

# PONTIFICIA UNIVERSIDAD CATÓLICA DEL PERÚ

## FACULTAD DE CIENCIAS E INGENIERÍA



PONTIFICIA  
**UNIVERSIDAD**  
**CATÓLICA**  
DEL PERÚ

### DISEÑO DE UN BANCO EXPERIMENTAL PARA LA GENERACIÓN DE FLUJO BIFÁSICO AGUA-AIRE

Tesis para optar el Título de **Ingeniero Mecánico**, que presenta el bachiller:

**Luis Enrique Ortiz Vidal**

**ASESOR: Enrique Barrantes Peña**

Lima, noviembre del 2012

## RESUMEN

El abordaje experimental se presenta como la primera mejor opción para el estudio de fenómenos físicos complejos. Este es el caso de las vibraciones generadas por flujo bifásico gas-líquido en tubo, donde una mezcla inmiscible de dos fluidos fluye en diversas configuraciones espaciales a través de un tubo induciéndole vibraciones. En la práctica, ese fenómeno es parte intrínseca de muchos procesos en industrias como la nuclear, petróleo y gas, refrigeración y generación de potencia. Instalaciones experimentales debidamente diseñadas para el estudio de este fenómeno son necesarias. Así, se presenta el diseño de un banco experimental para la generación de flujo bifásico gas-líquido orientado al estudio de vibraciones inducidas por flujo. Se discuten aspectos hidráulicos y estructurales. Se propone una novedosa metodología para la estimación de la presión de diseño, basada en un análisis fenomenológico. También se presentan criterios provenientes del código ASME B31 y de la práctica industrial para la evaluación de la integridad del tubo como elemento estructural. La metodología y los criterios citados fueron aplicados al caso de un tubo PVC Ø1” Sch.40 con agua y aire simulando las fases líquida y gaseosa, respectivamente. Con los resultados obtenidos, los parámetros de selección de los equipos de bombeo y de aire comprimido fueron discutidos y un dimensionamiento fue realizado. La evaluación de costos arrojó un monto de S/. 120 371.2 para el valor total del proyecto, donde 12.8% representó la mano de obra para las etapas de diseño y construcción. El presente diseño garantiza la experimentación de flujo bifásico gas-líquido con confiabilidad y seguridad. Sus directrices podrían auxiliar en la concepción, diseño y construcción de bancos experimentales para el estudio de flujo bifásico en diversas condiciones.



Dedico la presente tesis a cada una de las familias que me acompañaron en estos años de universidad, Los Ortiz-Vilca, Los Romero-Vidal, Los Aguilar-Ávila, Los LABEN+PUCP, Los MSA, Los Fulanos. De manera muy especial a mi padre Luis Enrique, mi madre Rosa Isabel, mis hermanas Peky, Linda y Germán, y a la base de mi estabilidad, mi *AB* Irma Consuelo.

## AGRADECIMIENTOS

¿Cómo le devolveré al Señor todo el bien que me ha hecho? [Salmo 116, 12].



Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo (FAPESP, proc. 2009/17424-2).

## LISTA DE SÍMBOLOS

### Letras latinas

$A$	área ( $m^2$ )
$ADT$	altura dinámica total (m)
$C, X$	coeficientes de Chisholm (adm)
$D$	diámetro externo (m)
$d$	diámetro interno (m)
$dh$	diámetro hidráulico (m)
$DP$	diferencia de presiones (Pa/m, KPa/m)
$dP/dL$	gradiente de presión (Pa/m, KPa/m)
$FS$	factor de seguridad (adm.)
$g$	gravedad ( $m/s^2$ )
$h$	altura (m)
$H$	presión en metros de columna de agua (m)
$H_L$	fracción volumétrica de líquido <i>in-situ</i> (adm.)
$I$	momento de inercia de área ( $m^4$ )
$J$	velocidad (m/s)
$K$	constante hidráulica para accesorios (adm).
$L$	longitud (m)
$m$	flujo másico ( $Kg/m^2$ -s)
$ME$	margen de sobrecarga eléctrica (adm.)
$P$	presión (Pa, KPa)
$Q$	flujo volumétrico ( $m^3/s$ )
$Re$	número adimensional de Reynolds (adm.)
$s$	deslizamiento (adm.)
$S$	perímetro (m)
$t$	espesor de la tubería (m)
$T$	temperatura ( $^{\circ}C$ )
$V$	velocidad real o <i>in-situ</i> (m/s)
$w$	carga distribuida (N/m)

$W$	potencia (Watts)
$x$	fracción másica (adm.)
$Z$	momento de resistencia ( $m^3$ )

#### Letras griegas

$\alpha$	fracción volumétrica de gas <i>in-situ</i> (adm.)
$\beta$	fracción volumétrica de gas de inyección (adm.)
$\Delta$	diferencia
$\delta$	flecha o deformación (mm, m)
$\mu$	viscosidad (Pa-s)
$\xi$	factor de fricción de Darcy (adm.)
$\rho$	densidad ( $Kg/m^3$ )
$\sigma$	esfuerzo ( $N/m^2$ , MPa)
$\omega_n$	frecuencia natural (rad/s, Hz)
$\phi$	coeficiente de Chisholm (adm.)

#### Subíndices

<i>adm</i>	referido a admisible
<i>CON, con</i>	referido a condición
<i>des</i>	referido a desarrollo
<i>ens</i>	referido a ensayo
<i>ENT, ent</i>	referido a entrada
<i>F</i>	referido a fricción
<i>flex</i>	referido a flexión
<i>L, G, M</i>	referido a líquido, gas y mezcla, respectivamente
<i>SAL, sal</i>	referido a salida
<i>trab</i>	referido a trabajo

## INDICE DE CONTENIDO

<b>Resumen .....</b>	<b>i</b>
<b>Dedicatoria.....</b>	<b>i</b>
<b>Agradecimientos .....</b>	<b>iii</b>
<b>Lista de símbolos .....</b>	<b>iv</b>
<b>Introducción .....</b>	<b>1</b>
<b>1 . Revisión bibliográfica .....</b>	<b>2</b>
1.1 Principios básicos del flujo bifásico gas-líquido en tubo.....	3
1.2 Mapas de flujo.....	5
1.3 Fracción de vacío .....	6
1.4 Pérdida de carga bifásica por fricción.....	10
1.4.1 Modelo homogéneo sin deslizamiento.....	11
1.4.2 Modelo de Dukler <i>et al.</i> [1964].....	11
1.4.3 Modelo Lockart-Martinelli-Chisholm .....	12
1.4.4 Modelo de Chisholm & Laird (1958) .....	12
1.4.5 Modelo de Shannak [2008].....	13
1.4.6 Comparación de los modelos presentados .....	13
1.5 Vibraciones inducidas por flujo bifásico gas-líquido .....	16
1.6 Referencias.....	16
<b>2 . Diseño del Banco Experimental .....</b>	<b>19</b>
2.1 Diseño conceptual .....	19
2.1.1 Matriz experimental .....	21
2.1.2 Longitudes relevantes .....	22
2.2 Presión de diseño .....	22
2.2.1 Estimación de la longitud de la sección de ensayos $L_{ens}$ .....	24
2.2.2 Estimación de la longitud de desarrollo $L_{des}$ .....	25
2.2.3 Estimación de las propiedades del flujo bifásico en cualquier posición.....	30
2.2.4 Gradiente de presión bifásica.....	31

2.2.5	Pérdida de carga bifásica en accesorios .....	32
2.2.6	Resultados .....	33
2.3	Verificación de la integridad de la tubería. ....	41
2.4	Luz admisible entre soportes.....	42
2.5	Fijación de la sección de ensayos .....	44
2.6	Distribución geométrica general del banco experimental.....	45
2.7	Selección de Equipos .....	45
2.7.1	Selección de la bomba .....	45
2.7.2	Selección del equipo de suministro de aire comprimido. ....	50
2.8	Referencias.....	52
<b>3</b>	<b>Presupuesto del proyecto.....</b>	<b>56</b>
	<b>Conclusiones .....</b>	<b>58</b>
	<b>Planos .....</b>	<b>59</b>



## INTRODUCCIÓN

El flujo bifásico gas-líquido en tuberías es un fenómeno muy frecuente en el sector industrial, principalmente en las industrias de petróleo y gas, nuclear, refrigeración y generación de potencia. Su relevancia ha promovido importantes investigaciones durante los últimos sesenta años estableciendo como principales parámetros al patrón de flujo, la fracción de vacío y el deslizamiento entre las fases. Actualmente el conocimiento sobre flujo bifásico gas-líquido dentro de conductos es amplio, sin embargo aún no es definitivo y algunos aspectos han sido poco estudiados, por ejemplo las vibraciones generadas por el flujo bifásico en tubo.

Problemas de ingeniería y desafíos tecno-científicos son abordados y resueltos de manera experimental y/o teórica. El trabajo con flujo bifásico sigue la misma regla, sin embargo, dependiendo de su complejidad, soluciones teóricas no son alcanzadas sin el uso de ecuaciones constitutivas obtenidas experimentalmente. Así abordajes teóricos (fenomenológicos, analíticos y numéricos) frecuentemente se vuelven dependientes del experimental. Resultados experimentales también se utilizan para ajustar o validar modelos teóricos. En este contexto, el rol del trabajo experimental y consecuentemente de instalaciones experimentales adecuadas es determinante.

En el presente trabajo se propone los criterios para el diseño de un banco experimental para la generación de flujo bifásico en tuberías, empleando agua y aire para simular las fases líquida y gaseosa, respectivamente. El diseño hidrodinámico y mecánico son parte de los objetivos del presente proyecto cuya concepción está dirigida a la utilización del equipo para el estudio de las vibraciones inducidas por flujo bifásico en tuberías.

## CAPÍTULO 1

### REVISIÓN BIBLIOGRÁFICA

Flujo bifásico gas-líquido es común en procesos naturales e industriales, como, por ejemplo, en la producción de petróleo, donde generalmente una mezcla inmiscible de petróleo y gas es transportada a través de tuberías. Adoptando diferentes configuraciones espaciales o patrones de flujo, la mezcla genera fuerzas dinámicas sobre la tubería que inducen vibraciones estructurales. Las vibraciones excesivas deben ser evitadas pues pueden causar desde pérdidas económicas hasta catástrofes humanas y ambientales [Chen, 1991]. Así, el conocimiento de las vibraciones inducidas por flujo (FIV del inglés *Flow-Induced Vibrations*) es relevante.

FIV es un tópico relativamente nuevo que incorpora los fundamentos de mecánica de fluidos y análisis dinámico de estructuras, además de otros tópicos. FIV es una particularización para sistemas no recursivos, del tópico Interacción Fluido Estructura (FSI del inglés *Fluid-Structure Interaction*). El estudio de FIV se hizo relevante debido a las vibraciones observadas en la industria nuclear. Inicialmente, el estudio fue dirigido al estudio de las vibraciones generadas por flujo monofásico, tópico que ahora es razonablemente conocido. Actualmente, muchas investigaciones están siendo dirigidas al estudio de las vibraciones inducidas por flujo bifásico (2-FIV del inglés *Two-Phase Flow-Induced Vibration*). Sin embargo, la mayoría de ellos focalizados en el estudio de las vibraciones en flujo transversal, típica configuración presente en reactores nucleares y equipos de generación de potencia [Chen, 1991; Liu & Gorman, 1996a, 1996b; Païdoussis, 1998, 2005, 2008; Pettigrew *et al.*, 1998]. La literatura reporta pocos estudios sobre FIV con presencia de flujo bifásico en tubo recto, mostrando un vacío de conocimiento en este punto [Ortiz-Vidal & Rodriguez, 2011].

El presente capítulo está organizado de la siguiente forma: primeramente, se presenta una breve descripción de los principios básicos del flujo bifásico gas-líquido en tubos. También se presentan los parámetros relevantes del flujo bifásico gas-líquido. Seguidamente, se relatan y discuten algunos modelos para la previsión de pérdida de carga bifásica. Finalmente, se introduce el fenómeno de las vibraciones inducidas por flujo bifásico (2-FIV).

### 1.1 Principios básicos del flujo bifásico gas-líquido en tubo

Se entiende por flujo bifásico gas-líquido en tubo al flujo simultáneo de dos fases inmiscibles, una líquida y otra gaseosa, dentro de un mismo tubo. Como se mencionó en la introducción del capítulo, la mezcla viaja en el tubo adoptando diferentes configuraciones espaciales o patrones de flujo. Esos patrones son clasificados por la distribución de las fases. Para flujo bifásico vertical los patrones tradicionalmente aceptados son: burbujas (*bubble*), tapón (*slug*), agitante (*churn*), anular (*anular*) y burbujas dispersas (*dispersed-bubble*). En el caso de flujo bifásico horizontal, se tiene: estratificado liso (*stratified-smooth*), estratificado ondulado (*stratified-wavy*), burbujas alargadas (*elongated-bubble*), tapón (*slug*), anular (*annular*). Los patrones citados son mostrados en la Figura 1.1. Una definición completa puede ser encontrada en Shoham [2006, p. 8].

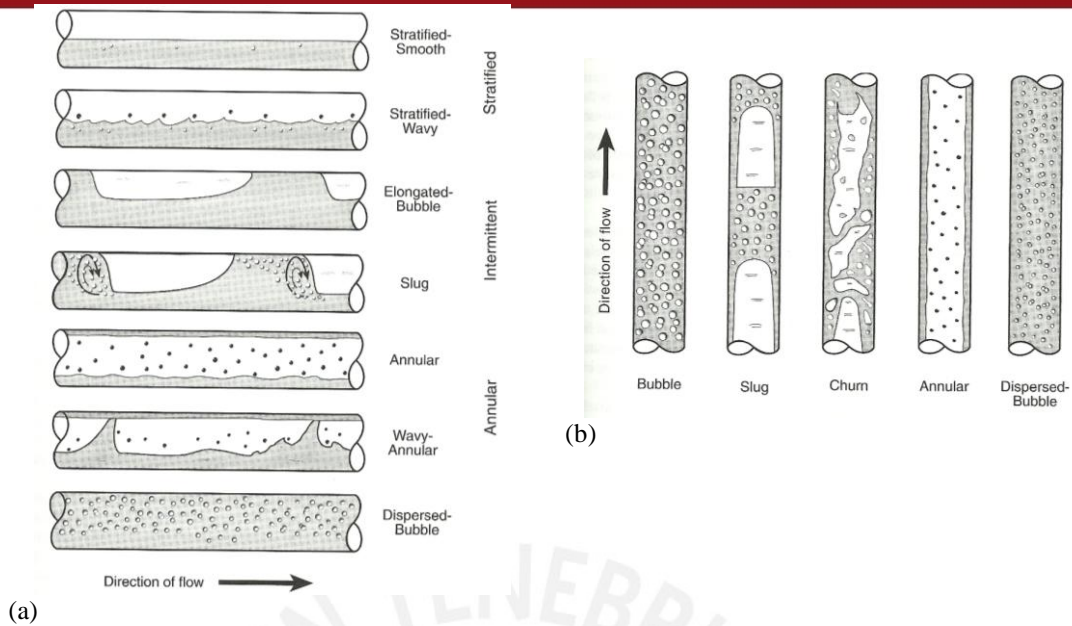


Figura 1.1 - Patrones de flujo para flujo bifásico gas-líquido: (a) flujo horizontal y levemente inclinado, (b) flujo vertical ascendente [Shoham, 2006]

Considerando los flujos volumétricos de líquido ( $Q_L$ ) y gas ( $Q_G$ ) fluyendo en una tubería de área  $A$ , las fracciones volumétricas de inyección del gas y líquido pueden ser, respectivamente, expresadas como,

$$\beta = \frac{Q_G}{Q_L + Q_G}, \quad (1 - \beta) = \frac{Q_L}{Q_L + Q_G} \quad (1.1)$$

Las velocidades superficiales del líquido ( $J_L$ ), gas ( $J_G$ ) y mezcla ( $J$ ) también son expresadas a partir de los flujos volumétricos, *i.e.*

$$J_L = \frac{Q_L}{A}, \quad J_G = \frac{Q_G}{A}, \quad J = \frac{Q}{A} \quad (1.2)$$

donde  $Q$  ( $= Q_L + Q_G$ ) representa el flujo volumétrico total. A pesar de su fácil determinación y amplio uso, la velocidad superficial representa una velocidad irreal pues considera la fase fluyendo sola. La velocidad real o *in-situ* de las fases pueden ser expresadas por,

$$V_L = \frac{Q_L}{A_L}, \quad V_G = \frac{Q_G}{A_G} \quad (1.3)$$

donde  $A_L$  y  $A_G$  representan las porciones de área transversal ocupadas por el líquido y gas, respectivamente. La suma de esas áreas representa el área total del tubo  $A$ . De

las ecuaciones 1.2 y 1.3 se observa que la velocidad *in-situ* ( $V$ ) de cada fase es siempre mayor que la velocidad superficial. Los parámetros fracción volumétrica *in-situ* de líquido ( $H_L$ ) y gas ( $\alpha$ , también llamada fracción de vacío), relacionan las áreas del líquido y gas al área total. Para el caso de flujo bifásico en tubos esos parámetros pueden ser expresados como [Shoham, 2006, p. 3],

$$H_L = \frac{A_L}{A}, \quad \alpha = \frac{A_G}{A} \quad (1.4)$$

donde  $H_L + \alpha = 1$ . Trabajando sobre las ecuaciones 1.2-1.4, son obtenidas expresiones para la velocidad *in-situ* de las fases en función de la velocidad superficial y la fracción volumétrica *in-situ*,

$$V_L = \frac{J_L}{H_L} = \frac{J_L}{(1-\alpha)}, \quad V_G = \frac{J_G}{\alpha} \quad (1.5)$$

Se define el deslizamiento, fenómeno usualmente presente en flujo bifásico, como la razón entre los cocientes de la fracción volumétrica *in-situ* y la inyección del líquido y gas,

$$s = \frac{\frac{\alpha}{H_L}}{\frac{\beta}{(1-\beta)}} = \frac{V_L}{V_G} \quad (1.6)$$

Cuando la fase líquida fluye más rápido que la fase gaseosa el deslizamiento  $s$  es mayor que uno, e indica que la fase gaseosa se está acumulando en el tubo. Lo contrario ocurre cuando el deslizamiento es menor a la unidad.

## 1.2 Mapas de flujo

Mapas o cartas de flujo son ampliamente utilizados para la previsión de los patrones de flujo, *e.g.* los mostrados en la Figura 1.1. Estos muestran las transiciones entre patrones. Inicialmente fueron construidos a partir de experimentación y observación (técnica subjetiva) [*e.g.* Baker, 1954; Eaton *et al.*, 1967; Mandhane *et al.*, 1974; Wallis, 1969, p. 9; Weisman *et al.*, 1979]. La Figura 1.2 muestra uno de los mapas experimentales más utilizados para flujo horizontal gas-líquido, donde la abscisa y la

ordenada representan las velocidades superficiales de gas y líquido, respectivamente. Con el pasar del tiempo modelos fenomenológicos para la determinación de las transiciones y los patrones han sido propuestos, donde Taitel & Dukler [1976] y Taitel *et al.* [1980] son pioneros. Otras abordajes están siendo reportados en la literatura, por ejemplo la determinación del patrón a partir de señales de presión diferencial [e.g. Matsui, 1986], tomografía de resistencia eléctrica [e.g. Tan *et al.*, 2007] y aceleración [e.g. Hua *et al.*, 2010; Ortiz Vidal *et al.*, 2012b]. El conocimiento del patrón de flujo es relevante para el diseño y operación del sistema de tuberías pues permite, a partir de modelos, estimar la fracción de vacío y la pérdida de carga bifásica de manera confiable.

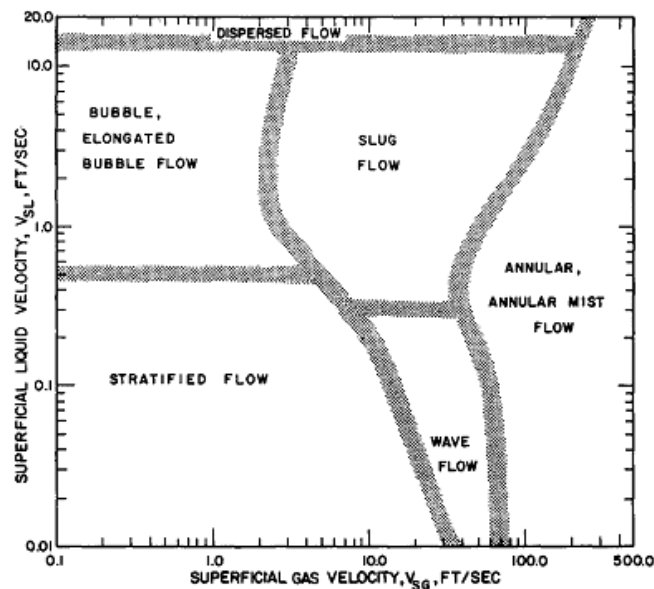


Figura 1.2 - Mapa experimental para flujo horizontal gas-líquido [Mandhane *et al.*, 1974]

### 1.3 Fracción de vacío

La fracción de vacío ( $\alpha$ ) se muestra como un parámetro relevante en flujo bifásico gas-líquido. Este permite estimar las velocidades reales de las fases y consecuentemente la pérdida de carga bifásica, ya que para muchos modelos es un parámetro de entrada. Muchos trabajos experimentales sobre fracción de vacío han sido reportados en la literatura utilizando diferentes técnicas para su obtención, entre las más comunes se tienen<sup>1</sup>: válvulas de cierre rápido, absorción de rayos gamma,

<sup>1</sup> <http://www.thermopedia.com/content/281/>, consultado 17/10/2012.



impedancia eléctrica, sensor de aguja (local). Detalles de esas y otras técnicas pueden ser encontrados en Falcone *et al.* [2009].

La literatura reporta correlaciones empíricas para la estimación de la fracción de vacío. En ese sentido, el grupo de pesquisa dirigido por el profesor Dr. Afshin Ghajar<sup>2</sup> de *Oklahoma State University* presenta una vasta experiencia en el tema con diversos trabajos publicados [entre ellos Ghajar & Tang, 2012; Mathure, 2010; Woldesemayat & Ghajar, 2007]. En particular Woldesemayat & Ghajar [2007], donde ofrece una completa revisión comparando 68 correlaciones de fracción de vacío con 2845 puntos experimentales. Para la presente revisión, las correlaciones de Eaton *et al.* [1967], Chisholm [1983], Wallis [1969], Chisholm [1973], Armand-Massina (apud [Woldesemayat & Ghajar, 2007]) y Beggs & Brill [1973] son testadas para las condiciones mostradas en la Figura 1.3. La Tabla 1.1 muestra las expresiones de las mismas. Los resultados en función de la fracción volumétrica de inyección para los padrones burbujas, burbujas dispersas y tapón, son mostrados en las Figura 1.4 (a)-(c), respectivamente. Implícitamente esos resultados muestran la presencia de deslizamiento entre las fases, desde que condiciones bifásicas de no deslizamiento estarían sobre la línea punteada. Más aún, todo punto encima y debajo de esa línea presenta un deslizamiento mayor y menor a uno, respectivamente. A continuación algunos comentarios:

- Para el patrón burbujas (Figura 1.4(a)), Beggs & Brill [1973] se presenta coherente con la fenomenología, *i.e.* (i) deslizamientos mayores a uno debido a la acumulación de la fase gaseosa para bajas fracciones volumétricas de inyección donde el patrón burbujas alongadas está presente; (ii) deslizamientos menores a uno para altas fracciones volumétricas de inyección donde la transición para el patrón intermitente tapón está presente. Wallis [1969] y Armand-Massina presentan, ambos, tendencia similar a lo citado, esta última de manera más leve.
- Para el patrón burbujas dispersas (Figura 1.4(b)) se espera que el deslizamiento tienda a uno debido a que el flujo puede considerarse como un *pseudo*-fluido homogéneo [Wallis, 1969]. Según esa lógica, Eaton *et al.* [1967] y Armand-Massina presentan mejor desempeño.

---

<sup>2</sup> <http://ghajar.ceat.okstate.edu/ghajar.html>, consultado 17/10/2012.

- Para el patrón tapón (Figura 1.4(c)) todas las correlaciones prevén deslizamientos menores a la unidad. Cabe señalar que este es un patrón intermitente, *i.e.* lotes de gas y líquido fluyen intercaladamente en el tubo. Por lo tanto, la medida del deslizamiento es un indicador cuantitativo más que fenomenológico.
- Finalmente, como mostrado en la Figura 1.4, los desvíos entre correlaciones pueden ser considerablemente altos. Por lo tanto, su utilización debe ser cuidadosamente evaluada, sobre todo para la etapa de diseño. Las condiciones en las cuales fueron generadas primaran como criterio de elección.

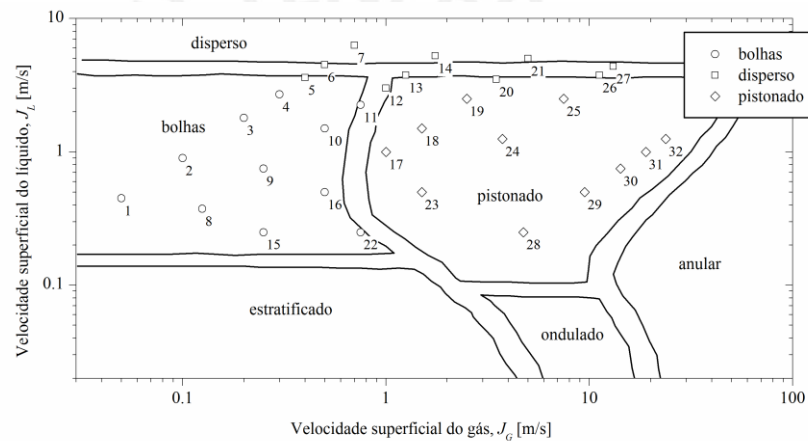


Figura 1.3 - Matriz experimental de 32 condiciones bifásicas correspondientes a los patrones de flujo burbujas (bolhas), burbujas dispersas (disperso) y tapón (pistonado) [Ortiz Vidal *et al.*, 2012a].



Tabla 1.1 - Correlaciones para fracción de vacío

<p>Eaton <i>et al.</i> [1967]</p>	$\alpha = 1 - \frac{X_{Eaton}}{0.2706 + 0.0996 X_{Eaton}^{0.5} + 0.975 X_{Eaton}}$ $X_{Eaton} = \frac{1.84 NLV^{0.575}}{NGV ND^{0.0277}} \left( \frac{P}{101325} \right)^{0.05} NL^{0.1}$ $NLV = J_L \left( \frac{\rho_L}{\sigma g} \right)^{1/4}, NGV = J_G \left( \frac{\rho_L}{\sigma g} \right)^{1/4}$ $ND = d \left( \frac{\rho_L g}{\sigma} \right)^{1/2}, NL = \mu_L \left( \frac{g}{\rho_L \sigma^3} \right)^{1/4}$																
<p>Chisholm [1983, p. 53]</p>	$\frac{\beta}{\alpha} = \begin{cases} \beta + \frac{1-\beta}{\sqrt{1-\beta \left( 1 - \frac{\rho_G}{\rho_L} \right)}}, & \beta \leq 0.9 \\ 1 + \frac{23}{J_L + J_G} \sqrt{\frac{\mu_L J_L}{\rho_G d}} \left( 1 - \frac{\rho_G}{\rho_L} \right) \end{cases}$																
<p>Wallis [1969, p. 51]</p>	$\alpha = (1 + X^{0.8})^{-0.378}$																
<p>Chisholm [1973]</p>	$\frac{1}{\alpha} = 1 + \sqrt{1-x} \left( 1 - \frac{\rho_L}{\rho_G} \right) \left( \frac{1-x}{x} \right) \left( \frac{\rho_G}{\rho_L} \right)$																
<p>Armand-Massina (<i>apud</i> [Woldesemayat &amp; Ghajar, 2007])</p>	$\alpha = (0.833 + 0.167 x) \beta$																
<p>Beggs &amp; Brill [1973]</p>	$\alpha = 1 - \frac{a(1-\beta)^b}{(Fr_M^2)^c}, Fr_M^2 = \frac{J^2}{g d}$ <table border="1" data-bbox="730 1417 1241 1536"> <thead> <tr> <th>Patrón</th> <th>a</th> <th>b</th> <th>c</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>Separado</td> <td>0.980</td> <td>0.4846</td> <td>0.0868</td> </tr> <tr> <td>Intermitente</td> <td>0.845</td> <td>0.5351</td> <td>0.0173</td> </tr> <tr> <td>Disperso</td> <td>1.065</td> <td>0.5824</td> <td>0.0609</td> </tr> </tbody> </table>	Patrón	a	b	c	Separado	0.980	0.4846	0.0868	Intermitente	0.845	0.5351	0.0173	Disperso	1.065	0.5824	0.0609
Patrón	a	b	c														
Separado	0.980	0.4846	0.0868														
Intermitente	0.845	0.5351	0.0173														
Disperso	1.065	0.5824	0.0609														

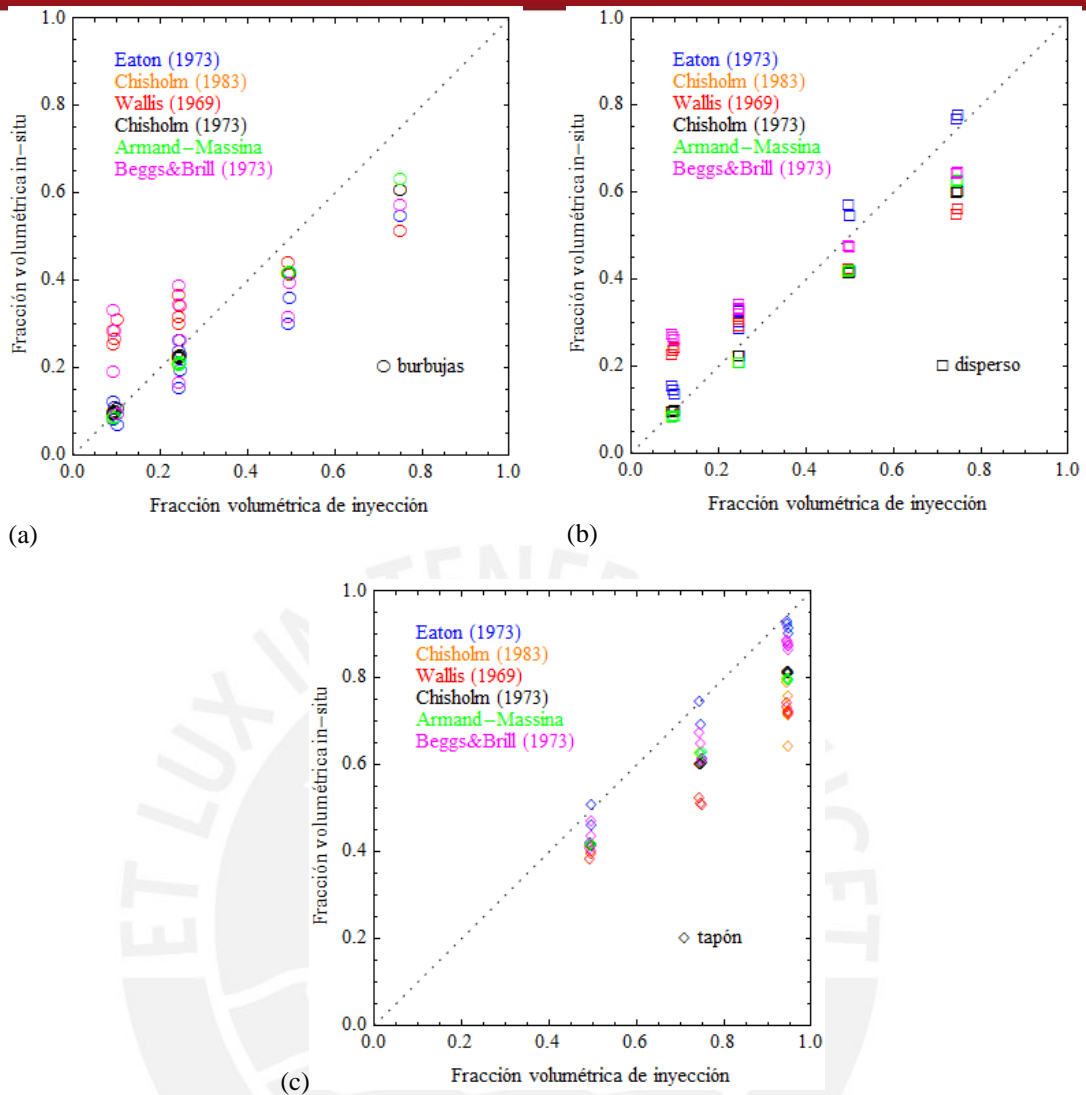


Figura 1.4 - Comparación de 6 correlaciones para fracción de vacío, para los patrones (a) burbujas, (b) disperso y (c) tapón.

### 1.4 Pérdida de carga bifásica por fricción

La estimación de la pérdida de carga bifásica por fricción ha sido foco de importantes investigaciones debido a su relevancia. Modelos teóricos, empíricos e híbridos han sido reportados en la literatura. Muchos de ellos han sido desarrollados basados en los modelos clásicos (1) modelo homogéneo sin deslizamiento [Shoham, 2006; Wallis, 1969] y (2) modelo de fases separadas de Lockart & Martinelli [1949]. Recientemente Ortiz Vidal *et al.* [2012a] presentaron un estudio prospectivo al proponer un nuevo modelo para la previsión de pérdida de carga bifásica, basado en la redefinición del número de Reynolds de Shannak [2008]. Los resultados fueron comparados con cinco modelos de la literatura, entre ellos los dos citados

anteriormente, presentando buenos resultados. Sin embargo, el estudio no presenta resultados concluyentes al no haber sido comparado con datos experimentales para todos los patrones de flujo. A continuación una breve descripción de los cinco modelos utilizados en Ortiz Vidal *et al.* [2012a]. También se presentan los resultados de comparación extraídos de Ortiz Vidal *et al.* [2012a].

#### 1.4.1 Modelo homogéneo sin deslizamiento

El modelo homogéneo sin deslizamiento es un modelo cinemático que asume que las fases fluyen con la misma velocidad de la mezcla y por su parte esta se comporta como un *pseudo*-fluido con propiedades físicas ponderadas, *i.e.*

$$V_L = V_G = J = \frac{Q_L + Q_G}{A} \quad (1.7)$$

$$\rho_M = (1 - \beta) \rho_L + \beta \rho_G, \mu_M = (1 - \beta) \mu_L + \beta \mu_G \quad (1.8)$$

donde  $\rho$  y  $\mu$  representan densidad y viscosidad, respectivamente. Los subíndices “L”, “G” y “M” indican líquido, gas y mezcla, respectivamente. Así, la previsión del gradiente de presión para este modelo se realiza de manera similar a flujo monofásico. Para un tubo de diámetro interno “d” el gradiente de presión puede ser obtenido por medio del método de Darcy-Weisback [Simmons, 2008] utilizando propiedades ponderadas (ecuación 1.8),

$$\left. \frac{dP}{dL} \right|_F = \frac{1}{2} \xi_M \frac{\rho_M J^2}{d} \quad (1.9)$$

siendo  $\xi_M$  el factor de fricción de Darcy. Para la estimación de este parámetro se utilizan expresiones del flujo monofásico evaluadas para el Reynolds de la mezcla ( $Re_M$ ).

#### 1.4.2 Modelo de Dukler *et al.* [1964]

Dukler *et al.* [1964] desarrollaron un método para la previsión del gradiente de presión bifásica por fricción basado en un trabajo de semejanza dimensional. Asumiendo la existencia de deslizamiento y el perfil de velocidades para las fases, los autores presentan las siguientes expresiones para  $Re_M$  e  $\rho_M$ ,

$$\text{Re}_M = \frac{\rho_M Jd}{\mu_M} = \frac{\left( \rho_L \frac{(1-\beta)^2}{(1-\alpha)} + \rho_G \frac{\beta^2}{\alpha} \right) Jd}{(1-\beta)\mu_L + \beta\mu_G} \quad (1.10)$$

$$\rho_M = \left( \rho_L \frac{(1-\beta)^2}{(1-\alpha)} + \rho_G \frac{\beta^2}{\alpha} \right) \quad (1.11)$$

de ese modo, Dukler *et al.* [1964] propuso estimar el factor de fricción de Darcy utilizando la ecuación 1.10. Para este método el gradiente de presión por fricción se obtiene utilizando las ecuaciones 1.9-1.11. Expresiones para la estimación del factor de fricción y fracción de vacío son necesarias.

#### 1.4.3 Modelo Lockart-Martinelli-Chisholm

El modelo Lockart-Martinelli-Chisholm es una variante del modelo clásico desarrollado por Lockart & Martinelli [1949]. Este último introdujo los parámetros  $\phi_L$  y  $X$ , para la previsión del gradiente de presión bifásica,

$$\left. \frac{dP}{dL} \right|_F = \phi_L^2 \left. \frac{dP}{dL} \right|_{FL}, \quad X^2 = \frac{\left. \frac{dP}{dL} \right|_{FL}}{\left. \frac{dP}{dL} \right|_{FG}} \quad (1.12)$$

donde  $dP/dL|_F$  indica el gradiente de presión bifásico buscado.  $dP/dL|_{FL}$  y  $dP/dL|_{FG}$  representan los gradientes de presión del líquido y gas fluyendo individualmente con su propio flujo másico. Esos gradientes de presión monofásico pueden ser estimados utilizando la ecuación 1.9. Los autores encontraron experimentalmente que  $\phi_L = f(X)$ . Años después, Chisholm [1967; 1983] propuso la siguiente correlación teórico-empírica para la citada función,

$$\phi_L^2 = 1 + C/X + 1/X^2, \quad C = \left( \frac{\rho_L}{\rho_G} \right)^{0.5} + \left( \frac{\rho_G}{\rho_L} \right)^{0.5} \quad (1.13)$$

#### 1.4.4 Modelo de Chisholm & Laird (1958)

Chisholm & Laird (apud [Chisholm, 1983]) reportaron una expresión experimental para la previsión de pérdida de carga bifásica. El modelo se presenta como una

aproximación del estudio Dukler *et al.* (1964) para fracciones de vacío muy bajas, y está basado en los parámetros  $\phi_L$  e fracción de vacío,

$$\left. \frac{dP}{dL} \right|_F = \phi_L^2 \left. \frac{dP}{dL} \right|_{FL}, \quad \phi_L^2 = \frac{0.8}{(1-\alpha)^{1.75}} \quad (1.14)$$

#### 1.4.5 Modelo de Shannak [2008]

Shannak [2008] presentó un método para el cálculo del gradiente de presión bifásica por fricción. Este es basado en la redefinición del número de Reynolds de la mezcla, como el cociente entre la sumatoria de las fuerzas inerciales y la sumatoria de las fuerzas viscosas de las fases, *i.e.*

$$Re_M = \frac{\sum F_I}{\sum F_V} = \frac{\rho_L V_L^2 d + \rho_G V_G^2 d}{\mu_L V_L d + \mu_G V_G d} \quad (1.15)$$

Los autores adoptaron las mismas hipótesis del modelo homogéneo sin deslizamiento y expresaron el Reynolds de la mezcla en función de los números de Reynolds monofásicos de líquido ( $Re_L$ ) y gas ( $Re_G$ ),

$$Re_M = \frac{x^2 + (1-x)^2 \left( \frac{\rho_G}{\rho_L} \right)}{\left( \frac{x^2}{Re_G} \right) + \left( \frac{(1-x)^2}{Re_L} \right) \left( \frac{\rho_G}{\rho_L} \right)} \quad (1.16)$$

#### 1.4.6 Comparación de los modelos presentados

Los resultados de comparación son los presentados por Ortiz Vidal *et al.* [2012a], para las condiciones experimentales presentadas en la Figura 1.3 correspondientes a los patrones de flujo burbujas (bolhas), burbujas dispersas (disperso) y tapón (pistonado). La Figura 1.5 muestra los resultados para los modelo homogéneo sin deslizamiento y Lockart-Martinelli-Chisholm. Puede observarse que para todas las condiciones el modelo homogéneo subestima el gradiente de presión. En el caso del modelo Lockart-Martinelli-Chisholm, este presenta buena previsión del gradiente de presión bifásica por fricción. A pesar de ser desarrollado para fases separadas, las mejores previsiones son para flujo disperso. Los resultados para los modelos de Chisholm-Laird [1958] y Dukler *et al.* [1964] son mostrados en la Figura 1.6. Para

ambos modelos, las expresiones para fracción de vacío mostradas en la Tabla 1.1 fueron utilizadas. Como puede observarse, desempeño de los modelos depende principalmente de la correlación utilizada, lo que ratifica la recomendación realizada en la sección anterior respecto al cuidado en el momento de elegir una expresión para la fracción de vacío. Finalmente, los resultados para el modelo de Shannak [2008] son mostrados en la Figura 1.7

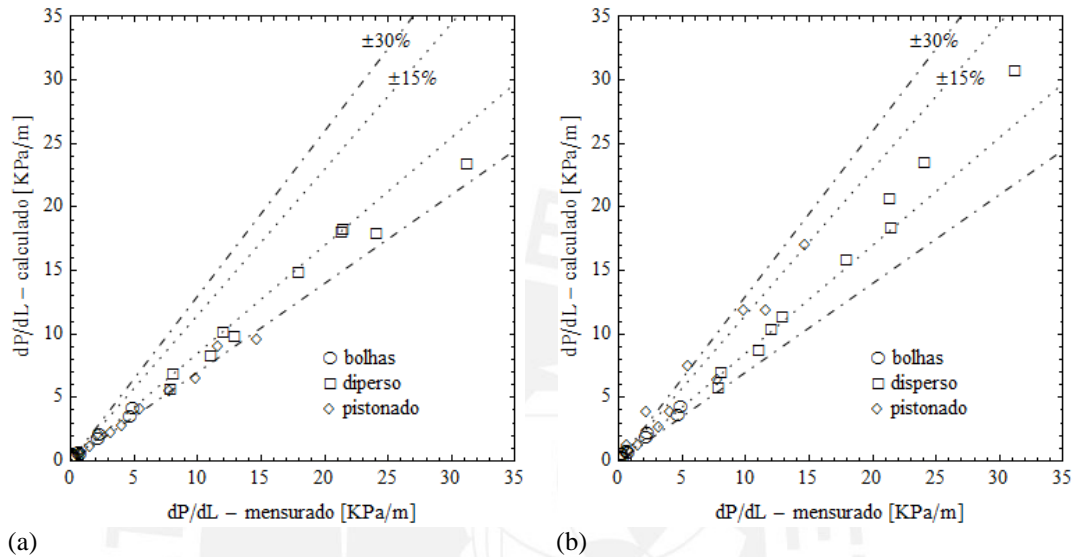


Figura 1.5. - Gradiente de presión calculado *versus* experimental (medurado) para (a) modelo homogéneo sin deslizamiento, (b) modelo Lockhart-Martinelli-Chisholm.

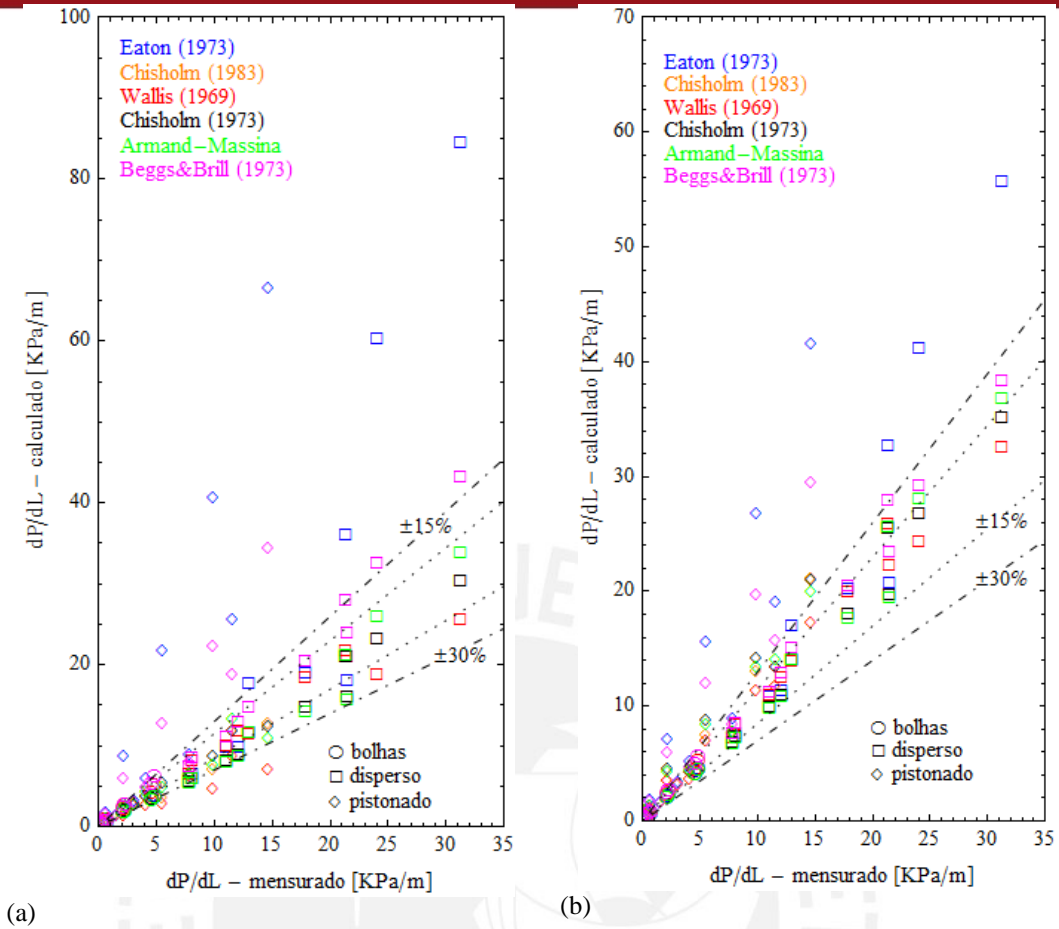


Figura 1.6. - Gradiente de presión calculado *versus* experimental (medido) para (a) Chisholm-Laird [1958] e (b) Dukler *et al.* [1964].

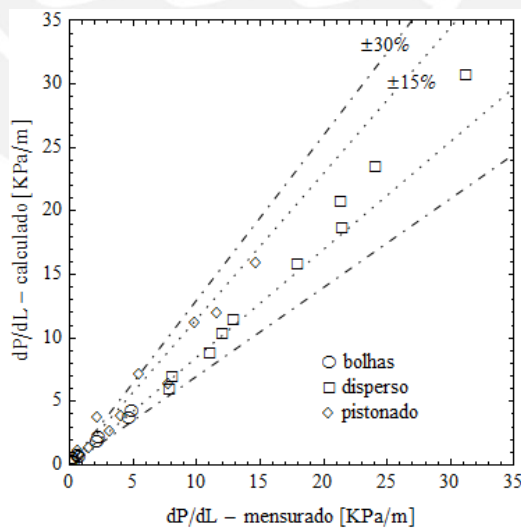


Figura 1.7. - Gradiente de presión calculado mediante el modelo de Shannak [2008] *versus* experimental (medido).



## 1.5 Vibraciones inducidas por flujo bifásico gas-líquido

Las vibraciones inducidas por flujo bifásico (2-FIV) presentan mayor complejidad que las inducidas por flujo monofásico (FIV), esto debido a las fluctuaciones de las velocidades, densidad del gas, gradientes de presión, además de la compresibilidad de la mezcla bifásica. Esas características del flujo son capturadas en los parámetros presentados en las secciones anteriores: patrón de flujo, fracción de vacío y deslizamiento. Resultados experimentales reportados en la literatura indican fuerte influencia de esos parámetros en la respuesta estructural (vibración) en los problemas de 2-FIV (Chen, 1991; Hibiki & Ishii, 1998; Hua *et al.*, 2010; Pettigrew & Taylor, 1994; Pettigrew *et al.*, 1998; Zhang *et al.*, 2008; Zhang & Xu, 2010). Sin embargo, muchas de esas investigaciones fueron dirigidas al área nuclear donde 2-FIV debido a flujo cruzado es predominante. En ese sentido, la literatura registra un vacío de conocimiento respecto a 2-FIV en tubo. Por ejemplo, en el caso de flujo tapón, un patrón de naturaleza intermitente productor de vibraciones de gran amplitud, casi nada fue registrado en lo que respecta a su influencia sobre 2-FIV en tubo (Chen, 1991; Ortiz-Vidal & Rodriguez, 2011; Pettigrew & Taylor, 1994; Zhang *et al.*, 2008). Una amplia revisión bibliográfica sobre el tópico de vibraciones inducidas por flujo bifásico gas-líquido en tubo puede ser encontrada en Ortiz-Vidal & Rodriguez [2011].

## 1.6 Referencias

- Baker, O., (1954). Designing for Simultaneous Flow of Oil and Gas. *The Oil and Gas Journal*, n.July, p.185-195.
- Beggs, D.H., Brill, J.P., (1973). A Study of Two-Phase Flow in Inclined Pipes. *Journal of Petroleum Technology*, v.25, n.5, p.607-617.
- Chen, S.S., (1991). Flow-Induced Vibrations in Two-Phase Flow. *Journal of Pressure Vessel Technology*, v.113, n.2, p.234-241.
- Chisholm, D., (1967). A theoretical basis for the Lockhart-Martinelli correlation for two-phase flow. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, v.10, n.12, p.1767-1778.
- \_\_\_\_\_. , (1973). Void Fraction during Two-Phase Flow. *Journal of Mechanical Engineering Science*, v.15, n.3, p.235-236.
- \_\_\_\_\_. , (1983). *Two-phase flow in pipelines and heat exchangers*, Longman Inc., New York.
- Dukler, A.E., Wicks, M., Cleveland, R.G., (1964). Frictional pressure drop in two-phase flow: B. An approach through similarity analysis. *AIChE Journal*, v.10, n.1, p.44-51.



- Eaton, B.A., Knowles, C.R., Silberbrg, I.H., (1967). The Prediction of Flow Patterns, Liquid Holdup and Pressure Losses Occurring During Continuous Two-Phase Flow In Horizontal Pipelines. *Journal of Petroleum Technology*, v.19, n.6, p.815-828.
- Falcone, G., Hewitt, G.F., Alimonti, C., (2009). *Multiphase Flow Metering*, Elsevier.
- Fang, X., Xu, Y., Zhou, Z., (2011). New correlations of single-phase friction factor for turbulent pipe flow and evaluation of existing single-phase friction factor correlations. *Nuclear Engineering and Design*, v.241, n.3, p.897-902.
- Ghajar, A.J., Tang, C.C., (2012). *Void Fraction and Flow Patterns of Two-Phase Flow in Upward and Downward Vertical and Horizontal Pipes - Advances in Multiphase Flow and Heat Transfer V.4*
- Hibiki, T., Ishii, M., (1998). Effect of flow-induced vibration on local flow parameters of two-phase flow. *Nuclear Engineering and Design*, v.185, n.2-3, p.113-125.
- Hua, C. *et al.*, (2010). Noninvasive Flow Regime Identification for Wet Gas Flow Based on Flow-induced Vibration. *Chinese Journal of Chemical Engineering*, v.18, n.5, p.795-803.
- Liu, M., Gorman, D.G., (1996a). Predictions of the vibratory characteristics of cylindrical structures with presence of single-phase flow - I. Theoretical study. *Engineering Structures*, v.18, n.6, p.437-446.
- \_\_\_\_\_. , (1996b). Predictions of the vibratory characteristics of cylindrical structures with presence of single-phase flow - II. Empirical modal analysis. *Engineering Structures*, v.18, n.6, p.447-458.
- Lockhart, R.W., Martinelli, R.C., (1949). Proposed correlation of data for isothermal two-phase, two-component flow in pipes. *Chemical Engineering Progress*, v.45, n.1, p.39-48.
- Mandhane, J.M., Gregory, G.A., Aziz, K., (1974). A flow pattern map for gas-liquid flow in horizontal pipes. *International Journal of Multiphase Flow*, v.1, n.4, p.537-553.
- Mathure, N., (2010). *Study of Flow Patterns and Void Fraction in Horizontal Two-phase Flow*. 122 pp. Thesis (MSc) - Oklahoma State University, Oklahoma, USA, 2010.
- Matsui, G., (1986). Automatic identification of flow regimes in vertical two-phase flow using differential pressure fluctuations. *Nuclear Engineering and Design*, v.95, n.0, p.221-231.
- Ortiz-Vidal, L.E., Rodriguez, O.M.H., (2011). Flow-Induced Vibration due to Gas-Liquid Pipe Flow: Knowledge Evolution. In: *PROCEEDINGS OF THE 21st BRAZILIAN CONGRESS OF MECHANICAL ENGINEERING - COBEM2011*, 21, 2011, Natal, RN. ABCM.
- Ortiz Vidal, L.E., Mureithi, N.W., Rodriguez, O.M.H., (2012a). Pressure Drop in Two-Phase Gas-Liquid Horizontal Flow. In: *VII Congreso Bolivariano de Ingenieria Mecánica*, 2012a, Cuzco, Peru.
- Ortiz Vidal, L.E., Rodriguez, O.M.H., Mureithi, N.W., (2012b). Structural Excitation Response of A Straight Pipe Subjected To Air-Water Internal Flow. In: *Brazilian Meeting on Multiphase Flow and Phase Change Heat Transfer*, 3rd, 2012b, Curitiba - Pr.
- Païdoussis, M.P., (1998). *Fluid-Structure Interactions: Slender Structures and Axial Flow*, Vol. 1, Elsevier Academic Press.
- \_\_\_\_\_. , (2005). Some unresolved issues in fluid-structure interactions. *Journal of Fluids and Structures*, v.20, n.6 SPEC. ISS., p.871-890.

- \_\_\_\_\_. , (2008). The canonical problem of the fluid-conveying pipe and radiation of the knowledge gained to other dynamics problems across Applied Mechanics. *Journal of Sound and Vibration*, v.310, n.3, p.462-492.
- Pettigrew, M.J., Taylor, C.E., (1994). Two-phase flow-induced vibration: An overview. *Journal of Pressure Vessel Technology*, Transactions of the ASME, v.116, n.3, p.233-253.
- Pettigrew, M.J. *et al.*, (1998). Flow-induced vibration: Recent findings and open questions. *Nuclear Engineering and Design*, v.185, n.2-3, p.249-276.
- Shannak, B.A., (2008). Frictional pressure drop of gas liquid two-phase flow in pipes. *Nuclear Engineering and Design*, v.238, n.12, p.3277-3284.
- Shoham, O., (2006). *Mechanistic Modeling of Gas-Liquid Two-Phase Flow in Pipes*, Society of Petroleum Engineers, Richardson - TX.
- Simmons, C., (2008). Henry Darcy (1803–1858): Immortalised by his scientific legacy. *Hydrogeology Journal*, v.16, n.6, p.1023-1038.
- Taitel, Y., Barnea, D., Dukler, A.E., (1980). Modelling flow pattern transitions for steady upward gas-liquid flow in vertical tubes. *AIChE Journal*, v.26, n.3, p.345-354.
- Taitel, Y., Dukler, A.E., (1976). A model for predicting flow regime transitions in horizontal and near horizontal gas-liquid flow. *AIChE Journal*, v.26, n.1, p.47-54.
- Tan, C., Dong, F., Wu, M., (2007). Identification of gas/liquid two-phase flow regime through ERT-based measurement and feature extraction. *Flow Measurement and Instrumentation*, v.18, n.5–6, p.255-261.
- Wallis, G.B., (1969). *One-dimensional Two-phase Flow*, McGraw-Hill.
- Weisman, J. *et al.*, (1979). Effects of fluid properties and pipe diameter on two-phase flow patterns in horizontal lines. *International Journal of Multiphase Flow*, v.5, n.6, p.437-462.
- Woldesemayat, M.A., Ghajar, A.J., (2007). Comparison of void fraction correlations for different flow patterns in horizontal and upward inclined pipes. *International Journal of Multiphase Flow*, v.33, n.4, p.347-370.
- Zhang, C., Pettigrew, M.J., Mureithi, N.W., (2008). Correlation Between Vibration Excitation Forces and the Dynamic Characteristics of Two-Phase Cross Flow in a Rotated-Triangular Tube Bundle. *Journal of Pressure Vessel Technology*, v.130, n.1, p.011301-10.
- Zhang, M., Xu, J., (2010). Effect of internal bubbly flow on pipe vibrations. *SCIENCE CHINA Technological Sciences*, v.53, n.2, p.423-428.

## CAPÍTULO 2

### DISEÑO DEL BANCO EXPERIMENTAL

En este capítulo se expone el diseño de un banco experimental para la generación de flujo bifásico horizontal agua-aire en tubería PVC de  $\varnothing 1''$ . En primer lugar se presenta el diseño conceptual de este tipo de sistemas. Seguidamente se describe la ingeniería básica para el diseño hidráulico y estructural. El procedimiento para la selección de máquinas hidráulicas y accesorios hacen también parte de este capítulo.

#### 2.1 Diseño conceptual

El circuito experimental (conceptual) para la generación de flujo bifásico agua-aire es mostrado en la Figura 2.1. Los principales componentes son designados por letras y listados en la Tabla 2.1, mientras que la instrumentación está designada por números y listada en la Tabla 2.2. Variantes pueden ser requeridas de acuerdo a requerimientos específicos de utilización. Para el presente diseño, particularidades del estudio de vibración generada por flujo (FIV, del inglés *Flow-Induced Vibration*) bifásico gas-líquido son consideradas.

En el inicio del circuito, el flujo de agua, proveniente de la bomba *D*, es medido por el medidor de flujo *4*. El flujo es regulado directa e indirectamente por la válvula *E* y el variador de frecuencia *C*, respectivamente. El transductor de presión *3* actúa como indicador del nivel de presión y puede ser utilizado como sistema de seguridad, previa automatización. En el mezclador *F*, el agua es mezclada con aire presurizado proveniente de la línea de aire. El flujo de aire es regulado y medido por la válvula *A* y el medidor de flujo *2*, respectivamente. La mezcla bifásica agua-aire ingresa a la sección de ensayo y la recorre en diferentes patrones de flujo según las condiciones experimentales *in-situ*. Una cámara de alta velocidad puede ser utilizada para la

caracterización de los patrones de flujo. Los transductores de presión 5 y 6 son utilizados para la medición de presión manométrica y diferencial, respectivamente. Al final del circuito, las fases son separadas en el tanque atmosférico *B*. El suministro de aire es un *item* importante del banco experimental y es discutido en detalle más adelante.

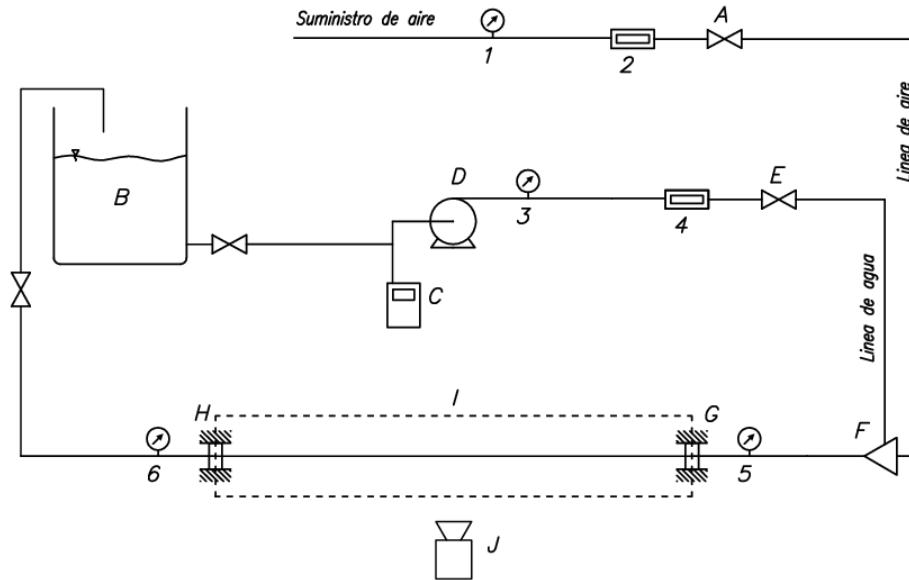


Figura 2.1 – Circuito experimental (conceptual) para la generación de flujo bifásico agua-aire.

Tabla 2.1 - Componentes del banco de ensayo.

Letra	Componente
A	Válvula reguladora
B	Tanque de agua
C	Variador de frecuencia
D	Bomba de agua
E	Válvula reguladora
F	Mezclador
G	Soporte
H	Soporte
I	Sección de ensayos
J	Cámara de alta velocidad

Tabla 2.2 - Instrumentación del banco de ensayo

Número	Componente
1	Regulador de presión
2	Medidor de flujo másico
3	Transductor de presión
4	Medidor de flujo volumétrico
5	Transductor de presión manométrica
6	Transductor de presión diferencial

### 2.1.1 Matriz experimental

El conjunto de condiciones bifásicas (matriz experimental) a ser generado por el banco experimental fue escogido con ayuda del mapa experimental de Mandhane *et al.* [1974] y es mostrado en la Figura 2.2. Las velocidades superficiales del agua y aire son barridas de tal manera de contemplar todos los patrones de flujo tradicionales, *i.e.* patrón estratificado, estratificado ondulado, burbujas, burbujas dispersas, tapón y anular. Los valores de las velocidades superficiales de las fases corresponden a los medidos en la mitad de la sección de ensayos.

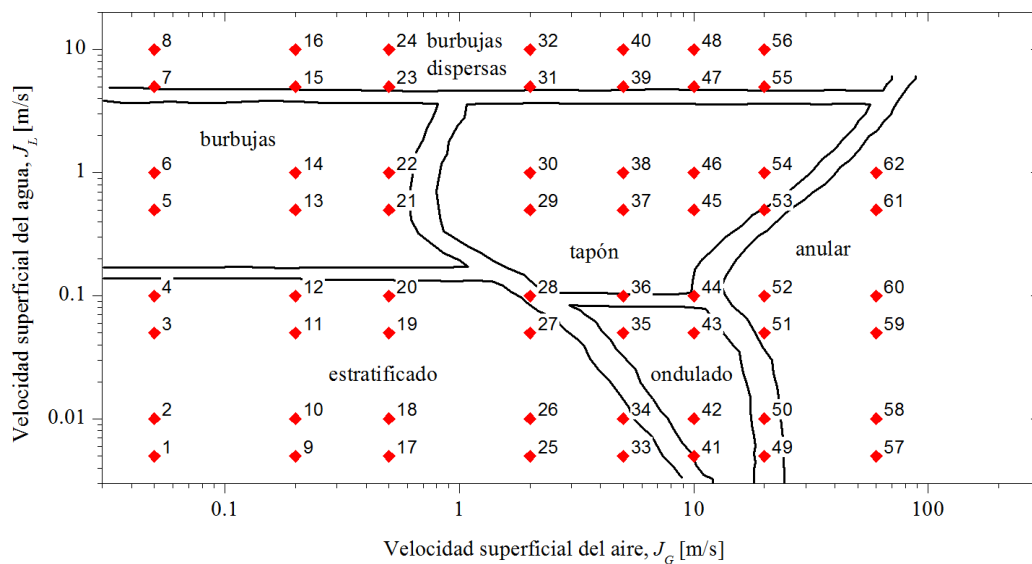


Figura 2.2 - Matriz experimental. Mapa de flujo según Mandhane *et al.* [1974]

### 2.1.2 Longitudes relevantes

Dos longitudes son relevantes para el diseño del banco experimental. La primera es la longitud de desarrollo ( $L_{des}$ ), distancia entre el mezclador (F, Figura 2.3) y el primer soporte de la sección de ensayos (G, Figura 2.3). Esa longitud está relacionada al desarrollo del perfil de velocidades. La segunda es la longitud de la sección de ensayo ( $L_{ens}$ ), distancia entre los soportes G y H (Figura 2.3). En el estudio de FIV, esta longitud está relacionada a la influencia de las frecuencias naturales del tubo en la respuesta estructural debido al flujo bifásico. Ambas longitudes requieren de valores específicos que serán discutidos más adelante.

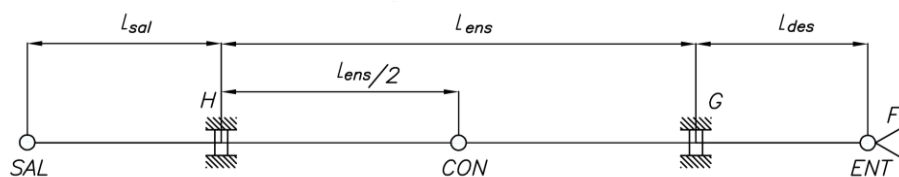


Figura 2.3 - Longitudes relevantes. Detalle de la Figura 2.1.

## 2.2 Presión de diseño

La Tabla 2.3 presenta los parámetros conocidos y desconocidos para las tres posiciones indicadas en la Figura 2.3, *i.e.* entrada (ENT), mitad de la sección de ensayos (CON) y salida (SAL). En general, las propiedades físicas de las fases para las tres posiciones son obtenidas a partir del conocimiento de la presión y temperatura. Para la posición SAL valores de temperatura y presión en condiciones estándares son adoptados. Las velocidades superficiales de las fases en la posición CON corresponden a las propuestas en la matriz experimental (sección 2.1.1, Figura 2.2). El desconocimiento de algunos parámetros (símbolo “?”, Tabla 2.3) se debe principalmente al efecto de despresurización de la fase gaseosa.



Tabla 2.3 - Condiciones de flujo y propiedades de las fases para las tres posiciones indicadas en la Figura 2.3. Los símbolos “x” y “?” representan los parámetros conocidos y desconocidos, respectivamente.

Propiedades	SAL	CON	ENT
Velocidad superficial del agua, $J_L$	?	x	?
Velocidad superficial del aire, $J_G$	?	x	?
Presión, $P$	x	?	?
Temperatura, $T$	x	?	?
Densidad del agua, $\rho_L$	x	?	?
Densidad del aire, $\rho_G$	x	?	?
Viscosidad del agua, $\mu_L$	x	?	?
Viscosidad del aire, $\mu_G$	x	?	?

Para la estimación de todos los parámetros de la Tabla 2.3 son necesarios algoritmos iterativos utilizando las ecuaciones de conservación de la masa, cantidad de movimiento y energía. La ley de los gases también puede ser utilizada. Con la intención de minimizar esas iteraciones el procedimiento de la Figura 2.4 es propuesto. El objetivo principal del diagrama de flujo (Figura 2.4) es obtener la presión en la posición ENT para cada condición bifásica. La máxima presión en ENT es tomada como base para la asignación de una presión de diseño  $P_{diseño}$ , consecuentemente esta presión servirá para el dimensionamiento de la bomba y del compresor responsable por el suministro de aire (ver Figura 2.1). La asignación de la longitud  $L_{sal}$  (1, Figura 2.4) es independiente de cualquier parámetro hidráulico. Así el valor asignado es arbitrario y solamente restringido por el espacio físico disponible. Métodos de cálculo para la estimación de  $L_{ens}$ ,  $L_{des}$  y las propiedades en cualquier posición son presentados a continuación.

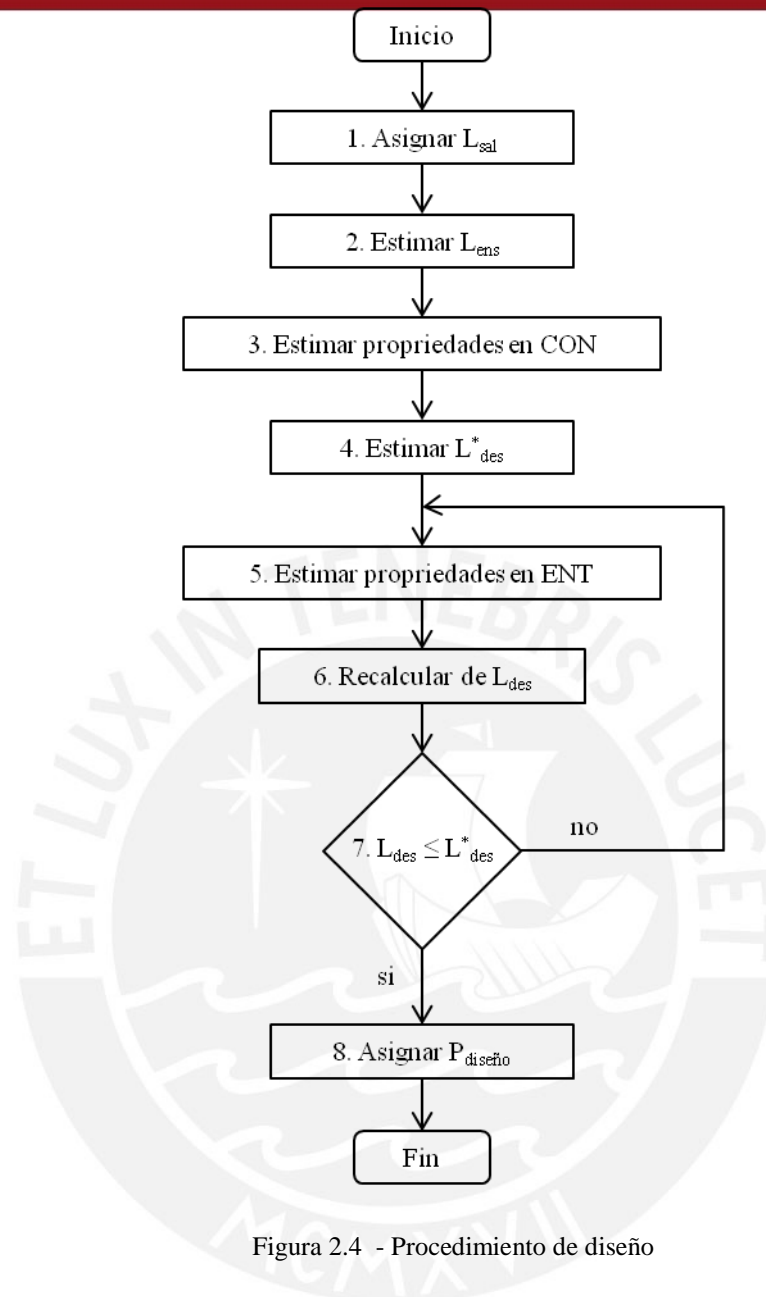


Figura 2.4 - Procedimiento de diseño

### 2.2.1 Estimación de la longitud de la sección de ensayos $L_{ens}$

Ortiz Vidal *et al.* [2012b] mostraron recientemente que la vibración estructural de una tubería recta sometida a flujo bifásico gas-líquido interno contiene información relevante sobre los parámetros del flujo. Específicamente, sus resultados experimentales apuntaron la presencia de frecuencias dominantes relacionadas a la tubería y al flujo bifásico. Estas últimas frecuencias dependientes del patrón de flujo, *e.g.* valores menores a 20 Hz fueron observados para patrones burbujas y tapón. Esas primeras frecuencias, relacionadas a las frecuencias naturales de la tubería, son función de la longitud de la sección de ensayos  $L_{ens}$ . Así para un mismo material y



dimensión de tubo, una disminución de  $L_{ens}$  acarrea un incremento de los valores de las frecuencias naturales, y viceversa. Ortiz Vidal *et al.* [2012b] no ofrece resultados concluyentes sobre las ventajas o desventajas de la superposición de frecuencias, las naturales del tubo y las de flujo, para el fenómeno de FIV con flujo bifásico. Por otro lado, estudios realizados en codos y tubos U, recomiendan que la frecuencia fundamental del tubo equivalga a algunas decenas de veces las frecuencias características del flujo [Cargnelutti *et al.*, 2010; Riverin & Pettigrew, 2007]. Sin embargo, lo anterior conlleva a una fuerte disminución de la longitud  $L_{ens}$  y probablemente a niveles de excitación estructural no mensurables por los sensores. Así, la influencia de la superposición de frecuencias y consecuentemente la adopción de un valor  $L_{ens}$  podría ser considerado un tema en debate.

La relación entre las frecuencias naturales del tubo  $\omega_n$  y la longitud de la sección de ensayos  $L_{ens}$  para un tubo Euler-Bernoulli está dada por la siguiente expresión [Rao, 2007, p. 326],

$$\omega_n = (\beta_n L_{ens})^2 \sqrt{\frac{EI}{\rho A L_{ens}^4}} \quad (2.1)$$

donde  $E$ ,  $I$ ,  $\rho$ ,  $A$  representan las propiedades físicas y geométricas del tubo, módulo de Young, momento de inercia de área, densidad y área transversal, respectivamente. Para un tubo doblemente empotrado la ecuación de las frecuencias y la solución para las cuatro primeras frecuencias naturales son, respectivamente [Rao, 2007, p. 326],

$$\cos(\beta_n L_{dis}) \cosh(\beta_n L_{dis}) = 1 \quad (2.2)$$

$$\begin{aligned} (\beta_1 L_{dis}) &= 4.730041 \\ (\beta_2 L_{dis}) &= 7.853205 \\ (\beta_3 L_{dis}) &= 10.995608 \\ (\beta_4 L_{dis}) &= 14.137165 \end{aligned} \quad (2.3)$$

### 2.2.2 Estimación de la longitud de desarrollo $L_{des}$

Se entiende por longitud de desarrollo a la distancia de desarrollo axial de la capa límite. En esa zona, el perfil de velocidad experimenta un desenvolvimiento hasta hacerse constante. Luego se acepta que ese perfil está completamente desarrollado, el

flujo presenta velocidad uniforme y un gradiente de presión constante. La longitud de desarrollo es función del nivel de turbulencia del flujo, así para flujo monofásico, expresiones en función del número de Reynolds ( $Re$ ) para flujos laminar y turbulento fueron reportadas en la literatura [e.g. Çengel & Cimbala, 2007; Potter & Wiggert, 2004; Rodríguez, 2008],

$$\frac{L_{des}}{d} = 0.065 Re \quad (\text{laminar, } Re \leq 2000) \quad (2.4)$$

$$\frac{L_{des}}{d} = 4.4 Re^{1/6} \quad (\text{turbulento, } Re > 4000) \quad (2.5)$$

donde  $d$  representa el diámetro interno del tubo de ensayos. El número de Reynolds puede ser escrito como,

$$Re = \frac{\rho V d}{\mu} \quad (2.6)$$

donde  $V$ ,  $\rho$ , y  $\mu$  representan la velocidad, densidad y viscosidad dinámica del fluido, respectivamente. La Figura 2.5 muestra la representación gráfica de las ecuaciones 2.4 y 2.5 en función del número de Reynolds. Se observa que para flujo laminar son necesarias mayores longitudes de desarrollo adimensional ( $L_{des}/d$ ). Para flujos con números de Reynolds entre 2000 y 4000, también llamado flujo de transición, la literatura no reporta expresiones para el cálculo de la longitud de desarrollo. Sin embargo, dado que el flujo de transición introduce turbulencia al flujo, se espera que el parámetro adimensional  $L_{dis}/d$  disminuya. Así, para la condición más desfavorable, podría asumirse  $L_{dis}/d = 130$  para el flujo de transición, valor resultante de la ecuación 2.4 para  $Re = 2000$ .

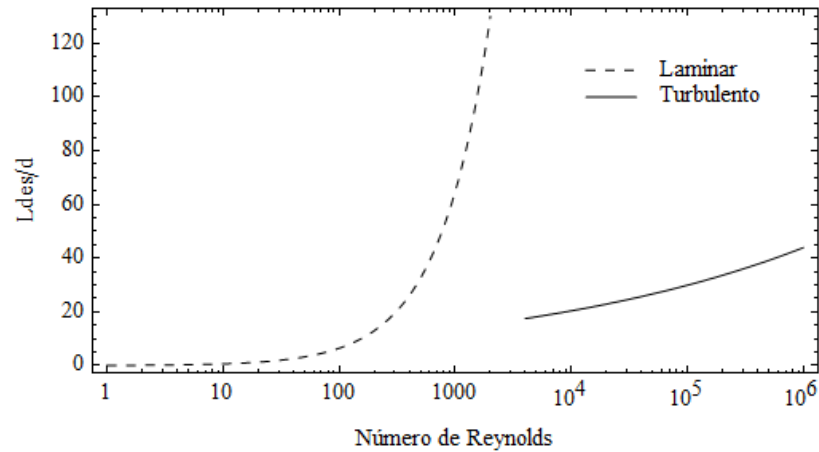


Figura 2.5 - Longitud de desarrollo adimensionalizada,  $L_{des}/d$ , para flujo monofásico

En el caso de flujo bifásico, de manera general, las velocidades de las fases presentan constante fluctuación y variación temporal y espacial principalmente debido a la descompresión y reconfiguración de las fases. Eso explica la ausencia de expresiones  $L_{des}$  similares a las reportadas para flujo monofásico. Lo anterior no limita a encontrar longitudes de desarrollo para flujo bifásico. Así, sabiendo que,

1. El flujo monofásico laminar requiere mayores longitudes de desarrollo que el flujo turbulento.
2. Condiciones bifásicas (puntos de la Figura 2.2) de flujo laminar para alguna de las fases en los patrones estratificado y ondulado pueden existir.
3. Condiciones bifásicas de flujo laminar para la fase líquida en el patrón anular pueden existir.
4. El patrón de flujo burbujas dispersas presenta alta de turbulencia.
5. Los patrones burbujas y tapón son de naturaleza intermitente y presentan zonas de flujo laminar y turbulento.

El presente diseño adopta la longitud de desarrollo  $L_{des}$  como la mayor entre las longitudes de desarrollo, obtenida a través de la ecuación 2.4, donde flujo laminar de alguna de las fases exista, *i.e.* en los patrones estratificado, ondulado y anular. De esta manera, condiciones bifásicas con longitudes de desarrollo (requeridas) menores

son también consideradas. Reescribiendo las ecuaciones 2.4 y 2.6 para flujo bifásico estratificado, ondulado y anular se tiene,

$$\frac{L_{des}}{d} = 0.065 Re_{fase} \quad (\text{laminar, } Re \leq 2000) \quad (2.7)$$

$$Re_{fase} = \begin{cases} \frac{\rho_L J_L dh_L}{\mu_L (1-\alpha)}, & \text{para patrón estratificado/ondulado} \\ \frac{\rho_G J_G dh_G}{\mu_G \alpha}, & \text{para patrón estratificado/ondulado} \\ \frac{\rho_L J_L d}{\mu_L}, & \text{para patrón anular} \end{cases} \quad (2.8)$$

donde  $dh$  y  $\alpha$  representan el diámetro hidráulico y la fracción volumétrica de la fase gaseosa, respectivamente. Los subíndices  $L$  y  $G$  indican líquido y gas, respectivamente. De las ecuaciones 2.7 y 2.8 se observa que la longitud de desarrollo para patrón anular es directamente calculada a partir de las propiedades físicas del líquido y la velocidad superficial del líquido. La fracción volumétrica  $\alpha$  puede ser calculada mediante (Armand-Massina *apud* Woldesemayat & Ghajar [2007])

$$\alpha = (0.833 + 0.167 x) \beta \quad (2.9)$$

donde los parámetros  $x$  y  $\beta$  representan, respectivamente, el título y la fracción volumétrica de gas considerando modelo homogéneo sin deslizamiento,

$$x = \frac{\rho_G Q_G}{\rho_L Q_L + \rho_G Q_G} = \frac{\rho_G J_G}{\rho_L J_L + \rho_G J_G} \quad (2.10)$$

$$\beta = \frac{Q_G}{Q_L + Q_G} = \frac{J_G}{J_L + J_G} \quad (2.11)$$

Los diámetros hidráulicos del líquido y gas para los patrones estratificado y ondulado pueden ser calculados mediante [Shoham, 2006, p. 65],

$$dh_{L,G} = \frac{4A_{L,G}}{S_{L,G}} \quad (2.12)$$

donde  $A$  y  $P$  representan el área y el perímetro mojado. El área ocupada por las fases puede ser obtenida de manera directa a través de la definición de fracción volumétrica  $\alpha$ ,

$$A_L = (1 - \alpha) A_{tubo} = (1 - \alpha) \frac{\pi d^2}{4}, \quad A_G = \alpha A_{tubo} = \alpha \frac{\pi d^2}{4} \quad (2.13)$$

Para el cálculo del perímetro mojado, expresiones geométricas basadas en el esquema de la sección transversal de la Figura 2.6 deben ser utilizadas. Primero, la altura de la fase es obtenida a partir de igualar el resultado de la ecuación 2.13 y la expresión geométrica deducida. Seguidamente el perímetro de cada fase es calculado. A seguir las expresiones geométricas necesarias son presentadas.

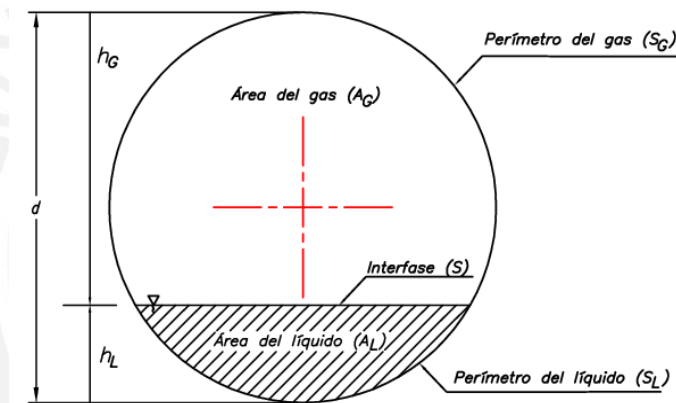


Figura 2.6 - Sección transversal para un flujo estratificado/ondulado

Si  $\alpha \geq 0.5$

$$A_L = \left[ \cos^{-1} \left( 1 - \frac{2h_L}{d} \right) - \left( 1 - \frac{2h_L}{d} \right) \sqrt{1 - \left( 1 - \frac{2h_L}{d} \right)^2} \right] \frac{d^2}{4}$$

$$S_L = \cos^{-1} \left( 1 - \frac{2h_L}{d} \right) d \quad (2.14)$$

$$S_G = \pi d - S_L$$

Si  $\alpha < 0.5$

$$A_G = \left( \cos^{-1} \left( 1 - \frac{2h_G}{d} \right) - \left( 1 - \frac{2h_G}{d} \right) \sqrt{1 - \left( 1 - \frac{2h_G}{d} \right)^2} \right) \frac{d^2}{4}$$

$$S_G = \cos^{-1} \left( 1 - \frac{2h_G}{d} \right) d \tag{2.15}$$

$$S_L = \pi d - S_G$$

### 2.2.3 Estimación de las propiedades del flujo bifásico en cualquier posición

La Figura 2.7 muestra los parámetros de flujo bifásico en un elemento  $\Delta L$  de tubo, teniendo a 1 y 2 como la entrada y salida del flujo, respectivamente. Relaciones entre esos parámetros son presentadas en esta sección. Las ecuaciones de conservación de la masa y energía son utilizadas.

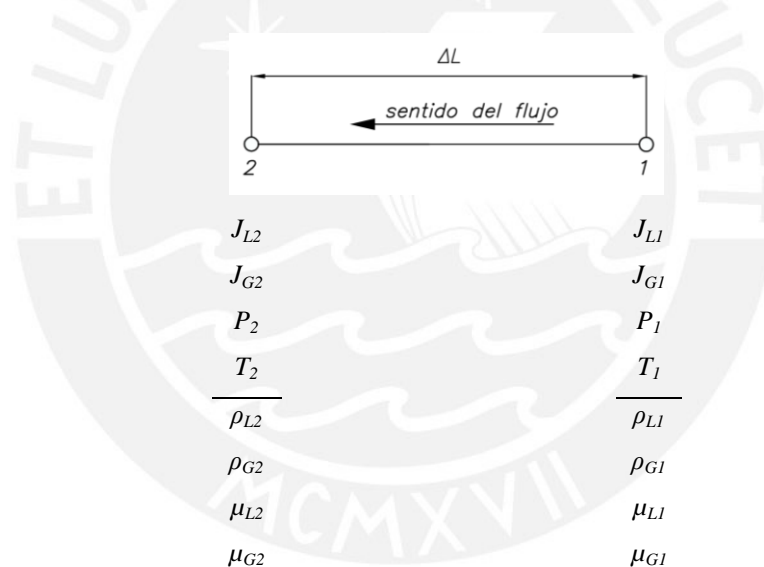


Figura 2.7 - Parámetros de flujo bifásico en un elemento genérico de tubo

Adoptando flujo isotérmico e incompresible en sección constante (solo para la fase líquida) se tiene,

$$T_1 = T_2 \tag{2.16}$$

$$\rho_{L1} = \rho_{L2} = f(P_i, T_i), \quad i = 1, 2 \tag{2.17}$$

$$\mu_{L1} = \mu_{L2} = f(P_i, T_i), \quad i = 1, 2 \tag{2.18}$$

$$J_{L1} = J_{L2} \quad (2.19)$$

Las propiedades físicas de los fluidos, *i.e.* densidad y viscosidad, son obtenidas de tablas a partir del conocimiento de la presión y temperatura en las posiciones 1 y 2. En el caso de la fase gaseosa, la ley de gases ideales puede ser utilizada. De esta manera, el sistema de la Figura 2.7 queda reducido a un sistema de 7 variables,  $J_{L1}$  (o  $J_{L2}$ ),  $J_{G1}$ ,  $J_{G2}$ ,  $P_1$ ,  $P_2$ ,  $T_1$  (o  $T_2$ ) y  $\Delta L$ .

La ecuación de conservación de la masa para flujo permanente, uniforme en sección constante, volumen de control fijo, sin transferencia de masa entre las fases e incompresible para la fase líquida, puede ser expresada por,

$$\rho_{L1}J_{L1} + \rho_{G1}J_{G1} = \rho_{G2}J_{G2} + \rho_{L2}J_{L2} \quad (2.20)$$

Introduciendo la ley de los gases ideales, la ecuación anterior puede ser reescrita como,

$$\frac{P_1}{(T_1 + 273.15)} J_{G1} = \frac{P_2}{(T_2 + 273.15)} J_{G2} \quad (2.21)$$

$P_1$  y  $P_2$  representan presiones absolutas. Tomando las hipótesis anteriores, la ecuación de energía para flujo horizontal, con pérdida de carga por aceleración despreciable, puede ser expresada por,

$$P_1 = P_2 + \frac{dP}{dL} \Delta L \quad (2.22)$$

donde  $dP/dL$  representa el gradiente de presión bifásica por fricción. Utilizando las ecuaciones 2.21 y 2.22, el sistema mostrado en la Figura 2.7 fue transformado en un sistema de ocho variables y dos ecuaciones. Por lo tanto, una expresión para el cálculo del gradiente de presión bifásico, la longitud  $\Delta L$  y cuatro parámetros conocidos son necesarios para resolver el sistema.

#### 2.2.4 Gradiente de presión bifásica

El gradiente de presión bifásica puede ser estimado de manera simple y confiable a través del método propuesto por Shannak [2008] según un estudio recientemente presentado por Ortiz Vidal *et al.* [2012a]. Ese método está basado en los parámetros



de flujo de la Figura 2.7 por tanto nuevas variables no son introducidas en el sistema. El gradiente de presión bifásica puede ser obtenido a partir de,

$$\left. \frac{dP}{dL} \right|_F = \frac{1}{2} \xi_M \frac{m_M^2}{\rho_M d} \quad (2.23)$$

siendo  $m$ ,  $\rho$  y  $\xi$ , flujo másico, densidad y factor de fricción, respectivamente. El subíndice  $M$  indica mezcla. Todas las propiedades, *e.g.*  $\eta$ , son estimadas en el punto equidistante entre 1 y 2 (Figura 2.7) asumiendo variación lineal, de la siguiente forma  $\bar{\eta} = (\eta_1 + \eta_2) / 2$ . Así, el flujo másico y la densidad de la mezcla pueden ser representados por,

$$m_M = \bar{\rho}_L \bar{J}_L + \bar{\rho}_G \bar{J}_G \quad (2.24)$$

$$\rho_M = (1 - \bar{\beta}) \bar{\rho}_L + \bar{\beta} \bar{\rho}_G \quad (2.25)$$

El factor de atrito [Fang *et al.*, 2011] y el número de Reynolds [Shannak, 2008] para la mezcla pueden ser representados, respectivamente, por,

$$\xi_M = \begin{cases} 64 / \text{Re}_M & , \text{Re}_M \leq 2000 \\ 0.316 / \text{Re}_M^{0.25} & , \text{Re}_M > 2000 \\ 0.25 \left[ \text{Log} \left( \frac{150.39}{\text{Re}_M^{0.98865}} - \frac{152.66}{\text{Re}_M} \right) \right]^{-2} & , \text{Re}_M \geq 3000 \end{cases} \quad (2.26)$$

$$\text{Re}_M = \frac{m_M \left( \frac{\bar{x}^2}{\bar{\rho}_G} + \frac{(1 - \bar{x})^2}{\bar{\rho}_L} \right) d}{\bar{\mu}_G \frac{\bar{x}}{\bar{\rho}_G} + \bar{\mu}_L \frac{(1 - \bar{x})}{\bar{\rho}_L}} \quad (2.27)$$

### 2.2.5 Pérdida de carga bifásica en accesorios

La pérdida de carga bifásica en accesorios puede calcularse por medio de [Chisholm, 1983, p. 188], usando propiedades *downstream*,



$$\Delta P = K \frac{1}{2} \frac{m_M^2}{\rho_M} \quad (2.28)$$

siendo  $m$ ,  $\rho$  y  $\zeta$ , flujo másico, densidad y factor de fricción, respectivamente. El subíndice  $M$  indica mezcla. El factor  $K$  para una ampliación (accesorio) puede ser calculado por

$$K = \frac{2}{\left(\frac{A_{sal}}{A_{ent}}\right)} \left(1 - \frac{1}{\left(\frac{A_{sal}}{A_{ent}}\right)}\right) \quad (2.29)$$

donde  $A$  indica área. Los subíndices *ent* y *sal* indican entrada y salida, respectivamente.

### 2.2.6 Resultados

El procedimiento de diseño de la Figura 2.4 fue implementado en un *software* de cálculo. Para la sección de ensayo fue considerado flujo bifásico en una tubería PVC de  $\emptyset 1''$ . Todas las condiciones bifásicas de la matriz experimental (Figura 2.2) fueron probadas. A seguir los resultados según la secuencia propuesta.

#### **Paso 1: asignación de la longitud $L_{sal}$**

La longitud de salida ( $L_{sal}$ , Figura 2.4) es independiente de cualquier parámetro hidráulico y solamente restringido por el espacio físico disponible, como comentado en la sección 2.2. Un valor de  $L_{sal} = 3.4$  m fue asignado.

#### **Paso 2: estimación de la longitud de ensayos**

La longitud de ensayos  $L_{ens}$  y la frecuencia fundamental del tubo ensayado están asociadas, de manera que un incremento de  $L_{ens}$  acarrea un decremento en la frecuencia fundamental. De lo discutido en la sección 2.2.1 sobre la superposición de las frecuencias características del tubo y del flujo bifásico, una longitud  $L_{ens}$  correspondiente a 20 Hz para la frecuencia fundamental del tubo es adoptada. Esa longitud equivaldría a la máxima longitud de la sección de ensayos. Menores longitudes pueden ser ajustadas variando la posición de los soportes de la sección de ensayos (G y H, Figura 2.3), con eso mayores valores para la frecuencia fundamental serían alcanzados. La ecuación 2.1 fue utilizada. Los parámetros de cálculo y

resultado son mostrados en la Tabla 2.4. Por simplicidad y sin perjuicio, un valor  $L_{des} = 1.7$  m será adoptado en el presente diseño.

Tabla 2.4 - Parámetros de cálculo y resultado para la longitud de la sección de ensayos

Tipo de tubo	PVC Ø1"
$\beta_n L_{ens}$ (ecuación 2.3)	4.730041
$E$ (PSI)	389000
$I$ (m <sup>4</sup> )	38.2E-9
$\rho_{tubo}$ (Kg/m <sup>3</sup> )	1.33E3
$A_{tubo}$ (m <sup>2</sup> )	340E-6
$\omega_n$ (Hz)	20
$L_{ens}$ (m)	1.637

### Paso 3: estimación de propiedades en la posición CON

La propiedades en la posición CON fueron calculadas a partir de la metodología presentada en la sección 2.2.3. El cálculo del gradiente de presión bifásica fue realizado según el método de Shannak [2008], sección 2.2.4. Para reducir la pérdida de carga, el diámetro (nominal) del tramo final de la longitud  $L_{sal}$  (Figura 2.3) fue incrementado de 1" para 2". La pérdida de carga localizada debido a la expansión de la tubería fue calculada según lo presentado en la sección 2.2.5, usando las propiedades en la posición CON. Los parámetros de cálculo son mostrados en la Figura 2.9 y la Tabla 2.5. La Figura 2.9 muestra la presión absoluta en la posición CON, resultado de mayor relevancia.

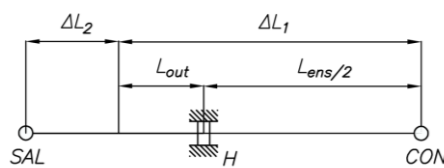


Figura 2.8 - Esquema para el cálculo de las condiciones en CON.

Tabla 2.5 - Parámetros de entrada para la estimación de las propiedades en CON

$L_{sal}$ (m)	3.4
$L_{ens}$ (m)	1.7
$L_{out}$ (m)	1.1
$\Delta L_1$ (m) - Ø1"	1.95
$\Delta L_2$ (m) - Ø2"	2.3
$T_{SAL}=T_{CON}$ (°C)	20
$P_{SAL}$ (KPa)	101.325
$J_{L-CON}$ (m/s)	Figura 2.2
$J_{G-CON}$ (m/s)	Figura 2.2

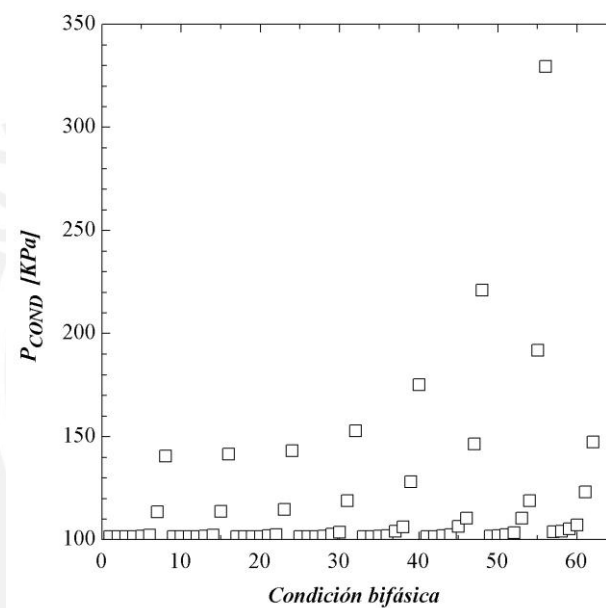


Figura 2.9 - Resultados de presión (absoluta) en la posición CON

#### Paso 4: estimación de la longitud de desarrollo

La estimación de la longitud de desarrollo fue realizada a partir de los criterios presentados en la sección 2.2.2. La Figura 2.10 muestra los resultados. Un valor máximo de 3.379 m fue encontrado. Como se esperaba los patrones de fases separadas, *i.e.* estratificado, ondulado y anular, requieren de mayores longitudes para el completo desarrollo del perfil de velocidades de las fases. En ese sentido, el flujo de la fase líquida es más crítico. Los patrones burbujas, burbujas dispersas y tapón fueron tratados como flujo homogéneo con propiedades de la mezcla. Se encontró

que las condiciones bifásicas para esos patrones requieren de longitudes de desarrollo menores a 1.5 m. Un valor de  $L_{des} = 3.5$  m fue asignado.

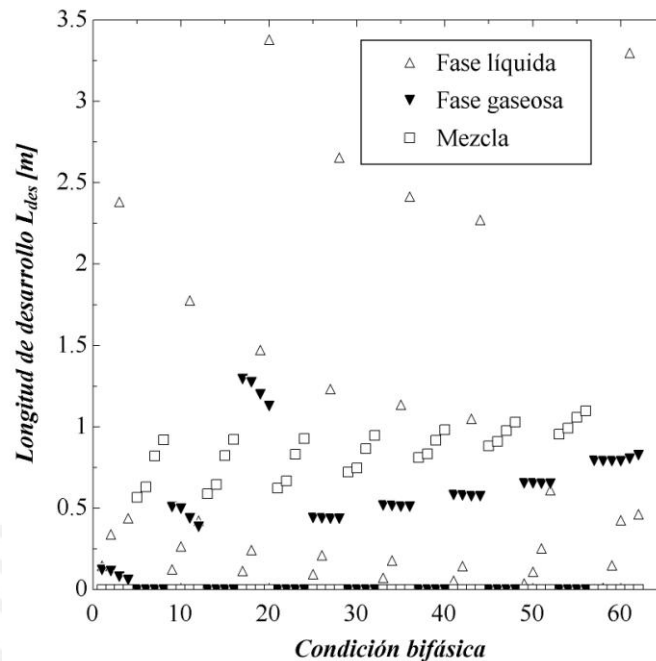


Figura 2.10 - Longitud de desarrollo utilizando las propiedades en la posición CON.

### Paso 5: estimación de propiedades en la posición ENT

La estimación de las propiedades del flujo bifásico en la posición ENT fue realizada también a partir de la metodología presentada en la sección 2.2.3. Los parámetros de entrada fueron: presión, temperatura y velocidades superficiales en la posición CON. El método de Shannak [2008], sección 2.2.4, para el cálculo del gradiente de presión bifásica, fue utilizado. Los parámetros de cálculo son mostrados en la Figura 2.11 y Tabla 2.6. Las propiedades del flujo en la posición ENT son 4: temperatura, velocidad superficial del agua, velocidad superficial del aire y presión. Sin embargo, las dos primeras son conocidas debido a las hipótesis adoptadas de flujo isotérmico e incompresible. Los resultados de presión y velocidad superficial del aire son mostrados en la Figura 2.12 y Figura 2.13, respectivamente.

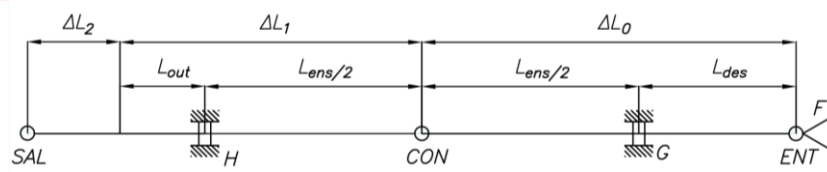


Figura 2.11 - Esquema para el cálculo de las condiciones en ENT.

Tabla 2.6 - Parámetros de entrada para la estimación de las propiedades en ENT

$L_{ens}$ (m)	1.7
$L_{des}$ (m)	3.5
$\Delta L_0$ (m) - Ø1"	4.35
$T_{SAL}=T_{CON}$ (°C)	20
$P_{CON}$ (KPa)	Figura 2.9
$J_{L-CON}$ (m/s)	Figura 2.2
$J_{G-CON}$ (m/s)	Figura 2.2

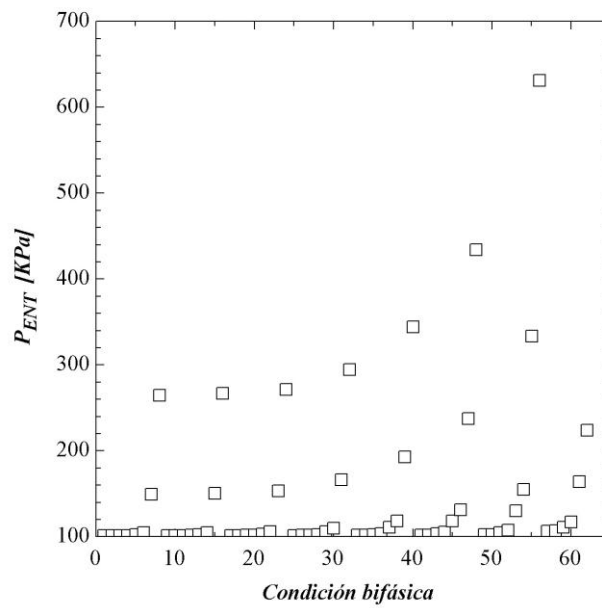


Figura 2.12 - Resultados de presión (absoluta) en la posición ENT.

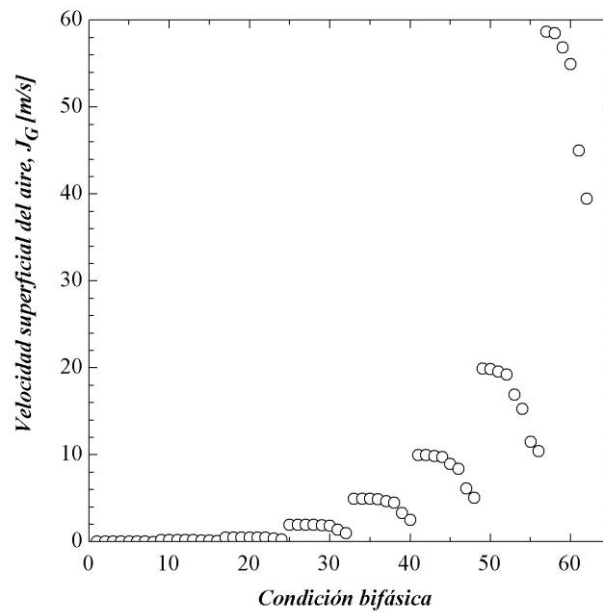


Figura 2.13 - Velocidad superficial de la fase gaseosa  $J_G$  en la posición ENT.

### Paso 6 y 7: recalcu de la longitud de desarrollo

El objetivo de este paso es verificar si longitud de desarrollo calculada con las propiedades en la posición ENT sobrepasa a la escogida en el paso 4. En caso afirmativo, el *loop* propuesto en la Figura 2.4 (diagrama de flujo) debe ser seguido hasta alcanzar la convergencia. Cuando satisfecha la condición 7 del diagrama de flujo, la máxima presión en la posición ENT puede ser utilizado para la asignación de una presión de diseño. Así, la metodología para el cálculo de la longitud de desarrollo, presentada en la sección 2.2.2, fue evaluada utilizando las propiedades de las fases en la posición ENT. La Figura 2.14 muestra los resultados para la longitud de desarrollo. Se observa la misma tendencia de la longitud de desarrollo de la Figura 2.10 (evaluada con las propiedades en CON). Un valor máximo de 3.381 m fue encontrado. De esta manera, al asumir  $L_{des} = 3.5$  m, la condición 7 fue cumplida.

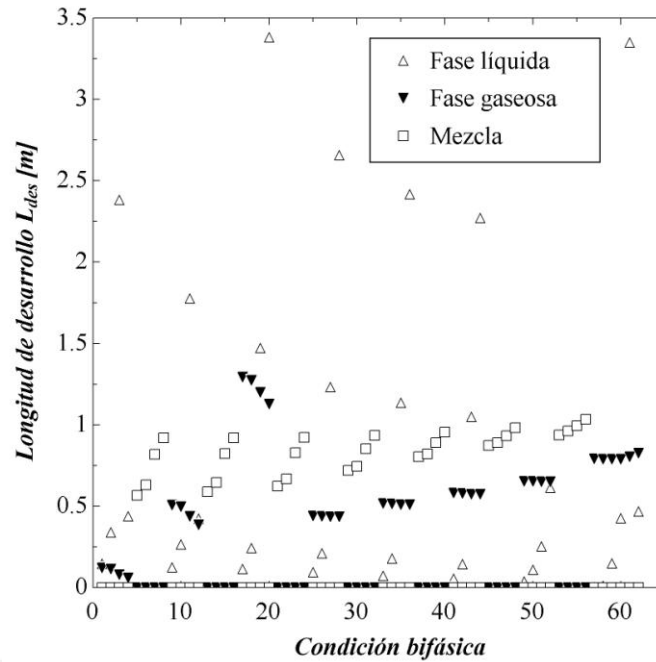


Figura 2.14 - Longitud de desarrollo utilizando las propiedades en la posición ENT.

### Paso 8: asignación de $P_{diseño}$

Un valor de  $P_{diseño}$  igual a la máxima presión en ENT podría ser adoptado. Sin embargo, esto implicaría despreciar los desvíos vinculados a la estimación de la pérdida de carga, que en el caso de flujo bifásico son relevantes. Ortiz Vidal *et al.* [2012a] mostraron recientemente que cuando usado el método de Shannak [2008], la previsión de pérdida de carga bifásica para el patrón burbujas dispersas presenta un desvío menor a 15%. Para el presente diseño la máxima presión en ENT ocurre también en el patrón burbujas dispersas, por lo tanto la adopción de un factor de 1.15 sobre la previsión de pérdida de carga ( $DP = P_{ENT} - P_{SAL}$ ) se muestra coherente,

$$DP_{diseño} = 1.15DP \quad (2.30)$$

$$P_{diseño} = P_{SAL} + DP_{diseño} \quad (2.31)$$

Los resultados de pérdida de carga de diseño  $DP_{diseño}$  y presión de diseño  $P_{diseño}$  para todas las condiciones bifásicas son mostrados en la Figura 2.15 y Figura 2.16, respectivamente. La primera es utilizada para el dimensionamiento de la bomba y compresor, mientras que la segunda para la verificación de la integridad estructural



de la tubería. De ambas figuras puede observarse los siguientes valores máximos  $DP_{diseño-máxima} = 608.9$  KPa y  $P_{diseño-máxima} = 710.2$  KPa. Así, para el presente diseño los siguientes valores son adoptados:  $DP_{diseño} = 610$  KPa y  $P_{diseño} = 720$  KPa.

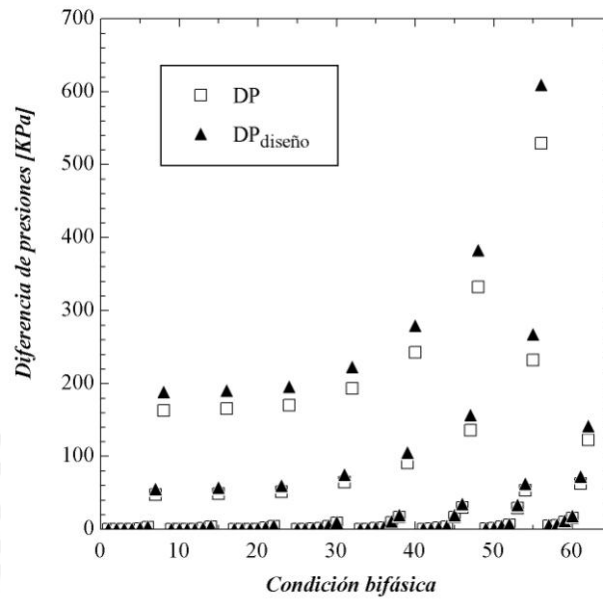


Figura 2.15 - Diferencia de presiones:  $DP = P_{ENT} - P_{SAL}$  y  $DP_{diseño} = 1.15 DP$

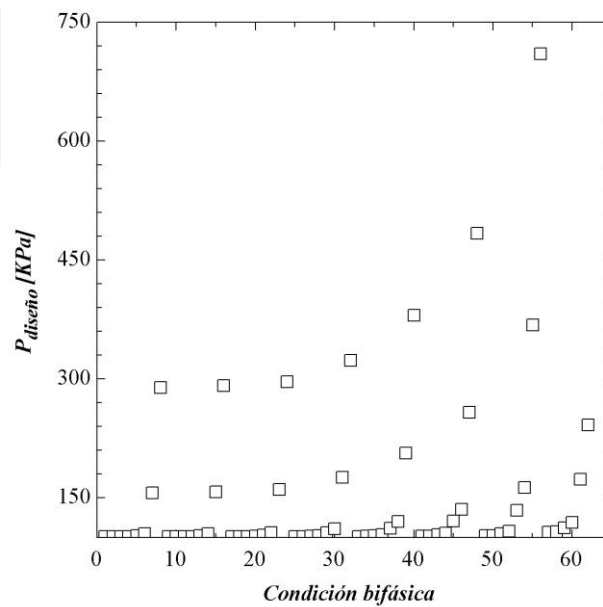


Figura 2.16 - Presión de diseño

### 2.3 Verificación de la integridad de la tubería.

La integridad de la tubería está garantizada cuando se verifica que el esfuerzo debido a la presión de operación  $\sigma_{trab}$  no supera el esfuerzo admisible de la tubería  $\sigma_{adm}$ ,

$$\sigma_{trab} \leq \sigma_{adm} = \frac{\sigma_{falla}}{FS} \quad (2.32)$$

donde  $\sigma_{falla}$  y  $FS$  indican esfuerzo de falla y factor de seguridad, respectivamente. Los factores de seguridad establecidos por el código ASME B31 fueron adoptados para el presente diseño, en ausencia de normas o códigos específicos para el diseño de equipos similares al del presente trabajo. Para oleoductos, el código ASME B31.4<sup>3</sup> (*apud* [Canto & Louzada, 2009, p. 9.6]) adopta el factor  $(FS)^{-1} = 0.72$ , mientras que para gaseoductos, el código ASME B31.8 adopta un valor crítico de  $(FS)^{-1} = 0.4$ .

La expresión de Barlow puede ser usada para el cálculo del esfuerzo de trabajo debido a la presión interna,

$$\sigma_{trab} = \frac{PD}{2t} \quad (2.33)$$

donde  $P$ ,  $D$  y  $t$  representan presión de trabajo, diámetro externo y espesor mínimo de pared, respectivamente. La presión de trabajo ( $P$ ) utilizada es la presión de diseño adoptada en la sección anterior menos la presión atmosférica, es decir presión manométrica de diseño. Los valores para  $D$  y  $t$  son obtenidos de tablas ofrecidas por los fabricantes. La Tabla 2.7 muestra los parámetros de cálculo de las ecuaciones 2.32 y 2.33. Como se observa, la integridad del tubo está garantizada pues la condición de la ecuación 2.32 fue satisfecha. Cabe señalar que la ecuación 2.33 pudo ser utilizada desde que el criterio de esbeltez  $t/D \leq 0.1$  fue cumplido [Canto & Louzada, 2009, p. 9.18].

---

<sup>3</sup> Código ASME B31.4 - Pipeline Transportation System for Liquid Hydrocarbons and Other Liquids

Tabla 2.7 - Parámetros de cálculo y resultado de la verificación de integridad de la tubería

$D$ (in)	1.315
$t$ (in)	0.133
$\sigma_{falla}$ (PSI)	7260
$FS^{-1}$ (más crítico)	0.4
$P_{diseño}$ (KPa)	720
$P_{atm}$ (KPa)	101.325
$P$ (KPa)	618.675
$\sigma_{adm}$ (MPa)	20.02
$\sigma_{trab}$ (MPa)	3.06

#### 2.4 Luz admisible entre soportes

El cálculo de la luz o vano entre soportes se resume a la determinación de la mayor distancia entre apoyos, conforme con los valores admisibles de resistencia y desplazamiento (flecha). Para el presente diseño, la resistencia admisible ( $\sigma_{adm}$ ) fue adoptada como 1/7 del esfuerzo de fluencia ( $\sigma_{fluencia}$ ) [Canto & Louzada, 2009, p. 9.10],

$$\sigma_{adm} = \frac{\sigma_{fluencia}}{7} \quad (2.34)$$

En el caso del desplazamiento admisible ( $\delta_{adm}$ ) fue escogida el menor de:

1.  $\delta_{adm-1} = 6$  mm. Valor utilizado por la empresa brasilera Petrobras (*apud* [Canto & Louzada, 2009, p. 9.10])
2.  $\delta_{adm-2} = L \text{seno}(10^\circ)$ . Criterio oriundo de la práctica experimental en flujo bifásico que indica  $10^\circ$  como el ángulo máximo que garantiza el uso de la teoría para flujo bifásico horizontal.

Dada una luz entre apoyos, la tubería sufre un esfuerzo de flexión ( $\sigma_{flex}$ ) y deformación ( $\delta_{flex}$ ) debido al peso de la tubería y el fluido en su interior. Usando la teoría de vigas y asumiendo los pesos como cargas distribuidas ( $w$ ) sobre una longitud  $L$  de tubo con apoyos empotrado-pivoteado, los parámetros anteriores pueden ser representados confiablemente por [Canto & Louzada, 2009, p. 9.10],

$$w = w_{agua} + w_{tubo} = (\rho_{agua} A_{int} + \rho_{tubo} A_{tubo})g \quad (2.35)$$

$$\sigma_{flex} = \frac{L}{10Z} wL \quad (2.36)$$

$$\delta_{flex} = \frac{L^3}{185EI} wL \quad (2.37)$$

donde  $A_{int}$  y  $A_{tubo}$  indican área interna y transversal del tubo, respectivamente. Se adopta una actitud conservadora al considerar que el área interna del tubo está ocupada totalmente por agua (ec. 2.35). Las propiedades geométricas área interna  $A_{int}$ , área transversal  $A_{tubo}$ , modulo de resistencia  $Z$  y momento de inercia de área  $I$  evaluados sobre la sección transversal del tubo pueden ser representados por

$$A_{int} = \frac{\pi}{4} d^2 \quad (2.38)$$

$$A_{tubo} = \frac{\pi}{4} (D^2 - d^2) \quad (2.39)$$

$$Z = \frac{I}{(D/2)} \quad (2.40)$$

$$I = \frac{\pi}{64} (D^4 - d^4) \quad (2.41)$$

donde  $D$  y  $d$  representan los diámetro externo e interno, respectivamente. De esta manera, la luz admisible por resistencia es obtenida al igualar el esfuerzo admisible (ec. 2.34) con el esfuerzo de flexión sufrido por el tubo (ecuaciones 2.35 y 2.36). Mientras que la luz admisible por deformación (flecha) es obtenida al igualar individualmente la deformación sufrida por el tubo (ecuación 2.37) con los criterios admisibles de deformación. La Tabla 2.8 muestra los parámetros de cálculo de ese proceso. También se muestran los resultados de la luz admisible por resistencia  $L$  ( $\sigma_{adm}$ ) y deformación  $L$  ( $\delta_{adm-1}$ ) y  $L$  ( $\delta_{adm-2}$ ). Se concluye que  $L = 1.3$  m será adoptado como parámetro de diseño por ser menor que el valor admisible más crítico ( $L$  ( $\delta_{adm-1}$ )).

Tabla 2.8 - Parámetros de cálculo y resultado para la luz admisible entre soportes

$D$ (in)	1.315
$d$ (in)	1.029
$E$ (Pa)	2.682E9
$\rho_{tubo}$ (Kg/m <sup>3</sup> )	1.33E3
$\rho_{agua}$ (Kg/m <sup>3</sup> )	0.98E3
$g$ (m/s <sup>2</sup> )	9.81
$\sigma_{fluencia}$ (PSI)	12000
$\sigma_{adm}$ (MPa)	11.82
$L$ ( $\sigma_{adm}$ ) (m)	5.283
$L$ ( $\delta_{adm-1}$ ) (m)	1.305
$L$ ( $\delta_{adm-2}$ ) (m)	1.813

## 2.5 Fijación de la sección de ensayos

Cuando FIV es estudiada, se hace relevante desvincular las frecuencias generadas por el flujo de las frecuencias fundamentales del sistema estructural, principalmente en la sección de ensayos ( $I$ , Figura 2.1). En la práctica, esa desvinculación se realiza fijando la sección de ensayos a la pared o en el piso. En presencia de vibración generada por flujo bifásico (2FIV, del inglés *Two-Phase Flow-Induced Vibration*) otros cuidados deben ser tomados, por ejemplo facilidad para grabación de imágenes del patrón de flujo y la influencia de la frecuencia del flujo sobre la frecuencia estructural. Según eso, para el presente diseño, se propone la fijación de la sección de ensayos mediante soportes montados sobre una viga fija y anexa a bloques de concreto localizados en el piso. Los soportes, de separación ajustable, permiten la evaluación de la influencia de la frecuencia natural del sistema sobre las vibraciones generadas por el flujo. La Figura 2.17 muestra el esquema descriptivo.

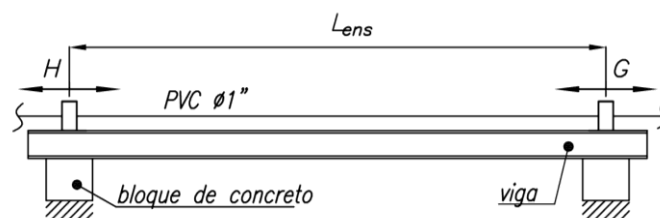


Figura 2.17 - Esquema descriptivo de la fijación de la sección de ensayos

## 2.6 Distribución geométrica general del banco experimental

La lámina A3-101 muestra la distribución general del banco experimental. La viga W8x31 y la distancia de 1.7 m de separación entre bloques de concreto presentan una frecuencia fundamental de 556 Hz, garantizando la desvinculación de las frecuencias del sistema de las frecuencias generadas por el flujo. La fijación de la sección de ensayos, así como los apoyos y anclajes de los elementos vinculados a ella, son indicados. Referencias a los planos de ensamble de los soportes de la tubería también hacen parte del plano.

## 2.7 Selección de Equipos

Dos sistemas de transporte de fluidos están vinculados al presente proyecto, el de bombeo de agua y el de aire comprimido. En esta sección algunos comentarios respecto a ambos sistemas son hechos. Los parámetros de selección son expuestos. Una selección de equipos también es presentada, sin embargo es de carácter descriptivo dado que considera situaciones de instalación y operación hipotéticas. En ese sentido, ambos sistemas son directamente influenciados por condiciones *in situ*. Por ejemplo, el dimensionamiento y consecuente desempeño del sistema de aire comprimido depende de la presión atmosférica, temperatura y condiciones locales del aire. Cabe señalar también que debido al amplio rango de operación (Matriz Experimental, Figura 2.2) no es posible seleccionar un solo equipo que opere eficientemente para todas las condiciones. Por otro lado, es económicamente inviable adquirir diferentes equipos para operar sobre un grupo reducido de condiciones, por lo tanto, condiciones de eficiencia mínima y máxima de operación pueden ser encontradas. Este es el caso de las bombas de agua.

### 2.7.1 Selección de la bomba

Los parámetros base para la selección de una bomba son *ADT* (Altura Dinámica Total) y flujo volumétrico de líquido ( $Q_L$ ) [Carnicer-Royo & Mainar-Hasta, 2001, p. 28]. *ADT*, también conocido como  $H_{man-total}$ , representa la energía que el equipo de bombeo necesita transferir al fluido para satisfacer la condición requerida. Para el presente proyecto, a partir de la ecuación de energía, el *ADT* necesario estaría representado por [Ortiz Vidal *et al.*, 2010],

$$ADT = H_{bifásico} + H_{estático} + H_{monofásico} \quad (2.42)$$

donde  $H_{estático}$  representa la diferencia de altura geométrica entre la entrada de la bomba y la salida de la tubería al final del circuito. Esa diferencia adquiere un valor menor a la altura del tanque abierto atmosférico (ver Lámina A3-101). Para fines de cálculo un valor  $H_{estático} = 1$  m fue adoptado.  $H_{bifásico}$  representa la pérdida de carga bifásica  $DP_{diseño}$  (ver Figura 2.15) expresada en metros de columna de agua (mca).  $H_{monofásico}$  representa la pérdida de carga monofásica de agua desde la salida del tanque hasta el mezclador. Para fines de cálculo de este parámetro se asumió una longitud 9 m lineales de tubería de PVC Ø2". La Figura 2.18 muestra los resultados de la ecuación 2.42. Se observa que la pérdida de carga bifásica expresada en mca,  $H_{bifásico}$ , presenta mayor relevancia sobre el  $ADT$ .

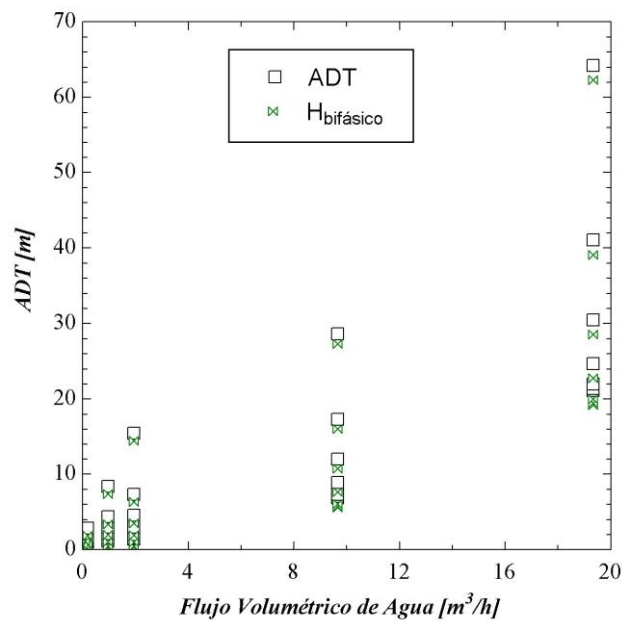


Figura 2.18 -  $ADT$  versus Flujo Volumétrico de Agua.

Una configuración en serie de dos bombas idénticas de  $ADT = 35$  m y  $Q_L = 20$  m<sup>3</sup>/h ( $\approx 5.55$  l/s) fue escogida para satisfacer eficientemente la demanda observada en la Figura 2.18. La primera bomba, conectada a un variador de frecuencia, operaría de media a carga completa. El variador de frecuencia actúa sobre la velocidad de rotación de la bomba simulando la presencia de diferentes bombas. La segunda bomba funcionaría a carga completa, *i.e.* velocidad de rotación fija, y entraría en operación cuando mayores valores de  $ADT$  sean requeridos.



Tomando como base el fabricante de bombas *Hidrostral*<sup>MR</sup>, la Electrobomba Centrífuga Monoblock (ECM) cumple con las condiciones de selección  $ADT = 35$  m y  $Q_L = 20$  m<sup>3</sup>/h ( $\approx 5.55$  l/s) (ver Figura 2.19). Específicamente los modelos B1.1/2x2-5.7T y B1.1/2x2.5-5.7T, según mostrado en la Figura 2.20. Sin embargo, cuando analizada la curva particular de cada modelo, se observa que el primer modelo (B1.1/2x2-5.7T) presenta una eficiencia superior al segundo modelo (B1.1/2x2.5-5.7T) presenta una eficiencia menor para las condiciones de selección, 64% frente a 60%. Por lo tanto, el modelo B1.1/2x2-5.7T fue seleccionado. La Figura 2.21 muestra su curva característica. Otros fabricantes pueden ser consultados para obtener una eficiencia superior a la encontrada con *Hidrostral*<sup>MR</sup>.

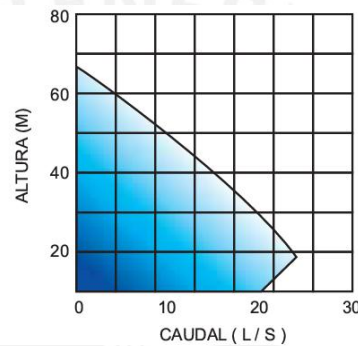


Figura 2.19 - Rango de operación de la Electrobomba Centrífuga Monoblock *Hidrostral*<sup>TM 4</sup>.

<sup>4</sup>[http://www.hidrostral-peru.com/images\\_turbinas/folleto-linea\\_produccion\\_2012.pdf](http://www.hidrostral-peru.com/images_turbinas/folleto-linea_produccion_2012.pdf), consultado 12/10/2012.



desde que el diseño contempla una succión positiva y las pérdidas en la succión de la bomba son mínimas.

Finalmente, la potencia entregada a la bomba ( $W_{bomba}$ ) y la potencia eléctrica de diseño ( $W_{eléctrica}$ ) pueden ser respectivamente expresadas por [Carnicer-Royo & Mainar-Hasta, 2001, p. 37],

$$W_{bomba} = \frac{\rho_L g (ADT) Q_L}{\eta_{bomba}} \quad (2.43)$$

$$W_{eléctrica} = (ME) W_{bomba} \quad (2.44)$$

donde  $\eta_{bomba}$  y  $ME$  representan la eficiencia de la bomba y el margen de sobrecarga eléctrica, respectivamente. Los valores de  $ADT$  y flujo volumétrico de líquido  $Q_L$  se tomaron de la Figura 2.18. Para fines de cálculo la eficiencia de la bomba fue asumida igual a 60%. En el caso del margen de sobrecarga eléctrica, un valor de 1.2 fue utilizado [Carnicer-Royo & Mainar-Hasta, 2001, p. 37]. La Figura 2.22 muestra los resultados de las ecuaciones 2.43 y 2.44. Estos resultados sirven para el dimensionamiento del suministro eléctrico y la selección del variador de frecuencia. Tomando como base una potencia eléctrica igual a 7 KW, el variador de frecuencia WEG CFW11 satisface las necesidades del proyecto<sup>7</sup>.

---

<sup>7</sup><http://www.weg.net/br/Produtos-e-Servicos/Drives/Inversores-de-Frecuencia/CFW11>, consultado 12/10/2012.

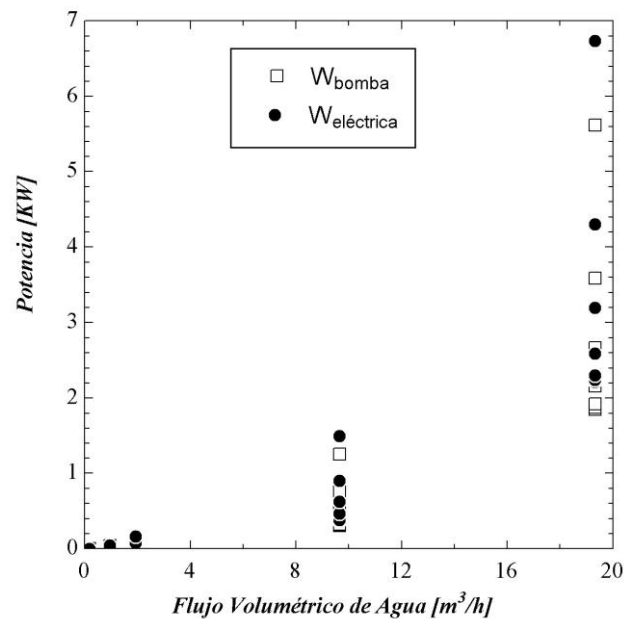


Figura 2.22 - Potencia suministrada a la fase líquida en función del flujo volumétrico.

### 2.7.2 Selección del equipo de suministro de aire comprimido.

El sistema responsable por el suministro de aire comprimido debe ser dimensionado considerando las condiciones locales de instalación y operación, por ejemplo, temperatura, presión atmosférica y calidad del aire. También, debido al elevado costo de la compresión de aire, esos sistemas no son planeados para trabajar localmente, por lo contrario, un solo sistema es proyectado para cubrir la demanda global de la institución donde es instalado. Los dos puntos citados indican que el sistema de aire comprimido sugiere la elaboración de un proyecto detallado. Actividad que no será cubierta en el presente proyecto una vez que la finalidad del mismo - como presentado hasta aquí- es desarrollar criterios de diseño que puedan ser aplicados a diversas condiciones.

La base de un sistema de suministro de aire comprimido es el compresor, donde sus parámetros base de selección son: flujo volumétrico de aire y presión nominal. Esos parámetros indican la demanda de aire comprimido y la presión máxima del sistema, respectivamente. La presión máxima del sistema equivale a la suma de la pérdida de carga bifásica  $DP_{diseño}$  (Figura 2.15) y la pérdida de carga monofásica computada desde la salida del compresor hasta el mezclador ( $F$ , Figura 2.1). La Figura 2.23

muestra la pérdida de carga bifásica *versus* el caudal de aire, donde se observa que la presión máxima no supera los 610 KPa (= 6.1 bar). Así, como carácter ilustrativo, se adoptó una presión nominal de selección igual a 1000 KPa (= 10 bar). Para esto, fue asumido que la pérdida de carga monofásica es despreciable cuando comparada a  $DP_{diseño}$ . Lo anterior es válido desde que es posible proyectar un tubería para flujo monofásico de aire que cumpla esa condición. Finalmente, los parámetros de selección del compresor son presión nominal y flujo igual a 1000 KPa (= 10 bar) y 47 l/s ( $\approx 100$  cfm), respectivamente.

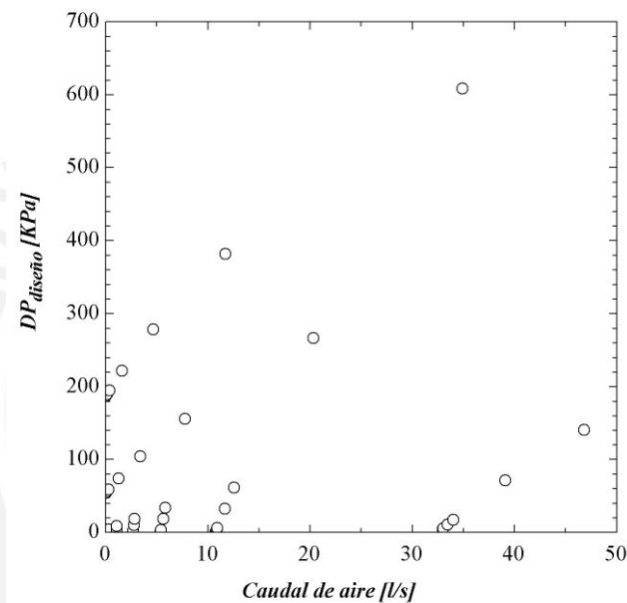


Figura 2.23 -  $DP_{diseño}$  versus caudal de aire.

Una búsqueda entre fabricantes de compresores fue realizada. Se encontró que la demanda podría ser satisfecha utilizando compresores del tipo tornillo. La Tabla 2.9 muestra un cuadro comparativo de las alternativas adecuadas. Las especificaciones técnicas detalladas son ofrecidas por los fabricantes. En general puede decirse que: (i) la diferencia de potencia nominal entre la primera y la segunda opción se debe a un sistema de variable de velocidad presente en el modelo IRN25H, (2) La presión nominal del compresor Schulz, tercera opción, puede ser ajustada a 10 bar para alcanzar el flujo demandado, (iii) el compresor KAESER AS30 es el único que no presenta tanque de almacenamiento de aire presurizado. Esto es una gran desventaja pues según la Figura 2.23 muchas condiciones serán operadas a presiones bastante inferiores a la presión nominal. Para evitar gastos innecesarios un tanque deberá ser

anexado a dicho compresor. Finalmente, las condiciones locales de instalación y operación determinarán la elección del tipo de compresor a utilizar. Purgadores y separador de agua son necesarios en el sistema, sin embargo unidades de secado son dependientes de las condiciones locales.

Tabla 2.9 - Comparación de Compresores de Aire.

	Presión nominal (bar)	Potencia Nominal (KW)	Flujo (cfm)
Ingersoll Rand UP6 30-150 <sup>8</sup>	10.5	22	112
Ingersoll Rand IRN25H <sup>9</sup>	4.5-10.4	18	108
Schulz 3030/500 COMPACT	11	22.5	97
KAESER AS30 <sup>10</sup>	10	22	104.5

## 2.8 Referencias

- Baker, O., (1954). Designing for Simultaneous Flow of Oil and Gas. The Oil and Gas Journal, n.July, p.185-195.
- Beggs, D.H., Brill, J.P., (1973). A Study of Two-Phase Flow in Inclined Pipes. Journal of Petroleum Technology, v.25, n.5, p.607-617.
- Canto, C.H.D., Louzada, M., (2009). Projeto Mecânico de Dutos Terrestres, en: ABCM-Associação-Brasileira-de-Engenharia-e-Ciências-Mecânicas (Eds.), Engenharia de Dutos / organização José Luiz de França Freire. ABCM, Rio de Janeiro.
- Cargnelutti, M.F., Belfroid, S.P.C., Schiferli, W., (2010). Two-Phase Flow-Induced Forces on Bends in Small Scale Tubes. Journal of Pressure Vessel Technology, v.132, p.041305.
- Carnicer-Royo, E., Mainar-Hasta, C., (2001). Bombas Centrífugas, PARANINFO THOMSON LEARNING, Madrid.
- Çengel, Y.A., Cimbala, J.M., (2007). Mecânica dos fluidos - fundamentos e aplicações, 1ed, McGraw-Hill, São Paulo.
- Chen, S.S., (1991). Flow-Induced Vibrations in Two-Phase Flow. Journal of Pressure Vessel Technology, v.113, n.2, p.234-241.
- Chisholm, D., (1967). A theoretical basis for the Lockhart-Martinelli correlation for two-phase flow. International Journal of Heat and Mass Transfer, v.10, n.12, p.1767-1778.
- \_\_\_\_\_, (1973). Void Fraction during Two-Phase Flow. Journal of Mechanical Engineering Science, v.15, n.3, p.235-236.

<sup>8</sup><http://www.ingersollrandproducts.com/am-en/products/air/rotary-contact-cooled-air-compressors/4-37kw-5-50hp/modelgroup/35559/45>, consultado 12/10/2012.

<sup>9</sup>[http://www.ingersollrandproducts.com/am-en/products/air/rotary-contact-cooled-air-compressors/5\\_5-30kw-7\\_5-40hp-vsdl/modelgroup/35563/35](http://www.ingersollrandproducts.com/am-en/products/air/rotary-contact-cooled-air-compressors/5_5-30kw-7_5-40hp-vsdl/modelgroup/35563/35), consultado 12/10/2012.

<sup>10</sup><http://www.kaeser.com.br/Images/p650-tcm72-6758.pdf>, consultado 12/10/2012.



- \_\_\_\_\_. , (1983). Two-phase flow in pipelines and heat exchangers, Longman Inc., New York.
- Dukler, A.E., Wicks, M., Cleveland, R.G., (1964). Frictional pressure drop in two-phase flow: B. An approach through similarity analysis. *AIChE Journal*, v.10, n.1, p.44-51.
- Eaton, B.A., Knowles, C.R., Silberbrg, I.H., (1967). The Prediction of Flow Patterns, Liquid Holdup and Pressure Losses Occurring During Continuous Two-Phase Flow In Horizontal Pipelines. *Journal of Petroleum Technology*, v.19, n.6, p.815-828.
- Falcone, G., Hewitt, G.F., Alimonti, C., (2009). *Multiphase Flow Metering*, Elsevier.
- Fang, X., Xu, Y., Zhou, Z., (2011). New correlations of single-phase friction factor for turbulent pipe flow and evaluation of existing single-phase friction factor correlations. *Nuclear Engineering and Design*, v.241, n.3, p.897-902.
- Ghajar, A.J., Tang, C.C., (2012). Void Fraction and Flow Patterns of Two-Phase Flow in Upward and Downward Vertical and Horizontal Pipes - *Advances in Multiphase Flow and Heat Transfer V.4*
- Hibiki, T., Ishii, M., (1998). Effect of flow-induced vibration on local flow parameters of two-phase flow. *Nuclear Engineering and Design*, v.185, n.2-3, p.113-125.
- Hua, C. *et al.*, (2010). Noninvasive Flow Regime Identification for Wet Gas Flow Based on Flow-induced Vibration. *Chinese Journal of Chemical Engineering*, v.18, n.5, p.795-803.
- Liu, M., Gorman, D.G., (1996a). Predictions of the vibratory characteristics of cylindrical structures with presence of single-phase flow - I. Theoretical study. *Engineering Structures*, v.18, n.6, p.437-446.
- \_\_\_\_\_. , (1996b). Predictions of the vibratory characteristics of cylindrical structures with presence of single-phase flow - II. Empirical modal analysis. *Engineering Structures*, v.18, n.6, p.447-458.
- Lockhart, R.W., Martinelli, R.C., (1949). Proposed correlation of data for isothermal two-phase, two-component flow in pipes. *Chemical Engineering Progress*, v.45, n.1, p.39-48.
- Mandhane, J.M., Gregory, G.A., Aziz, K., (1974). A flow pattern map for gas-liquid flow in horizontal pipes. *International Journal of Multiphase Flow*, v.1, n.4, p.537-553.
- Mathure, N., (2010). Study of Flow Patterns and Void Fraction in Horizontal Two-phase Flow. 122 pp. Thesis (MSc) - Oklahoma State University, Oklahoma, USA, 2010.
- Matsui, G., (1986). Automatic identification of flow regimes in vertical two-phase flow using differential pressure fluctuations. *Nuclear Engineering and Design*, v.95, n.0, p.221-231.
- Ortiz-Vidal, L.E., Rodriguez, O.M.H., (2011). Flow-Induced Vibration due to Gas-Liquid Pipe Flow: Knowledge Evolution. In: *PROCEEDINGS OF THE 21st BRAZILIAN CONGRESS OF MECHANICAL ENGINEERING - COBEM2011*, 21, 2011, Natal, RN. ABCM.
- Ortiz Vidal, L.E., Cabanillas Maury, D.E., Fierro Chipana, R.A., (2010). EQUILIBRIO HIDRÁULICO EN SISTEMAS DE BOMBEO MINERO: ESTUDIO DE CASO. *Ingeniare. Revista chilena de ingeniería*, v.18, p.335-342.



- Ortiz Vidal, L.E., Mureithi, N.W.,Rodriguez, O.M.H., (2012a). Pressure Drop in Two-Phase Gas-Liquid Horizontal Flow. In: VII Congreso Bolivariano de Ingenieria Mecánica, 2012a, Cuzco, Peru.
- Ortiz Vidal, L.E., Rodriguez, O.M.H.,Mureithi, N.W., (2012b). Structural Excitation Response of A Straight Pipe Subjected To Air-Water Internal Flow. In: Brazilian Meeting on Multiphase Flow and Phase Change Heat Transfer, 3rd, 2012b, Curitiba - Pr.
- Païdoussis, M.P., (1998). Fluid-Structure Interactions: Slender Structures and Axial Flow, Vol. 1, Elsevier Academic Press.
- \_\_\_\_\_. , (2005). Some unresolved issues in fluid-structure interactions. Journal of Fluids and Structures, v.20, n.6 SPEC. ISS., p.871-890.
- \_\_\_\_\_. , (2008). The canonical problem of the fluid-conveying pipe and radiation of the knowledge gained to other dynamics problems across Applied Mechanics. Journal of Sound and Vibration, v.310, n.3, p.462-492.
- Pettigrew, M.J.,Taylor, C.E., (1994). Two-phase flow-induced vibration: An overview. Journal of Pressure Vessel Technology, Transactions of the ASME, v.116, n.3, p.233-253.
- Pettigrew, M.J. *et al.*, (1998). Flow-induced vibration: Recent findings and open questions. Nuclear Engineering and Design, v.185, n.2-3, p.249-276.
- Potter, M.C.,Wiggert, D.C., (2004). Mecânica dos fluidos, 3ed, Pioneira Thomson Learning, São Paulo.
- Rao, S.S., (2007). Vibration of Continuous Systems, John Wiley & Sons, Inc, New Jersey.
- Riverin, J.L.,Pettigrew, M.J., (2007). Vibration excitation forces due to two-phase flow in piping elements. Journal of Pressure Vessel Technology, Transactions of the ASME, v.129, n.1, p.7-13.
- Rodriguez, O.M.H., (2008). Mecânica dos Fluidos - Pos-Graduação. Apostila SEM5749, EESC-USP, São Carlos, SP.
- Shannak, B.A., (2008). Frictional pressure drop of gas liquid two-phase flow in pipes. Nuclear Engineering and Design, v.238, n.12, p.3277-3284.
- Shoham, O., (2006). Mechanistic Modeling of Gas-Liquid Two-Phase Flow in Pipes, Society of Petroleum Engineers, Richardson - TX.
- Simmons, C., (2008). Henry Darcy (1803–1858): Immortalised by his scientific legacy. Hydrogeology Journal, v.16, n.6, p.1023-1038.
- Taitel, Y., Barnea, D.,Dukler, A.E., (1980). Modelling flow pattern transitions for steady upward gas-liquid flow in vertical tubes. AIChE Journal, v.26, n.3, p.345-354.
- Taitel, Y.,Dukler, A.E., (1976). A model for predicting flow regime transmittions in horizontal and near horizontal gas-liquid flow. AIChE Journal, v.26, n.1, p.47-54.
- Tan, C., Dong, F.,Wu, M., (2007). Identification of gas/liquid two-phase flow regime through ERT-based measurement and feature extraction. Flow Measurement and Instrumentation, v.18, n.5–6, p.255-261.
- Wallis, G.B., (1969). One-dimensional Two-phase Flow, McGraw-Hill.
- Weisman, J. *et al.*, (1979). Effects of fluid properties and pipe diameter on two-phase flow patterns in horizontal lines. International Journal of Multiphase Flow, v.5, n.6, p.437-462.
- Woldesemayat, M.A.,Ghajar, A.J., (2007). Comparison of void fraction correlations for different flow patterns in horizontal and upward inclined pipes. International Journal of Multiphase Flow, v.33, n.4, p.347-370.

- Zhang, C., Pettigrew, M.J., Mureithi, N.W., (2008). Correlation Between Vibration Excitation Forces and the Dynamic Characteristics of Two-Phase Cross Flow in a Rotated-Triangular Tube Bundle. *Journal of Pressure Vessel Technology*, v.130, n.1, p.011301-10.
- Zhang, M., Xu, J., (2010). Effect of internal bubbly flow on pipe vibrations. *SCIENCE CHINA Technological Sciences*, v.53, n.2, p.423-428.



## CAPÍTULO 3

### PRESUPUESTO DEL PROYECTO

En este capítulo se presenta el presupuesto del proyecto. Los costos vinculados a la instrumentación fueron incluidos, a pesar de la selección de la misma no ser parte del presente proyecto. Eso con la intención de mostrar un valor global. De esa manera, el presupuesto se dividió en cinco grupos: mano de obra, materiales, equipos, instrumentación y materiales de consumo. La mano de obra considera las etapas de diseño y construcción y representa el 12.8% del valor del proyecto. El valor de los materiales - elementos mostrados en la Lamina A3-101 - corresponde al 7.1% del costo del proyecto. Los equipos e instrumentos generan los mayores gastos con 41.9% y 33.3%. Un valor de 5% del costo del proyecto fue asignado para material de consumo. Finalmente, el costo del proyecto asciende a S/. 120 371.2. A seguir se muestra el presupuesto en detalle.

**PRESUPUESTO DEL PROYECTO**

ITEN	DESCRIPCIÓN	UND	CANT	PU (S/.)	PARCIAL (S/.)	SUBTOTAL (S/.)	PORCENTAJE (%)
<b>1.0</b>	<b>MANO DE OBRA</b>						<b>12.8%</b>
1.1	Etapa de Diseño					6,400.0	
1.1.1	Ingeniero de Diseño	H-H	60	80.0	4,800.0		
1.1.2	Dibujante	H-H	40	40.0	1,600.0		
1.2	Etapa de Construcción					6,000.0	
1.2	Supervisor	H-H	60	60.0	3,600.0		
1.3	Técnico	H-H	60	40.0	2,400.0		
<b>2.0</b>	<b>MATERIALES</b>						<b>7.1%</b>
2.1	Sección de Ensayo - Distribución General					6,857.3	
2.1.1	Tubo de PVC Ø1" Sch.40	m	6.3	5.3	33.1		
2.1.2	Tubo de PVC Ø2" Sch.40	m	2.3	13.9	32.0		
2.1.3	Expansión PVC Ø1 1/2" Sch.40	und.	1	7.3	7.3		
2.1.4	Tanque Abierto 350 L	und.	1	189.9	189.9		
2.1.5	SopORTE Fijo I	und.	4	405.1	1,620.4		
2.1.6	SopORTE Fijo II	und.	1	405.1	405.1		
2.1.7	Tornillo de Expansión Ø3/8"-2.1/4"	und.	20	12.1	241.0		
2.1.8	SopORTE Móvil	und.	2	1,516.1	3,032.2		
2.1.9	Viga W8x31" ASTM A6 A36	m	2.3	187.9	432.3		
2.1.10	Pernos de Anclaje Ø3/8"-4"	und.	12	20.0	240.0		
2.1.11	Bloque de Concreto	und.	2	312.0	624.0		
<b>3.0</b>	<b>EQUIPOS</b>						<b>41.9%</b>
3.1	Equipo de Bombeo					8,415.0	
3.1.1	Bomba Centrífuga	und.	2	3,000.0	6,000.0		
3.1.2	Variador de Frecuencia	und.	1	1,650.0	1,650.0		
3.1.3	Accesorios	%	10	7,650.0	765.0		
3.2	Equipo de Compresión					32,247.6	
3.2.1	Compresor de Tornillo	und.	1	28,500.0	28,500.0		
3.2.2	Separador de Agua	und.	1	816.0	816.0		
3.2.3	Accesorios	%	10	29,316.0	2,931.6		
<b>4.0</b>	<b>INSTRUMENTACIÓN</b>						<b>33.3%</b>
4.1	Sistema de Adquisición					5,000.0	
	Computador Personal	und.	1	2,500.0	2,500.0		
	Tarjeta de Adquisición (USB)	und.	1	2,500.0	2,500.0		
4.2	Medidores de Flujo, Presión y Temperatura					27,300.0	
	Transdutor de Presión	und.	3	2,000.0	6,000.0		
	Transdutor de Presión Diferencial	und.	1	6,500.0	6,500.0		
	Termopar + Conversor Voltaje/Corriente	und.	2	150.0	300.0		
	Medidor de Flujo - Vortex (Líquido)	und.	1	8,000.0	8,000.0		
	Medidor de Flujo - Engranaje (Líquido)	und.	1	1,500.0	1,500.0		
	Medidor de Flujo - Turbina (Gas)	und.	2	2,500.0	5,000.0		

	MATERIAL DE CONSUMO (5% CP)	4,853.7
	COSTO DEL PROYECTO (CP)	97,073.6
	I.G.V (19% CP)	18,444.0
	<b>COSTO TOTAL (S/.)</b>	<b>120,371.2</b>

**DISCRETIZADO**

ITEN	DESCRIPCIÓN	UND	CANT	PU (S/.)	PARCIAL (S/.)	TOTAL (S/.)
2.1.5 y	SopORTE Fijo I y II					405.1
2.1.6	Pedestal	und.	1	227.3	227.3	
	Abrazadera	und.	2	85.9	171.8	
	Pernos de montaje Ø1/4"	conj.	4	1.5	6.0	
2.1.8	SopORTE Móvil					1,516.1
	Placa	und.	1	167.8	167.8	
	Base	und.	1	574.6	574.6	
	Tapa	und.	1	430.5	430.5	
	Grapa	und.	2	148.6	297.2	
	Tornillo socket Allen Ø1/4"-20x2"	und.	6	3.0	18.0	
	Tornillo flat Allen #10-32x3/4"	und.	5	2.0	10.0	
	Prisionero Allen Ø1/4"-20x5/8"	und.	12	1.5	18.0	

## CONCLUSIONES

Se presenta el diseño de un banco experimental para la generación de flujo bifásico gas-líquido orientado al estudio de vibraciones inducidas por flujo. Aspectos hidráulicos y estructurales son discutidos. Primeramente, se propone un circuito conceptual para el banco experimental indicando los equipos e instrumentación necesarios. Segundamente, se presenta, a partir de un análisis fenomenológico, una metodología novedosa para la estimación de la presión de diseño. Esta metodología incluye criterios para la estimación de: (i) longitud de la sección de ensayos como función de la frecuencia fundamental del sistema, (ii) longitud mínima de desarrollo del perfil de velocidades para flujo bifásico, (iii) parámetros de flujo en cualquier posición utilizando el gradiente de presión bifásica. Seguidamente, se aplica la metodología desarrollada al caso de un tubo PVC Ø1" Sch.40. Se presentan también criterios provenientes del código ASME B31 y de la práctica industrial para la evaluación de la integridad del tubo como elemento estructural. Finalmente, los parámetros de selección de los equipos de bombeo y de aire comprimido son citados y un dimensionamiento es realizado. El presente diseño garantiza la experimentación de flujo bifásico gas-líquido con seguridad. Sus directrices podrían auxiliar en la concepción, diseño y construcción de bancos experimentales para el estudio de flujo bifásico en diversas condiciones.

## PLANOS

Los siguientes planos hacen parte del presente diseño,

A3-101 – Distribución general del banco de ensayos

A4-301 – Soporte Móvil – Ensamble.

A4-401 – Soporte Móvil – Base.

A4-402 – Soporte Móvil – Tapa.

A4-403 – Soporte Móvil – Placa.

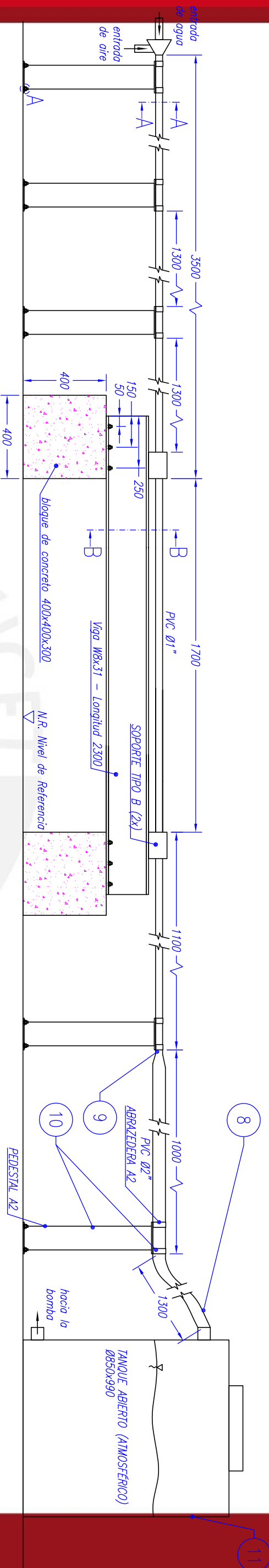
A4-404 – Soporte Móvil – Grapa.

A4-302 – Soporte Fijo I y II – Ensamble.

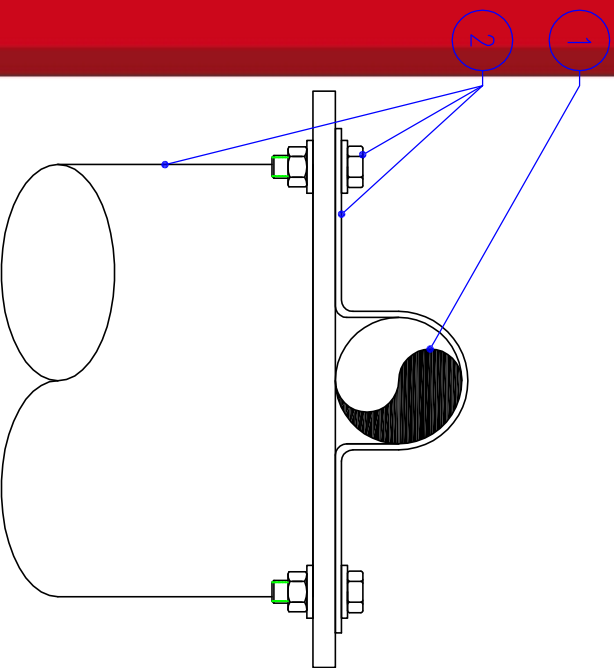
A4-405 – Soporte Fijo I y II – Pedestal.

A4-406 – Soporte Fijo I y II – Abrazadera.

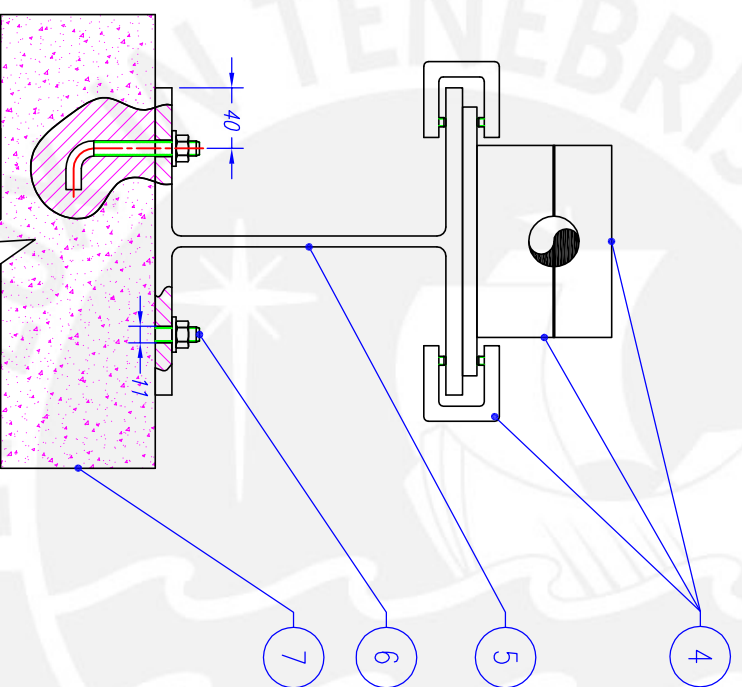




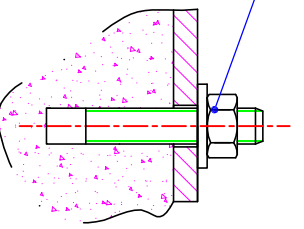
ESCALA 1:20



A-A  
ESCALA 1:2



B-B  
ESCALA 1:5



DETALLE A  
ESCALA 1:2

11	1	TANQUE ABIERTO 350 L	---	---	---	DIMENSIONES Ø850x990
10	1	SOPORTE FLUO II	---	---	---	VER LAMINA A4-302
9	1	EXPANSIÓN PVC Ø1"/Ø2" sch. 40	ASTM D2466	ASTM D1784	---	---
8	1	TUBO DE PVC Ø2" sch. 40	ASTM D1785	ASTM D1784	---	LONGITUD TOTAL 2.3 m
7	2	BLOQUE DE CONCRETO	---	---	CONCRETO	VOLUMEN 0.4x0.4x0.3 m <sup>3</sup>
6	12	PERNOS DE ANCLAJE Ø3/8"-4"	---	---	ASTM A153	---
5	1	VIGA W8x31	ASTM A6	ASTM A36	---	LONGITUD TOTAL 2.3 m
4	2	SOPORTE MÓVIL	---	---	---	VER LAMINA A4-301
3	20	TORNILLO DE EXPANSIÓN Ø3/8"-2.1/4"	---	---	---	ARANDELA Y TUERCA INCLUIDA
2	4	SOPORTE FLUO I	---	---	---	VER LAMINA A4-302
1	1	TUBO DE PVC Ø1" sch. 40	ASTM D1785	ASTM D1784	---	LONGITUD TOTAL 6.3 m
POS.	CANT.	ELEMENTO	NORMA	MATERIAL	DESCRIPCIÓN	

PONTIFICIA UNIVERSIDAD CATÓLICA DEL PERÚ  
FACULTAD DE CIENCIAS E INGENIERÍA – INGENIERÍA MECÁNICA.

METODO DE PROYECCION  
TESIS PARA OPTAR EL TÍTULO DE INGENIERO MECÁNICO: DISEÑO DE UN BANCO EXPERIMENTAL PARA LA GENERACION DE FLUJO BIFÁSICO AGUA-AIRE  
DISTRIBUCIÓN GENERAL DEL BANCO DE ENSAYOS

1997.0150-9.20

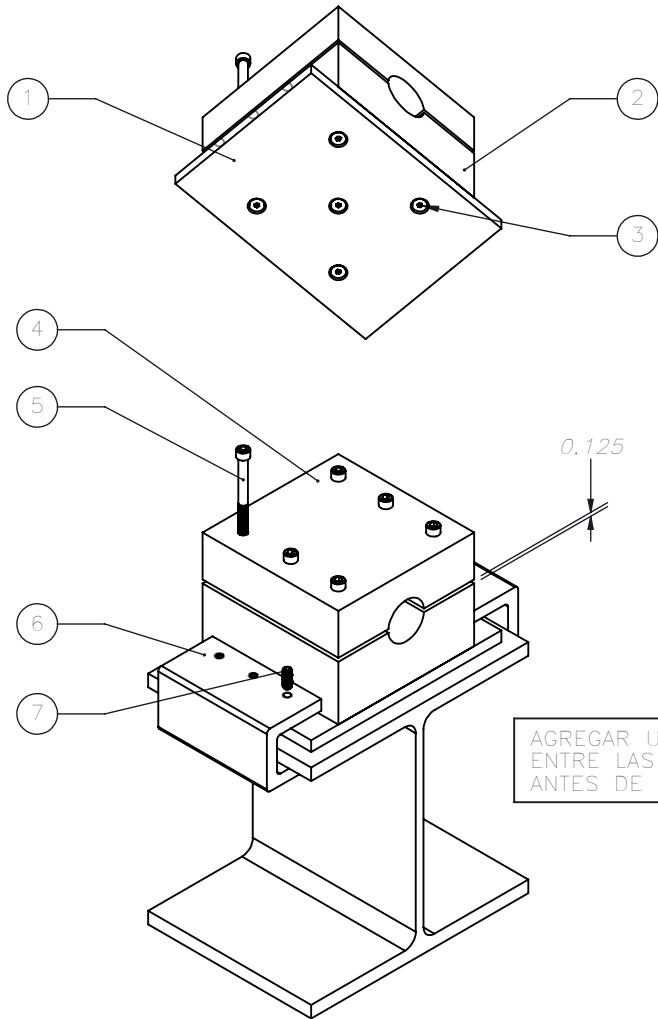
ORTIZ VIDAL, LUIS ENRIQUE

ESCALA  
INDICADA

FECHA  
08.10.2012

LAMINA  
A3-101



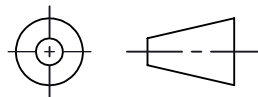


AGREGAR UN REBAJE DE 0.125"  
ENTRE LAS PARTES 401 Y 402  
ANTES DE CORTARLAS

7	12	PRISIONERO ALLEN Ø1/4"-20	ANSI/ASME B18.3	ASTM F912	LONGITUD 5/8"
6	2	SOPORTE MÓVIL - GRAPA	---	ALUMINIO 6061-T6	VER LÁMINA A4-404
5	6	TORNILLO SOCKET ALLEN Ø1/4"-20	ANSI/ASME B18.3	ASTM A574	LONGITUD 2"
4	1	SOPORTE MÓVIL - TAPA	---	ALUMINIO 6061-T6	VER LÁMINA A4-402
3	5	TORNILLO FLAT ALLEN #10-32	ANSI/ASME B18.3	ASTM F835	LONGITUD 3/4"
2	2	SOPORTE MÓVIL - BASE	---	ALUMINIO 6061-T6	VER LÁMINA A4-401
1	1	SOPORTE MÓVIL - PLACA	---	ALUMINIO 6061-T6	VER LÁMINA A4-403
POS.	CANT.	ELEMENTO	NORMA	MATERIAL	DESCRIPCIÓN

PONTIFICIA UNIVERSIDAD CATÓLICA DEL PERÚ  
FACULTAD DE CIENCIAS E INGENIERÍA - INGENIERÍA MECÁNICA.

MÉTODO DE PROYECCIÓN



TESIS PARA OPTAR EL TÍTULO DE INGENIERO MECÁNICO: DISEÑO DE UN  
BANCO EXPERIMENTAL PARA LA GENERACIÓN DE FLUJO BIFÁSICO AGUA-AIRE

ESCALA

1:5

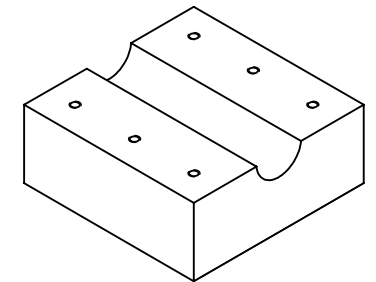
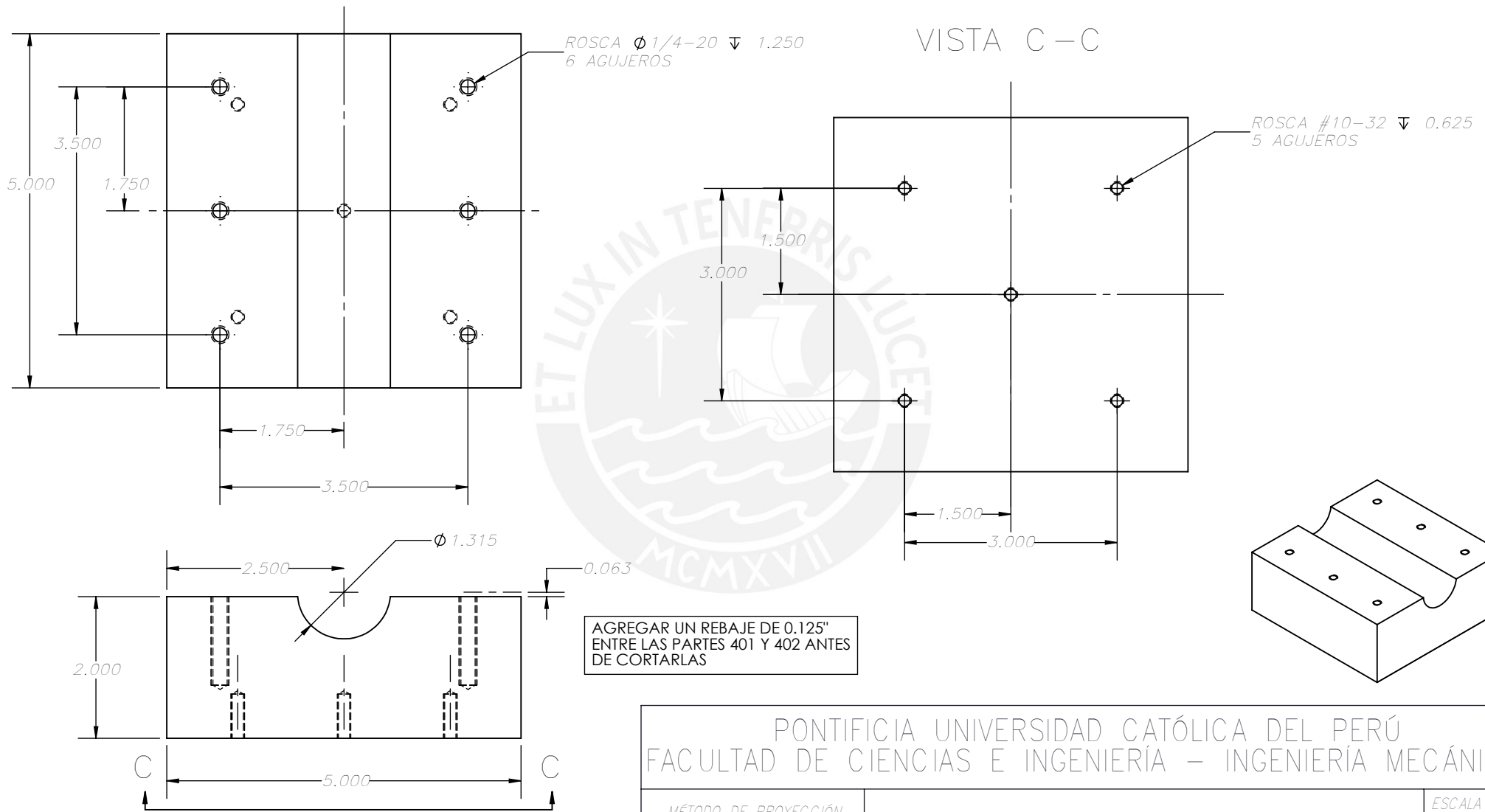
SOPORTE MÓVIL - ENSAMBLE

FECHA

08.10.2012

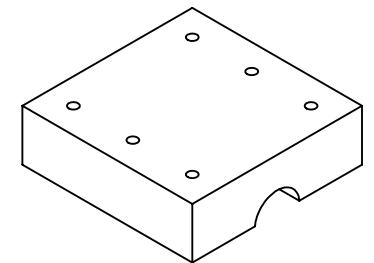
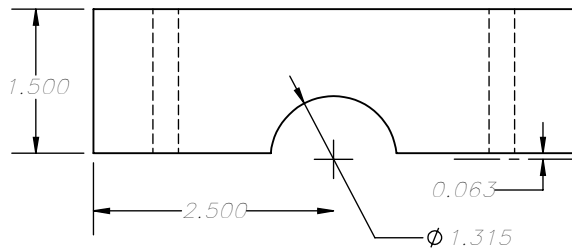
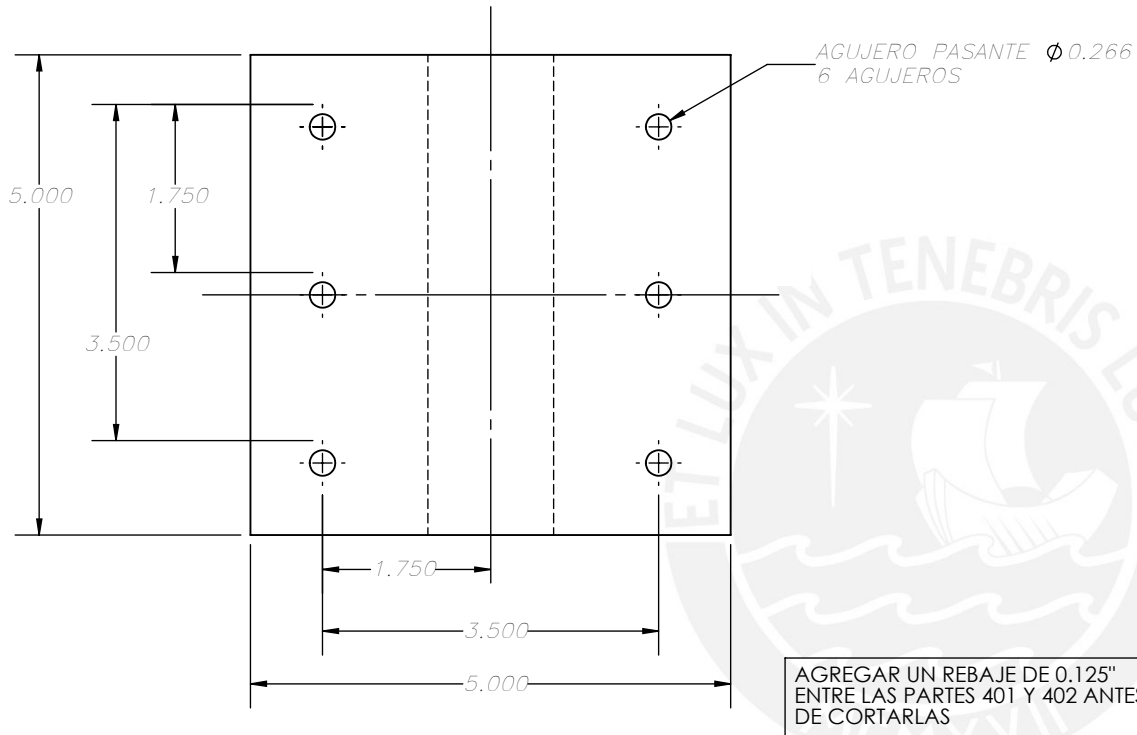
LÁMINA

A4-301



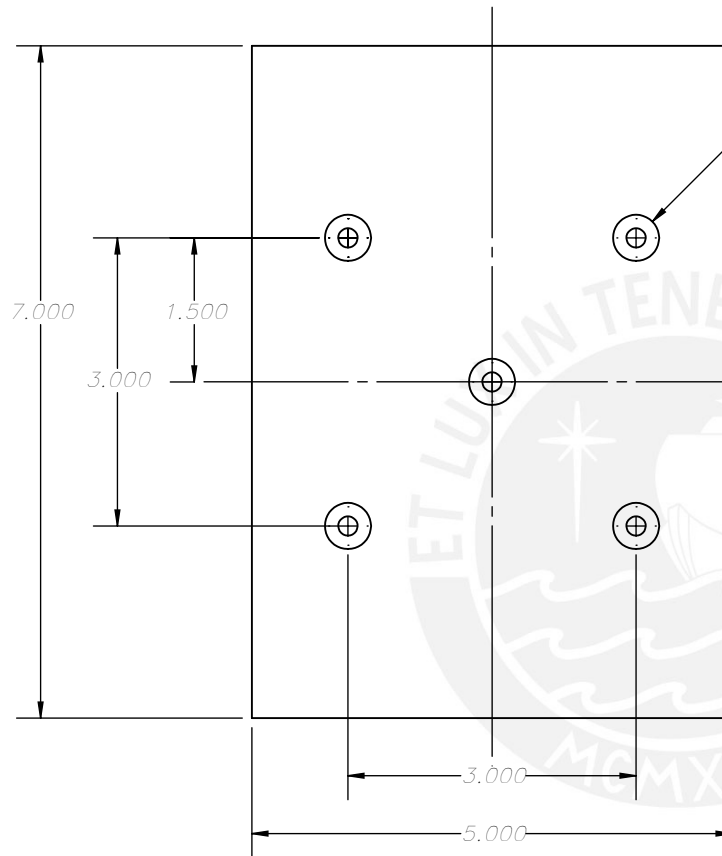
SolidWorks Education Edition.  
Somente para uso educacional.

PONTIFICIA UNIVERSIDAD CATÓLICA DEL PERÚ FACULTAD DE CIENCIAS E INGENIERÍA – INGENIERÍA MECÁNICA.		
MÉTODO DE PROYECCIÓN 	TESIS PARA OPTAR EL TÍTULO DE INGENIERO MECÁNICO: DISEÑO DE UN BANCO EXPERIMENTAL PARA LA GENERACIÓN DE FLUJO BIFÁSICO AGUA-AIRE	ESCALA 1:2
SOPORTE MÓVIL – BASE		FECHA 08.10.2012
		LÁMINA A4-401



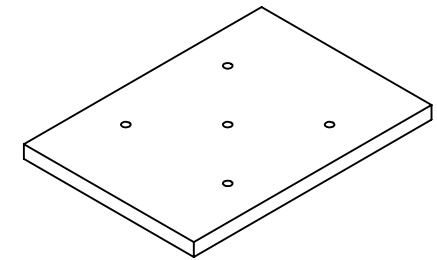
SolidWorks Education Edition.  
Somente para uso educacional.

PONTIFICIA UNIVERSIDAD CATÓLICA DEL PERÚ FACULTAD DE CIENCIAS E INGENIERÍA – INGENIERÍA MECÁNICA.		
MÉTODO DE PROYECCIÓN  	TESIS PARA OPTAR EL TÍTULO DE INGENIERO MECÁNICO: DISEÑO DE UN BANCO EXPERIMENTAL PARA LA GENERACIÓN DE FLUJO BIFÁSICO AGUA-AIRE	ESCALA 1:2
SOPORTE MÓVIL – TAPA		FECHA 08.10.2012
		LÁMINA A4-402



ESCAREADOR #10-32 (\*)  
5 AGUJEROS

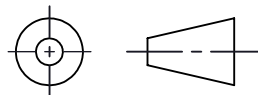
(\*) DESPUÉS DEL ENSAMBLE: LA PROFUNDIDAD DE LA CABEZA DEL TORNILLO #10-32 RESPECTO A LA SUPERFICIE DE LA PLACA DEBE SER IGUAL A 0.04".



SolidWorks Education Edition.  
Somente para uso educacional.

PONTIFICIA UNIVERSIDAD CATÓLICA DEL PERÚ  
FACULTAD DE CIENCIAS E INGENIERÍA – INGENIERÍA MECÁNICA.

MÉTODO DE PROYECCIÓN



TESIS PARA OPTAR EL TÍTULO DE INGENIERO MECÁNICO: DISEÑO DE UN BANCO EXPERIMENTAL PARA LA GENERACIÓN DE FLUJO BIFÁSICO AGUA-AIRE

ESCALA

1:2

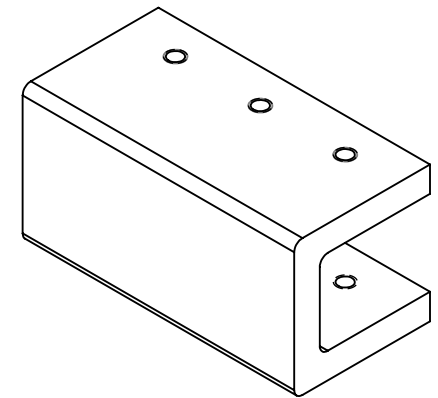
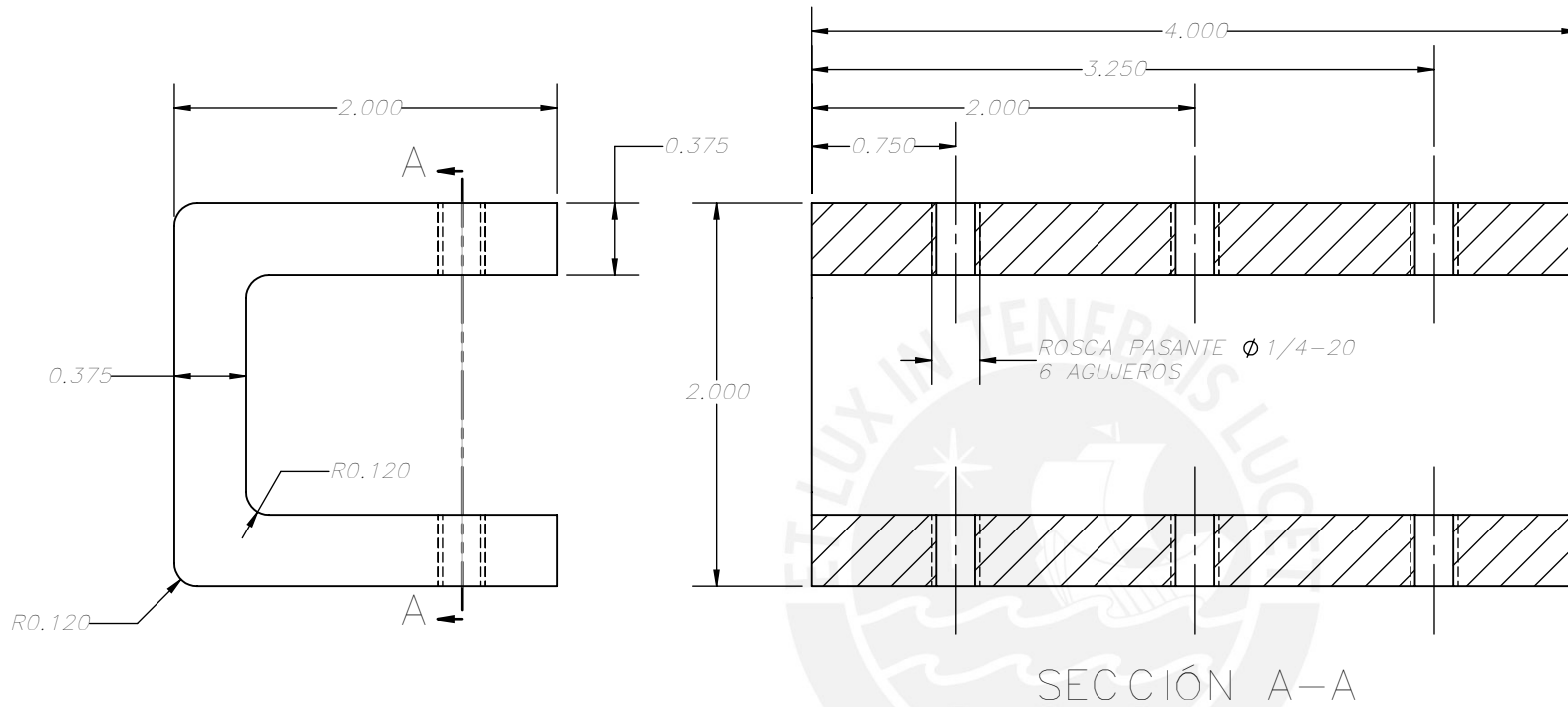
SOPORTE MÓVIL – PLACA

FECHA

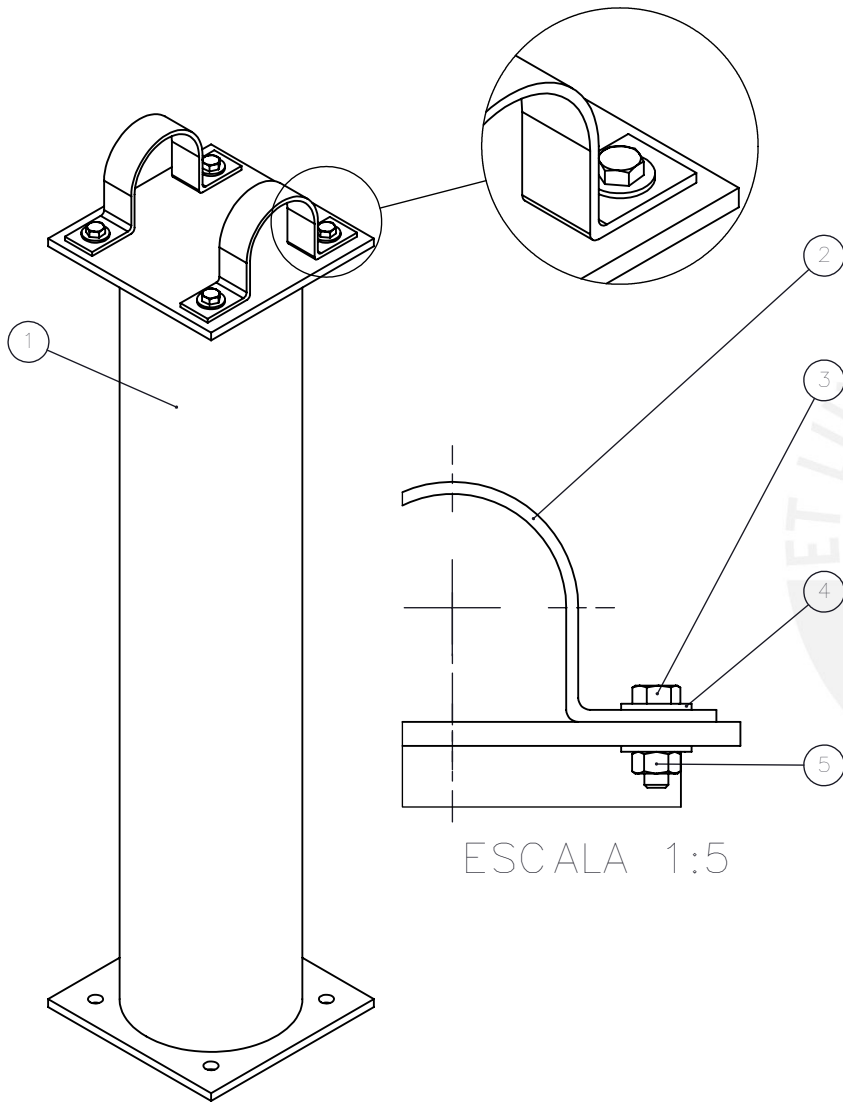
08.10.2012

LÁMINA

A4-403



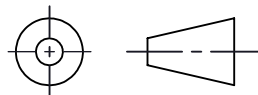
PONTIFICIA UNIVERSIDAD CATÓLICA DEL PERÚ FACULTAD DE CIENCIAS E INGENIERÍA – INGENIERÍA MECÁNICA.		
MÉTODO DE PROYECCIÓN 	TESIS PARA OPTAR EL TÍTULO DE INGENIERO MECÁNICO: DISEÑO DE UN BANCO EXPERIMENTAL PARA LA GENERACIÓN DE FLUJO BIFÁSICO AGUA-AIRE	ESCALA 1:1
SOPORTE MÓVIL – GRAPA		FECHA 08.10.2012
UNIDADES EN PULGADAS Tesis publicada con autorización del autor No olvide citar esta tesis		LÁMINA A4-404



5	4	TUERCA $\varnothing 1/4"-20$	ANSI/ASME B18.2.2	ASTM A563	---
4	8	ARANDELA $\varnothing 1/4"-1/2$	ANSI/ASME B18.22.1	ASTM F844	---
3	4	TORNILLO HEXAGONAL $\varnothing 1/4"-20$	ANSI/ASME B18.2.1	ASTM A307	LONGITUD 1"
2	2	SOPORTE FIJO - ABRAZADERA	---	ASTM A36	VER LÁMINA A4-406
1	1	SOPORTE FIJO - PEDESTAL	---	---	VER LÁMINA A4-405
POS.	CANT.	ELEMENTO	NORMA	MATERIAL	DESCRIPCIÓN

PONTIFICIA UNIVERSIDAD CATÓLICA DEL PERÚ  
FACULTAD DE CIENCIAS E INGENIERÍA – INGENIERÍA MECÁNICA.

MÉTODO DE PROYECCIÓN

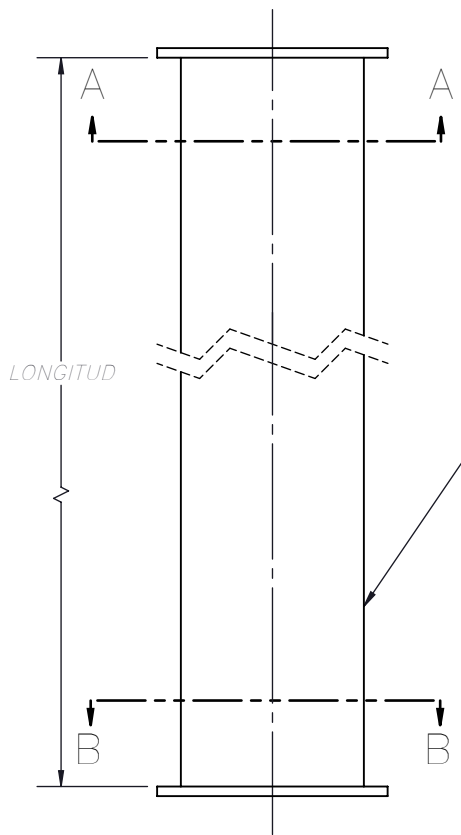


TESIS PARA OPTAR EL TÍTULO DE INGENIERO MECÁNICO: DISEÑO DE UN BANCO EXPERIMENTAL PARA LA GENERACIÓN DE FLUJO BIFÁSICO AGUA-AIRE

ESCALA  
1:5

SOPORTE MÓVIL - ENSAMBLE

FECHA  
08.10.2012



TUBO Ø4" Sch.40  
ASME/ANSI B36.10  
ASTM A500

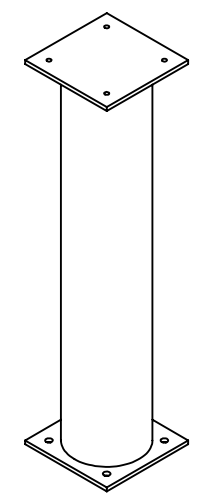
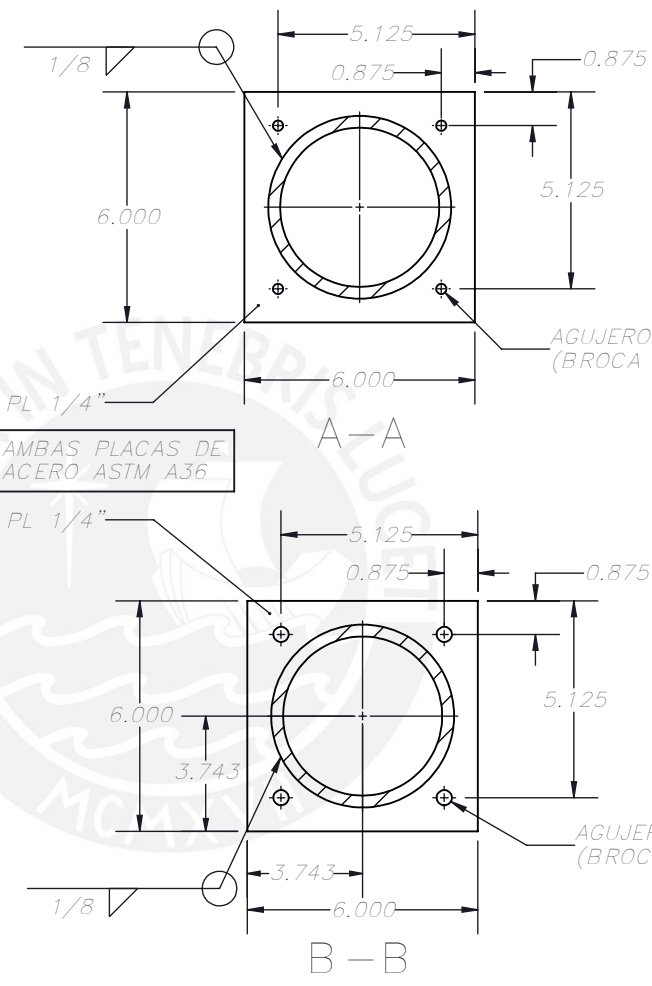
AMBAS PLACAS DE  
ACERO ASTM A36

PL 1/4"

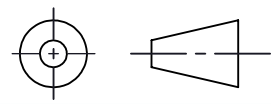
AGUJERO PASANTE Ø0.266  
(BROCA H) 4 AGUJEROS

AGUJERO PASANTE Ø0.397  
(BROCA X) 4 AGUJEROS

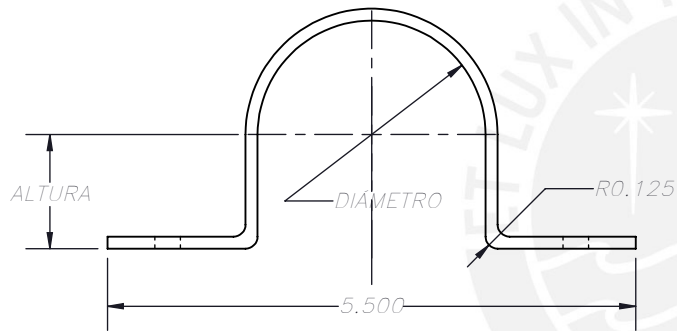
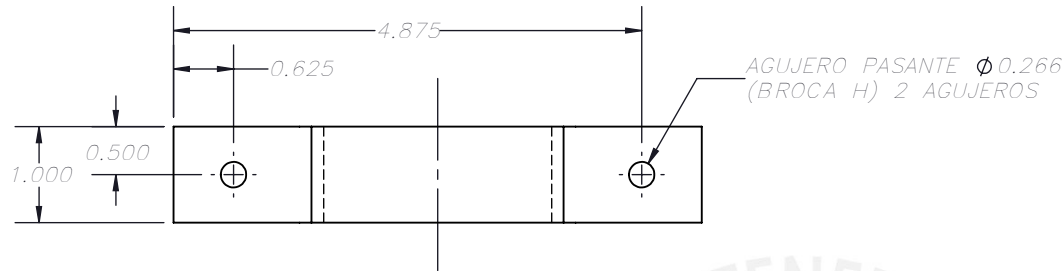
SOPORTE FIJO		
	I	II
LONGITUD	24-5/8"	24"



PONTIFICIA UNIVERSIDAD CATÓLICA DEL PERÚ  
FACULTAD DE CIENCIAS E INGENIERÍA – INGENIERÍA MECÁNICA.

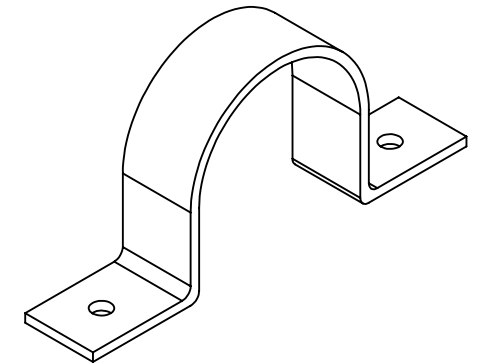
MÉTODO DE PROYECCIÓN	TESIS PARA OPTAR EL TÍTULO DE INGENIERO MECÁNICO: DISEÑO DE UN BANCO EXPERIMENTAL PARA LA GENERACIÓN DE FLUJO BIFÁSICO AGUA-AIRE	ESCALA 1:5
	SOPORTE FIJO I Y SOPORTE FIJO II – PEDESTAL	FECHA 08.10.2012
		LÁMINA A4-405





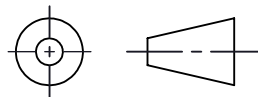
SOPORTE FIJO		
	I	II
DIÁMETRO	0.657	1.187
ALTURA	0.657	1.187

NOTA: HACER EL DOBLADO A PARTIR DE UNA PLATINA DE 1"x1/8"



PONTIFICIA UNIVERSIDAD CATÓLICA DEL PERÚ  
FACULTAD DE CIENCIAS E INGENIERÍA – INGENIERÍA MECÁNICA.

MÉTODO DE PROYECCIÓN



TESIS PARA OPTAR EL TÍTULO DE INGENIERO MECÁNICO: DISEÑO DE UN BANCO EXPERIMENTAL PARA LA GENERACIÓN DE FLUJO BIFÁSICO AGUA-AIRE

ESCALA  
INDICADA

SOPORTE FIJO I Y SOPORTE FIJO II – ABRAZADERA

FECHA  
08.10.2012