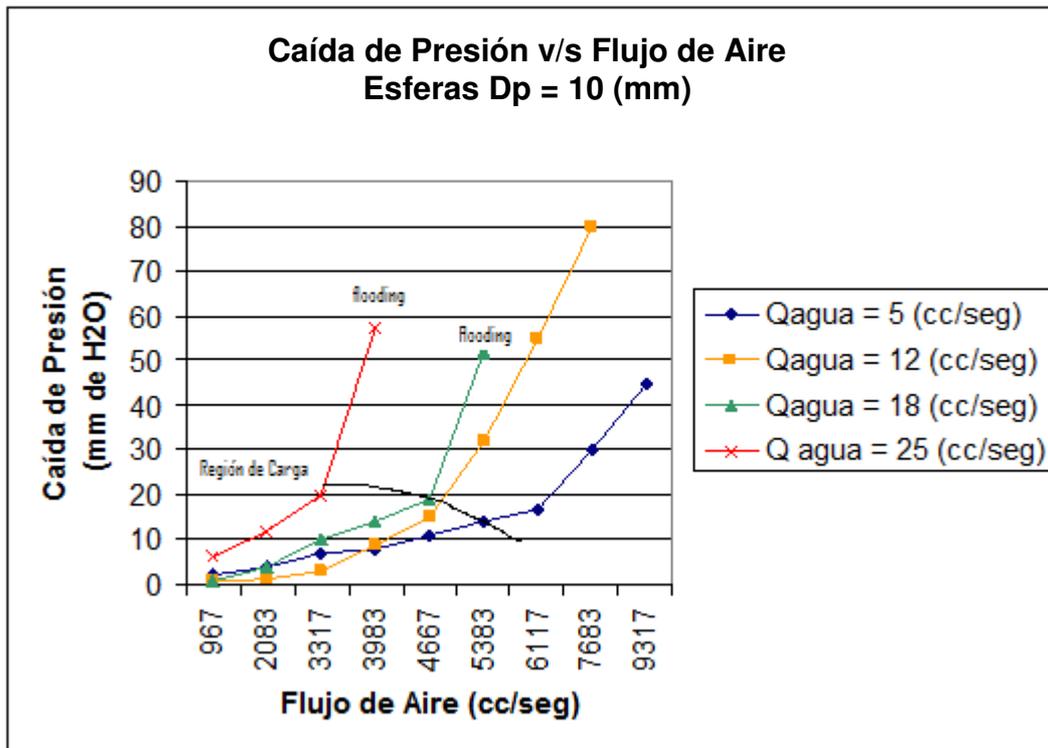
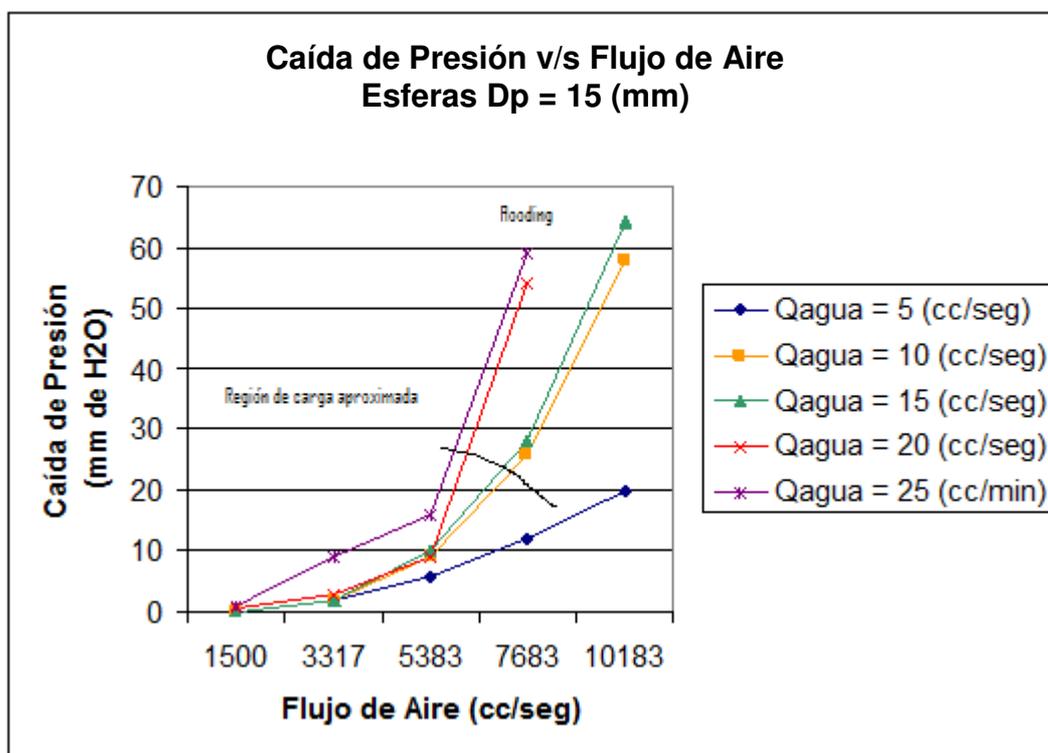


Gráfico 4.17: Qaire v/s  $\Delta P$  a diferentes regimenes de agua en esferas de 10 (mm).

En el gráfico 4.17 las curvas se encuentran más espaciadas que en gráfico 4.16, esto contradice lo esperable, puesto que a mayor diámetro de partículas aumenta la fracción de vacíos y disminuye la influencia del líquido en la caída de presión del gas. Lo que ocurre en este caso es que los flujos de agua se modificaron en una razón diferente a la utilizada en el resto de las experiencias, por ejemplo se inició con un flujo de agua de 5 (cc/s), pero la segunda curva se realizó con un flujo de 12 (cc/s), esta variación de 2 (cc/s) con respecto al gráfico en esferas de 5 (mm), decanta en una mayor separación de las curvas, lo que da cuenta de la sensibilidad del sistema.

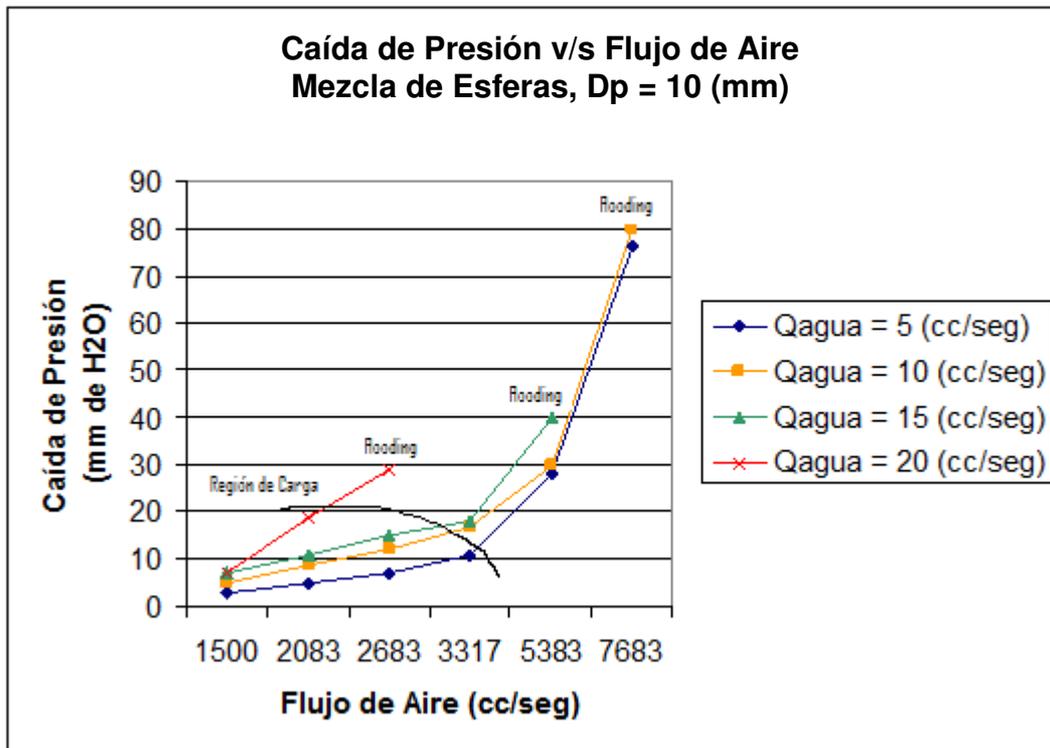
Con el objetivo de distinguir con claridad el punto de flooding, se tomó un mayor número de mediciones que en las columnas restantes. No fue posible realizar el mismo número de mediciones en las demás columnas debido a que el depósito de cilindros de aire era limitado (las primeras mediciones se realizaron con esferas de diámetro 10 (mm), y al notar el gran gasto de aire que implicaba cada prueba, se restringió el número de mediciones). Es probable que esta sea la razón por la cual este gráfico sea aquel en que se ve con mayor claridad la región de carga de la columna.

El fenómeno de flooding se alcanzó para **18 (cc/s)** y **25 (cc/s)**, con flujos de aire de **6117 (cc/min)** y **4667 (cc/min)**, lo cual concuerda con que el lecho presenta mayor fracción de vacíos que para esferas de 5 (mm).



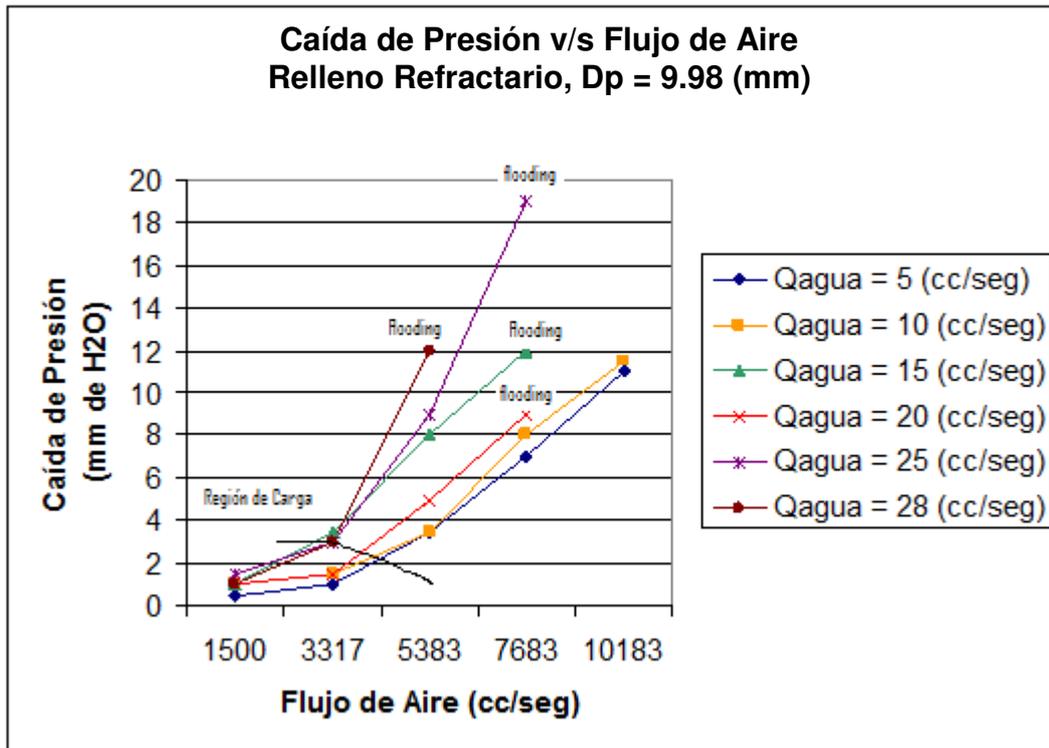
**Gráfico 4.18: Qaire v/s  $\Delta P$  a diferentes regímenes de agua en esferas de 15 (mm).**

En el **gráfico 4.18** se obtiene un resultado perfectamente comparable con el de esferas de 5 (mm), pues las mediciones se realizaron bajo las mismas condiciones de agua y aire. Se puede visualizar el acercamiento que presentan entre si las curvas de este gráfico con respecto a aquellas del **gráfico 4.15**. Esto se debe a que, al existir un mayor diámetro de esferas y por consiguiente, un mayor volumen de espacios vacíos, la influencia del agua deja de ser preponderante en el aumento de  $\Delta P$ . Las curvas se ven poco suaves y cuesta determinar la región de carga, esto se debe a la falta de un mayor número de mediciones. La situación de flooding fue alcanzada para flujos de agua de 20 (cc/s) y 25 (cc/s), y se alcanzó a caídas de presión menores que en los casos previamente analizados, lo que indica que no es  $\Delta P$ , sino la razón de flujos, la que define los límites de operación de la columna. Esto es bastante relevante, pues aún cuando las caídas de presión sean bajas en el reactor piloto, esto no asegura la operabilidad del reactor en determinadas condiciones.



**Gráfico 4.19: Qaire v/s  $\Delta P$  a diferentes regimenes de agua en mezcla de esferas.**

En el **gráfico 4.19** los resultados esperados para la situación eran inciertos, debido a que el comportamiento del lecho seco, aun cuando el diámetro promedio de la mezcla fue de 10 (mm), fue muy similar al de un relleno con esferas de 5 (mm), se podría suponer que los resultados para un lecho en contracorriente estuvieran acorde con aquello. La realidad es que las curvas no se asemejan en lo absoluto, en efecto, esta clase de relleno alcanzó flooding en todas las condiciones de flujo de agua y a menores valores para el flujo de aire. Esto se debe, presumiblemente, al menor valor de la fracción de vacíos (menor que para cualquier otro tipo de relleno analizado). La explicación es que inicialmente el liquido se distribuye muy bien a lo largo de todo el empaque, con lo cual las curvas son comparables a las obtenidas para el empaque de esferas de 5 (mm), luego, la falta de espacios libres genera una rápida retención de líquido, lo que desencadena una drástica caída de presión y el correspondiente flooding.



**Gráfico 4.20: Qaire v/s  $\Delta P$  a diferentes regímenes de agua en relleno refractario.**

Del **gráfico 4.20** se puede observar que para flujos bajos ( $\leq 10$  cc/s) las curvas se comportan casi idénticamente al caso de lecho seco, sin alcanzar el flooding para el rango de estudio. A medida que aumenta el flujo de aire la caída de presión crece levemente, puesto que el elevado valor de  $\epsilon$  permite la circulación del gas sin generar mayores pérdidas de carga sobre el mismo. Sorprende la amplitud de la región de carga, que comienza tempranamente, a flujos bajos de aire, y se sostiene por un amplio rango de flujos, para luego dar paso bruscamente a la aparición de flooding. Este comportamiento se puede explicar por la naturaleza del sólido, cuyo ángulo de contacto con el fluido, y por lo tanto las fuerzas superficiales de la interacción sólido – líquido, generan un aumento del *holdup estático*, lo que permite que el lecho acumule líquido sin afectar la dinámica del gas, hasta un determinado punto en que el líquido comienza a acumularse en la columna en forma de *holdup dinámico*, dando paso posteriormente a la aparición de flooding. Lamentablemente no se realizaron mediciones de holdup estático, no obstante, el argumento anterior concuerda con las mediciones de holdup dinámico realizadas, cuyo valor fue bajo o nulo hasta llegar a las proximidades del flooding (**gráfico 4.21**).

#### 4.6 Mediciones de holdup dinámico en flujo gas – líquido en contracorriente

Estos resultados corresponden a una aproximación gruesa y simplemente se utilizan como un apoyo a las discusiones derivadas de las medidas de caída de presión

Para mantener continuidad con la discusión previa, el primer gráfico que se expone corresponde al de holdup en relleno refractario.

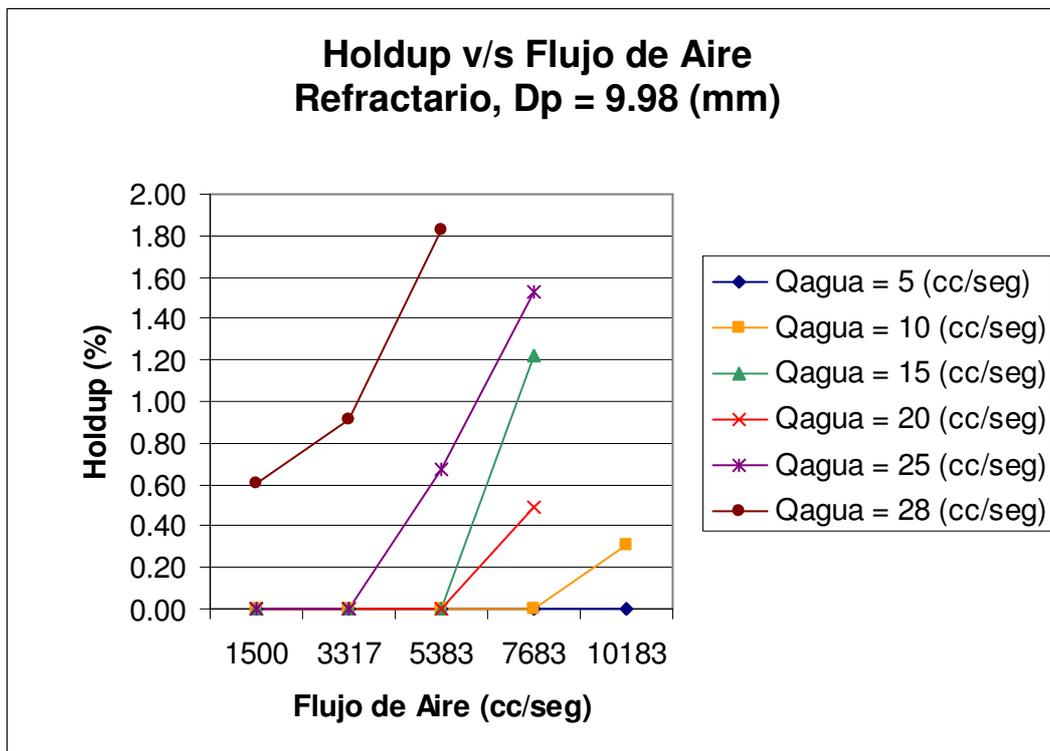


Gráfico 4.21:  $Q_{aire}$  v/s Holdup a diferentes regímenes de agua en relleno refractario.

El gráfico 4.21 muestra que, como se señaló anteriormente, esta clase de lecho permitió bajos niveles de holdup dinámico, para luego dar paso a un brusco aumento que llevó rápidamente al flooding. El caso con mayor flujo de agua (28 cc/s) generó la presencia de holdup de inmediato. Este resultado representa la importancia del holdup estático, pues cuando es mayor permite moderar las pérdidas de presión en la región de precarga y carga. Lógicamente, con flujo de mata de cobre el resultado puede ser diferente, ya que el ángulo de contacto y las fuerzas de interacción dependen de la clase de fluido presente en el lecho.

A continuación, en los gráficos 4.22 y 4.23 se muestran los resultados obtenidos para el holdup en relleno esférico de 5 y 15 (mm) de diámetro:

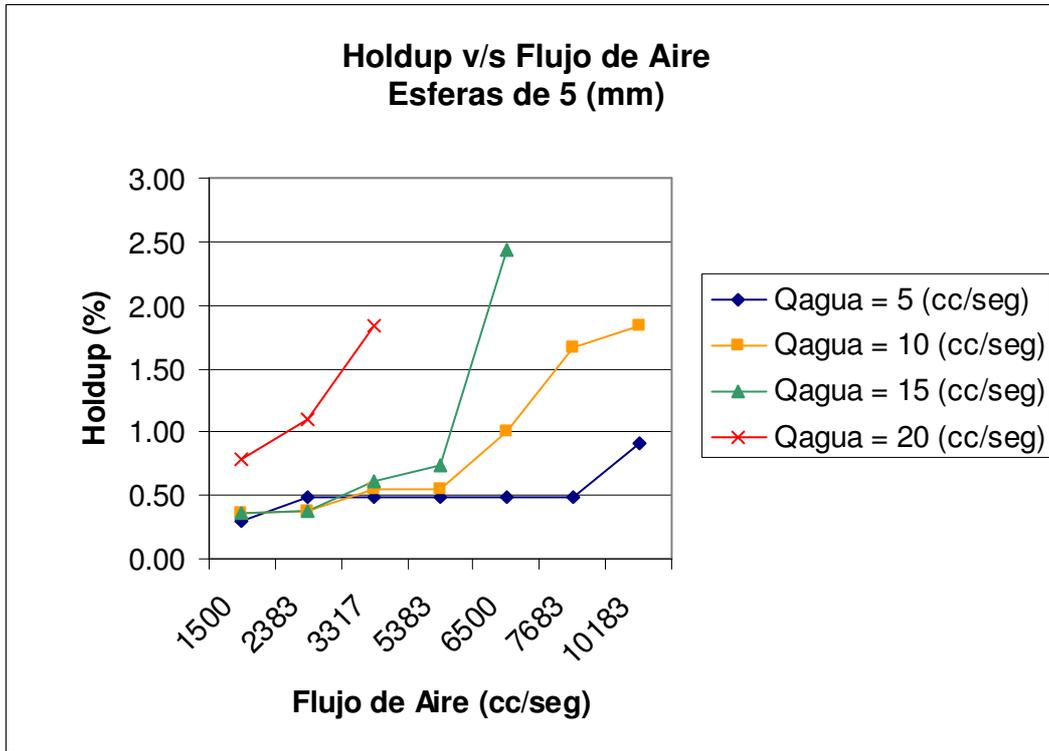


Gráfico 4.22: Qaire v/s Holdup a diferentes regimenes de agua en esferas de 5 (mm).

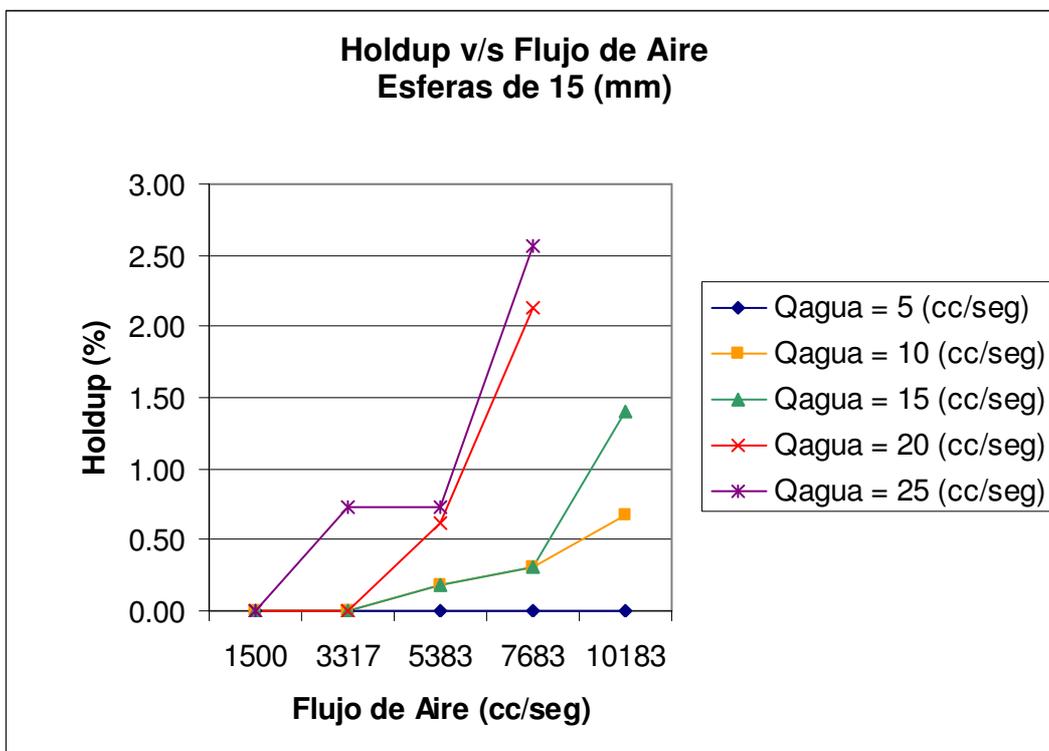
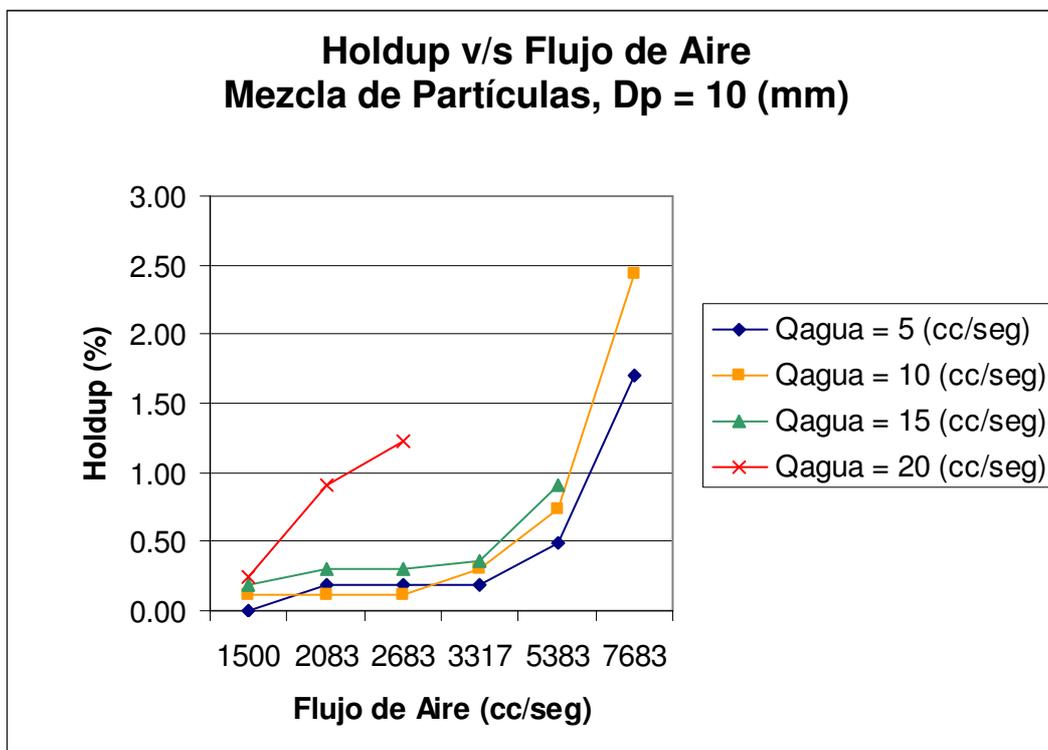


Gráfico 4.23: Qaire v/s Holdup a diferentes regimenes de agua en esferas de 15 (mm).

De los **gráficos 4.22 y 4.23**, se puede concluir que el holdup dinámico disminuye con el aumento del diámetro de partícula, esto es esperable debido a que a medida que el tamaño de partícula aumenta, el número de puntos de contacto entre las partículas donde reside el líquido y el área superficial por la que fluye el líquido decrecen, al igual que el holdup. Además, existe un aumento de la fracción de vacíos que permite una buena circulación de las fases. El resultado de holdup para esferas de 10 (mm) no fue realizado, sin embargo se espera que su valor sea coherente con los resultados para esferas de 5 (mm) y 15 (mm).

El **gráfico 4.24** presenta el resultado obtenido para la mezcla esférica, de diámetro promedio 10 (mm):



**Gráfico 4.24:** Qaire v/s Holdup a diferentes regimenes de agua en mezcla de esferas.

El **gráfico 4.24** muestra que la retención de líquido en algunos puntos fue decreciente con respecto al flujo de agua para determinado flujo de gas, esto corresponde a un resultado bastante extraño, poco esperable, ya que el holdup dinámico debiera aumentar al aumentar los flujos de agua o aire. Se atribuye el resultado anómalo a un error de la medición experimental. Eliminando la curva anaranjada (cuadrados), se obtendría resultados bastante más certeros. Se aprecia que para un amplio rango de

flujos de gas, el holdup dinámico se mantuvo constante, esto indica que para ese rango el holdup dinámico corresponde a una función de las características del empaque y no de la razón de flujos líquido – gas.

En resumen, se puede decir que un menor tamaño de esferas implica un mayor holdup y por lo tanto un mayor tiempo de residencia. Por lo tanto, una baja razón  $D_p/D_1$  sería recomendable en casos en que se requiera un mayor tiempo de residencia. El problema que presenta esta clase de rellenos es que provoca una mayor caída de presión, luego, si la presión parcial de la fase gas es un parámetro importante, se deberá considerar una razón  $D_p/D_1$  mayor.

Análogamente, para reacciones rápidas (como se espera ocurra en el caso de la conversión continua de mata de cobre), sin necesidad de largos tiempos de residencia, es posible utilizar diámetros de partícula mayores, creando un menor holdup y una menor caída de presión. La desventaja de esta situación es que disminuye la superficie de contacto disponible para la reacción.

## 4.7 Escalamiento

### 4.7.1 Números Adimensionales

Lo primero que se debe determinar para evaluar las posibilidades de escalamiento, corresponde a los números adimensionales principales (**ec. 2.44 a 2-47**) del reactor prototipo, evaluando sus valores para las dos configuraciones de interés, que de acuerdo con las **figuras 2.1 y 2.2**, corresponden a un flujo de mata líquida de 5000 (kg/h), y flujos de aire enriquecido en contracorriente de 3500 (Nm<sup>3</sup>/h) y 550 (Nm<sup>3</sup>/h) respectivamente. Para ello se consideró las mismas condiciones de empaque que en el modelo, esto quiere decir que se asumió las mismas relaciones  $D_p/D_1$  para cada caso, imponiendo la misma fracción de vacíos estimada para cada clase de relleno. A continuación de cada tabla pertinente al prototipo, se presenta una tabla con los números adimensionales del modelo físico proporcional en escala 1:10 al caso de análisis para el prototipo, incluyendo en ella los máximos valores alcanzados en cada estado de la experiencia, vale decir, los valores previos a los límites máximos de flujo posibles para

el arreglo, o antes que el modelo físico se inestabilizara generando flooding (situación representada por \* en cada tabla). Los resultados son los siguientes:

**Tabla 4.4: Números adimensionales para el prototipo con esferas de 5 (cm).**

Flujo mata (cc/seg)	Flujo aire (cc/seg)	Dp (m)	Re gas	Re líq.	Fr	Ga
283.45	972222	0.05	4575	20.24	1.51	6.52E+09
283.45	152778		719		0.037	

**Tabla 4.5: Números adimensionales máximos para el modelo con esferas de 5 (mm).**

Flujo Líq (cc/s)	Qmax gas (cc/s)	Dp (m)	Re máx gas	Re máx Líq.	Fr máx gas	Ga Líquido
5	10138	0,005	490	3,5	17	5,02E+06
10	10138		490	7,1	17	
15*	6500		312	10,6	7	
20*	3317		159	14,2	2	

De la tabla se desprende que:

El modelo físico se encuentra bastante alejado, en magnitud, de la planta piloto operando en una sola etapa que recibe un flujo de aire de 972.222 (cc/s). Para este caso, el número de Reynolds de la fase gas del modelo físico no se encuentra en el orden de la magnitud del mismo parámetro en la planta prototipo, cuyo valor indica la existencia de un régimen turbulento.

El caso de la planta piloto operando en dos reactores, recibiendo 152778 (cc/seg), se mantuvo en régimen intermedio, y el Reynolds del modelo físico se aproximó al valor para el prototipo en ambas fases (Re gas y Re líquido). Esto permitiría predecir que el prototipo no podrá operar a las condiciones deseadas, ya que el modelo físico presentó flooding en valores de Reynolds menores. Sin embargo, esta presunción no se puede asumir como certera, puesto que se determina exclusivamente desde el punto de vista de los números de Reynolds, mientras los demás parámetros adimensionales se encuentran bastante alejados entre modelo y prototipo. En particular, el número de Froude, que en este caso compara la relación entre la fuerza inercial y la fuerza de gravedad sobre el gas, fue mayor en el modelo. Resulta imposible mantener cercanos los valores de Re gas y Fr gas, esto se debe a que, para alcanzar los elevados valores de Reynolds presentes en el prototipo, se requiere que en el modelo exista una velocidad de aire muy elevada. Luego, tomando en cuenta que el número de Froude aumenta con el cuadrado de esta velocidad y considerando que el diámetro de partícula del prototipo es 10 veces mayor que el del modelo, los números de Froude estarán siempre alejados.

El número de Galileo, que en este caso relaciona la fuerza de gravedad con la fuerza viscosa ejercidas sobre el líquido, tampoco se pudo aproximar entre el modelo y prototipo, esto debido a la gran densidad de la mata de cobre, cinco veces superior a la del agua.

$$Ga_m = \frac{\rho_l^2 g d_p^3}{(1-\varepsilon)^3 \mu_l^2} \quad \text{Ec. 4.1}$$

En la ecuación se puede ver que el número no depende de las condiciones de operación de la planta y es función solo de los parámetros geométricos del relleno ( $D_p$ ) y de las propiedades del fluido. Luego se podría buscar un fluido que cumpla con las condiciones necesarias para una igualdad entre los parámetros del modelo y el prototipo. El diámetro del prototipo es 10 veces más grande que el del modelo, debido a la escala geométrica utilizada (1: 10), el número de Galileo crece en potencia cúbica con respecto a este parámetro, por lo que, si se asume una viscosidad similar, se requeriría un fluido alrededor de 30 veces más denso que la mata de cobre (fluido inexistente).

Lo anterior hace pensar que escalar el modelo resulta impracticable y esto es cierto en el sentido estricto. Acercarse a la similitud dinámica se relaciona con la estimación de valores escalados de holdup, caída de presión y aparición de flooding correctos, siendo estos imposibles de determinar a partir de un modelo como el utilizado en estas experiencias.

El resto de las tablas de números adimensionales se presenta en la sección de anexos, la discusión que se podría hacer en torno a ellas es análoga a la hecha para este caso. Es rescatable que el Reynolds turbulento sólo se alcanzó en el arreglo con esferas de 15 (mm) y con el relleno refractario, esto se debe a que el diámetro de partícula por parte de las esferas de 15 (mm) y la fracción de vacíos por parte del refractario, eran los máximos respectivos entre las configuraciones estudiadas.

#### 4.7.2 Aproximación

Una de las premisas que acompañó el desarrollo de esta memoria es que se estaba haciendo ingeniería y no ciencia pura, de ahí la idea de buscar aproximaciones que permitan obtener una noción de lo que se requiere determinar.

En la sección de antecedentes teóricos se menciona la aproximación de Sherwood. A continuación, en la **tabla 4.6** se presentan los resultados obtenidos a partir de su utilización para predecir la razón de flujos límite del modelo, sobre la cual comienza la aparición de flooding. Los resultados teóricos se contrastan con los obtenidos empíricamente mediante el modelo físico, tras lo cual se discute sobre su validez dadas las características de la columna.

**Tabla 4.6: Flujos de agua máximos (teóricos y experimentales) en modelo físico.**

Dp (mm)	Flujo Teórico (cc/s)	Flujo Real (cc/s)
5 (esferas)	3.17	10
10 (esferas)	4.23	12
15 (esferas)	6.35	15
10 (mezcla)	0.35	3
9.98 (refractario)	6.70	10

Para determinar el flujo teórico máximo permitido por el modelo físico, presentado en la columna izquierda de la **Tabla 4.6**, se utilizó la **Ec. 2.48** señalada en la sección de antecedentes. Los valores del área específica de empaque utilizados se extrapolaron a partir de los datos presentes en la bibliografía disponible<sup>[11]</sup>. El resto de los parámetros utilizados en la correlación corresponden a: la esfericidad de cada relleno (estimada experimentalmente), las propiedades físicas de ambos fluidos (agua y aire) disponible en el **anexo C.1**, y la velocidad del flujo gas. Es relevante mencionar que, en cada cálculo del flujo de agua máximo permitido, la velocidad del flujo gaseoso se fijó en el valor máximo alcanzado por el modelo (0.9 (m/s)), para igualar con esto la velocidad del aire del modelo y del prototipo operando con un único horno, permitiendo resultados comparables. Mediante todos estos datos se calculó la **coordenada y** del gráfico, posteriormente en forma visual se determinó el valor de la **coordenada x** a partir del **gráfico 2.1**, con lo cual finalmente se pudo obtener el flujo máximo de líquido (agua) permitido por el modelo físico en forma teórica.

El flujo real permitido por el modelo se determinó visualmente al momento de realizar las pruebas, esto significa que se fijó el flujo de aire en su máxima capacidad y se determinó el flujo de agua para el cual se daba la condición de flooding en cada relleno.

Al comparar los flujos predichos teóricamente con los permitidos en forma real por el modelo, previamente a alcanzar la condición de flooding, se advierte que si bien la aproximación de Sherwood presenta resultados en el orden de los reales, en todos los casos los valores reales se ven subestimados por los teóricos. Es posible que esto se deba a que en los experimentos de Sherwood muy difícilmente se evaluaron velocidades de aire tan altas como las utilizadas en el modelo físico (0.9 (m/s)), la *coordenada y* del gráfico crece en forma cuadrática con respecto al valor de esta velocidad, luego como el gráfico es estrictamente decreciente el valor de la *coordenada x* disminuye, con lo cual el valor del flujo límite de agua se hace más pequeño.

Aun cuando la correlación no otorga resultados exactos, permite obtener una cota del flujo líquido mínimo permisible dadas las condiciones de los flujos utilizados. Guiarse por esta cota permitirá trabajar con un factor de seguridad asociado a la aparición de flooding. Es remarcable que la mejor aproximación de la correlación con respecto al valor real permitido correspondió al flujo estimado sobre relleno refractario, aproximándose en un 67% al valor real.

Utilizando la correlación para predecir el flujo máximo de mata que permitirá el prototipo se obtiene lo expuesto en la **tabla 4.7**:

**Tabla 4.7: Flujos de mata máximos (teóricos) en planta piloto.**

Dp (cm)	Q vol. (m <sup>3</sup> /h)	Q másico (kg/m <sup>3</sup> )
5 (esferas)	0.698	3420
10 (esferas)	0.872	4273
15 (esferas)	1.744	8546
10( mezcla)	0.733	3592
9.98 (refractario)	2.267	11108

En este caso la configuración con esferas de 5 y 10 (cm) no permitiría alcanzar los 5000 (kg/m<sup>3</sup>) requeridos para la operación de la planta piloto. Con respecto a posibles fuentes de error encontramos que el valor del área específica de empaque

extrapolada a partir de la bibliografía puede estar errada, esto debido a que la información disponible está dada para diámetros de partícula más pequeños. Además se debe considerar lo discutido previamente, esto es: la correlación subestima el flujo límite permitido realmente. Si corregimos los resultados considerando que el mejor valor de aproximación obtenido en el modelo físico fue de un 67% del valor real, aplicando este porcentaje en forma correctiva los flujos máximos permitidos cambian drásticamente, tal como se señala en la **tabla 4.8**:

**Tabla 4.8: Flujos de mata máximos (teóricos) corrigiendo la correlación.**

Dp (cm)	Q vol. (m <sup>3</sup> /h)	Q másico (kg/m <sup>3</sup> )
5 (esferas)	1.042	5105
10 (esferas)	1.301	6377
15 (esferas)	2.603	12755
10( mezcla)	1.094	5361
9.98 (refractario)	3.384	16580

Con estos resultados la predicción indica que el prototipo podrá operar con 5000 (kg/h), con cualquier relleno, en la configuración de un único horno operando. De particular interés resulta lo obtenido para relleno refractario, ya que este será el relleno utilizado en la planta piloto, se aprecia que el flujo máximo permitido supera ostensiblemente el valor deseado para la operación.

Debido a que en la aproximación se corrigió con el mejor porcentaje de aproximación obtenido, se espera que aun la estimación corregida entregue valores inferiores de flujo permitido con respecto a los reales, esto permite asumir que la planta piloto podrá operar incluso con razones  $D_p/D_1$  aún menores a las aquí evaluadas.

Obviamente el arreglo operando en dos etapas, de ser adecuada la aproximación, sería posible, ya que requiere una menor cantidad de flujo de aire y por lo tanto la aparición de flooding se daría a flujos más elevados.

Se debe considerar que debido a la naturaleza inédita de una operación en lecho empacado, con las propiedades de flujo y parámetros pertinentes a este diseño particular, el análisis presentado en esta última parte de la memoria corresponde a una aproximación gruesa del fenómeno, basada en una correlación empírica de experiencias distantes a la realidad de la conversión continua de mata de cobre; por lo tanto sólo una

vez que la planta piloto se encuentre en marcha será posible evaluar la aplicabilidad de esta alternativa al caso de interés.

## 5 Conclusiones

En base a los fenómenos y situaciones evaluadas en este proyecto, es posible concluir lo siguiente:

- El diseño y construcción de un modelo a escala 1:10, con similitud geométrica con respecto a la planta piloto, destinada a procesar **5 (ton/h)** de mata de cobre, fue posible.
- La clasificación de partículas permitió establecer que el relleno menos denso correspondió a las esferas de 5 (mm), mientras que el más denso fue el relleno refractario, con valores de **2469** y **3074** respectivamente. La distribución de tamaño de partículas del relleno refractario indicó un diámetro de partículas de **1.45 (cm)** con una distribución normal, de **varianza de 0.26**, y una **desviación estándar de 0.51**. El factor de forma de las partículas de relleno se asumió como equivalente al asociado a partículas de carbón similares (visualmente), con un valor de **0.65**. El diámetro de la esfera con un volumen igual al de la partícula promedio ( $r^*$ ) tomo un valor de **0,76**.
- Dadas las densidades de cada relleno y los flujos de aire circulantes, se estima que no habrá fluidización para el modelo físico, tampoco para la planta piloto.
- Las mediciones para arreglos con lecho seco, en condiciones de relleno esféricas de tamaño único (caso ideal), se comportó muy de acuerdo con lo esperado teóricamente según la ecuación de Ergun. Esto permitió inferir además que el diseño e instalación de los dispositivos de medición (tubo de Venturi y manómetros) brindó una medición confiable de los parámetros de flujo y caída de presión.
- Las mediciones para arreglos con lecho seco, en condiciones de relleno equivalentes a una mezcla aleatoria de partículas esféricas de tamaños (5, 10 y 15 (mm)), combinadas en fracciones volumétricas iguales, otorgaron resultados alejados de lo esperado según la **ecuación de Ergun**, midiéndose una caída de presión superior a la teórica. Esto se atribuye a la gran distribución de tamaño

que presentaron las partículas, con lo cual el diámetro promedio estimado difirió mucho del diámetro efectivo de la mezcla, sobrestimándolo.

- Las mediciones para lecho seco en relleno refractario se adecuaron bastante bien al comportamiento teóricamente esperado, esto indica que el factor de forma asumido para la partícula es, en principio, correcto. Si el valor del factor de forma es correcto, los resultados indican que la **ecuación de Ergun** es aplicable a las condiciones geométricas y al tipo de relleno que se encontrará en la columna.
- Las mediciones en condiciones de flujo líquido - gas en contracorriente indicaron que en los casos en que la reacción requiera un largo **tiempo de residencia** y por lo tanto, cuando sea deseable un **holdup** elevado, la mejor opción es utilizar tamaños de partícula pequeños.
- El problema de utilizar tamaños de partícula pequeños es que presentan una mayor resistencia al paso de los flujos y por lo tanto una mayor caída de presión. Luego, si la presión es un parámetro importante, se recomienda tomar en cuenta esta condición a la hora de diseñar.
- Si la cinética de la reacción es rápida (como en el caso de las reacciones involucradas en la conversión continua de cobre en lecho empacado), sin necesidad de largos tiempos de residencia, tamaños grandes de partícula son una buena opción, con baja caída de presión.
- La desventaja de utilizar tamaños de partícula grandes es que disminuye la superficie de contacto de las fases, lo que merma la eficiencia del lecho empacado.
- La mezcla de tamaño de partículas esféricas se comporta similar a como se comporta el diámetro menor de la mezcla, hasta determinado rango en que se alcanza el flooding a razones de flujo menores que las razones a las que se

alcanza el flooding con las partículas de la muestra por separado. Es posible que una mezcla de tamaños con una menor dispersión arroje mejores resultados.

- Para relleno refractario se determina que existe una mayor interacción entre la fase líquida y el relleno sólido, asociada a un ángulo de contacto diferente que el presente en relleno esférico. Esto propiciaría un mayor **holdup estático**, con lo que el **holdup dinámico** retrasaría su aparición, lo que aumenta el rango de flujos de la región de carga de la columna. Esta presunción debe ser comprobada realizando mediciones de holdup estático.
- El cálculo de los números adimensionales del prototipo y del piloto indica que en esta serie de experiencias no se alcanzó la similitud dinámica. Un análisis de las condiciones necesarias para similitud indicó que, dadas las dimensiones del arreglo, no existe fluido con las propiedades requeridas. Por lo tanto **no fue posible** determinar el valor de la **caída de presión** o del **holdup** para la planta piloto operando en las condiciones establecidas.
- Un escalamiento alternativo, mediante una **aproximación** asociada a la razón de energía cinética entre los flujos de aire y agua, permitió concluir que **es posible** operar la columna empacada en una y dos etapas con los flujos de mata líquida y aire definidos para su operación.
- El arreglo experimental queda disponible para futuras pruebas. Se sugiere realizar mediciones de holdup estático para relleno refractario de diferentes tamaños, para definir la importancia del ángulo de contacto del empaque. Además se recomienda medir caídas de presión utilizando un flujo de algún líquido de mayor densidad que el agua, para estudiar esta dependencia. Por otro lado, debido a lo simple y rápido de las mediciones, será posible utilizar el arreglo con fines pedagógicos, por ejemplo en sesiones de laboratorio que permitan asentar el conocimiento de esta clase de reactores en los estudiantes.

## 6 Referencias

- [1] Sangkyun Koo and Ashok S. Sangani; “Numerical Simulation of a Gas – Liquid Flow in a Fixed Bed; Department of Chemical Engineering and Material Science; Syracuse University, New York; October 2000.
- [2] Ion Iliuta, Faical Larachi; “Modelling of the Hydrodynamics of Gas – Liquid Packed Beds via Slits Models: A review”; International Journal of Chemical Reactor Engineering, Vol.3; 2005.
- [3] Tsuyoshi Fukutake and V. Rajakumar; “Liquid Holdup and Abnormal Flow Phenomena in Packed beds under Conditions Simulating the Flow in the Dropping Zone of a Blast Furnace”
- [4] Yoshuki Bando, Jatoru hayashi, Atsushi Mitsubara and Masaaki Nakamura; “Effects of Packed Structure and Liquid Properties on Liquid Flow Behavior in Lower Part of Blast Furnace”; ISIJ International, Vol. 45 (2005), No 10, pp 1461 – 1465.
- [5] Muñoz, Roberto; Apuntes del Curso IQ36A: “Fenómenos de Transporte”, 2003.
- [6] G.S. Gupta and S. Bhattacharyya; “Liquid Holdup in Non-wetting Packing with Lateral gas Injection”; ISIJ International, Vol. 43 (2003), No 12, pp 1927 – 1935.
- [7] T.K. Sherwood, G.H. Shipley, F.A.L. Holloway, Ind. Eng. Chem. 30 N° 7 (1938) 765.
- [8] Boon Fuei Chang, Jim Swithenbank, Noel Warner and Vida nasserzaden Sharifi; “Development of a Liquid Metal based Fuel Gas Scrubbing System”; Department of Chemical and Process engineering, Sheffield University.
- [9] Perry, Robert; Green, Don; “Perry’s Chemical Engineers’ Handbook”, McGraw Hill CD-ROM Handbooks.
- [10] Nikolam Nikacavic, Aleeksandar P Dudukovic and Zlatica J. Predosevie, “Dynamic Holdup in a Countercurrent gas – flowing – packed bed reactor”; JSCS – 3132, June 2003.
- [11] Nikolai Kolev, “Packed Bed Columns for absorption, desorption, rectification and direct heat transfer”, 1<sup>st</sup> edition; Amsterdam, Boston; Elsevier, 2006.

## 7 Anexos

### A Configuraciones de Operación para Conversión

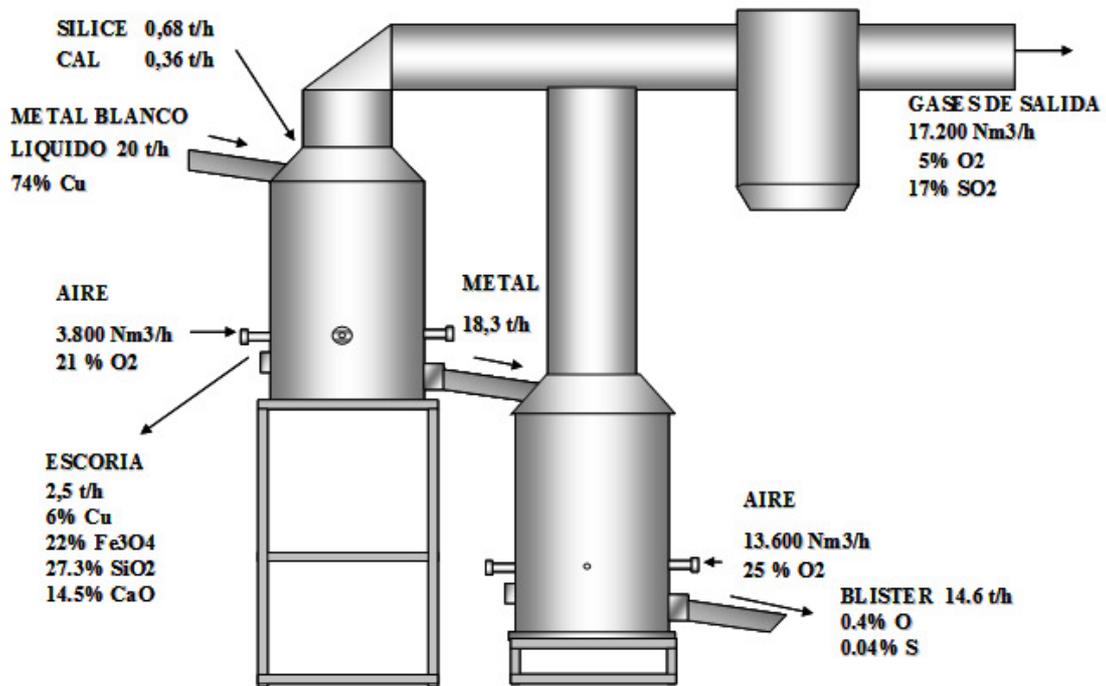


Figura A1: Dos Reactores, Mata líquida.

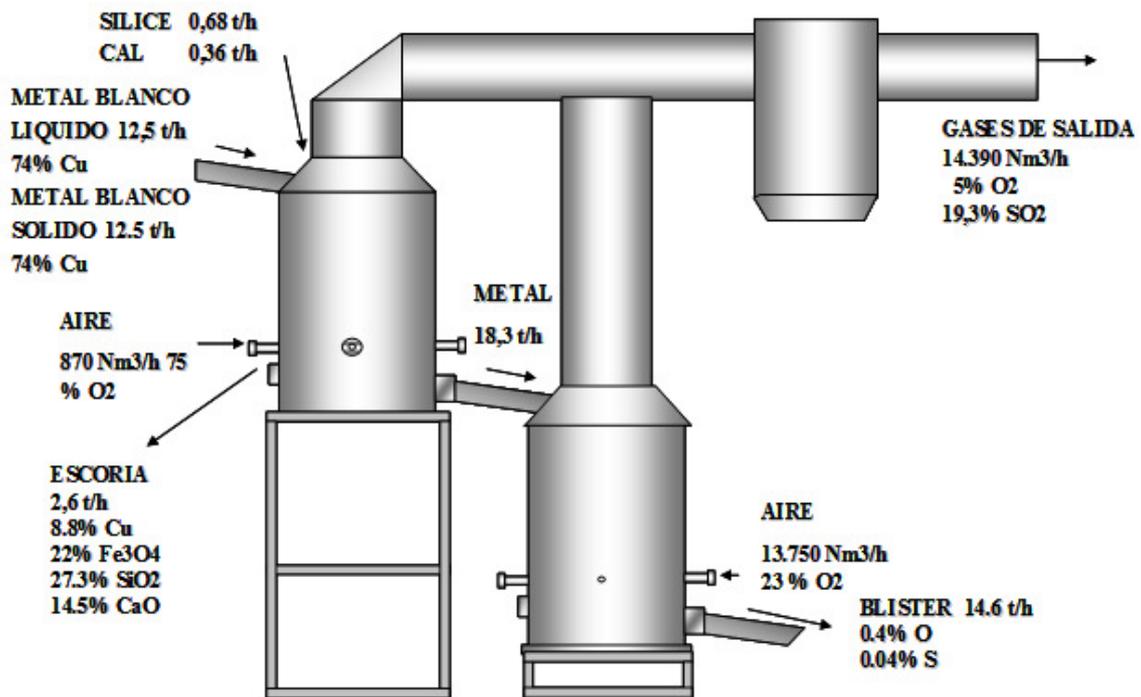


Figura A2: Dos Reactores, Mata sólida y líquida.

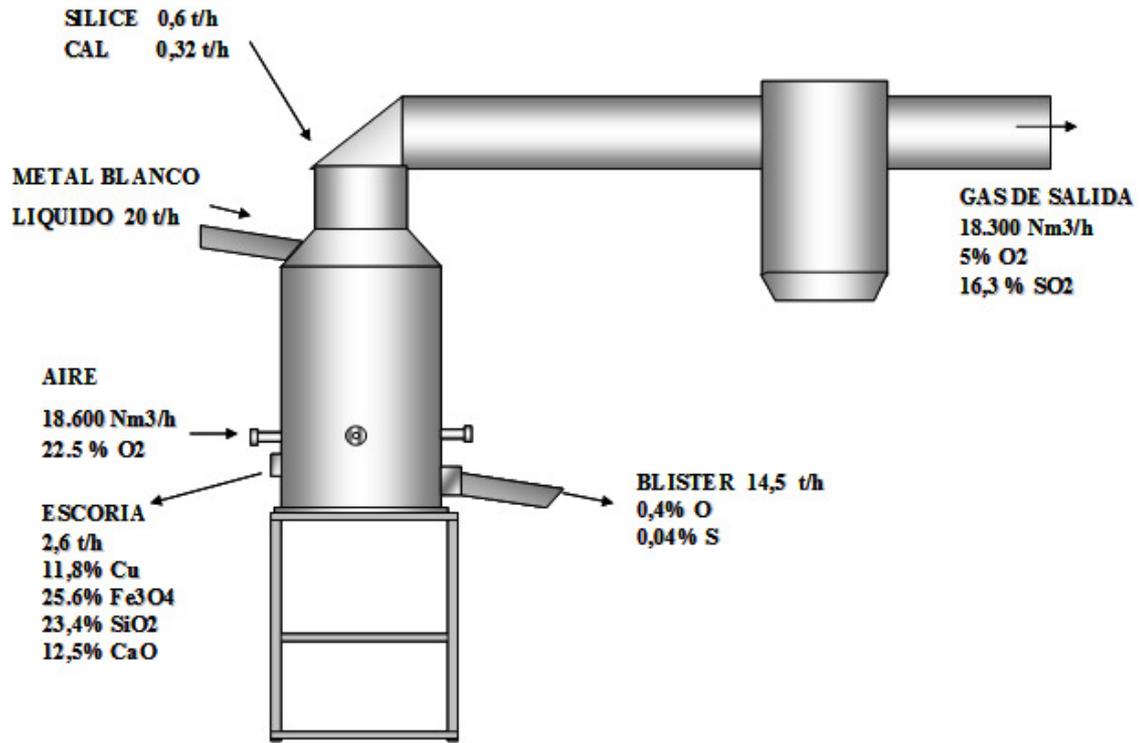


Figura A3: Un Reactor, Mata líquida.

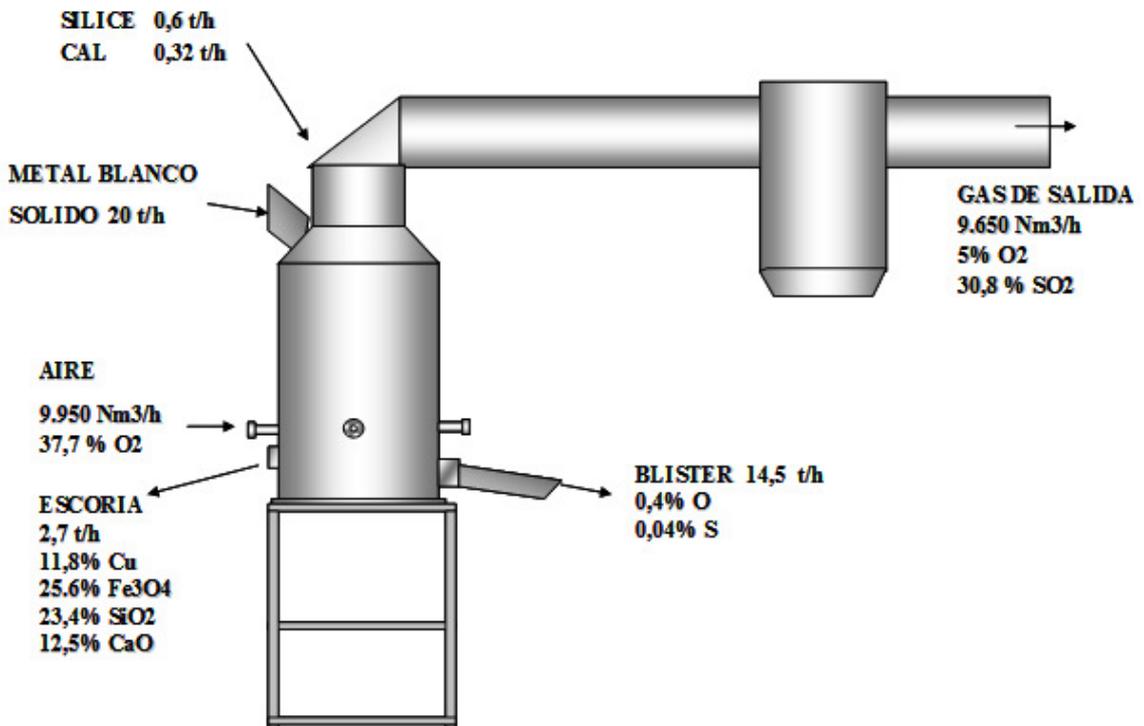


Figura A4: Un Reactor, Mata sólida y líquida.

## B Fotografías del Arreglo



**Imagen B1: Vista general del arreglo experimental.**



**Imagen B2: Vista superior del modelo físico.**



**Imagen B3: Lecho relleno con mezcla de partículas.**



**Imagen B4: Lecho operando con partículas refractarias.**



**Imagen B5: Tubo de Venturi.**



**Imagen B6: Pinza reguladora de flujo de agua.**



**Imagen B7: Esferas de diámetros 5 (mm) y 10 (mm).**



**Imagen B8: Muestra de relleno refractario.**

## C Tablas

### C.1 Parámetros de los Fluidos

Parámetros Físicos de los fluidos	
Parámetro	Valor
$\rho_{\text{aire}}$ (kg/m <sup>3</sup> )	1.2
$\rho_{\text{agua}}$ (kg/m <sup>3</sup> )	1000
$\rho_{\text{mata}}$ (kg/m <sup>3</sup> )	4900
$\mu_{\text{aire}}$ (cp)	0.0181
$\mu_{\text{agua}}$ (cp)	1
$\mu_{\text{mata}}$ (cp)	4.3

### C.2 Valores de $\Delta P$ y Holdup para los diferentes rellenos del arreglo

Dp = 5 (mm) ; $\epsilon = 0,375$ ; $\Phi = 1$			
Q agua (cc/s)	Q aire (cc/s)	$\Delta P$ (mmH <sub>2</sub> O)	Holdup (%)
5	1500	6	0,31
	2383	9	0,49
	3317	15	0,49
	5383	33	0,49
	6500	39	0,49
	7683	42	0,49
	10183	81	0,92
10	1500	7	0,37
	2383	11	0,37
	3317	19	0,55
	5383	37	0,55
	6500	49	1,00
	7683	66	1,67
	10183	103	1,83
15	1500	7	0,37
	2383	13	0,37
	3317	18	0,61
	5383	41	0,73
	6500	118	2,44
	7683	flooding	flooding
20	1500	13	0,79
	2383	27	1,10
	3317	85	1,83
	5383	flooding	flooding

Dp = 10 (mm) ; $\epsilon = 0,395$ ; $\Phi = 1$			
Q agua (cc/s)	Q aire (cc/s)	$\Delta P$ (mmH <sub>2</sub> O)	Holdup Liq. (%)
5	967	2	
	2083	4	
	3317	7	
	3983	8	
	4667	11	
	5383	14	
	6117	17	
	7683	30	
12	967	1	
	2083	2	
	3317	3	
	3983	9	
	4667	15	
	5383	32	
	6117	55	
	7683	80	
18	967	1	
	2083	4	
	3317	10	
	3983	14	
	4667	19	
	5383	52	
25	6117	flooding	
	967	6	
	2083	12	
	3317	20	
	3983	57	
	4667	flooding	

Dp = 15 (mm) ; $\epsilon = 0,46$ ; $\Phi = 1$			
Q agua (cc/s)	Q aire (cc/s)	$\Delta P$ (mmH <sub>2</sub> O)	Holdup Liq. (%)
5	1500	0	0,00
	3317	2	0,00
	5383	6	0,00
	7683	12	0,00
	10183	20	0,00
10	1500	0	0,00
	3317	2	0,00
	5383	9	0,18
	7683	26	0,31
15	10183	58	0,67
	1500	0	0,00
	3317	2	0,00
	5383	10	0,18
20	7683	28	0,31
	10183	64	1,40
	1500	1	0,00
	3317	3	0,00
25	5383	9	0,61
	7683	54	2,14
	10183	flooding	flooding
	1500	1	0,00
25	3317	9	0,73
	5383	16	0,73
	7683	59	2,56
	10183	Flooding	Flooding

Mezcla ( $D_p = 10$ (mm) ; $\epsilon = 0,372$ ; $\Phi = 1$ )			
Q agua (cc/s)	Q aire (cc/s)	$\Delta P$ (mmH <sub>2</sub> O)	Holdup Líq. (%)
5	1500	3	0,00
	2083	5	0,18
	2683	7	0,18
	3317	11	0,18
	5383	28	0,49
	7683	76	1,71
	10183	flooding	flooding
10	1500	5	0,12
	2083	9	0,12
	2683	12	0,12
	3317	17	0,31
	5383	30	0,73
	7683	80	2,44
	10183	flooding	flooding
15	1500	7	0,18
	2083	11	0,31
	2683	15	0,31
	3317	18	0,37
	5383	40	0,92
	7683	flooding	flooding
	10183	flooding	flooding
20	1500	7	0,24
	2083	19	0,92
	2683	29	1,22
	3317	flooding	flooding

Ladrillos ( $D_p = 9,98$ (mm) ; $\epsilon = 0,521$ ; $\Phi = 0,65^*$ )			
Q agua (cc/s)	Q aire (cc/s)	$\Delta P$ (mmH <sub>2</sub> O)	Holdup Líq. (%)
5	1500	1	0,00
	3317	1	0,00
	5383	4	0,00
	7683	7	0,00
	10183	11	0,00
10	1500	1	0,00
	3317	2	0,00
	5383	4	0,00
	7683	8	0,00
	10183	12	0,31
15	1500	1	0,00
	3317	4	0,00
	5383	8	0,00
	7683	12	1,22
	10183	flooding	flooding
20	1500	1	0,00
	3317	2	0,00
	5383	5	0,00
	7683	9	0,49
	10183	flooding	flooding
25	1500	2	0,00
	3317	3	0,00
	5383	9	0,67
	7683	19	1,53
	10183	flooding	flooding
28	1500	1	0,61
	3317	3	0,92
	5383	12	1,83
	7683	flooding	flooding

### C.3 Valores máximos de números adimensionales del arreglo experimental

Flujo Líq (cc/s)	Qmax gas (cc/s)	Dp (m)	Re máx gas	Re máx Líq.	Fr máx gas	Ga Líquido
5	10138	0,005	490	3,5	17	5,02E+06
10	10138		490	7,1	17	
15*	6500		312	10,6	7	
20*	3317		159	14,2	2	

Flujo Líq (cc/s)	Qmax gas (cc/s)	Dp (m)	Re máx gas	Re máx Líq.	Fr máx gas	Ga Líquido
5	10138	0,010	925	7,31	7	4,43E+07
12	10138		763	17,05	5	
18*	6500		535	20,79	2	
25*	3317		396	36,54	1	

Flujo Líq (cc/s)	Qmax gas (cc/s)	Dp (m)	Re máx gas	Re máx Líq.	Fr máx gas	Ga Líquido
5	10183	0,015	1700	12,28	6	2,10E+08
10	10183		1700	24,56	6	
15	10183		1700	36,84	6	
20*	7683		1282	39,12	3	
25*	7683		1282	61,4	3	

Flujo Líq (cc/s)	Qmax gas (cc/s)	Dp mezcla (m)	Re máx gas	Re máx Líq.	Fr máx gas	Ga Líquido
5*	7683	0,010	735	7,04	5	3,96E+07
10*	7683		735	14,08	5	
15*	5383		515	21,12	2	
20*	2683		257	28,16	1	

Flujo Líq (cc/s)	Qmax gas (cc/s)	Dp refract.(m)	Re máx gas	Re máx Líq.	Fr máx gas	Ga Líquido
5	10138	0,010	1274	9,21	8	8,86E+07
10	10138		1275	18,42	8	
15*	7683		962	27,63	5	
20*	7683		962	36,84	5	
25*	7683		962	46,06	5	
28*	5383		674	52,2	2	

\*: Región previa al flooding.

### C.4 Números adimensionales de planta piloto para cada tipo de relleno

Flujo mata (cc/seg)	Flujo aire (cc/seg)	Dp (m)	Re gas	Re líq.	Fr	Ga
283.45	972222	0.05	4575	20.24	1.51	6.52E+09
283.45	152778		719		0.037	

Flujo mata (cc/seg)	Flujo aire (cc/seg)	Dp (m)	Re gas	Re líq.	Fr	Ga
283.45	972222	0.1	9452	52.89	0.75	5,75E+10
283.45	152778		1485		0.019	

Flujo mata (cc/seg)	Flujo aire (cc/seg)	Dp (m)	Re gas	Re líq.	Fr	Ga
283.45	972222	0.15	15884	79.33	0.5	2.73E+11
283.45	152778		2496		0.012	

Flujo mata (cc/seg)	Flujo aire (cc/seg)	Dp mezcla (m)	Re gas	Re líq.	Fr	Ga
283.45	972222	0.1	9105	52.88	0.75	5.15E+10
283.45	152778		1431		0.019	

Flujo mata (cc/seg)	Flujo aire (cc/seg)	Dp refract. (m)	Re gas	Re líq.	Fr	Ga
283.45	972222	0.998	9105	52.78	0.75	1.15E+11
283.45	152778		11914		0.019	

## C.5 Calibración de presión al interior de tubo Venturi

P cilindro aire (PSI)	P venturi (PSI)
0	0
10	0.5
20	2
30	6
40	8
50	11
60	14
70	17
80	20
90	23
100	27
110	30
120	34
130	37
140	40
150	43
160	45
170	48
180	51
190	54
200	57
210	60

