

CENTRO DE INVESTIGACIÓN Y
DE ESTUDIOS AVANZADOS DEL
INSTITUTO POLITÉCNICO
NACIONAL

COORDINACIÓN GENERAL DE
SERVICIOS BIBLIOTECARIOS

**CENTRO DE INVESTIGACIÓN Y DE ESTUDIOS AVANZADOS
DEL INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL**

UNIDAD QUERETARO

Estudio de la operación de desgasificado de aleaciones de aluminio
con impulsor rotatorio mediante la modelación física

Tesis que presenta

José Luis Camacho Martínez

para obtener el Grado de Doctor en Ciencias
en la Especialidad de Materiales

Directores de la Tesis

Dr. Luis Gerardo Trápaga Martínez

Dr. Arturo Juárez Hernández

Santiago de Querétaro, Qro.

Diciembre de 2009

CINVESTAV
EN
ADQUISICION
DE LIBROS

CLASIF.: TA404.2 .C36 2009
ADQUIS.: CQ-144
FECHA 17-Mayo 2010
PROJ DON - 2010

164423-1001

DEDICATORIAS

"Todo logro importante en nuestras vidas es posible gracias a una gran cantidad de esfuerzos que convergen en nuestro espacio y tiempo. Muchos sucesos y personas marcan de manera definitiva nuestras vidas", a ellos dedico este trabajo de todo corazón.

A mi papá, por haber sido siempre un ejemplo de alegría, sencillez y paciencia.

A mi mamá, por su ejemplo de fuerza, dedicación y trabajo.

A Mónica, mi compañera ya de muchos años, con quien he tenido la fortuna de compartir mi vida.

A mis hijos, Luis Jovanny y Felipe de Jesús, que siempre han sido y serán la motivación de mis esfuerzos.

A mi hermano Felipe, por su nobleza, generosidad y valentía, por haberme dado la oportunidad de una vida completa.

A mis hermanos Angélica, Alejandro y Osvaldo, porque siempre me han brindado esa gran calidad humana que poseen.

A mi cuñado Jorge, por la gran fe que siempre ha tenido en mí.

A la familia de Mónica por haberme acogido tan cálidamente.

A mis cuñadas, Elvira, Vicky y especialmente a Rosa María por el gran apoyo que siempre me brindó durante mi larga época de estudiante.

A mis compañeros y amigos Gerardo Torres, Arturo, Guillermo, Agustín, Omar, Óscar, Marco, Carlos González, Carlos Poblano, Liliana, Mirna, quienes por tantos años y experiencias compartidas han sido para mí como una segunda familia.

A todos, gracias por la confianza y apoyo que siempre me han brindado.

AGRADECIMIENTOS

Al CONACyT, por el apoyo que tan amablemente me otorgó durante todo el programa de doctorado.

Al CINVESTAV Unidad Querétaro, por la preparación y facilidades que me brindó para el desarrollo de mi proyecto de investigación.

Al CIATEQ A.C. por el apoyo que a lo largo de toda mi vida profesional me ha brindado, permitiéndome un desarrollo balanceado entre la preparación formal y la práctica en el campo de trabajo y por los esfuerzos realizados para proporcionarme la infraestructura necesaria para la realización de la experimentación a escala piloto.

Al **laboratorio de reología del Instituto de Investigaciones en Materiales** y al **departamento de Ingeniería Metalúrgica de la Facultad de Química de la UNAM**, por las facilidades que tan amablemente me brindaron durante el desarrollo de la parte experimental.

A la Dra. Mónica Vidales, por confiar plenamente en mí y haber asumido el compromiso de crecer juntos profesionalmente.

Al Dr. Gerardo Trápaga, por sus atinados comentarios y abrirme una puerta muy interesante en el campo de la investigación aplicada.

Al Dr. Marco. A. Ramírez, por su valiosa asesoría durante el desarrollo de todo el proyecto de investigación.

Al Dr. Roberto Zenit, por permitirme trabajar en su laboratorio y por sus asesorías que resultaron fundamentales para el desarrollo experimental del presente trabajo.

Al Dr. Arturo Juárez, por su confianza y apoyo constante desde mis inicios en el campo del aluminio.

A los Doctores Alejandro Manzano, Martín Yáñez y Juan Francisco Pérez, por las valiosas aportaciones al presente trabajo

A Mauricio Villanueva, por su apoyo en la realización de los experimentos hidrodinámicos

Al equipo de trabajo del CIATEQ A.C. que participaron conmigo en el diseño y fabricación del equipo industrial: Guillermo Muñoz, Renato Sánchez y Víctor Aguilar.

Al Dr. Alejandro Spota, por cuidar de mi salud de manera tan amable, honesta y profesional.

A la Lic. Irene Amezcua y a la Lic. Elvia Araujo por el apoyo y amistad que me brindaron durante mi estancia en el Cinvestav.

A todas las personas que se ensucian las manos para mantener viva y dinámica la industria de la fundición de aluminio en nuestro país.

TABLA DE CONTENIDO

CAPÍTULO 1	INTRODUCCIÓN	1
1.1	IMPUREZAS PRINCIPALES DEL ALUMINIO FUNDIDO	1
1.2	MECANISMO DE INTRODUCCIÓN DEL HIDRÓGENO AL ALUMINIO FUNDIDO	3
1.3	EFFECTOS DE LAS IMPUREZAS	7
1.4	DESGASIFICACIÓN DEL ALUMINIO Y SUS ALEACIONES	10
1.5	MODELACIÓN FÍSICA DE LA DESGASIFICACIÓN DE ALUMINIO Y SUS ALEACIONES	14
CAPÍTULO 2	OBJETIVOS	19
CAPÍTULO 3	METODOLOGÍA EXPERIMENTAL	20
3.1	TÉCNICAS EXPERIMENTALES	20
3.1.1	Cámara digital convencional	20
3.1.2	Cámara de alta velocidad	20
3.1.3	Velocimetría por Imágenes de Partículas (PIV)	21
3.1.4	Medición de cinética de eliminación de oxígeno disuelto	23
3.1.5	Medición de hidrógeno disuelto en aluminio	23
3.1.6	Pruebas a presión reducida (PPR)	26
3.2	ARREGLOS EXPERIMENTALES	28
3.2.1	Hidrodinámica	28
3.2.2	Cinética de eliminación del O₂ disuelto	29
3.2.3	Desgasificación a escala piloto	30
3.3	DISEÑO DE EXPERIMENTOS	33
3.3.1	Cámara de alta velocidad	33
3.3.2	Cámara Digital convencional	34
3.3.3	Velocimetría por Imágenes de Partículas (PIV)	34
3.3.4	Cinética de eliminación del O₂ disuelto	37
3.3.5	Prueba a escala piloto	40

CAPÍTULO 4	RESULTADOS	44
4.1	HIDRODINÁMICA	44
4.1.1	Análisis Cualitativo. Cámaras convencional y de alta velocidad	44
4.1.1.1	Recipiente tipo crisol	44
4.1.1.2	Recipiente cilíndrico	55
4.1.2	Análisis Cuantitativo. Velocimetría por imágenes de partículas	61
4.1.2.1	Mapas de vectores- recipiente tipo crisol	61
4.1.2.2	Mapas de vectores- recipiente cilíndrico	65
4.1.2.3	Perfiles de velocidad y de energía cinética turbulenta	70
4.1.2.4	Capacidad de bombeo	76
4.2	CINÉTICA DE ELIMINACIÓN DEL OXÍGENO DISUELTO	76
4.2.1	Inyección convencional	77
4.2.2	Efecto del cambio de punto de inyección	79
4.2.3	Aplicación de modelos matemáticos	81
4.3	CORRELACIONES ENTRE HIDRODINÁMICA Y CINÉTICA	87
4.4	PRUEBAS DE CINÉTICA DE DESGASIFICACIÓN A ESCALA PILOTO	92
		94
CAPÍTULO 5	DISCUSIÓN	
5.1	HIDRODINÁMICA	94
5.1.1	Análisis Cualitativo. Cámaras convencional y de alta velocidad	94
5.1.2	Análisis Cualitativo. Velocimetría por imágenes de partículas	95
5.1.2.1	Patrones de flujo	95
5.1.3	Análisis Cuantitativo. Velocimetría por imágenes de partículas	97
5.1.3.1	Perfiles de velocidad normalizada	97
5.1.3.2	Efecto de bombeo	99
5.1.3.3	Perfiles de energía cinética turbulenta	100
5.2	CINÉTICA DE ELIMINACIÓN DE OXÍGENO DISUELTO	102
5.3	APLICACIÓN DE MODELOS MATEMÁTICOS	107
5.4	RESULTADOS CONJUNTOS HIDRODINÁMICA-CINÉTICA	110
5.5	CORRELACIONES ENTRE HIDRODINÁMICA Y CINÉTICA	111

5.6 PRUEBAS DE CINÉTICA DE DESGASIFICACIÓN A ESCALA PILOTO	113
CAPÍTULO 6 CONCLUSIONES	115
CAPÍTULO 7 PERSPECTIVAS	118
APÉNDICE 1. ANÁLISIS DE ESCALAMIENTO PARA LA MODELACIÓN FÍSICA	119
APÉNDICE 2. MODELO MATEMÁTICOS DE LA ELIMINACIÓN DE OXÍGENO DISUELTO	130
APÉNDICE 3. MODELO MATEMÁTICO DE LA ELIMINACIÓN DE HIDRÓGENO DISUELTO	137
APÉNDICE 4. RELACIONES ENTRE DATOS OBTENIDOS CON PIV Y LA TURBULENCIA	143
APÉNDICE 5. PROCEDIMIENTO DE ANÁLISIS DE RESULTADOS EXPERIMENTALES	145
APÉNDICE 6. CORRELACIONES ENTRE HIDRODINÁMICA Y CINÉTICA	152
TABLA DE SÍMBOLOS	162
REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS	167

RESUMEN

La operación de desgasificación de aluminio con la técnica de impulsor rotatorio fue estudiada utilizando un modelo físico de agua a escala completa. El propósito del trabajo fue obtener un mejor entendimiento de esta operación mediante el análisis del efecto de las principales variables de proceso sobre la hidrodinámica y la cinética del sistema.

Las variables analizadas fueron: la velocidad de rotación, N , (43, 536 y 800 rpm), el flujo de gas, Q , (0, 3 y 7 l/min) y el diseño del rotor (Rotor A, de geometría simple, rotor B y C diseños comerciales y rotor D de diseño propio); adicionalmente se analizó el efecto de la geometría del recipiente, recipiente cilíndrico y en forma de crisol, la utilización de mampara y el punto de inyección del gas.

Para estudiar la hidrodinámica se utilizó cámara de alta velocidad y velocimetría por imágenes de partículas (PIV) con la que se obtuvieron patrones de flujo y turbulencia; la cinética se estudió midiendo la concentración de O_2 disuelto con un electrodo de ión específico durante su eliminación mediante la inyección de N_2 en el baño.

Los rotores B y C desarrollan patrones de flujo similares con proyección radial de agua del rotor hacia la pared del recipiente y el desarrollo de recirculaciones por encima y debajo de esta, la formación de vórtice y efecto de bombeo. El rotor A desarrolló patrones de flujo diferentes debido, principalmente a la ausencia del efecto de bombeo.

La inyección de gas modifica los patrones de flujo, reduciendo, y en algunos casos eliminando, el efecto de bombeo y el vórtice; reduciendo la magnitud de la velocidad e incrementando significativamente la turbulencia del sistema.

La cinética de eliminación del O_2 disuelto es descrita por un modelo de decaimiento exponencial de primer orden, donde el parámetro de la pendiente, a , corresponde el coeficiente global de transferencia de masa. Un incremento en N , Q y/o en la complejidad geométrica (A→B→C y D) provoca un incremento en el mezclado y la turbulencia del sistema y un aumento en la cinética de remoción del O_2 disuelto. Los rotores con geometrías más complejas, B, C y D promueven un mejor mezclado promoviendo mayor turbulencia en el sistema. El mezclado es benéfico para el desgasificado por que incrementa el intercambio de masa entre el líquido y el gas acelerando la cinética del desgasificado; sin embargo, cuando este es excesivo se genera una elevada inestabilidad

superficial con vórtices de gran tamaño, lo que afecta negativamente pues genera la oxidación excesiva del metal y la regasificación.

La inyección del gas por debajo de la flecha, propuesta en el presente trabajo, mejora considerablemente el desempeño de los rotores B, C y D: mejora la hidrodinámica, reduciendo el tamaño del vórtice, el efecto de canalización del gas, la inestabilidad superficial y el tamaño de las burbujas y mejorando la distribución de estas en el baño, lo que incrementa substancialmente la cinética del proceso de desgasificación (incrementos hasta del 60% en los valores de α respecto a la inyección convencional).

Palabras clave: desgasificación, modelado físico, aluminio, impulsor rotatorio

ABSTRACT

Aluminum degassing operation by the rotating impeller technique was studied using a full scale water physical model. The purpose of the work was to obtain a better understanding of the operation through an analysis of the effects of the main variables on the hydrodynamics and degassing kinetics of the system.

The variables analyzed in this work were: impeller rotating speed, N , (43, 536 and 800 rpm), air flow rate, Q , (0, 3 and 7 l/min), geometric design of the impeller (Impeller A with a simple geometry, impellers B and C taken from commercial designs, and impeller D, a new design proposed in this work). Additionally, the vessel geometry (cylindrical and crucible like), the use of baffles, and the gas injection point effects were analyzed.

Hydrodynamics in the system was determined through measurements of flow patterns and turbulence obtained with a high speed camera and particle image velocimetry (PIV). Degassing kinetics was determined by measuring the instantaneous dissolved oxygen concentration in water with a specific ion electrode, during N_2 injection into the bath to remove oxygen.

Flow patterns are similar under the stirring effect of impellers B and C, with radial projections from the impeller to the vessel wall and developing recirculations above and below the impeller, vortex formation and pumping effect were also observed.

Gas injection modifies the flow patterns in the liquid, reducing, or in some cases, eliminating the pumping effect and vortex; reducing the velocity and increasing turbulence in the system.

The removal kinetics of dissolved O_2 was properly described with a first order exponential decay model, where the slope parameter, a , corresponds to the global mass transfer coefficient. By increasing N , Q and/or the geometric complexity ((A→B→C y D), mixing and turbulence in the system also increase; consequently, an increment in the oxygen removal kinetics was observed. Impeller with more complex geometries, B, C and D promote better mixing and more turbulence in the system. Mixing enhances degassing kinetics since mass exchanges between the gas and liquid are increased; however, if there is an excessive mixing, some problems may arise due to high free surface instabilities

leading to big vortexes, which it would result in an excessive metal oxidation and regasification.

The gas injection trough the bottom proposed in this work improves performance of impellers B, C and D: a) hydrodynamics is improved by reducing the vortex size, the channel effect, the free surface instability and bubble sizes, and by improving the bubble distribution trough the bath, increases substantially the degassing process kinetics (increments up 60% in the α values respect to the conventional injection were reached).

Key words: desgassing, physical modeling, aluminum, rotating impeller

CAPÍTULO 1

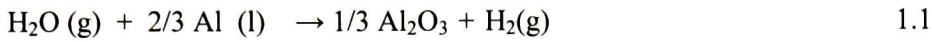
INTRODUCCIÓN

La calidad de los productos de aluminio obtenidos a partir de metal líquido está asociada, entre otras cosas, al contenido de impurezas tales como hidrógeno disuelto, inclusiones y elementos indeseables, por lo que la refinación del metal fundido juega un papel muy importante en la industria de la fundición y el desarrollo de nueva tecnología de procesos tiene un gran impacto en el costo y aseguramiento de calidad de los productos. Las operaciones de refinación más importantes son el desgasificado, con el objetivo principal de eliminar el hidrógeno disuelto, y la aplicación de fundentes sólidos (Fluxing), para eliminar inclusiones y proteger de la oxidación. Estas operaciones han ido cobrando cada vez más importancia debido el uso creciente de aluminio reciclado, por la necesidad de cumplir con requisitos de pureza cada vez mayores que la industria impone, la de transporte principalmente. El entendimiento de los mecanismos que intervienen en la cinética de generación y remoción de impurezas desde el aluminio fundido puede lograrse mediante una descripción rigurosa a través de la termodinámica y la cinética del proceso.

1.1 IMPUREZAS PRINCIPALES DEL ALUMINIO FUNDIDO

Las principales impurezas presentes en el aluminio líquido son: el hidrógeno disuelto, las inclusiones de óxidos no metálicos y la presencia de algunos elementos en concentraciones superiores a las especificadas para cada aleación, principalmente Na, Ca, Mg y Fe.

Los orígenes de cada una de estas impurezas es diverso; el hidrógeno proviene principalmente de la humedad contenida en la atmósfera, de donde se absorbe fácil y rápidamente. Es el único gas que se absorbe de manera apreciable en el aluminio fundido, y esto se debe a la afinidad del aluminio líquido por el oxígeno contenido en el vapor de agua de la atmósfera que se encuentra en contacto con su superficie, de la reacción entre el aluminio y el agua se libera el hidrógeno que a la postre se absorbe en el aluminio líquido, las reacciones químicas se muestran a continuación:



En la Figura 1.1 se muestra la solubilidad del hidrógeno en el aluminio puro y en dos aleaciones comerciales.

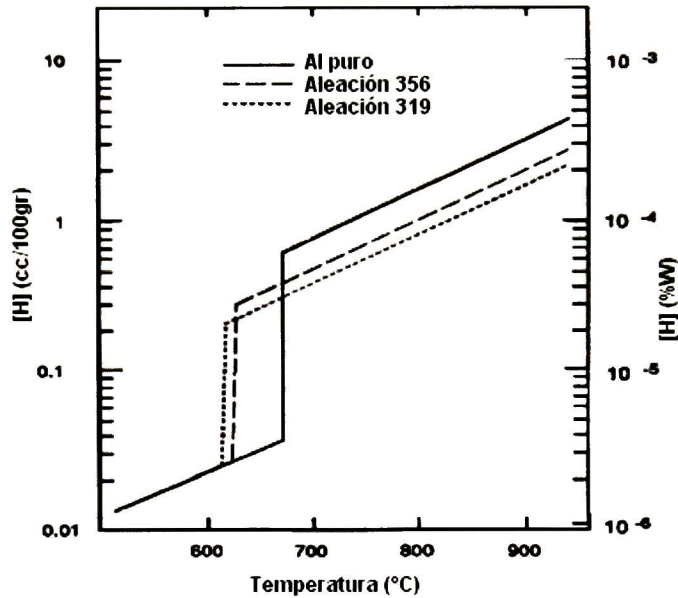


Figura 1.1 Solubilidad del hidrógeno en aluminio puro y aleaciones 319 y 356^[1].

La solubilidad del hidrógeno en el aluminio está determinada por el equilibrio termodinámico que se establece entre la concentración del hidrógeno en el aluminio y la presión parcial del hidrógeno gaseoso en la atmósfera y varía directamente con la temperatura y la raíz cuadrada de la presión. El aluminio puro fundido con un ligero sobrecalentamiento puede disolver aproximadamente 0.7 cc/100gr de aleación bajo una atmósfera de hidrógeno, y en estado sólido 0.04 cc/100gr de aleación (1 cc/100gr de aleación = 0.9 ppm). Generalmente, el contenido de hidrógeno en el aluminio fundido previo a la vaciada no corresponde al equilibrio termodinámico, porque este depende de su contenido en el material de carga y de la cinética de absorción del hidrógeno de la atmósfera, esta última a su vez depende de algunos factores como el tipo y contenido de aleantes, por ejemplo las aleaciones que contienen magnesio son más susceptibles a la absorción de hidrógeno, debido a que forman una capa amorfa de óxido en la superficie

que es más permeable a la difusión de dicho gas. Por otro lado, el manejo del fundido en cada etapa del proceso, incluyendo el vaciado, puede incrementar la velocidad a la que el hidrógeno es absorbido y con ello degradar substancialmente la calidad del fundido aún después de un tratamiento efectivo de desgasificación.

1.2 MECANISMO DE INTRODUCCIÓN DEL HIDRÓGENO AL ALUMINIO LÍQUIDO

Como se ha mencionado, la principal fuente de hidrógeno disuelto en el aluminio es la humedad del ambiente, el hidrógeno se genera al reaccionar vapor de agua con el aluminio líquido, reacciones 1 y 2.

La constante de equilibrio de la reacción de disolución está dada por:

$$K_H^{-1} = \frac{[\%H]}{P_{H_2}^{1/2}} \quad 1.3$$

Para determinar la cantidad de hidrógeno al equilibrio que puede disolverse en el Aluminio, $[\%H]_{eq}$, es necesario conocer la presión parcial del hidrógeno en la interfase fundido-atmósfera, p_{H_2} , pero está no puede ser obtenida únicamente con consideraciones termodinámicas y estequiométricas. De acuerdo a Engh^[2] se considera que el H₂O y el aluminio están separados por una capa límite y el mecanismo de incorporación del hidrógeno al aluminio proveniente de la reacción entre estos involucra las siguientes etapas:

1. El vapor de agua difunde a través de la capa límite a la superficie del metal.
2. Las moléculas de agua son adsorbidas en la superficie.
3. Las moléculas adsorbidas reaccionan con el aluminio.
4. Las moléculas de hidrógeno son desorbidas de la superficie a la atmósfera.
5. Las moléculas de hidrógeno difunden de regreso hacia afuera de la capa límite.
6. Las moléculas de hidrógeno se disocian y forman hidrógeno atómico en la superficie.
7. El hidrógeno atómico difunde a través de la capa límite del metal.

En la Figura 1.2 se muestra esquemáticamente el mecanismo de disolución de hidrógeno.

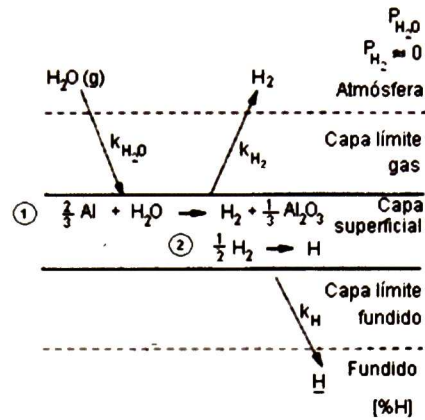


Figura 1.2 Mecanismo de disolución dentro del aluminio fundido de hidrógeno proveniente de la humedad de la atmósfera^[2].

Se asume que debido a las altas temperaturas del baño las reacciones químicas, la disociación, la adsorción y la desorción son muy rápidas, lo que deja como limitantes cinéticos las etapas 1, 5 y 7, la etapa 7 es la más lenta, sin embargo, las etapas 1 y 5 son importantes para determinar p_{H_2} en la superficie. Mediante un análisis matemático de los pasos 1 y 5, utilizando coeficientes de transferencia de masa en la interfase gas/metal y utilizando la constante de equilibrio en la capa superficial Engh obtuvo la presión parcial del hidrógeno p_{H_2} , en función de los coeficientes de transferencia de masa y p_{H_2O} :

$$p_{H_2} = \frac{k_{H_2O}}{k_{H_2}} p_{H_2O} \tag{1.4}$$

Donde k_{H_2O} y k_{H_2} son los coeficientes de transferencia de masa del H_2O y del H_2 en gas y p_{H_2O} es la presión parcial del agua en la atmósfera. Esta última se obtiene midiendo la humedad relativa y la temperatura ambiente.

Si se considera que los coeficientes de transferencia de masa k_{H_2O} , k_{H_2} son proporcionales a la raíz cuadrada de los coeficientes de difusión de agua e hidrógeno en aire, D_{H_2O} y D_{H_2} respectivamente, entonces:

$$[\%H]_e \approx \frac{1}{K_H} \sqrt{p_{H_2O} \sqrt{\frac{D_{H_2O}}{D_{H_2}}}} \tag{1.5}$$

Donde $[\%H]_{eq}$ es la concentración de hidrógeno al equilibrio.

Los coeficientes de difusión en aire $D_{H_2O} = 0.239\text{cm}^2/\text{s}$ a 8°C y $D_{H_2}=0.634\text{cm}^2/\text{s}$ a 0°C , para obtener una aproximación se asume que su relación no cambia significativamente con la temperatura^[3] por lo que:

$$[\%H] \approx \frac{0.784}{K_H} \sqrt{p_{H_2O}} \quad 1.6$$

La expresión anterior aplica para el aluminio puro. Cuando se adicionan elementos aleantes la solubilidad del hidrógeno en el aluminio se ve afectada, por lo que hay que introducir el coeficiente de actividad f_H , que se calcula utilizando los parámetros de interacción para sistemas ternarios mostrados en la Tabla 1.1. Para introducir f_H se sustituye K_H^{-1} por $\frac{K_H^{-1}}{f_H}$ en la ecuación 1.3 y K_H por $f_H K_H$ en la ecuaciones 1.5 y 1.6. En la Tabla 1.2 se muestran los valores de f_H propuestos por Otsuka^[3] y los calculados de acuerdo a Engh^[2] utilizando la ecuación:

$$\log f_H = \sum_{j=2}^n e_H^j [\%j] \quad 1.7$$

Como puede notarse los parámetros reportados son muy similares, excepto para la aleación JIS AC8C donde hay una diferencia importante.

Tabla 1.1 Parámetros de interacción en aleaciones ternarias de aluminio^[2].

Elemento	e_H^j	Temperatura ($^\circ\text{K}$)
Ce	(-0.08)	800
Cu	0.030	700-800
Cr	(0)	800-900
Fe	(0)	800-900
Mg	(-0.01)	700-800
Mn	(0.06)	800
Ni	(0.04)	700-800
Th	-0.006	800-900
Ti	(-0.1)	800-900
Si	0.030	700-800
Sn	0.004	800-900

Tabla 1.2 Coeficientes de actividad del hidrógeno para diferentes aleaciones de aluminio propuestos por Otsuka y calculados de acuerdo a Engh.

Aleación	Composición química	Otsuka	Engh
Al puro	Al-99.99%	1.00	1.00
AA No. 6063	Al-0.6% Mg-0.4% Si	1.01	1.01
AA No. 3003	Al-1.2% Mn-0.2% Si	1.21	1.20
JIS AC7A	Al-5.0% Mg-0.4% Mn	0.94	0.94
JIS AC8C	Al-11% Si-2.9% Cu-1.2% Mg	2.03	2.54
AA No. 5052	Al-2.5% Mg-0.2% Cr	0.94	0.94
AA No. 6061	Al-1.0% Mg-0.6% Si-0.2% Cu	1.03	1.03
AA No. 1100	Al-0.55% Fe-0.13% Si	1.04	1.01
AA No. 2017	Al-3.8% Cu-0.7% Mg-0.5% Si-0.7% Mn	1.46	1.46

Por otro lado, las inclusiones provienen principalmente de la reacción entre el aluminio fundido y la humedad de la atmósfera. También provienen de los refractarios que tienen contacto con el metal, o de los productos de reacción entre elementos aleantes, elementos indeseables y la atmósfera, óxidos de Fe, FeO, Fe₃O₄, espinelas, MgAl₂O₄, entre otros. Otra fuente de inclusiones son los aditivos como el refinador de grano y el modificador que no se disuelven adecuadamente, o las sales provenientes de los fundentes que se agregan al metal para su tratamiento, e inclusive de la suciedad que es captada por el metal fundido durante su manejo.

Los elementos indeseables (Fe, Na, Ca, Mg, etc.), provienen principalmente de la carga donde ya se encuentran mezclados con el aluminio y de las ligas que se utilizan para ajustar la composición química; el Fe proviene de la carga y pedacearía u objetos pequeños de acero que normalmente se introducen a los hornos de fusión durante la carga y en menor proporción de los aditivos para preparación del metal líquido previo a la vaciada. En gran medida la presencia de impurezas está asociada al manejo inapropiado del fundido, la deficiencia o mala aplicación de los fundentes y otras adiciones.

1.3 EFECTOS DE LAS IMPUREZAS

La porosidad y la presencia de inclusiones son los defectos más frecuentes en piezas de fundición de aluminio y sus aleaciones. Ambos están relacionados con la presencia de impurezas en el fundido, aunque la porosidad también puede estar relacionada con el proceso de vaciado, gases atrapados y contracciones del metal.

El hidrógeno y las inclusiones de óxidos no metálicos tienen los efectos nocivos más importantes sobre la microestructura y las propiedades de las aleaciones, ya que pueden conducir a la pérdida de fluidez del fundido, a la formación de porosidad y microporosidad, a la generación de fuentes de fractura, puntos duros, disminución de la maquinabilidad y deterioro en las propiedades mecánicas: resistencia a la fatiga, al impacto y tenacidad principalmente^[4]. La porosidad afecta severamente las propiedades mecánicas y físicas de las piezas coladas; ocurre en alguna de las tres formas: hidrógeno emergiendo de la solución líquida, contracciones durante la solidificación o como usualmente sucede, por la combinación de ambos efectos^[5]. Otras causas de porosidad son reacciones del fundido con el molde, oxidación a altas temperaturas, sopladuras y atrapamiento de otros gases. A la combinación de los efectos ejercidos por la concentración de hidrógeno disuelto y la contracción que acompaña el cambio de fase se suman los ejercidos por partículas no metálicas suspendidas (inclusiones, generalmente óxidos) que actúan como sitios de precipitación o nucleación del hidrógeno, para dar como resultado la formación de poros. Cuando una cantidad excesiva de hidrógeno queda disuelto puede precipitar heterogéneamente y generar poros durante algún tratamiento térmico de la fundición, esto es especialmente importante para productos que se laminan a espesores muy delgados.

Se han establecido una serie de reglas y relaciones que describen la tendencia a la formación de porosidad por hidrógeno^[6]. Además del contenido de hidrógeno; la velocidad de solidificación local, la composición de la aleación, el diseño de la colada y el contenido de inclusiones son factores muy importantes en la formación de porosidad. Otro factor importante en las aleaciones Al-Si es contenido de Sr, que se adiciona al metal para modificar la estructura del Si y mejorar las propiedades mecánicas, a mayores cantidades mayor es la formación de porosidad^[7,8]. Existe una extensa revisión sobre la porosidad por gas en aleaciones de aluminio^[9].

En la Figura 1.3 se muestra el efecto del contenido de hidrógeno sobre el porcentaje de porosidad para algunas aleaciones y sobre la resistencia a la tensión y a la fluencia.

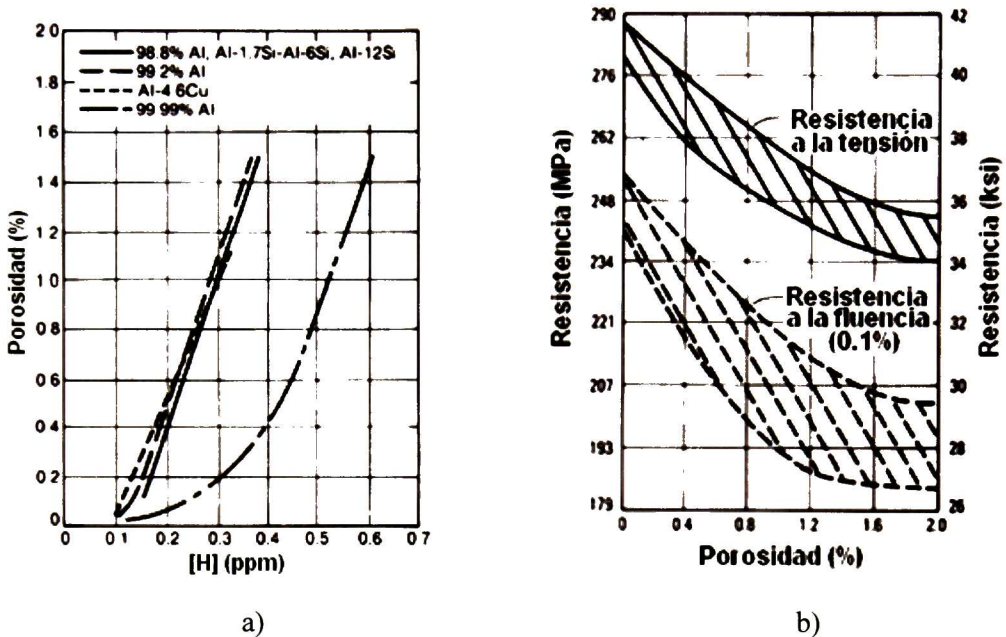


Figura 1.3 Efecto del contenido de hidrógeno a) sobre la porosidad en barras de aluminio puro y aleaciones de aluminio vaciadas en arena y b) sobre la resistencia a la tensión y a la fluencia para la aleación 356^[10].

Los niveles de hidrógeno recomendados para obtener fundiciones libres de porosidad, varían ampliamente, y dependen de muchos factores como la aleación, las condiciones de enfriamiento, la aplicación de las piezas, las operaciones posteriores al vaciado (por ejemplo deformaciones que se aplican en el laminado o extruido), el contenido de inclusiones. Los contenidos típicos de Hidrógeno antes del tratamiento son muy variables y dependen principalmente de la humedad de la atmósfera del horno, la temperatura del metal y la composición química de la aleación, típicamente el contenido inicial para una aleación es de 0.1-0.3 cc/100gr de aleación^[11]. En la Tabla 1.3 se dan algunos valores recomendados para el contenido máximo de hidrógeno disuelto.

Tabla 1.3 Niveles máximos de hidrógeno disuelto en el aluminio y sus aleaciones recomendados para obtener piezas vaciadas libres de poros.

Aleación	Aplicación	[H] (cc/100gr)	Referencia
Cualquiera	Cualquiera	0.05*	Makhlouf ^[11]
No especifica	Extrusión	0.15	
	Latas, papel, discos de memoria y Automotriz, piezas vaciadas de ingeniería de alta integridad	0.10	
Cualquiera	Cualquiera	0.035**	Grandfield ^[12]
		0.1-0.2***	
No especifica	No especifica	0.1-0.2	Nilmani ^[13]
No especifica	Productos de alta calidad	0.10	Saternus ^[14]
No especifica	Fundición de ingeniería calidad Premium	0.10	Handbook ^[10]
Al-7% Si	Moldeo permanente	0.3	Sigworth ^[15]
	Moldeo en arena	0.2	
	Automotriz alta calidad (rines, pistones, cilindros maestros)	0.07-0.1	
	Aeroespacial	0.06	
	Colada en investimento	0.06	
356	No especifica	0.08	Gruzlezki ^[8]
Cualquiera	Moldeo permanente	0.1	
	Moldeo en arena o en investimento	0.05-0.1	
	Secciones gruesas	Menor a 0.1	
A356.2 Sin tratamiento	No especifica	0.05-0.1	Shivkumar S. ^[4]
Cualquiera		Hasta 0.3****	
2X24 y 7X50	No especifica	0.09-0.15	Marquis F.D.S. ^[16]
	Aleaciones de baja pureza	0.12	

*Para una velocidad de enfriamiento de 0.1 °C/s **Debajo de este valor no se presentan poros por hidrógeno *** Dependiendo de otros factores, preferentemente contenidos menores a 0.1, ****A bajos niveles de inclusiones.

Es evidente que en la mayoría de los casos, la reducción del contenido de hidrógeno e inclusiones a niveles bajos durante el proceso de fundición es indispensable para obtener piezas libres de porosidad.

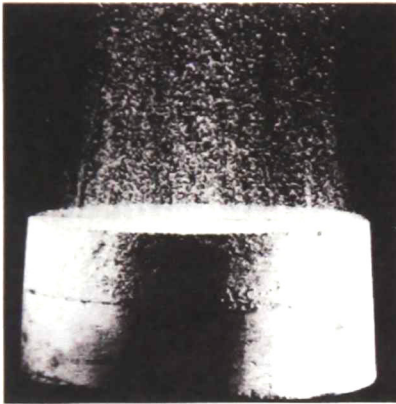
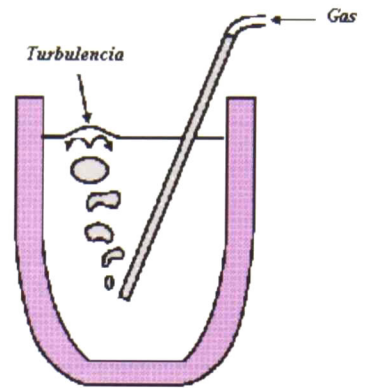
1.4 DESGASIFICACIÓN DEL ALUMINIO Y SUS ALEACIONES

La industria de la fundición se ha visto obligada a implementar tecnologías cada vez más sofisticadas para refinar al aluminio secundario de manera más económica, ecológica y eficiente. Una de las operaciones más importantes en la refinación es la desgasificación, en algunas referencias^[10,11] se revisan extensamente las diferentes técnicas utilizadas para la desgasificación del aluminio: desgasificado natural, aplicación de vacío e inyección de gases. Las más ampliamente utilizadas, involucran la inyección de gases a través de dispositivos estáticos (lanzas, filtros, boquillas de alta velocidad) o rotatorios (impulsores rotatorios, o sistemas rotor-estator). Estos últimos, desde su desarrollo en 1976 por Union Carbide Corp., han demostrado ser considerablemente más eficientes, y en los últimos años ha llegado a ser la herramienta más eficaz para remover impurezas, sin embargo, son muy costosos para las fundiciones medianas y pequeñas y en general su utilización no está muy bien entendida y por ello poco optimizada. En la Figura 1.4 se muestran esquemas y modelos físicos de las técnicas más comúnmente utilizadas y en la Figura 1.5 se muestra una comparación entre la cinética de desgasificación de cada una de estas técnicas, donde se aprecia la superioridad del impulsor rotatorio.

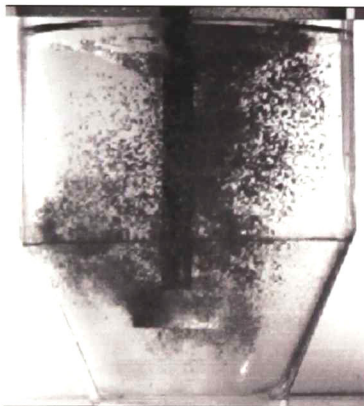
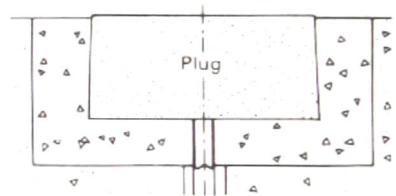
En la actualidad se está trabajando en la desgasificación con impulsor rotatorio combinada con la inyección de fundentes, y se reportan buenos resultados^[17,18]. Otra técnica que ha sido estudiada pero aún no se encuentra en uso a escala industrial, al menos en forma importante, es la desgasificación con vibración ultrasónica^[19,20] y algunas técnicas alternas como la desgasificación por esprayado^[21] se encuentran reportadas. Sin embargo, como ya se ha comentado, la desgasificación con impulsor rotatorio sigue siendo la técnica más ampliamente aceptada.



a)



b)



c)

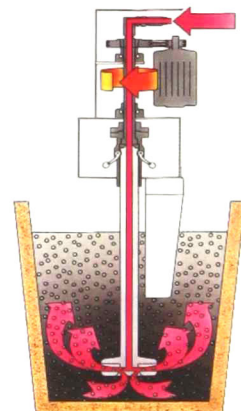


Figura 1.4 Técnicas de desgasificación: a) Lanza, b) tapón poroso y c) Impulsor rotatorio.

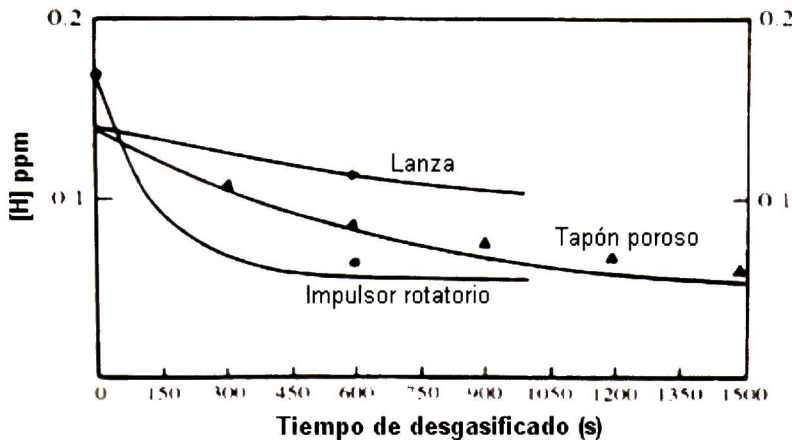


Figura 1.5 Cinética de desgasificación. Resultados observados con tres diferentes técnicas de desgasificación en un horno de 200 kg^[2].

La desgasificación con impulsor rotatorio consiste en inyectar un gas, o mezcla de gases, a través de un impulsor que gira a alta velocidad dentro del metal fundido, lo que promueve el mezclado y la creación de una gran cantidad de burbujas finas y dispersas que, mientras ascienden disuelven y/o acarrean hacia la superficie el hidrógeno, impurezas e inclusiones no metálicas. La eficiencia de la refinación, específicamente de la desgasificación, depende del área interfacial total burbuja/líquido (diámetro y número de las burbujas) y de la cinética de transporte de masa (mezclado y coeficientes de transferencia de masa líquido/burbuja), parámetros que a su vez dependen directamente de la fluidinámica del sistema, es decir, de los patrones de flujo y la estructura turbulenta^[22,23].

De lo anterior se desprende que los principales factores que gobiernan la desgasificación con impulsor rotatorio y en general con inyección de gases son: el tamaño de la burbuja del gas de purga y el grado de mezclado en el crisol. Por lo que para lograr una operación de desgasificación eficiente desde el punto de vista cinético y económico se requiere:

- Generar una área interfacial grande (burbujas finas y numerosas).
- Lograr una buena distribución de burbujas en todo el metal líquido.
- Promover un tiempo de residencia lo más prolongado posible, para alcanzar el equilibrio termodinámico entre el gas de las burbujas y el hidrógeno disuelto.
- Lograr un buen mezclado en todo el crisol.

- Generar remolinos para alimentar líquido a la interfase burbuja/metal fundido^[24].
- Mantener una buena estabilidad superficial del baño durante toda la operación, evitando disturbios que rompan la capa de óxido que se forma en la superficie y que protege contra la oxidación y la reabsorción de gases.
- Impedir la formación de vórtices o mantener su tamaño lo más pequeño posible.

De aquí que las variables de diseño más importantes son: el diseño del recipiente, el diseño del rotor, la ubicación de éste dentro del metal líquido, la velocidad de rotación, el flujo y el tipo de gas, el tiempo de inyección y la utilización de obstáculos (mamparas o acondicionadores de flujo); otra variable que hasta ahora no había sido estudiada es el punto de inyección del gas y cuya importancia se muestra en el presente trabajo. De todas estas variables se ha considerado que el diseño del rotor juega el papel más importante en la eficiencia del proceso^[25]. Aunque hay investigadores que han encontrado eficiencias similares para rotores con diseños muy diferentes^[26].

Como puede apreciarse, la desgasificación mediante inyección de gases es una operación compleja y difícil de estudiar, por la gran cantidad de variables de proceso y de diseño involucradas, además de factores ambientales (humedad, temperatura, presión atmosférica). A pesar de que las bases teóricas de la desgasificación están bien establecidas^[27,28,29], no se puede predecir la cinética de desgasificación de cada operación en particular, por lo que la combinación óptima de variables del proceso y parámetros del equipo debe determinarse empíricamente caso por caso en cada fundición^[1]. En la mayoría de los casos realizar estudios en planta resulta extremadamente caro.

Otro gran inconveniente es la dificultad para evaluar los resultados del desgasificado durante la operación, ya que no existen técnicas estandarizadas para medir directa o indirectamente el contenido de hidrógeno en el baño. En general, las técnicas de medición indirecta, (Pruebas a presión reducida, PPR) no discriminan entre diferentes factores que provocan la porosidad y las técnicas de medición directa, (Telegas, AISCAN), ofrecen respuestas muy lentas, después de 5-15 min se puede tomar una lectura, y el equipo para realizarlas es muy costoso^[30]. En la actualidad se han desarrollado equipos para medición del hidrógeno disuelto en base de un sensor electroquímico (Notorp^[31,32] y más

recientemente ALSPEK H^[33]) que son capaces de dar mediciones continuas y con alta velocidad de respuesta, pero su uso aún es muy restringido. Lo anterior ha propiciado el uso métodos indirectos para evaluar la operación de desgasificado utilizando modelación física y modelación matemática mediante la dinámica de fluidos asistida por computadora (CFD).

1.5 MODELACIÓN FÍSICA DE LA DESGASIFICACIÓN DE ALUMINIO Y SUS ALEACIONES

La modelación física es una herramienta útil para entender mejor la operación de desgasificación y los efectos de las variables que actúan en esta. En el caso de desgasificado consiste en realizar experimentos en modelos de agua.

En las últimas décadas esta técnica ha sido ampliamente utilizada para el estudio de procesos metalúrgicos^[34] y en particular para la desgasificación mediante diferentes técnicas y dispositivos: lanzas, tubos perforados, lanzas con tapón helicoidal, tapones porosos, difusores, impulsores rotatorios, boquillas rotatorias, inyección a alta velocidad con boquillas especiales (chorros supersónicos) y la eliminación de inclusiones y metales como Na, Li y Ca^[26,35,36,37, 38,39,40,41,42,43,44,45].

Típicamente, los estudios reportados en la literatura se han enfocado a analizar diferentes características del proceso como el tamaño, cantidad, distribución y tiempo de permanencia de las burbujas, en los que generalmente se utilizan técnicas fotográficas y de video de alta velocidad^[13,34,36,40]. Otros trabajos reportan la determinación de los tiempos de mezclado utilizando técnicas basadas en la medición de la conductividad eléctrica, mediante electrodos ubicados en posiciones específicas que miden la concentración de un electrólito, el cual se inyecta en un punto del recipiente^[41,46]. También se ha estudiado la cinética de absorción y eliminación de gases disueltos utilizando técnicas de eliminación de oxígeno disuelto en el agua mediante la inyección de un gas inerte, N₂ o Ar^[34,37,38,39,40] y absorción de CO gaseoso en una solución de NaOH^[41]. En otras investigaciones se han realizado mediciones del torque bajo diferentes condiciones de operación para determinar la energía mecánica suministrada al sistema^[26,34].

Con relación al análisis de impulsores rotatorios usando modelos físicos se han realizado varios estudios comparativos de rotores comerciales de diferente diseño. En algunos casos se encontraron diferencias significativas en la eficiencia^[39], mientras que en otros se reporta que la mayoría de los impulsores analizados tienen la misma eficiencia bajo condiciones de operación similares^[27], de hecho se considera que todos los que utilizan impulsores rotatorios deben dar los mismos resultados^[47]. En general se considera que el diseño del rotor es el corazón del sistema^[25].

En estudios realizados hasta ahora, la atención se ha centrado en la cinética de desgasificación, en donde se han abordado aspectos como el mezclado^[48] y la cinética de remoción de inclusiones^[13], los cuales dependen de la hidrodinámica del sistema, pero ésta permanece prácticamente sin estudiar^[41].

En años recientes la velocimetría por imágenes de partículas (PIV), se ha utilizado extensamente para análisis hidrodinámicos de tanques agitados con y sin inyección de aire^[49,50,51,52,53,54,55,56]. En estos mismos trabajos la técnica se describe ampliamente. Ahora también se ha empezado a utilizar en la caracterización de modelos físicos de desgasificación de aluminio para validar modelos CFD^[57].

Para caracterizar un sistema de impulsor rotatorio lo más común ha sido utilizar modelos de agua a escala completa, estudiando la rapidez de eliminación de oxígeno disuelto y midiendo el tamaño y distribución de las burbujas mediante técnicas fotográficas. En varios de estos estudios se ha confirmado que la eliminación de oxígeno del agua a través de la inyección de gases inertes, N₂ o Ar, tiene un comportamiento cinético muy similar a la eliminación del hidrógeno en aluminio a través de la inyección de gases. Frecuentemente la cinética de desgasificación de ambos sistemas se expresa en forma de un decaimiento exponencial de primer orden^[23,26,39], de acuerdo a la siguiente ecuación general:

$$[%G] = be^{-at} + c \quad 1.8$$

Donde:

$[%G]$ es la concentración del gas disuelto en el líquido, a , b y c son constantes y t es el tiempo.

Una ventaja del modelado físico es que la concentración de oxígeno disuelto en agua puede medirse de manera continua e inmediata.

Los resultados obtenidos en los modelos de agua, si bien no son totalmente escalables al proceso de desgasificación del aluminio, proporcionan un medio muy económico para obtener información útil para el diseño, optimización de equipos^[58], diseño de rotores, comparación de operación de estos y optimización de procesos.

El uso de los modelos físicos se basa en los análisis de escalamiento, estos análisis consideran una serie de criterios de similitud que son expresados en términos de relaciones adimensionales. Para cada operación en particular se debe prestar atención a aquellos criterios de similitud que tengan relevancia. Para el modelado de la operación de desgasificación con impulsor rotatorio de aluminio con el sistema agua-O₂, al tratarse de un tanque agitado, la similitud geométrica, a través de un factor de escala y la similitud dinámica son los criterios relevantes. Sin inyección de gas, la similitud dinámica está dada por la relación entre las viscosidades cinemáticas del agua y el aluminio fundido, que son parecidas por lo que es posible cumplir con ambos criterios y por consiguiente lograr un escalamiento riguroso. Al agregar la fase gaseosa, debido a que las propiedades de tensión superficial son muy diferentes para el agua y el aluminio fundido, el criterio de similitud dinámica ya no puede cumplirse. Sin embargo, en operaciones complejas como las que involucran sistemas dispersos, para ser útiles, las condiciones experimentales no necesitan cumplir con todos los criterios de similitud, lo importante es que se aplique el criterio de similitud geométrica y se acerque lo más posible a cumplir el de similitud dinámica, de modo que es posible utilizar modelos distorsionados donde solo algunas de las propiedades de similitud se cumplen o se cumplen solo de manera aproximada^[78]. En el Apéndice 1 se muestra un análisis de escalamiento de la operación de desgasificación con impulsor rotatorio.

La aplicación de los resultados de la modelación física debe realizarse con cuidado, por tratarse de un modelo distorsionado y además porque existen diferencias entre los sistemas H₂O-O₂ y Al-H:

El mecanismo de disolución del gas es diferente. El oxígeno se disuelve directamente de la atmósfera al agua a través de su superficie del agua, mientras que la disolución de hidrógeno en aluminio involucra primero la reacción entre el aluminio y el oxígeno del vapor de agua de la atmósfera y una serie de pasos más que ya han sido mencionados^[2].

La reacción entre el O₂ y el Al forma una capa de óxido en la superficie que interfiere con los procesos de introducción y eliminación del hidrógeno, mientras que el agua no reacciona con la atmósfera.

El oxígeno se disuelve en agua en forma diatómica, mientras que el hidrógeno lo hace en forma atómica, lo cual implica diferencias importantes en el planteamiento de modelos matemáticos.

La p_{O_2} en la atmósfera en sistemas abiertos permanece prácticamente constante y es proporcional a la cantidad de oxígeno presente en el aire mientras que la p_{H_2} depende de la humedad y temperatura ambientales.

La constante de equilibrio de las reacciones de disolución son muy diferentes para ambos sistemas, por lo que la solubilidad del O₂ en agua es mucho mayor que la del H en el Al, (del orden de 50 veces considerando el agua a 20°C y Al puro a 700°C)

En el sistema H₂O-O₂ la solubilidad del O₂ aumenta conforme baja la temperatura mientras que en el sistema Al-H sucede lo contrario

A pesar de las diferencias mencionadas, la cinética de la eliminación del gas disuelto que siguen ambos sistemas es similar y, para ambos casos, se ha reportado como un decaimiento exponencial de primer orden. En el Apéndice 2 se muestra el desarrollo de un modelo matemático de la eliminación del O₂ disuelto en el agua mediante la inyección de un gas inerte basado en un balance global de oxígeno y en el Apéndice 3 se presenta un desarrollo similar para la eliminación del H disuelto en Al.

La modelación de la desgasificación de aluminio con modelos de agua utilizando escala 1:1 tiene algunas limitantes, como ya se ha comentado, pero de acuerdo a lo publicado por varios investigadores, es útil para conocer, entender, evaluar y comparar el efecto de las variables más importantes de la operación de desgasificado, por lo que la utilización de un

modelo de agua a escala completa para la operación de desgasificado con impulsor rotatorio utilizada en el presente trabajo está suficientemente justificada.

En el presente trabajo se realizó la caracterización hidrodinámica de un modelo físico, sistema agua-aire, para estudiar la desgasificación por un impulsor rotatorio en hornos de crisol, utilizando la técnica PIV. Se determinaron los efectos de la velocidad de rotación y la inyección de gas para tres diseños de rotores de diferente complejidad geométrica sobre los patrones de flujo, y perfiles de velocidad e intensidad de turbulencia en diferentes zonas del recipiente. Se realizó un estudio cinético de la eliminación del O_2 disuelto en agua mediante la inyección de N_2 con una pureza de 99.998% donde se determinaron los coeficientes globales de transferencia de masa entre el agua y las burbujas de N_2 para los rotores mencionados y uno más de diseño propio. Se realizaron además pruebas a escala piloto utilizando una aleación de aluminio 356 y un desgasificador industrial diseñado y construido como parte del presente trabajo.

CAPÍTULO 2

OBJETIVOS

OBJETIVO GENERAL

Cuantificar el efecto de las principales variables del proceso de desgasificado de aluminio con la técnica del rotor inyector sobre la hidrodinámica, cinética y eficiencia del desgasificado mediante modelación física.

OBJETIVOS PARTICULARES

Realizar un análisis de la hidrodinámica y la estructura turbulenta de un modelo físico agua-aire del desgasificado con rotor inyector utilizando técnicas fotográficas y velocimetría por imágenes de partículas (PIV).

Realizar un estudio de la cinética de eliminación del O_2 disuelto en agua mediante la inyección de N_2 , utilizando una técnica de medición directa de la concentración del O_2 disuelto en el agua.

Aplicar modelos matemáticos simples a partir de balances de masa que describan la cinética de eliminación del O_2 disuelto.

Cuantificar los efectos de las variables principales del proceso: diseño del rotor, velocidad de rotación y flujo de gas de purga sobre la hidrodinámica y la cinética de eliminación del O_2 disuelto.

Proponer alternativas para mejorar la operación de desgasificado y evaluarlas mediante la modelación física.

Realizar pruebas a escala piloto utilizando la aleación de aluminio 356.

CAPÍTULO 3

METODOLOGÍA EXPERIMENTAL

La parte experimental de este trabajo se desarrolló en tres etapas: dos de modelación física y una a escala piloto. La primera etapa se enfocó al estudio de la hidrodinámica del sistema agua-aire, para lo que se utilizaron las técnicas de video convencional y de alta velocidad y velocimetría por imágenes de partículas (PIV por sus siglas en inglés). En la segunda etapa se estudió la cinética de la eliminación de oxígeno disuelto en agua mediante la inyección de N_2 . En ambos casos se analizó el efecto de las principales variables de proceso: el diseño del rotor, la velocidad de rotación y el flujo de gas de inyección. En la tercera etapa se realizaron pruebas a escala piloto para estudiar la cinética de eliminación de hidrógeno disuelto en una aleación de aluminio comercial. En la segunda y tercera etapas se utilizó un desgasificador de impulsor rotario industrial especialmente diseñado y construido para ello como parte del presente trabajo. Para establecer las condiciones de la modelación física se realizó un análisis de escalamiento, Apéndice 1.

3.1 TÉCNICAS EXPERIMENTALES

3.1.1 Cámara digital convencional

La adquisición de imágenes mediante cámara digital convencional se utilizó para realizar un análisis cualitativo del modelo físico, se tomaron fotografías y videos para cada una de las condiciones experimentales y se realizaron comparaciones entre estos.

3.1.2 Cámara de alta velocidad

Los sistemas de grabación de video de alta velocidad en general se utilizan para estudiar fenómenos en estado transitorio. Los videos adquiridos a alta velocidad (hasta 1×10^6 tomas/s) sirven para observar a detalle fenómenos que suceden a velocidades tales que no pueden ser analizados en tiempo real, además, las imágenes capturadas pueden

analizarse con técnicas de análisis de imágenes. Esta técnica se usa frecuentemente en la ingeniería química para la visualización de reactores con líquidos transparentes, agua principalmente, cuando se les mezcla con una segunda fase, normalmente un gas. En la modelación física del desgasificado de aluminio se han reportado experimentos efectuados con modelos de agua, donde se utiliza este sistema para medir el diámetro y la velocidad de ascenso de las burbujas en un sistema agitado con lanza rotatoria^[41]. En el presente trabajo se tomaron videos a 500tomas/s por lapsos de 2s.

3.1.3 Velocimetría por Imágenes de Partículas (PIV)

La velocimetría por imágenes de partículas (PIV) es una técnica de medición para obtener campos de velocidad instantáneos de fluidos en movimiento, donde se mide la distancia recorrida por trazadores en un intervalo de tiempo conocido. Los trazadores son partículas que por sus características se asume que siguen el movimiento del fluido y pueden ser de diferentes tipos dependiendo del fluido investigado. La zona de interés del fluido sembrado con los trazadores, se ilumina con una hoja de luz, la cual es generada por una fuente de rayos láser y un arreglo óptico, es intermitente para producir un efecto estroboscópico, congelando el movimiento de aquellos. Para detectar la posición de los trazadores se utiliza una cámara de alta velocidad tipo CCD (dispositivo de carga acoplada) ubicada a un ángulo recto respecto a la hoja de luz, y los trazadores aparecen como puntos brillantes en un fondo negro. Los pulsos de luz y la cámara están sincronizados, de modo que las posiciones de los trazadores se registran en una toma 1 para el pulso 1 y en una toma 2 para el pulso 2; el intervalo de tiempo entre los pulsos es conocido. Las imágenes se dividen en regiones rectangulares llamadas áreas, ventanas o regiones de interrogación, y en cada una de ellas, la imagen del primer y segundo pulso se correlacionan utilizando algoritmos de correlación cruzada para obtener vectores promedio de desplazamiento y dividiéndolos entre el tiempo transcurrido entre ambas tomas, se obtiene un mapa de vectores de velocidad. La correlación y los análisis de la información se realizaron con un software especializado, FlowManager v4.41. En forma general proporciona información cuantitativa del campo de flujo instantáneo; permite examinar la presencia de pequeñas estructuras de flujo, evaluar campos de velocidad cuantitativamente; determinar vorticidad, turbulencia y

esfuerzos globales promedio entre otros. Esta técnica ha sido extensamente descrita por algunos autores, principalmente en el campo de la ingeniería química^[50,51,52,53,54,55,56,57] y en el manual del equipo^[59]. En la Figura 3.1 se muestra un arreglo típico para mediciones con PIV.

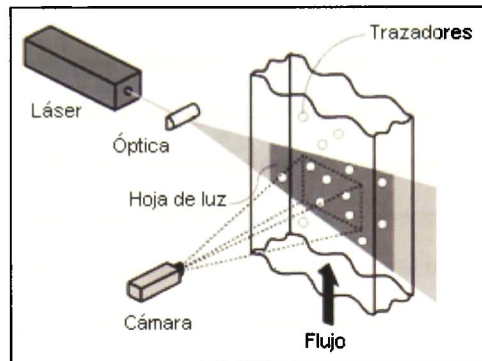


Figura 3.1 Arreglo típico para mediciones con PIV.

Los aspectos analizados en el sistema con las cámaras fotográficas y de video y el PIV fueron:

- Determinación de patrones de flujo (mapas de vectores) para cada una de las condiciones experimentales.
- Cálculos de turbulencia a partir secuencias de mapas de vectores obtenidos en diferentes momentos, se obtiene analizando la información estadística que se genera durante el procesamiento de las imágenes. En el Apéndice 4 se muestran las relaciones entre los datos estadísticos y la turbulencia.
- Obtención de perfiles radiales de velocidad.
- Obtención de flujos de bombeo.
- Identificación de zonas muertas y zonas de alta velocidad dentro del sistema.
- Observación de la evolución del vórtice.
- Observación del rompimiento de las burbujas en el rotor.
- Observación de distribución de burbujas en el tanque.
- Observación de la estabilidad superficial.

3.1.4 Medición de cinética de eliminación de oxígeno disuelto

La eliminación de oxígeno disuelto del agua en varios trabajos se considera que es similar a la cinética de eliminación de Na, H e inclusiones en el aluminio líquido^[26,38,39,40]. Esta técnica se utiliza principalmente para determinar los coeficientes de transferencia de masa que son los que caracterizan cinéticamente los sistemas líquido-gas. La técnica consiste en saturar el agua con oxígeno, normalmente inyectando aire durante un tiempo largo y después eliminarlo mediante la inyección de un gas inerte, normalmente se utiliza nitrógeno, mientras se mide la concentración de oxígeno con un electrodo de ión específico; otra opción, es eliminar primero el oxígeno disuelto hasta niveles muy bajos e inyectar aire, mientras se mide constantemente la concentración del oxígeno, en el presente trabajo se utilizó la primera opción. En la Figura 3.2 se muestra el medidor de oxígeno disuelto utilizado en el presente trabajo.



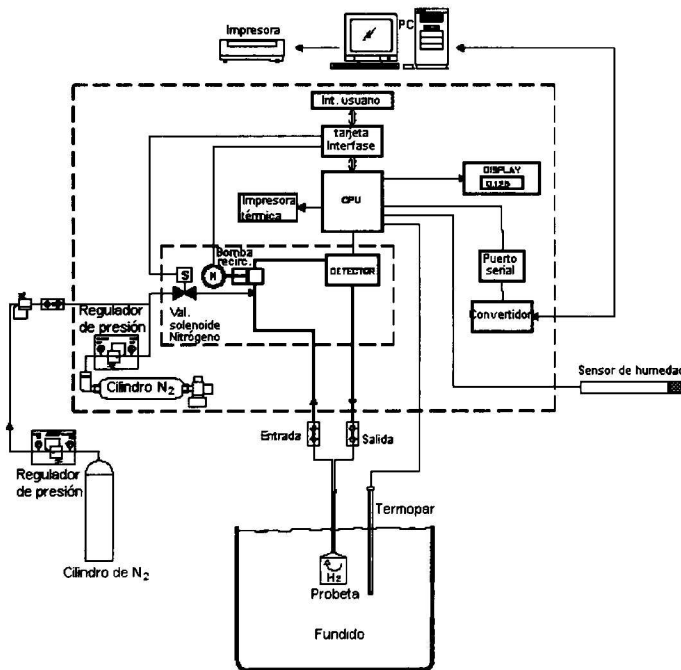
Figura 3.2 Medidor de oxígeno disuelto HANNA Intruments modelo HI 9146.

3.1.5 Medición de hidrógeno disuelto en aluminio

La medición de hidrógeno disuelto en el aluminio se realizó con un analizador AISCANTM. El método de medición que utiliza el AISCANTM está clasificado como un método cuantitativo in-situ y su principio básico es la recirculación de un gas en un circuito cerrado, donde una pequeña cantidad de gas inerte de acarreo (N_2 , Ar, He) se pone en contacto con el metal fundido a través de una probeta cerámica. Esta probeta permite la

entrada o salida del hidrógeno al circuito cerrado con el gas inerte pero es impermeable al fundido, el hidrógeno difunde del metal al gas de acarreo hasta alcanzar la presión de equilibrio con el contenido de hidrógeno monoatómico disuelto en el aluminio fundido; una vez logrado el equilibrio, alrededor de 10min, el hidrógeno contenido en el gas de arrastre, se mide con un circuito de puente Wheatstone y una celda de conductividad térmica llamada Katatómetro. El instrumento está precalibrado y el resultado correlacionado con estándares de gases premezclados conteniendo niveles conocidos de hidrógeno. Este equipo opera en un rango aproximado de 675-750°C y concentraciones de hidrógeno de 0.05-0.4cc/100gr de aleación. Existen factores de corrección para aleaciones para diferentes composiciones. La máxima desviación estándar de este equipo es de 0.023cc/100gr de aleación^[10,11,59].

En la Figura 3.3 se muestra un esquema y una fotografía del medidor AISCANTM.



a)



b)

Figura 3.3 Equipo de medición de hidrógeno disuelto AISCANTM[60] a) Diagrama y b) fotografía.

El principio de medición del analizador AISCAN se fundamenta en la ley de Sieverts, aplicable a soluciones diluidas, que establece que la concentración de hidrógeno disuelto en el metal es proporcional a la raíz cuadrada de su presión parcial en la atmósfera.

$$S = K_p \sqrt{p_{H_2}} \quad 2.1$$

K_p Constante de proporcionalidad.

S Concentración de hidrógeno en el aluminio fundido.

p_{H_2} Presión parcial de hidrógeno gaseoso en contacto con el metal.

El analizador utiliza una ecuación modificada, para considerar los factores por temperatura y por aleación:

$$S = S_0 \sqrt{p_{H_2}} (CFA)(CFT) \quad 2.2$$

Donde:

S_0 Solubilidad del aluminio puro a 700°C (0.92cc/100gr de aleación).

CFA Factor de corrección por aleación.

CFT Factor de corrección por temperatura.

El factor de corrección por aleación, CFA , incorpora el efecto de la variación de la solubilidad de acuerdo a la composición química de la aleación de aluminio. Se considera 1 para el metal puro o casi puro, tal como las aleaciones 1XXX. El CFA se encuentra en tablas del manual del equipo o puede calcularse con la siguiente ecuación empírica:

$$CFA = 10^{(0.017 \times \%Mg - 0.026 \times \%Cu - 0.0119 \times \%Si)} \quad 2.3$$

El factor de corrección por temperatura incorpora el efecto de la variación de la temperatura del metal fundido y se puede calcular con la siguiente fórmula:

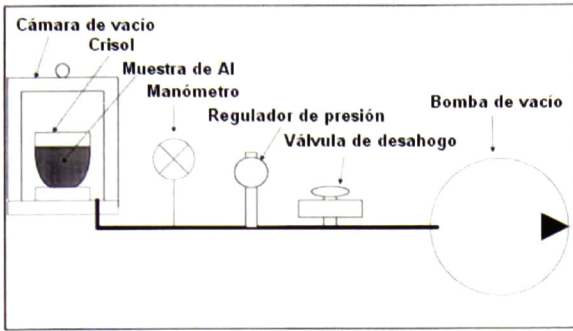
$$CFT = e^{\left[6.531 \frac{T_f - 700}{T_f - 273}\right]}$$

2.4

3.1.6 Pruebas a presión reducida (PPR)

La prueba a presión reducida (PPR) es uno de los métodos de evaluación de limpieza en el aluminio fundido más ampliamente utilizados^[11,61,62,63,64,65,66], es barato, lo que permite a cualquier fundidora mediana o pequeña adquirir el equipo necesario para desarrollarla. La PPR se utiliza muy ampliamente en la industria desde hace más de 50 años, sin embargo cada empresa utiliza su propia metodología puesto que no se ha estandarizado un método de prueba. Por esta razón la correlación entre el contenido de hidrógeno y los datos obtenidos con la PPR no se han utilizado tan ampliamente en el piso de producción.

La técnica consiste en que una cuchara con una muestra pequeña de fundido, 100 a 200gr, se coloca en una cámara que se evacua a una presión específica y se mantiene así hasta que el metal solidifica. La evolución de las burbujas durante la solidificación y la apariencia de la superficie son indicadores de la cantidad de hidrógeno presente en la muestra. Para un análisis semicuantitativo, la muestra solidificada se secciona y la porosidad se compara contra estándares. También se determina la densidad de las muestras y se compara contra la densidad de la aleación sana. El contenido de hidrógeno disuelto puede ser determinado por la diferencia en densidades más una corrección por condiciones de temperatura y presión, partiendo de la suposición de que toda la porosidad interna es debida al hidrógeno. En esta prueba el comportamiento de la muestra está influenciado en general por la limpieza del fundido y la presencia de aleantes que se evaporan (Mg, Zn), por lo que no proporciona una medición absoluta del efecto del hidrógeno disuelto. Además, debido a que la diferencia de densidades es muy pequeña se requiere instrumentación precisa para detectarla, como una balanza analítica o al menos una de precisión. En la Figura 3.4 se muestra un diagrama y una fotografía del equipo utilizado para las pruebas a presión reducida, consta de una bomba de vacío y una campana cilíndrica de aluminio de 11cm de diámetro y 15cm de altura con tapa de acrílico transparente, la presión de operación es 200mmHg de presión absoluta y la alcanza en 18s.



a)



b)

Figura 3.4 Equipo de para pruebas a presión reducida: a) Diagrama y b) fotografía.

En la Figura 3.5 se muestra el dispositivo utilizado para la determinación de la densidad por el método de Arquímedes de las muestras de aluminio sometidas a la prueba de presión reducida.



a)



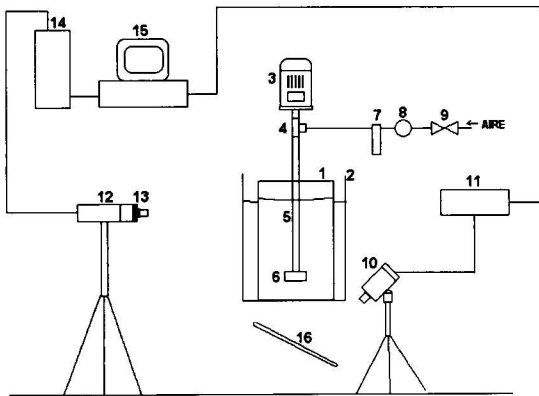
b)

Figura 3.5 Dispositivo para medición de densidad de muestras de aluminio por el método de Arquímedes: a) Dispositivo completo y b) Detalle de colocación de muestra.

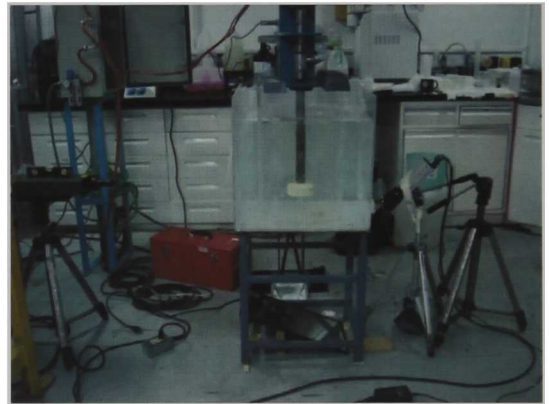
3.1 ARREGLOS EXPERIMENTALES

3.2.1 Hidrodinámica

Para el análisis hidrodinámico en la modelación física (cámaras convencional y de alta velocidad y PIV) se utilizaron dos reactores de acrílico, uno cilíndrico y otro en forma de crisol y un desgasificador de laboratorio construidos en trabajos anteriores^[46]. El arreglo experimental se muestra en la Figura 3.6 y consta de un sistema de rotación a base de un motor de velocidad variable, una flecha de nylamid[®] unida a éste mediante una junta rotativa, por donde se inyecta un gas. El sistema de inyección de gas consiste en una serie de válvulas, un regulador y un rotámetro para controlar el flujo y la presión del gas, respectivamente. Para el PIV el equipo de medición consta de una cámara de alta velocidad, un sincronizador, un arreglo óptico, un generador de láser, una fuente de poder, una computadora y para las observaciones y mediciones de planos transversales, un espejo plano.



a)



b)

Figura 3.6 Arreglo experimental para análisis hidrodinámico con las técnicas de video de alta velocidad y PIV: a) Esquema y b) Fotografía. 1. Reactor, 2. Recipiente externo, 3. Motor de velocidad variable, 4. Junta rotativa, 5. Flecha de nylamid[®], 6. Rotor, 7. Rotámetro, 8. Regulador de presión, 9. Válvula, 10. Cámara de alta velocidad, 11. Sincronizador, 12. Arreglo óptico, 13. Generador de láser, 14. Fuente de poder, 15. Computadora y 16. Espejo plano.

Para realizar las mediciones, el reactor se colocó dentro de un recipiente de acrílico en forma de cubo, ambos se llenaron con agua corriente para permitir mediciones libres de distorsión y minimizar la refracción en la superficie curva del recipiente interior.

3.2.2 Cinética de eliminación del O₂ disuelto

Para el análisis cinético de eliminación del O₂ disuelto, se utilizó únicamente el reactor cilíndrico. El arreglo experimental se muestra en la Figura 3.7. En este caso se utilizó un desgasificador industrial diseñado y construido en las instalaciones del CIATEQ A.C. y formó parte del presente trabajo de investigación. En las Figuras 3.8 inciso b) y 3.12 se muestran fotografías del desgasificador.

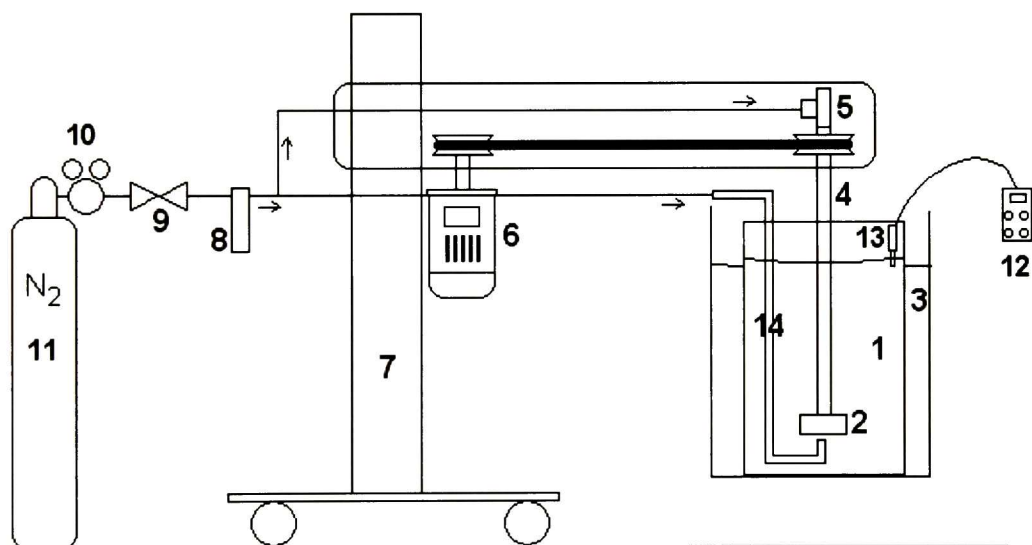


Figura 3.7 Esquema del arreglo experimental utilizado para las pruebas de cinética de eliminación del O₂ disuelto. 1. Reactor, 2. Rotor, 3. Recipiente externo, 4. Flecha de nylamid, 5. Junta rotatoria, 6. Motor de velocidad variable, 7. Desgasificador, 8. Rotámetro, 9. Válvula de paso, 10. Regulador de presión, 11. Tanque de nitrógeno, 12. Medidor de O₂ disuelto, 13. Sonda y 14. Tubo de inyección.

3.2.3 Desgasificación a escala piloto

En la Figura 3.8 se muestra el arreglo experimental utilizado para las pruebas piloto de cinética de eliminación de hidrógeno disuelto en aluminio fundido. El arreglo fue muy similar al utilizado para las pruebas de cinética de eliminación de O_2 disuelto, Figura 3.7, solo que este caso se utilizó un horno de inducción y el desgasificador industrial con flechas y rotores de grafito y para las mediciones, se utilizó el equipo AISCANTM y el de presión reducida.

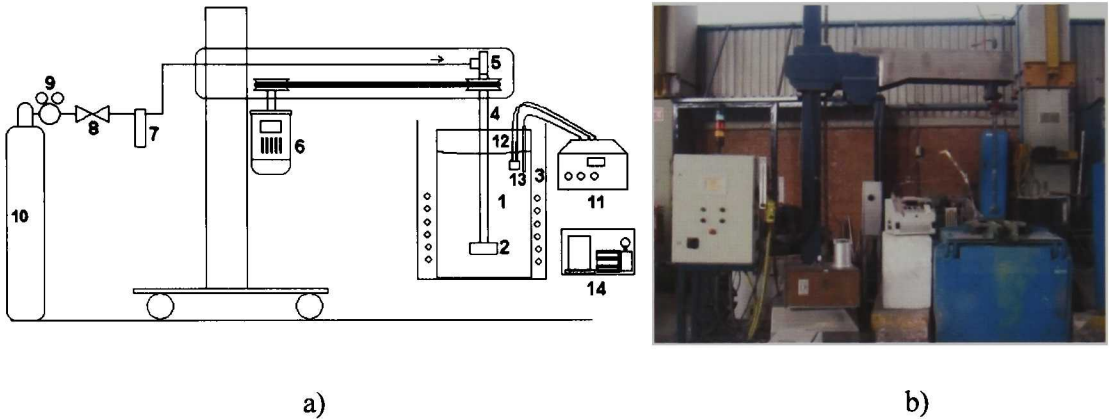


Figura 3.8 Arreglo experimental utilizado para las pruebas a escala piloto: A) Esquema y b) Fotografía. 1. Crisol, 2. Rotor de grafito, 3. Bobinas de inducción, 4. Flecha de grafito, 5. Junta rotatoria, 6. Motor de velocidad variable, 7. Rotámetro, 8. Válvula de paso, 9. Regulador de presión, 10. Tanque de nitrógeno, 11. Medidor de hidrógeno disuelto (AISCANTM), 12. Probeta cerámica, 13. Termopar AISCAN, y 14. Equipo para prueba de presión reducida.

El equipo para la realización de pruebas a escala piloto y el modelo físico fueron de dimensiones muy similares, considerando que, de acuerdo al Apéndice 1, la opción más adecuada es utilizar una escala 1:1.

En la Tabla 3.1 se muestran las dimensiones principales de los recipientes, flechas y rotores del modelo físico y del equipo piloto.

Tabla 3.1 Dimensiones principales, m, del los reactores del modelo físico y del equipo piloto.

Símbolo	Parámetro	Modelo Físico		Equipo Piloto
		Cilindro	Crisol	
D_r	Diámetro del rotor	A y C =0.106 B y D=0.1	A y C =0.106 B y D=0.1	B =0.1
D_f	Diámetro de la flecha	0.36	0.36	0.36
A_t	Altura Total	0.45	0.54	0.56
d	Diámetro recipiente	0.32	---	0.29
D_b	Diámetro de la base	---	0.22	---
D_m	Diámetro de la boca	---	0.38	---
A_c	Altura del Cono	---	0.19	---
H	Nivel de agua ó aluminio	0.375	0.375	0.375
D_{os}	Diámetro del orificio de salida	0.005	0.005	0.005
D_t	Diámetro interior del tubo de inyección*	0.004	---	---

*Para pruebas con inyección por debajo del rotor.

Los rotores probados se muestran en la Figura 3.9. Un rotor cilíndrico sólido, "A", uno hueco con salidas laterales, "B", una modificación de este último al que se le maquinaron muescas, "C" y rotor abierto por abajo y con salidas laterales "D". Los rotores B y C son diseños comerciales (FOSECO Ltd.) y el D fue diseñado como parte del presente trabajo. El material de fabricación fue Nylamid® para el modelo físico y en grafito para las pruebas piloto. En las pruebas a escala piloto únicamente se utilizó el rotor B.



Figura 3.9 Rotores utilizados: A rotor sólido y liso, B rotor hueco con ventanas laterales, C rotor hueco con ventanas laterales y muescas, D rotor abierto por abajo y con salidas laterales. Cuatro fabricados en Nylamid y uno en grafito.

3.3 DISEÑO DE EXPERIMENTOS

Se realizó una serie experimental utilizando un recipiente tipo crisol, debido a su geometría se presentaron muchas complicaciones durante la adquisición y el análisis de resultados con PIV, por lo que se decidió utilizar una geometría más simple, cilíndrica. Además por disponibilidad del equipo, se limitaron las variables de proceso a estudiar; solo se evaluó parcialmente el efecto del uso de mampara y no se consideró como variable la ubicación del rotor respecto a la base del recipiente. Sin embargo, todos los experimentos, resultados y discusión en torno a la utilización de un recipiente tipo crisol se muestran a lo largo del presente trabajo, por la importancia que reviste en la aplicación práctica, donde los recipientes de fusión y tratamiento de aluminio líquido son crisoles en su gran mayoría.

3.3.1 Cámara de alta velocidad

Se realizó un análisis cualitativo de la hidrodinámica del modelo físico utilizando una cámara de alta velocidad TOYO 12.5-75 mm F1.8. Se obtuvieron un total de 225 videos, con una duración de 2s cada uno a una velocidad de 500tomas/s. Se realizaron cuatro series experimentales: **Serie 1:** Tomas generales donde se observó al reactor completo para apreciar las características generales, **Serie 2:** Acercamiento a la zona del rotor en una vista lateral, **Serie 3:** Parte inferior del recipiente y **Serie 4:** Tomas generales bajo condiciones distintas a las de la serie 1. Con esta técnica únicamente se analizó el reactor tipo crisol. En la Tabla 3.2 se muestran las condiciones experimentales.

Las variables que se evaluaron fueron: el diseño del rotor, la ubicación del rotor respecto a la base del recipiente, la velocidad de rotación, el flujo de aire y presencia o no de una mampara. Este análisis se realizó únicamente para el recipiente tipo crisol.

Esta fase experimental tuvo carácter exploratorio y con los resultados obtenidos se diseñaron las siguientes series experimentales. Adicionalmente sirvió de entrenamiento en el manejo de los diferentes equipos y software de análisis.

Tabla 3.2 Condiciones experimentales para análisis con cámara de alta velocidad.

Variable	Serie 1	Serie 2	Serie 3	Serie 4
h Altura del rotor (mm)	50 y 175	50	50	75
N Velocidad de rotación (rpm)	0, 500 y 900	0, 100, 200, 300, 400, 500, 600, 700 y 900	0, 100, 200, 300, 500, 700 y 900	500, 600, 700, 800 y 900
Q Flujo de gas (l/min)	0, 1, 4 y 12	0.5, 1, 4 y 12	0, 0.5, 1, 4 y 12	3
Rotor	A, B y C	A, B y C	A, B y C	A, B y C

3.3.2 Cámara Digital convencional

Para el recipiente cilíndrico se tomaron fotografías y videos bajo diferentes condiciones de operación, se analizaron los efectos de: el diseño del rotor, la velocidad de rotación, el flujo y el punto de inyección del gas, convencional a través de la flecha (F) o a través de un tubo (T) con la descarga debajo del rotor. El equipo utilizado fue una cámara Reflex Digital Nikon 70 DS, Lente Nikkor AF Zoom 18-70 mm. En la Tabla 3.3 se muestran los experimentos. Este análisis se realizó únicamente para el recipiente cilíndrico.

3.3.3 Velocimetría por Imágenes de Partículas (PIV)

El sistema utilizado fue un equipo LASER SOLO PIV Marca New Wave Research Modelo SOLO III 15 Hz, sincronizado a una cámara KODAK MEGA PLUS Modelo ES 1.0 (DANTEC Systems). Se utilizó agua corriente con trazadores de poliamida de 50 μ m, pintados con Rodamina B. Las condiciones de adquisición y análisis fueron las siguientes: se tomaron 50 pares de fotos, un par cada 500ms, el tiempo entre foto y foto fue de 1000 μ s, para un total de 25s por prueba. La adquisición y el análisis de las imágenes se realizó con el software FlowManager v4.41. Para el análisis se aplicó el método de correlación cruzada con áreas de interrogación de 32x32píxeles, equivalentes a 6x6mm, y traslape del 50%.

Se realizaron dos series de experimentos, en la primera se utilizó el recipiente en forma de crisol y en la segunda una geometría sencilla en forma de cilindro, En la Tabla 3.4 se muestran las condiciones experimentales. Cuando se usó el recipiente cilíndrico se hicieron tres repeticiones en momentos diferentes y se realizó un análisis estadístico de los resultados, obteniéndose un solo mapa de vectores para cada plano de medición en cada una de las condiciones de prueba. Cuando se utilizó el recipiente tipo crisol se realizó solamente una toma por cada condición experimental.

Tabla 3.3 Lista de experimentos realizados con cámara digital convencional, al interior se muestra el número del experimento.

Punto de inyección	Rotor	Q gas (l/min)	N (rpm)			
			0	43	536	800
F	A	0	1	2	3	4
		3	5	6	7	8
		7	9	10	11	12
	B	0	13	14	15	16
		3	17	18	19	20
		7	21	22	23	24
	C	0	25	26	27	28
		3	29	30	31	32
		7	33	34	35	36
T	A	3	37	38	39	40
		7	41	42	43	44
	B	3	45	46	47	48
		7	49	50	51	52
	C	3	53	54	55	56
		7	57	58	59	60

F se refiere a inyección a través de la flecha y T a través del tubo.

Tabla 3.4 Condiciones experimentales PIV.

Variable	Serie 1	Serie 2
Geometría del recipiente	Tipo crisol	Cilíndrico
h (mm)	75	75
N (rpm)	800	43, 536 y 800
Q (l/min)	0 y 3	0 y 3
Mampara	Sin y con	Sin
Diseño del rotor	A,B y C	A,B y C

Para la experimentación con PIV, cada uno de los rotores se colocó a la misma altura respecto al fondo del recipiente (75mm) y centrado respecto al eje de simetría. Se definieron 5 planos transversales a diferentes alturas y uno longitudinal. Los planos transversales se ubicaron a las siguientes alturas respecto al fondo del recipiente: 60, 94, 133, 180 y 266mm para el recipiente tipo crisol y 40, 90, 170, 255 y 360mm para el cilíndrico, designándose con la nomenclatura h_1 , h_2 , h_3 , h_4 y h_5 , respectivamente. La ubicación del plano h_1 corresponde a una posición intermedia entre el rotor y el fondo del tanque, h_2 a la mitad del rotor, h_3 justo arriba del rotor, h_4 entre el rotor y la superficie y h_5 es el plano más cercano a la superficie libre.

Para los cortes transversales el plano del láser se alineó paralelo a la base del recipiente y para los axiales paralelo a la coordenada radial. Por el tamaño del recipiente fue necesario dividir el plano longitudinal en dos partes, por lo que se obtuvieron dos tomas, A1 y A2, las que posteriormente se empalmaron para obtener los mapas de vectores completos. Para los planos transversales se realizó una sola toma considerando únicamente la cuarta parte de la sección, debido a la simetría del sistema. En la Figura 3.10 se muestra la ubicación de los planos para ambos recipientes.

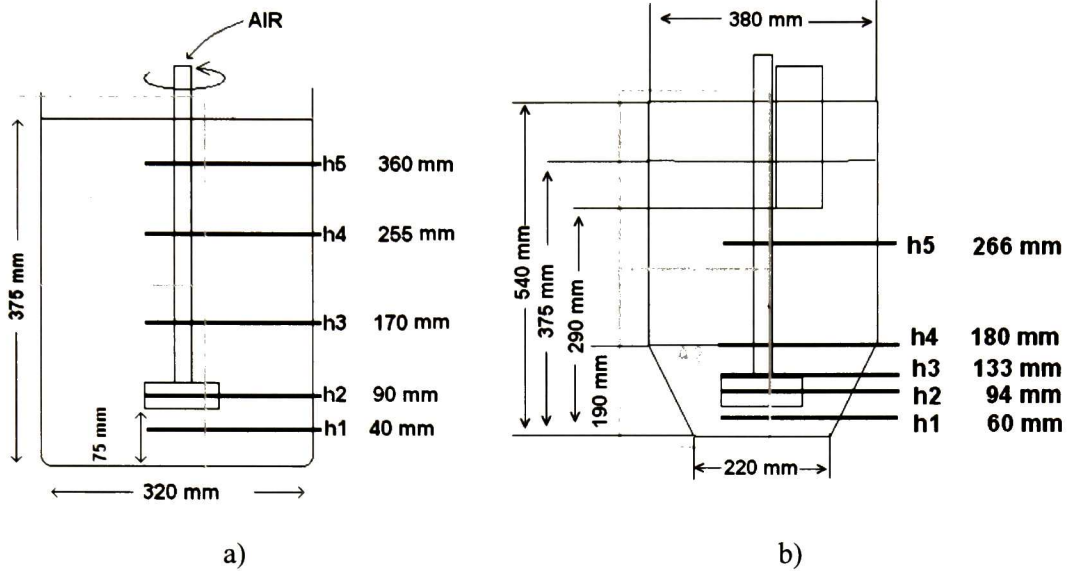


Figura 3.10 Ubicación de los planos de análisis axiales A1 y A2 y transversales h1-h5 para los recipientes a) cilíndrico y b) tipo crisol.

En el caso de las mediciones con PIV para el recipiente cilíndrico además de los mapas de vectores, se realizaron análisis de la información estadística y se obtuvieron perfiles de velocidad, energía cinética turbulenta, intensidad de turbulencia y componentes de la velocidad, V_r , V_θ y V_z , para todos los planos y condiciones experimentales. Para los rotores B y C se cálculo además la capacidad de bombeo.

En el Apéndice 5 se muestra el procedimiento utilizado para analizar la información obtenida con las diferentes técnicas utilizadas.

3.3.4 Cinética de eliminación de O_2 disuelto

Esta técnica se utilizó únicamente para evaluar el recipiente cilíndrico, los experimentos se corrieron bajo las mismas condiciones utilizadas para análisis con PIV. Se analizó una nueva variable, el punto de inyección del N_2 , inyectando primero a través de la flecha hueca, como se hace de manera convencional e inyectando por la parte inferior del rotor a través de un tubo y se estudió además un nuevo rotor de diseño propio "D" mostrado en la Figura 3.9. En la Figura 3.7 se muestran mediante flechas las trayectorias del gas de purga.

En la Tabla 3.5 se muestran las condiciones experimentales para la inyección convencional y con asterisco los realizados con inyección por abajo.

Tabla 3.5 Experimentos de eliminación del O₂ disuelto en agua mediante inyección de N₂.

No. de Exp.	N (rpm)	Rotor	Q (l/min)	No. de Exp.	N (rpm)	Rotor	Q (l/min)
1	43	A	3	10	43	A	7
2	536			11	536		
3*	800			12*	800		
4	43	B		13	43	B	
5*	536			14*	536		
6*	800			15*	800		
7	43	C		16	43	C	
8*	536			17*	536		
9*	800			18*	800		
	-	D		3 D*	43	D	
1 D*	536			4 D*	536		
2 D*	800			5 D*	800		

Para la realización de los experimentos primero se saturó el agua con oxígeno, inyectando aire desde un compresor a través de una lanza durante periodos de 30 a 60min, la temperatura del agua se mantuvo entre los 19-21°C para no modificar de manera apreciable la solubilidad del oxígeno en el agua. Pasados los primeros 30min, se realizaban mediciones para comprobar la saturación, si la concentración del O₂ disuelto se encontraba por debajo de 7ppm, se inyectaba aire por otro periodo de 30min. En todos los experimentos la concentración inicial del oxígeno estuvo alrededor de 7ppm. En la Figura 3.11 se muestra la solubilidad del oxígeno en agua en función de la temperatura a 0.8atm de presión, que corresponde a la presión del lugar de las pruebas. La presión atmosférica se midió utilizando una unidad de monitoreo de clima portátil, DEVIS, Weather monitor II. Una vez preparado el baño de agua con O₂ disuelto, se fijaban las condiciones y se corría el

experimento llevando un registro de los valores de O_2 disuelto y tiempo, las lecturas se tomaron en espacios de tiempo diferentes, siendo más cortos en los primeros momentos y más espaciados hacia el final de la prueba. Los lapsos entre mediciones más utilizados fueron 5, 10 y 20s.

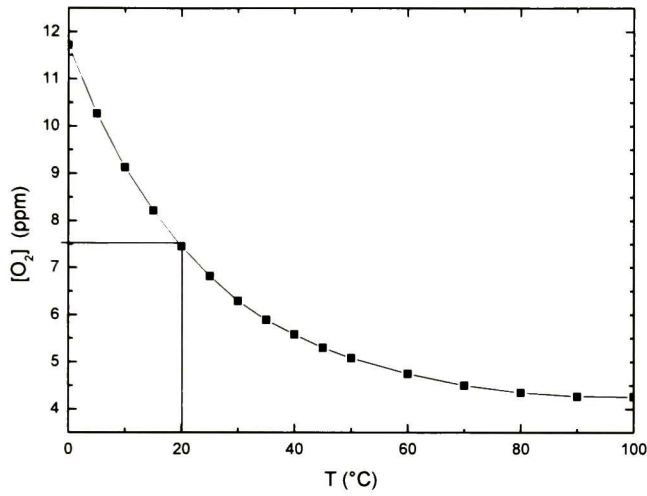


Figura 3.11 Solubilidad del oxígeno en agua en función de la temperatura para una presión atmosférica de 0.8atm.

Para medir el oxígeno disuelto en agua de manera continua se utilizó un medidor electroquímico de oxígeno disuelto HANNA Instruments modelo HI 9146, con una resolución de 0.01ppm y una precisión de $\pm 1.5\%$ de la escala completa, el medidor se muestra en la Figura 3.2. Las mediciones se realizaron en la parte superior del recipiente cerca de la orilla del tanque. El tamaño pequeño del recipiente hace que la zona de medición no sea importante, ya que el O_2 disuelto está distribuido homogéneamente en todo el baño.

Como referencia para comparar los demás resultados se obtuvieron las gráficas de eliminación de oxígeno para una lanza y para los tres rotores estáticos con un flujo de 7l/min de N_2 . Además se realizaron dos pruebas para evaluar la absorción de oxígeno a través de la superficie del tanque para lo que se utilizó el rotor C a 536 y 800rpm en

ausencia de inyección de N_2 , iniciando con una concentración inicial de oxígeno en el baño cercana a cero, debajo de los límites de detección del aparato.

3.3.5 Pruebas a escala piloto

Para las pruebas a escala piloto se utilizó lingote de aleación de aluminio 356, se fundieron 60 kg en un horno de inducción con lo que se alcanzó una profundidad de fundido de 375mm, se llevó a una temperatura de 700°C; se midió la humedad relativa y la temperatura del ambiente. El equipo de fusión usado fue un horno de inducción marca Pillar de 80kg de capacidad en aluminio con fuente de poder de baja frecuencia de 100kW de potencia.

La desgasificación se realizó con un desgasificador industrial diseñado y construido como parte del presente trabajo de investigación. El desgasificador industrial tuvo que construirse debido a que la mayoría de equipos ofrecidos en el mercado son de importación, provenientes principalmente de los Estados Unidos. Estos equipos, además de ser muy costos, están diseñados para operaciones muy limitadas en cuanto a rangos de trabajo, permitiendo muy poca flexibilidad y difícil interacción entre la máquina y el operador, por lo que no son adecuados para actividades de investigación. Para el diseño y la construcción del equipo, se utilizó la metodología del diseño mecánico que incluye la ingeniería conceptual, la ingeniería básica y la ingeniería de detalle. Los principios de diseño y operación que se establecieron para el equipo fueron:

- Diseño flexible para poder hacer pruebas bajo diferentes condiciones, velocidades de rotación, alturas de rotor, tipo de rotor, flujo y presión de gas, tipo de gas.
- Diseño flexible considerando que el equipo sería utilizado en diferentes condiciones de operación, diferentes fundiciones y diferentes equipos de preparación de metal líquido.
- El diseño operación con sistemas de flecha e impulsor rotatorios, diseño convencional, y con flecha fija e impulsor rotatorio.
- Diseño comercial dirigido al mercado nacional, por lo que debe ser práctico, fácil de operar, económico, ergonómico, estético y resistente.

Dentro de la ingeniería conceptual se definió que el equipo sería integrado por los siguientes sistemas y componentes principales: Transmisión de potencia para el rotor, estructura principal, base móvil, sistema de desplazamiento vertical del brazo, tablero de control y potencia, sistema de inyección de gas y sistemas de seguridad. Se realizaron los cálculos y la ingeniería de detalle y se determinó la secuencia de operación y requerimientos de control. Las características técnicas del equipo son: Control manual y automático, ciclos de operación programables con control de rampas de velocidad de rotación (0-900rpm), posicionamiento del brazo para precalentamiento y para desgasificación, y tiempo de desgasificado. Control manual de flujo de gases (0-100l/min), indicadores luminosos, alarma sonora, rotor de fácil intercambio y alineación, construcción robusta, propia para ambientes de la fundición. En la Figura 3.12 se muestran un dibujo y fotografías del desgasificador.



Figura 3.12 Desgasificador de impulsor rotatorio diseñado como parte del trabajo de investigación.

Las mediciones de hidrógeno disuelto se realizaron con el AISCAN y con un equipo de presión reducida operado a 200mmHg de presión absoluta, para cada medición se tomaron dos muestras y se determinó la densidad mediante el método de Arquímedes.

El procedimiento que se siguió fue el siguiente: se realizó la fusión de lingotes de la aleación de aluminio 356 hasta llegar a un nivel de 375 mm de profundidad (60 kg), se

sobrecalentó el metal hasta aproximadamente los 700°C, se precalentó el rotor y la flecha de grafito posicionándolos encima del metal fundido pero sin hacer contacto con este durante 10min. Se realizó la medición de la concentración inicial de hidrógeno $[H]_0$, con el AISCAN y se tomaron dos muestras para la prueba a presión reducida, se sumergió la flecha y el rotor de grafito hasta 75mm de altura respecto a la base del horno y se inició con el tratamiento de desgasificación por el primer lapso de tiempo predeterminado, 2min, transcurrido el tiempo, se detuvo la desgasificación se retiró el rotor, se realizaron mediciones con el AISCAN y se tomaron 2 muestras para la prueba de presión reducida; una vez realizadas las mediciones, se regasificó el aluminio, sumergiendo pequeños trozos de madera verde, hasta llegar nuevamente a la concentración inicial de hidrógeno. Se inició nuevamente la desgasificación por el siguiente periodo de tiempo predeterminado, 5min, se realizaron las mediciones correspondientes y se procedió de la misma forma para pruebas con 13 y 33min de desgasificación. Esta forma de proceder se tomó para evitar el efecto de la regasificación durante las mediciones y las etapas transitorias de cada arranque del desgasificador. Las mediciones con el AISCAN y las pruebas de presión reducida se realizaron por duplicado. En la Tabla 3.6 se muestran las condiciones experimentales y los periodos de tiempo de desgasificación utilizados.

Tabla 3.6 Condiciones experimentales, mediciones y toma de muestras de la prueba de eliminación de Hidrógeno disuelto en la aleación de aluminio 356.

Parámetro	Valor
Peso de metal fundido	60 kg
Humedad relativa	20%
Temperatura del baño	≈700°C
Inyección de gas en la superficie del baño	No
Flujo de gas	7 l/min
Velocidad de rotación	536 rpm
Rotor	B
Lapsos de tiempo de desgasificación (min)	0, 2, 5, 13 y 33

La medición de densidad de las muestras de la prueba de presión reducida se realizaron con una báscula digital marca Ohaus ExplorerPro modelo EP2102C con una capacidad máxima de 2100gr, un rango de temperatura de operación de 10-40°C, una sensibilidad de 10mg y un dispositivo montado en esta. En la Figura 3.5 se muestra el dispositivo.

Tanto en el modelado como en las pruebas piloto, la velocidad de rotación se verificó con un tacómetro digital Cole Palmer Mod. 08199 con sensor óptico Monarch Instrument Mod. ROS-9P con un rango de medición de 0-250,000rpm.

CAPÍTULO 4

RESULTADOS

4.1 HIDRODINÁMICA

4.1.1 Análisis Cualitativo. Cámaras convencional y de alta velocidad

Se evaluaron cualitativamente los efectos de las variables principales: geometría del rotor, velocidad de rotación y flujo de aire de inyección sobre las características hidrodinámicas generales del sistema: vórtice, estabilidad superficial, distribución y rompimiento de burbujas. Para los experimentos con recipiente tipo crisol se evaluó además el efecto de la altura del rotor y la utilización de una mampara y para los experimentos con el recipiente cilíndrico, se evaluó el efecto del punto de inyección del gas. Los resultados se muestran en forma de series de fotografías.

4.1.1.1 Recipiente tipo crisol

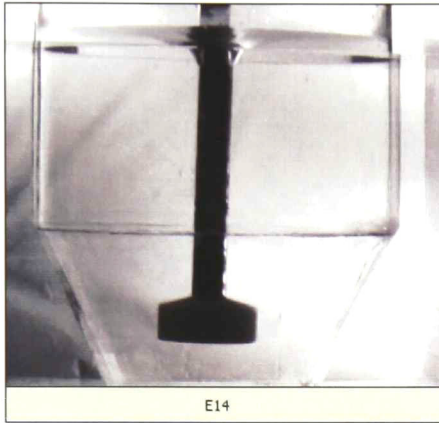
En la Figuras 4.1-4.9 se comparan los efectos de las variables independientes sobre la hidrodinámica del sistema agua-aire. Para cada uno de los rotores se compara el efecto de la velocidad de rotación y el flujo de aire sobre el vórtice, la dispersión del aire y las características de la superficie libre; además se observa el efecto de la ubicación del rotor y la utilización de una mampara. Las Figuras 4.1-4.5 y 4.7 muestran tomas generales, la Figura 4.6 una toma transversal y las Figuras 4.8 y 4.9 un acercamiento a la zona del rotor donde se generan las burbujas. En la Tabla 4.1 se muestra un resumen de los aspectos observados en los experimentos realizados con la cámara de alta velocidad para el recipiente tipo crisol.

Tabla 4.1 Series fotográficas obtenidas con cámara de alta velocidad, recipiente tipo crisol.

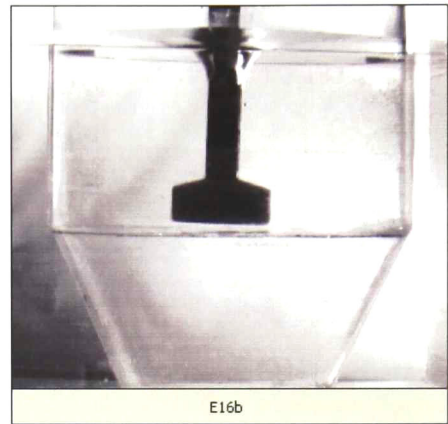
Figura	Variable Independiente	Condiciones de prueba	Características observadas	Toma
4.1	Tipo de Rotor h	$N= 500\text{rpm}$ $Q = 0\text{l/m}$ Sin mampara	Vórtice Estabilidad superficial	Vista general
4.2	Tipo de Rotor h	$N= 900\text{rpm}$ $Q = 0\text{l/m}$ Sin mampara	Vórtice Estabilidad superficial	Vista general
4.3	Tipo de Rotor Mampara	$N= 800\text{rpm}$ $Q = 3\text{l/m}$ $h=75\text{mm}$	Vórtice Distribución de burbujas	Vista general
4.4	Q N	$h =75\text{mm}$ Sin mampara Rotor A	Vórtice Distribución de burbujas	Vista general
4.5	Q N	$h =75\text{mm}$ Sin mampara Rotor B	Vórtice Distribución de burbujas	Vista general
4.6	Q N	$h =75\text{mm}$ Sin mampara Rotor B	Vórtice Distribución de burbujas	Vista Inferior
4.7	Q N	$h =75\text{mm}$ Sin mampara Rotor C	Vórtice Distribución de burbujas	Vista general
4.8	Q N	$h =50\text{mm}$ Sin mampara Rotor B	Rompimiento de burbujas	Zona del Rotor
4.9	Q N	$h=50\text{mm}$ Sin mampara Rotor C	Rompimiento de burbujas	Zona del Rotor

$h = 50\text{mm}$

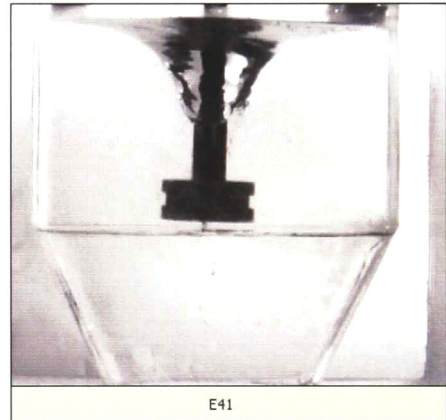
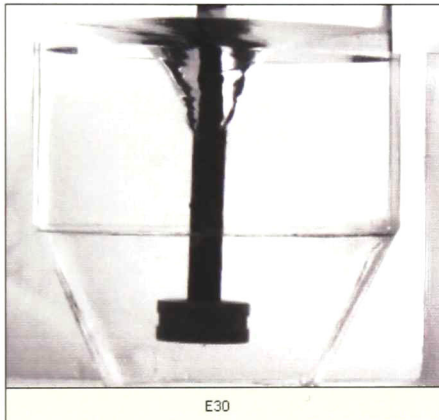
ROTOR A



$h = 175\text{mm}$



ROTOR B



ROTOR C

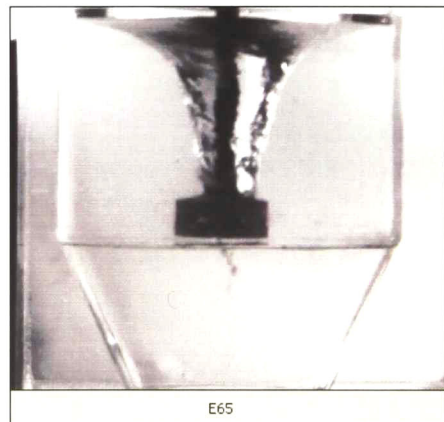
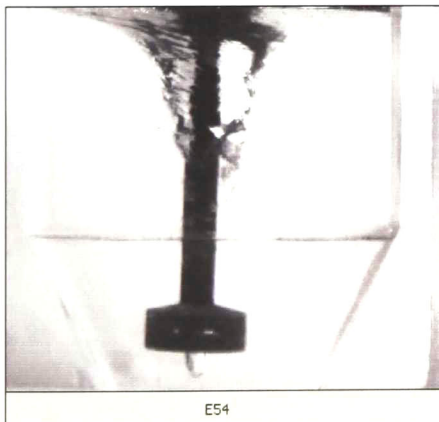
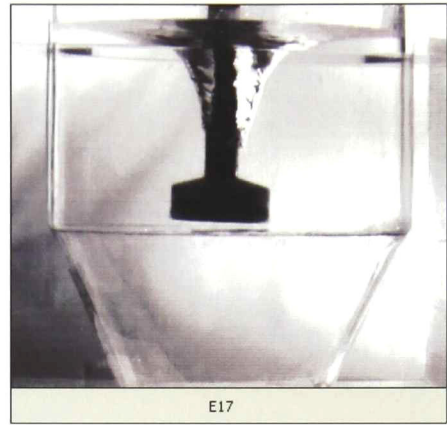
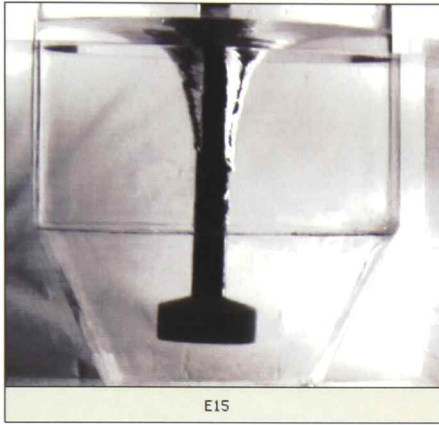


Figura 4.1 Efecto de la altura y el diseño del rotor sobre el tamaño del vórtice. Condiciones: $N = 500\text{rpm}$, $Q = 0\text{l/min}$ y sin mampara.

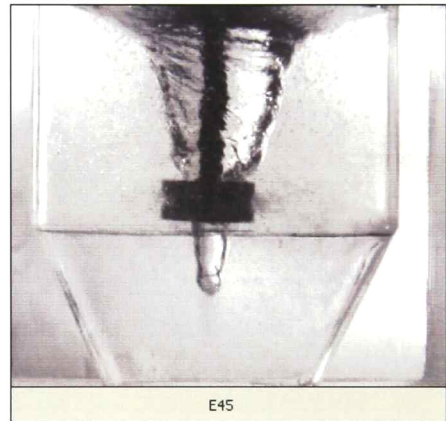
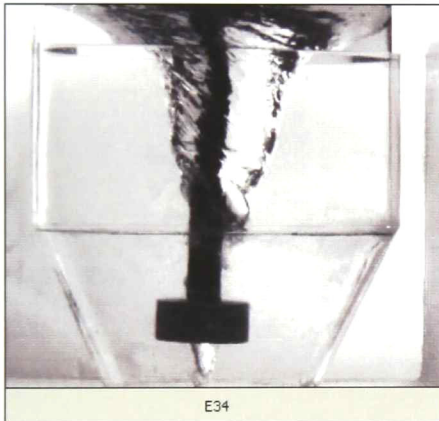
$h = 50\text{mm}$

$h = 175\text{mm}$

ROTOR A



ROTOR B



ROTOR C

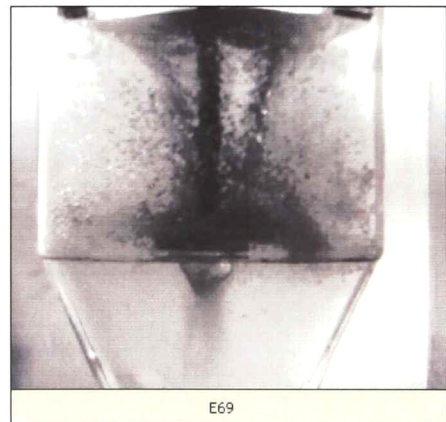
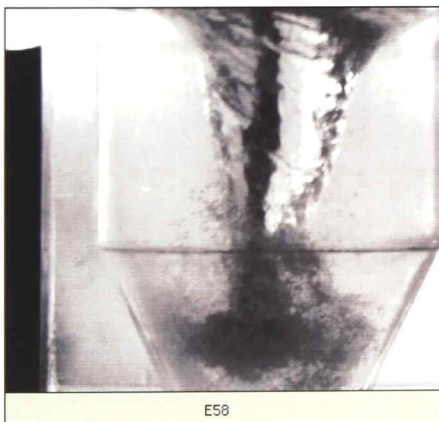
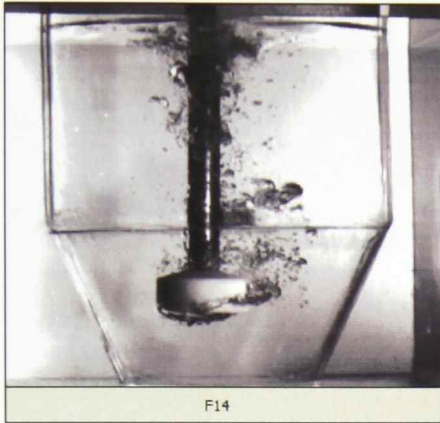


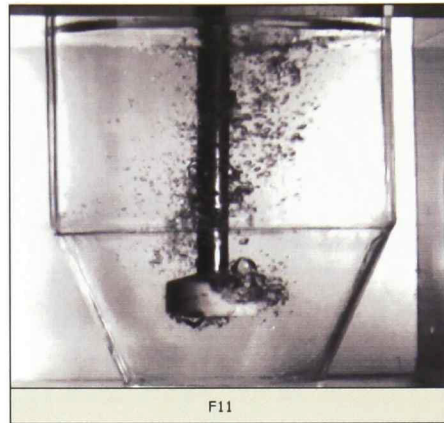
Figura 4.2 Efecto de la altura y el diseño del rotor sobre el tamaño del vórtice. Condiciones: $N = 900\text{rpm}$, $Q = 0\text{l/min}$ y sin mampara.

SIN MAMPARA

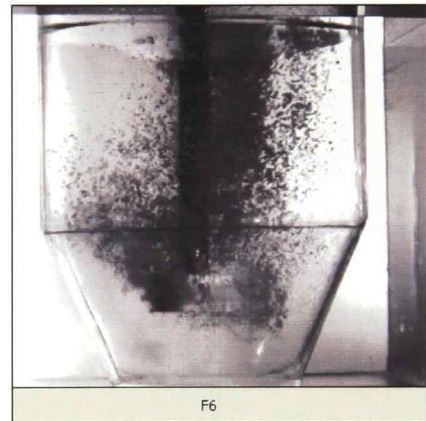
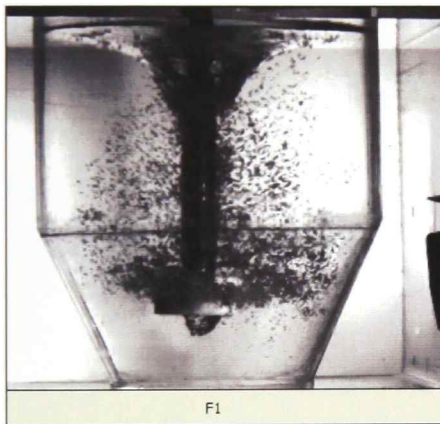


CON MAMPARA

ROTOR A



ROTOR B



ROTOR C

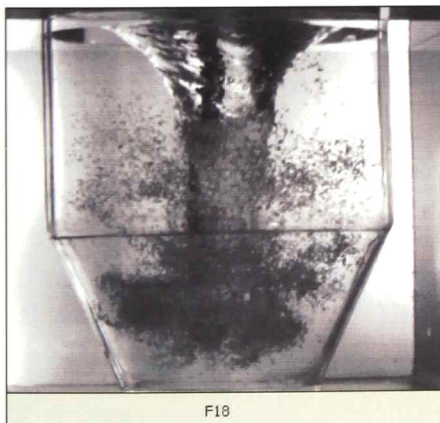
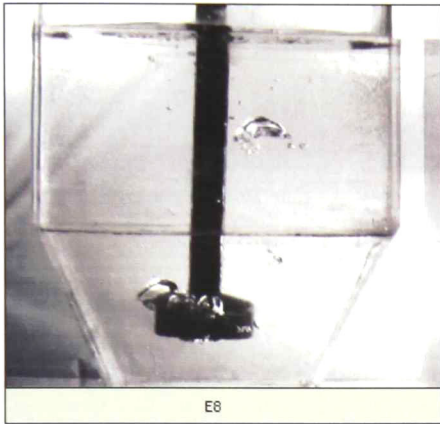


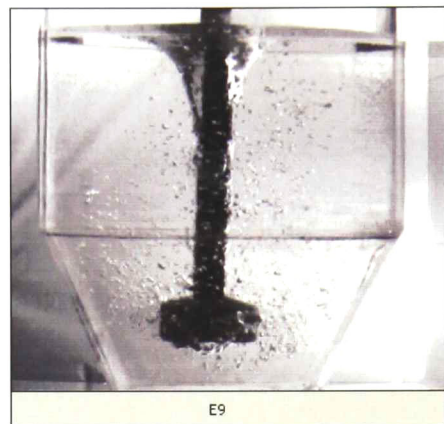
Figura 4.3 Efecto del tipo de rotor y del uso de mampara sobre el vórtice y la distribución de las burbujas. Condiciones: $N= 800\text{rpm}$, $Q= 3\text{l/min}$ y $h= 75\text{mm}$.

$N= 500\text{rpm}$

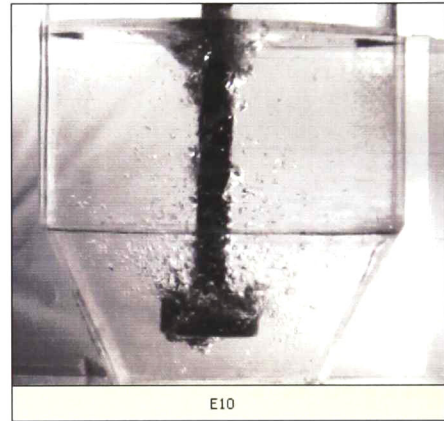
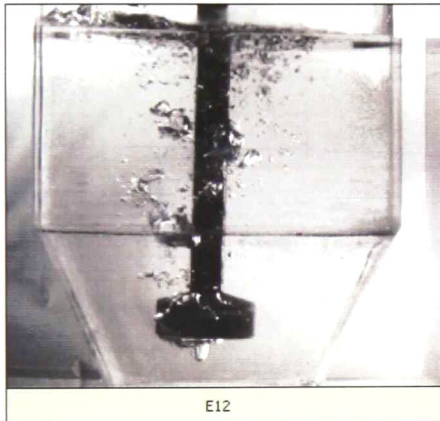


$Q= 1\text{l/min}$

$N= 900\text{rpm}$



$Q= 4\text{l/min}$



$Q= 12\text{l/min}$

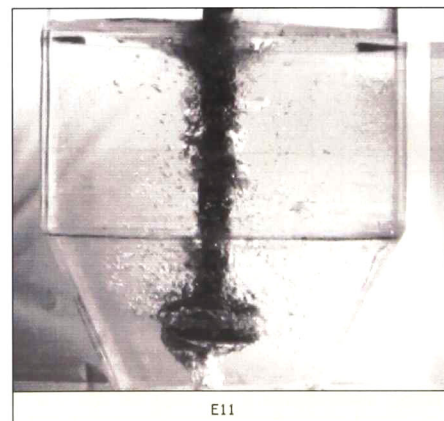
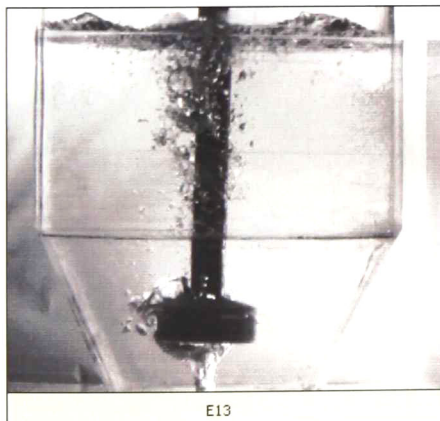
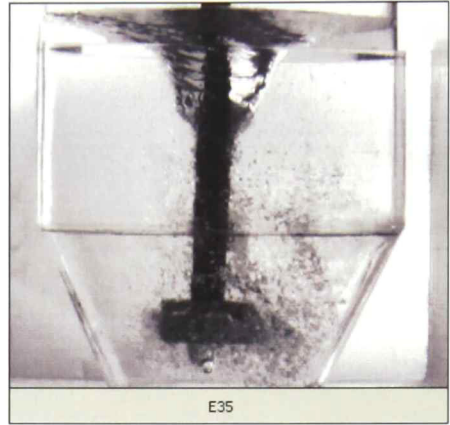
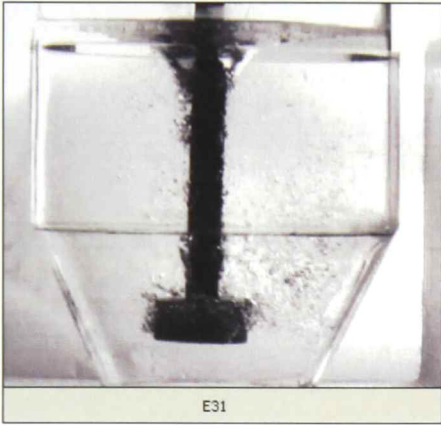


Figura 4.4 Efecto de N y Q sobre el vórtice y la distribución de las burbujas. Condiciones: $h= 75\text{mm}$ y sin mampara. Rotor A.

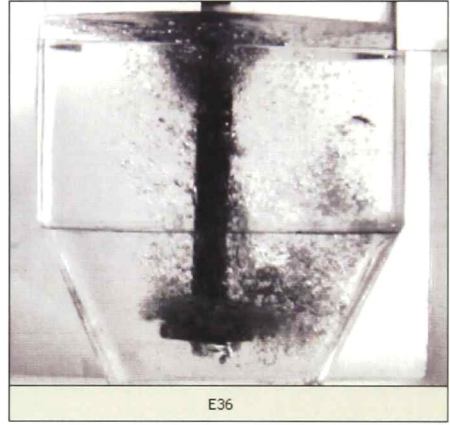
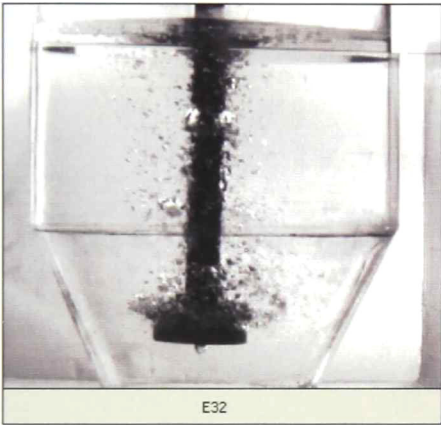
$N= 500\text{rpm}$

$N= 900\text{rpm}$

$Q= 1\text{l/min}$



$Q= 4\text{l/min}$



$Q= 12\text{l/min}$

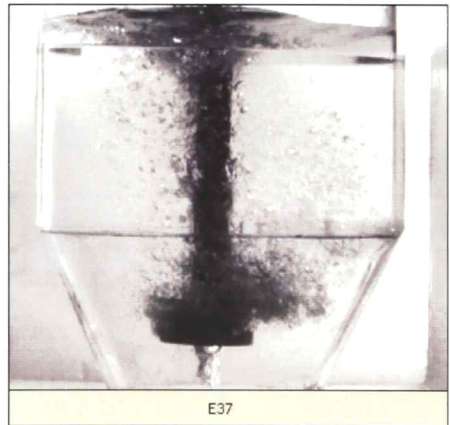
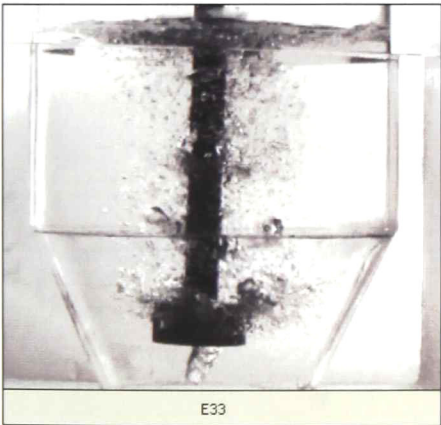
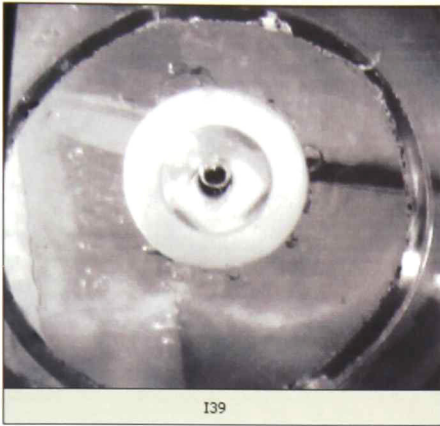


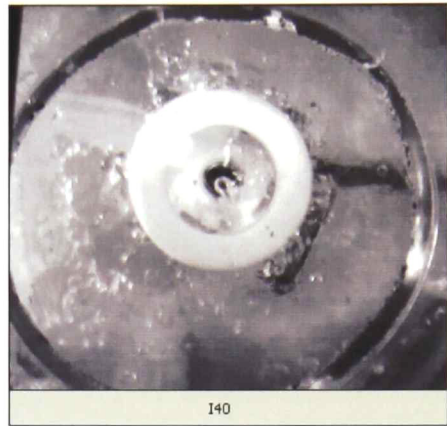
Figura 4.5 Efecto de N y Q sobre el vórtice y la distribución de las burbujas. Condiciones: $h= 75\text{mm}$ y sin mampara. Rotor B.

$Q = 0.5\text{l/min}$

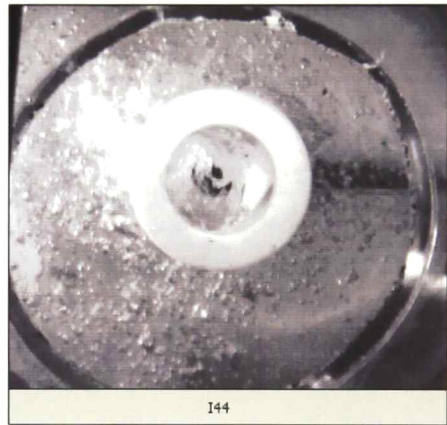
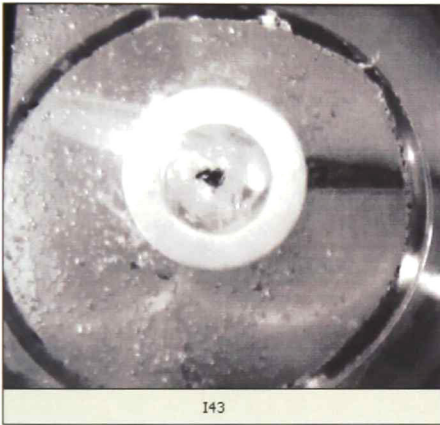


$N = 100\text{rpm}$

$Q = 4\text{l/min}$



$N = 500\text{rpm}$



$N = 900\text{rpm}$

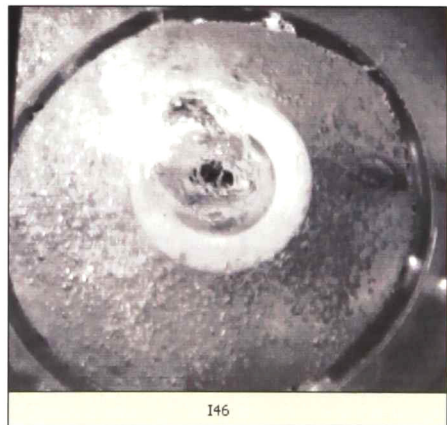
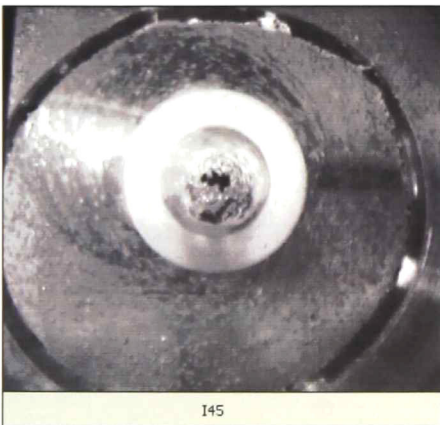


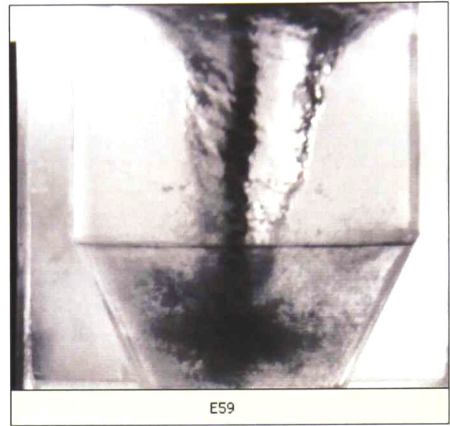
Figura 4.6 Efecto de N y Q sobre el vórtice y la distribución de las burbujas. Condiciones: $h = 75\text{mm}$ y sin mampara. Rotor B, Vista inferior.

$N= 500\text{rpm}$

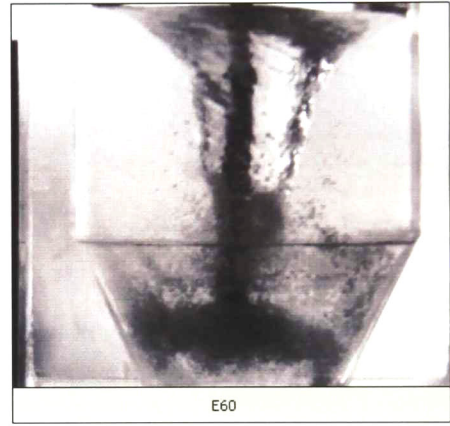
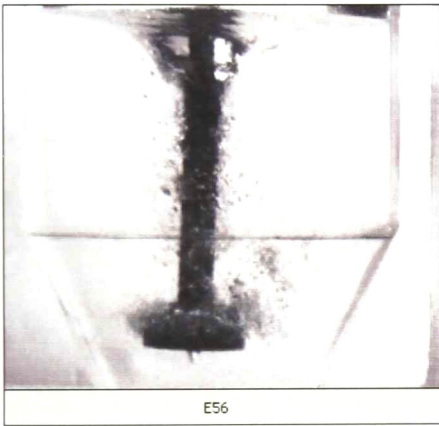


$N= 900\text{rpm}$

$Q= 1\text{l/min}$



$Q= 4\text{l/min}$



$Q= 12\text{l/min}$

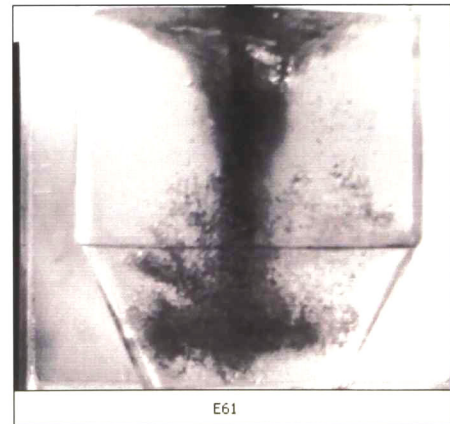
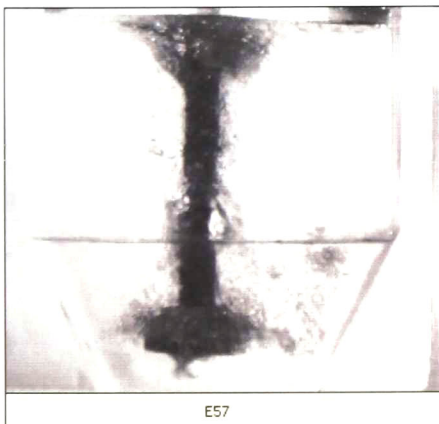
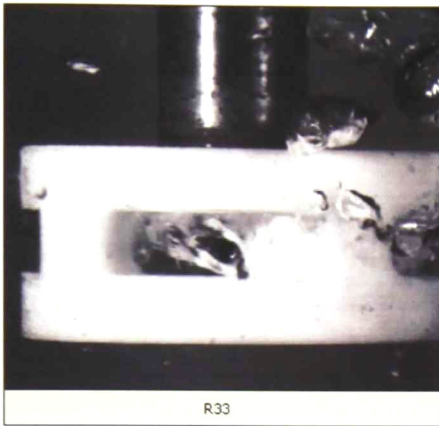


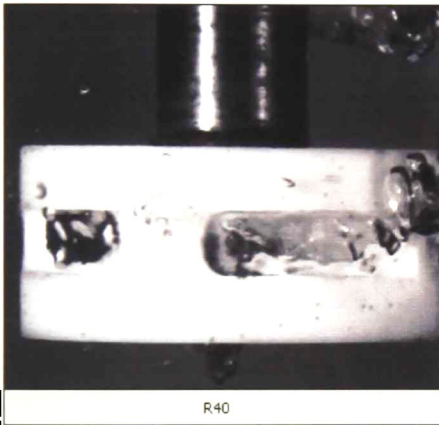
Figura 4.7 Efecto de N y Q sobre el vórtice y la distribución de las burbujas. Condiciones: $h= 75\text{mm}$ y sin mampara. Rotor C.

$N= 200\text{rpm}$

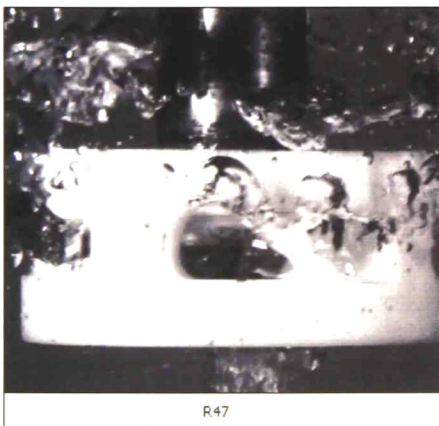
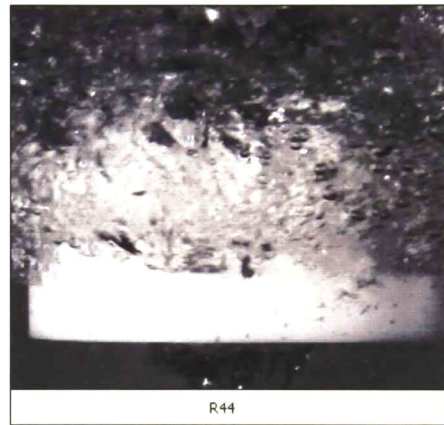


$Q= 1\text{l/min}$

$N= 700\text{rpm}$



$Q= 4\text{l/min}$



$Q= 12\text{l/min}$

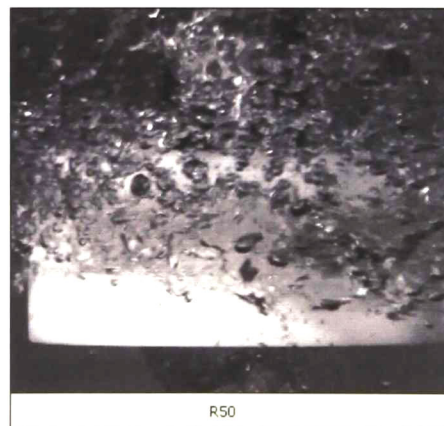
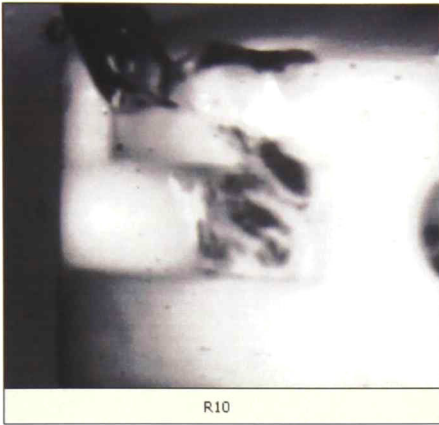


Figura 4.8 Efecto de Q y N sobre el rompimiento de las burbujas. Condiciones: $h= 50\text{mm}$ y sin mampara. Rotor B.

$N= 200\text{rpm}$

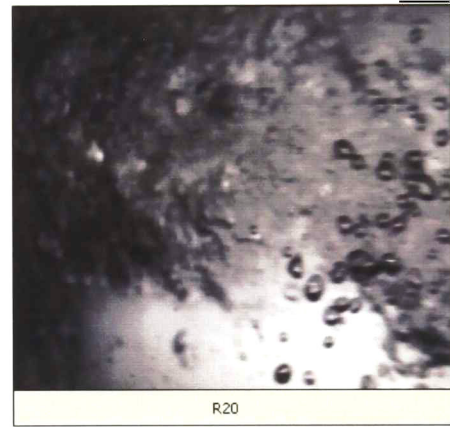
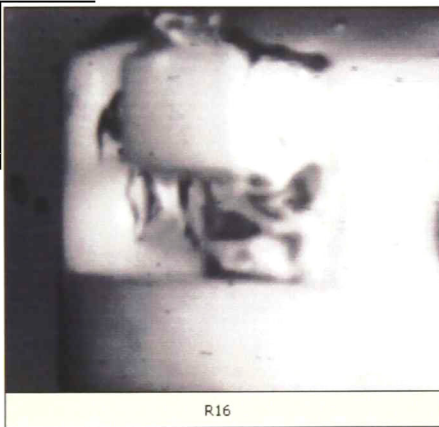


$N= 600\text{rpm}$

$Q= 1\text{l/min}$



$Q= 4\text{l/min}$



$Q= 12\text{l/min}$

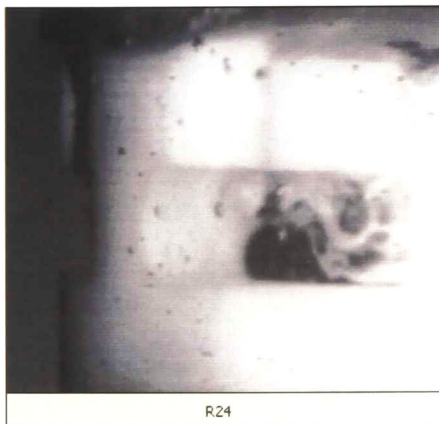


Figura 4.9 Efecto de Q y N sobre el rompimiento de las burbujas. Condiciones: $h= 50\text{mm}$ y sin mampara. Rotor C.

4.1.1.2 Recipiente cilíndrico

En la Figuras 4.10-4.15 se comparan los efectos de las variables independientes sobre la hidrodinámica del sistema agua-aire. Para cada uno de los rotores se compara el efecto de la velocidad de rotación y el flujo de aire sobre el vórtice, la dispersión del aire y las características de la superficie libre. Se compara además el efecto del cambio el punto de inyección del aire, colocando la descarga debajo del rotor mediante un tubo, en vez de descargar por la parte superior a través de la flecha como se realiza de manera convencional. En la Tabla 4.2 se muestra un resumen de los aspectos observados en el análisis con cámara digital convencional para el recipiente cilíndrico.

Tabla 4.2 Series fotográficas obtenidos con cámara convencional, recipiente cilíndrico.

Figura	Variable Ind.	Condiciones de prueba	Características observadas	Toma
4.10	N Q	$h = 75\text{mm}$ Sin mampara Inyección conv. Rotor A	Vórtice Estabilidad superficial Distribución de burbujas	Vista general
4.11	N Q	$h = 75\text{mm}$ Sin mampara Inyección conv. Rotor B	Vórtice Estabilidad superficial Distribución de burbujas	Vista general
4.12	N Q	$h = 75\text{mm}$ Sin mampara Inyección conv. Rotor C	Vórtice Estabilidad superficial Distribución de burbujas	Vista general
4.13	N Q	$h = 75\text{mm}$ Sin mampara Inyección por abajo. Rotor A	Vórtice Estabilidad superficial Distribución de burbujas	Vista general
4.14	N Q	$h = 75\text{mm}$ Sin mampara Inyección por abajo. Rotor B	Vórtice Estabilidad superficial Distribución de burbujas	Vista general
4.15	N Q	$h = 75\text{mm}$ Sin mampara Inyección por abajo. Rotor C	Vórtice Estabilidad superficial Distribución de burbujas	Vista general








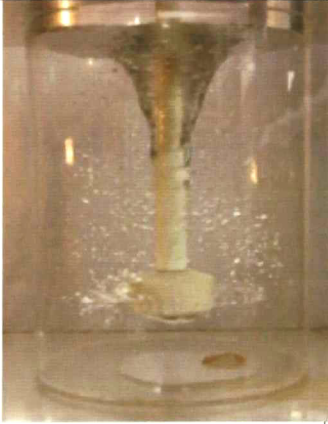

N (rpm)	Q (l/min)		
	0	3	7
43			
536			
800			

Figura 4.10 Efecto de N y Q sobre el vórtice y la distribución de las burbujas. Condiciones: $h = 75\text{mm}$ y sin mampara. Rotor A.








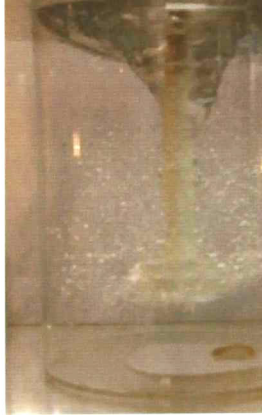

N (rpm)	Q (l/min)		
	0	3	7
43			
536			
800			

Figura 4.11 Efecto de N y Q sobre el vórtice y la distribución de las burbujas. Condiciones: $h=75\text{mm}$ y sin mampara. Rotor B.






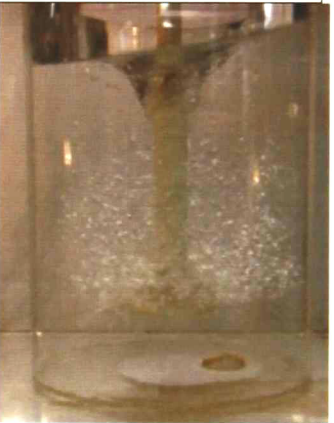



N (rpm)	Q (l/min)		
	0	3	7
43			
536			
800			

Figura 4.12 Efecto de N y Q sobre el vórtice y la distribución de las burbujas. Condiciones: $h=75\text{mm}$ y sin mampara. Rotor C.







Q (l/min)	N (rpm)		
	43	536	800
3			
7			

Figura 4.13 Efecto de N y Q sobre el vórtice y la distribución de las burbujas. Condiciones: Inyección por abajo, $h=75\text{mm}$ y sin mampara. Rotor A.







Q (l/min)	N (rpm)		
	43	536	800
3			
7			

Figura 4.14 Efecto de N y Q sobre el vórtice y la distribución de las burbujas. Condiciones: Inyección por abajo, $h=75\text{mm}$ y sin mampara. Rotor B.





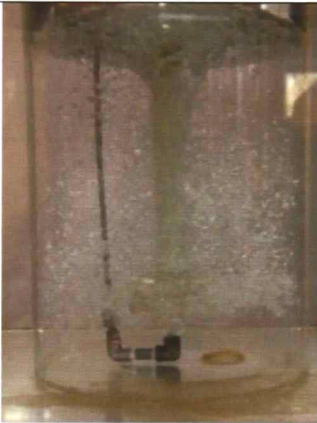

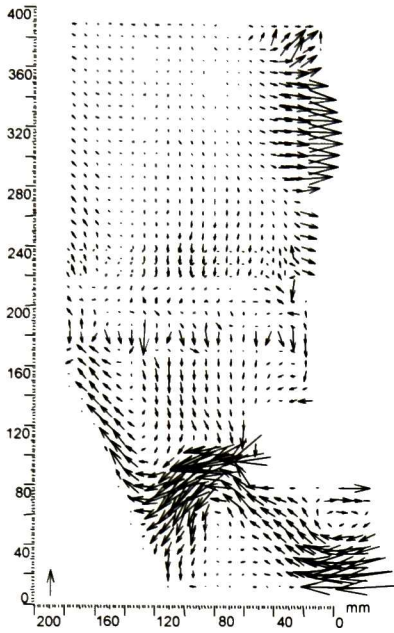
Q (l/min)	N (rpm)		
	43	536	800
3			
7			

Figura 4.15 Efecto de N y Q sobre el vórtice y la distribución de las burbujas. Condiciones: Inyección por abajo, $h=75\text{mm}$ y sin mampara. Rotor C.

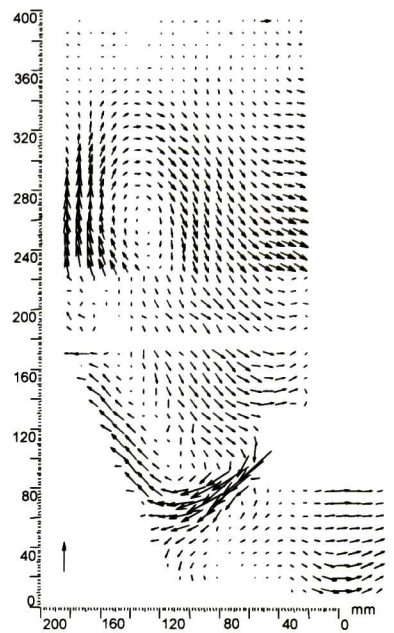
4.1.2 Análisis Cuantitativo. Velocimetría por imágenes de partículas

4.1.2.1 Mapas de vectores -recipiente tipo crisol

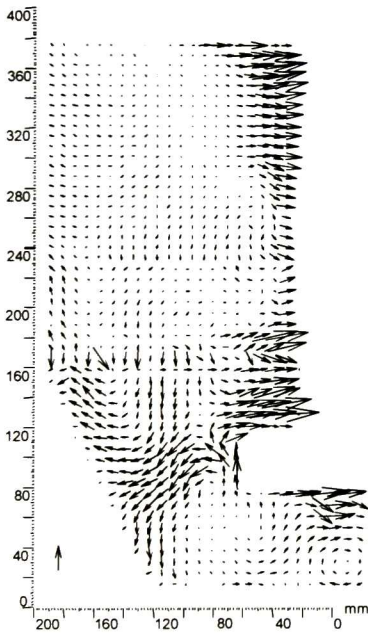
En las Figuras 4.16 a 4.18 se muestran los mapas de vectores de los cortes axiales para cada uno de los rotores y en la Figura 4.19 los correspondientes al corte transversal h_1 para el rotor B. Para propósitos de comparación el vector de referencia se mantuvo constante; en los cortes axiales en 0.1m/s y 1.0m/s en los transversales.



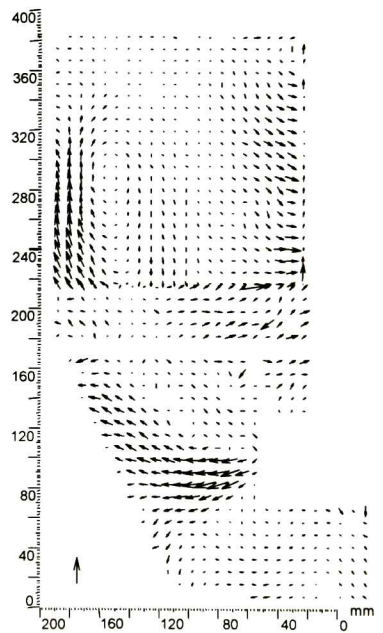
a)



b)

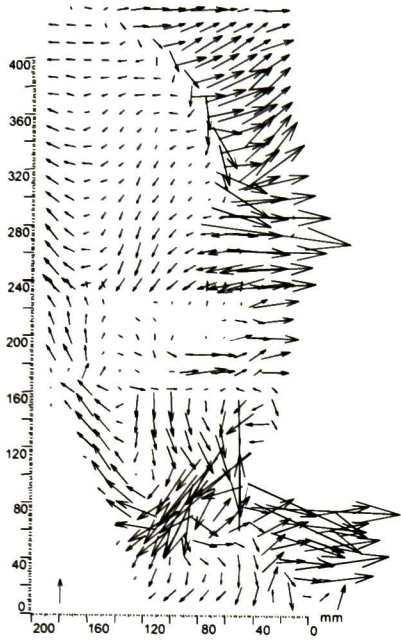


c)

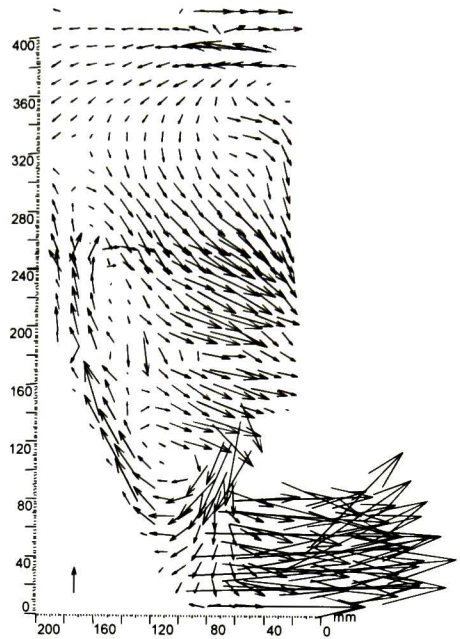


d)

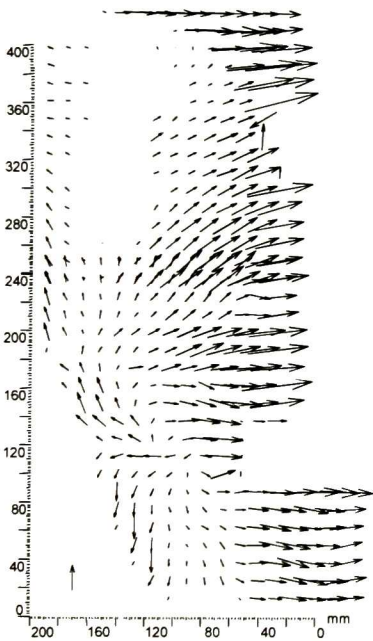
Figura 4.16 Mapas de vectores para el rotor A. $N= 800\text{rpm}$: a) $Q= 0\text{l/min}$, sin mampara, b) $Q= 0\text{l/min}$, con mampara, c) $Q= 3\text{l/min}$, sin mampara y d) $Q= 3\text{l/min}$, con mampara ($V_{\text{ref}} 0.1\text{m/s}$).



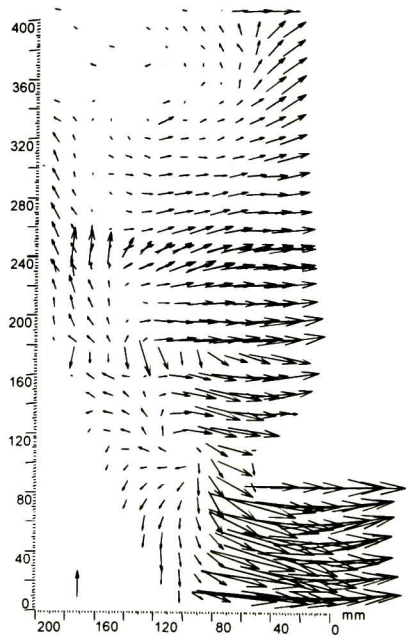
a)



b)

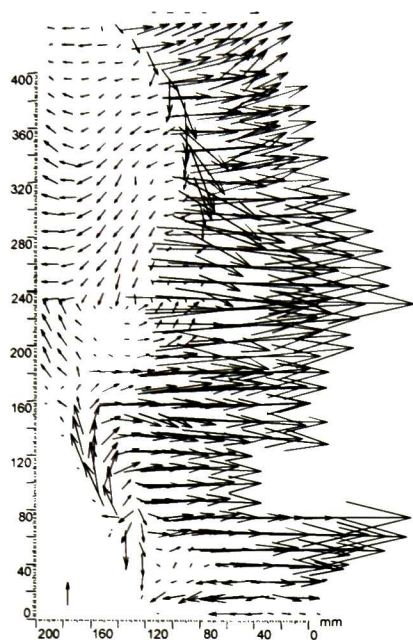


c)

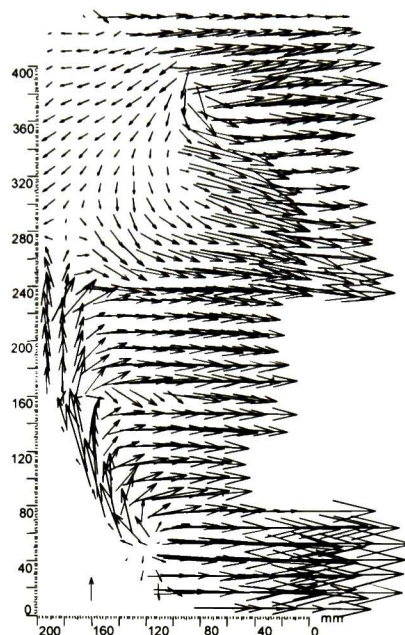


d)

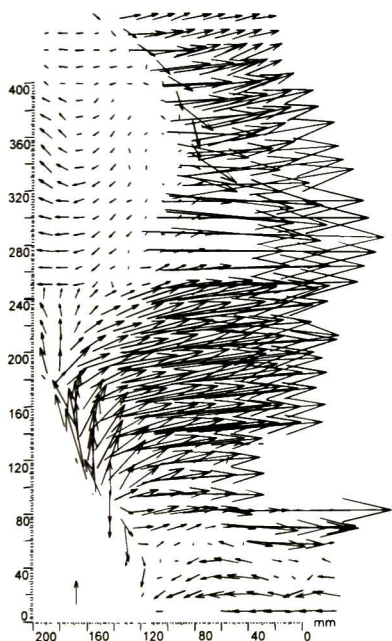
Figura 4.17 Mapas de vectores para el rotor B. $N= 800\text{rpm}$: a) $Q= 0\text{l/min}$, sin mampara, b) $Q= 0\text{l/min}$, con mampara, c) $Q= 3\text{l/min}$, sin mampara y d) $Q= 3\text{l/min}$, con mampara ($V_{\text{ref}} 0.1\text{m/s}$).



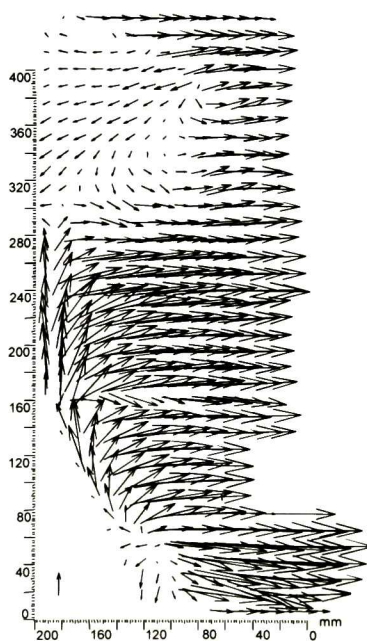
a)



b)



c)



d)

Figura 4.18 Mapas de vectores para el rotor C. $N= 800$ rpm: a) $Q= 0$ l/min, sin mampara, b) $Q= 0$ l/min, con mampara, c) $Q= 3$ l/min, sin mampara y d) $Q= 3$ l/min, con mampara (V_{ref} 0.1 m/s).

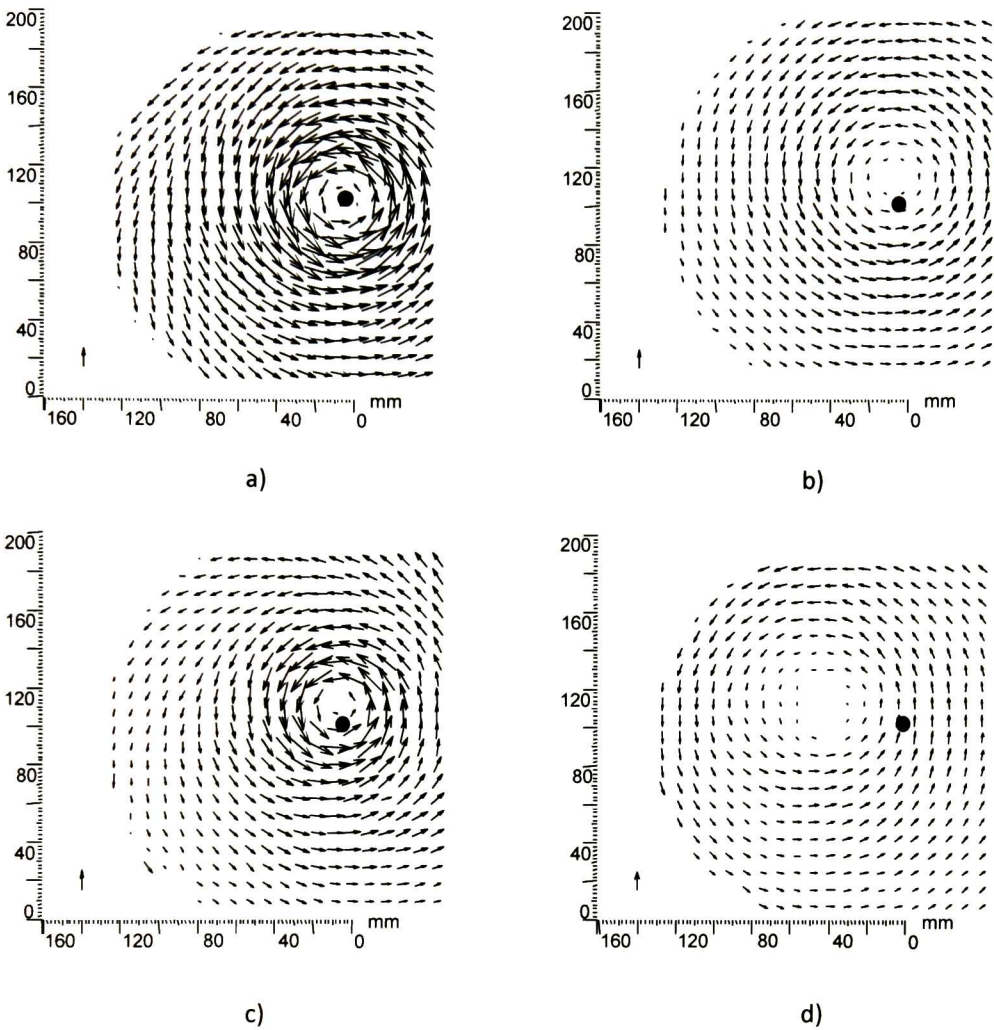


Figura 4.19 Mapas de vectores para el rotor B, plano h1, $N= 800\text{rpm}$: a) $Q= 0\text{l/min}$, sin mampara, b) $Q= 0\text{l/min}$, con mampara, c) $Q= 3\text{l/min}$, sin mampara y d) $Q= 3\text{l/min}$, con mampara ($V_{\text{ref}} 1\text{m/s}$). El punto indica el centro del rotor.

4.1.2.2 Mapas de vectores -recipiente cilíndrico

En las Figuras 4.20 a 4.25 Se muestran los mapas de vectores de los cortes axiales para cada uno de los rotores y en la 4.26 los correspondientes a los planos transversales h1, h2 y h4 con y sin inyección de aire para el rotor B.

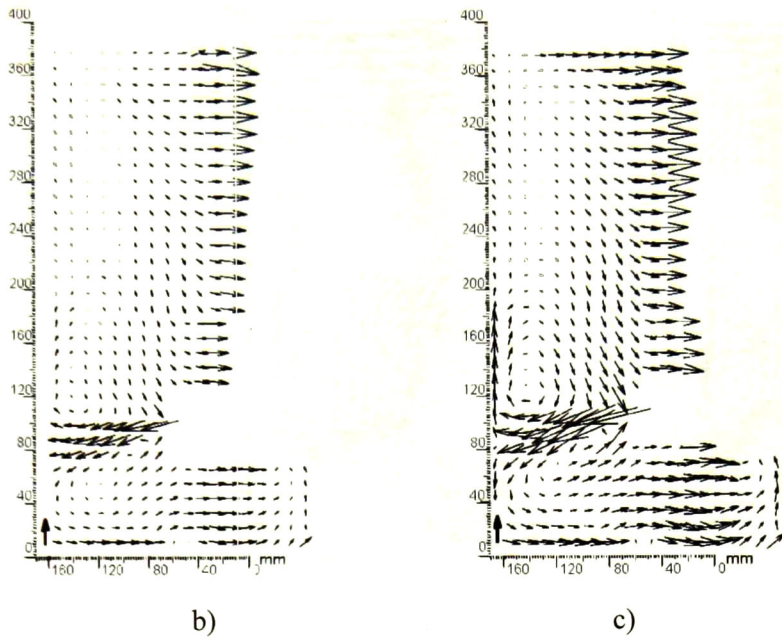


Figura 4.20 Mapas de vectores para el rotor A, sin inyección de aire: a) $N=536\text{rpm}$ y b) $N=800\text{rpm}$ ($V_{\text{ref}} 0.1\text{m/s}$).

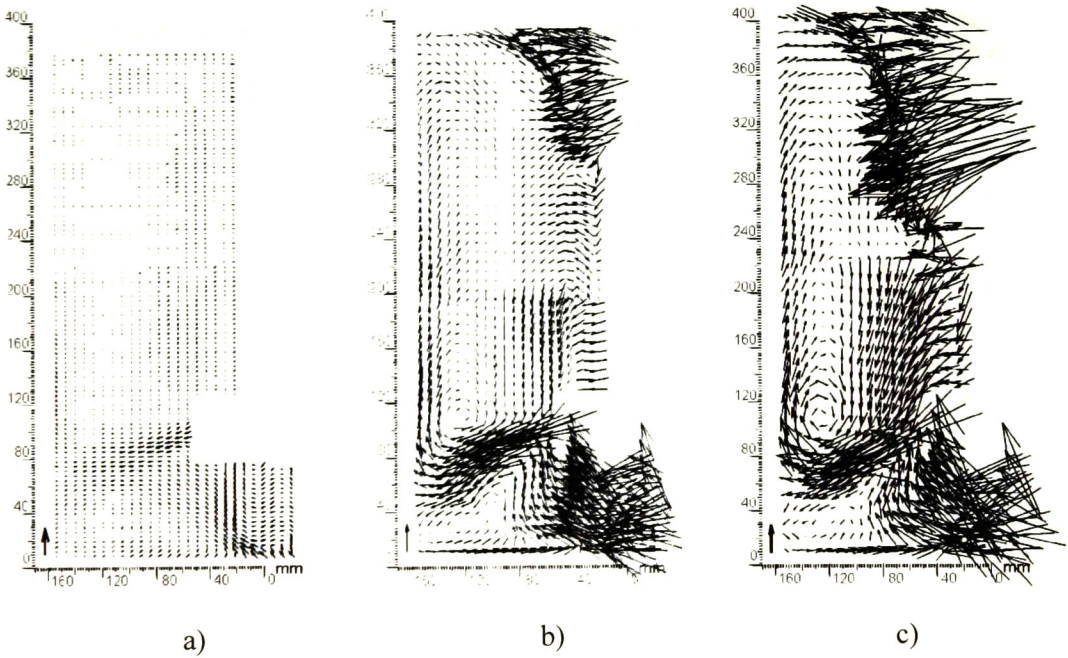
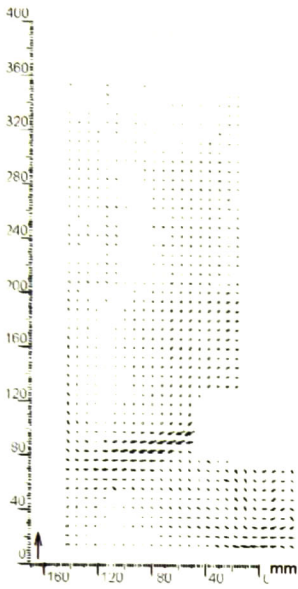
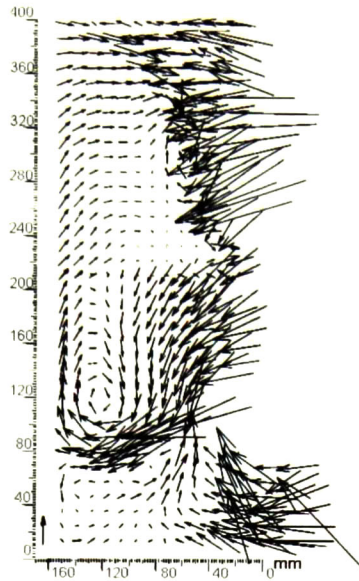


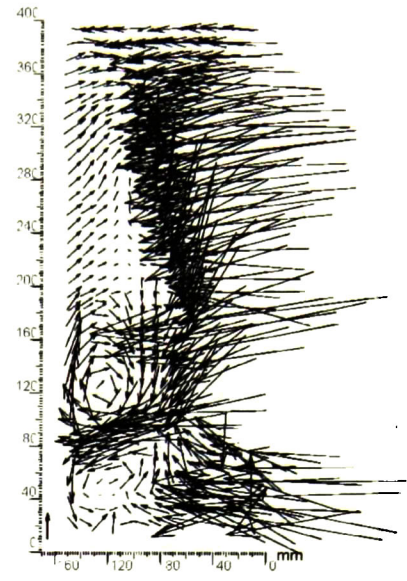
Figura 4.21 Mapas de vectores para el rotor B, sin inyección de aire: a) $N= 43\text{rpm}$, b) $N= 536\text{rpm}$ y c) $N= 800\text{rpm}$ ($V_{\text{ref}} 0.1\text{m/s}$).



a)

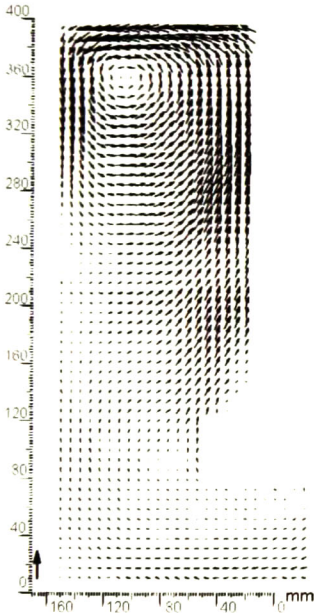


b)

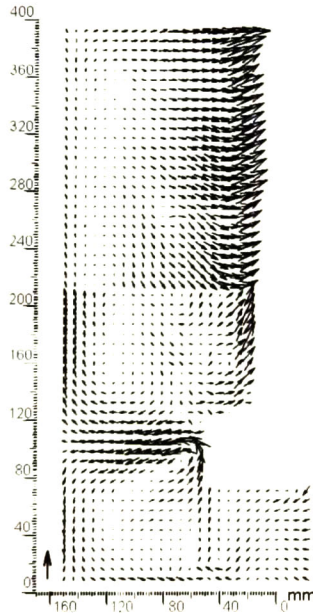


c)

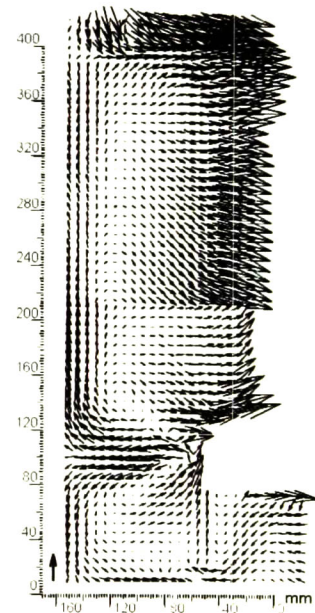
Figura 4.22 Mapas de vectores para el rotor C, sin inyección de aire: a) $N= 43\text{rpm}$, b) $N=536\text{rpm}$ y c) $N= 800\text{rpm}$ ($V_{\text{ref}} 0.1\text{m/s}$).



a)



b)



c)

Figura 4.23 Mapas de vectores para el rotor A, con inyección de aire: a) $N= 43\text{rpm}$, b) $N=536\text{rpm}$ y c) $N= 800\text{rpm}$ ($V_{\text{ref}} 0.1\text{m/s}$).

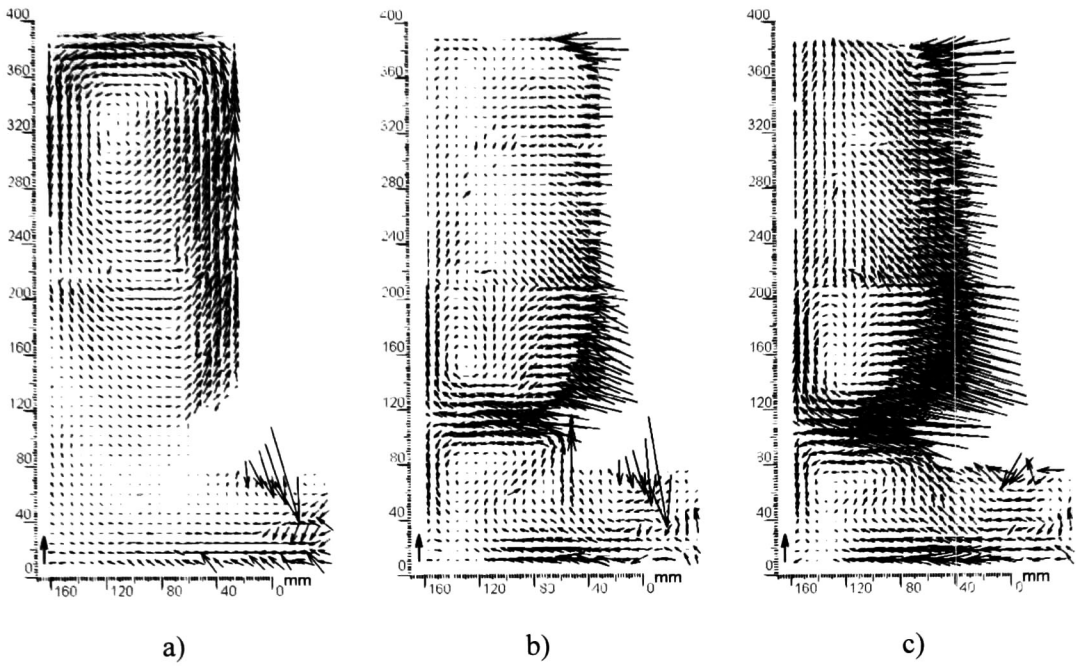


Figura 4.24 Mapas de vectores para el rotor B, con inyección de aire: a) $N= 43\text{rpm}$, b) $N=536\text{rpm}$ y c) $N= 800\text{rpm}$ ($V_{\text{ref}} 0.1\text{m/s}$).

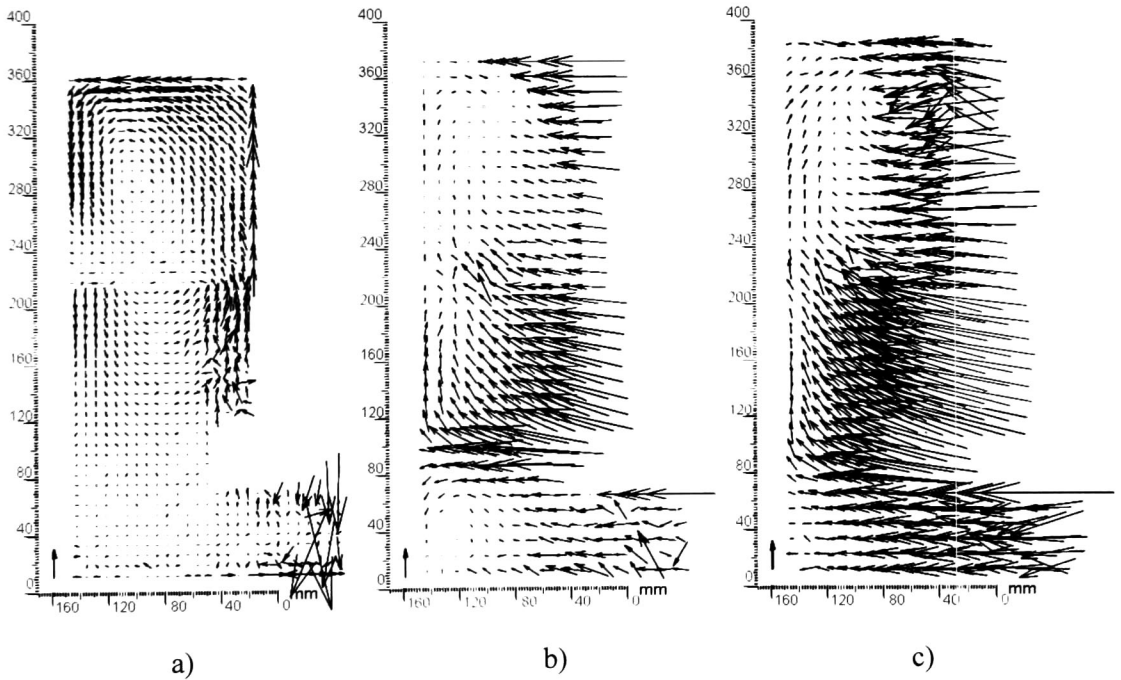
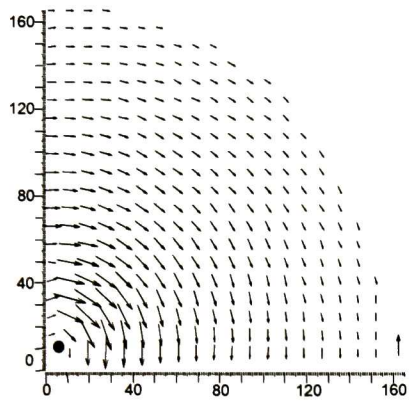
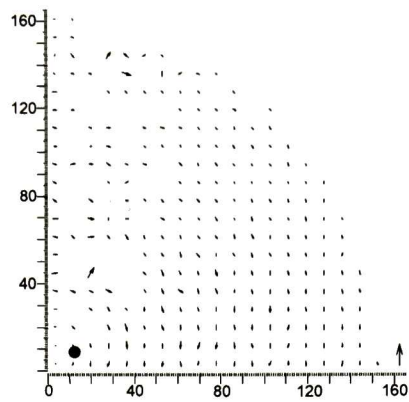


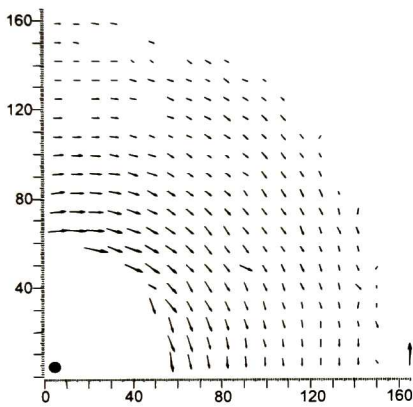
Figura 4.25 Mapas de vectores para el rotor C, con inyección de aire: a) $N= 43\text{rpm}$, b) $N=536\text{rpm}$ y c) $N= 800\text{rpm}$ ($V_{\text{ref}} 0.1\text{m/s}$).



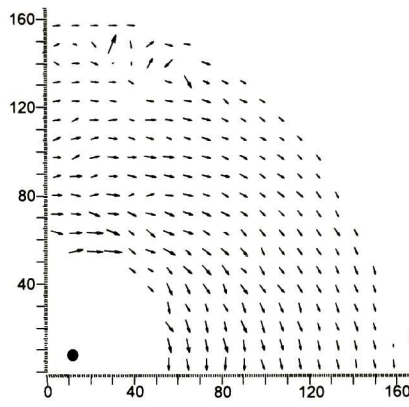
a)



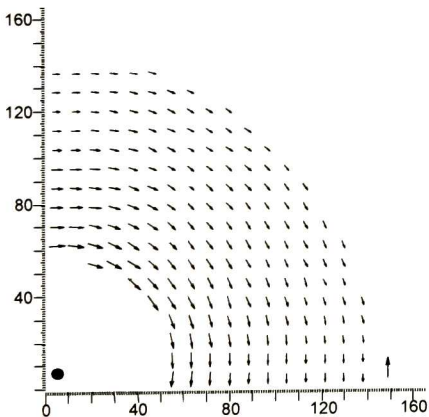
b)



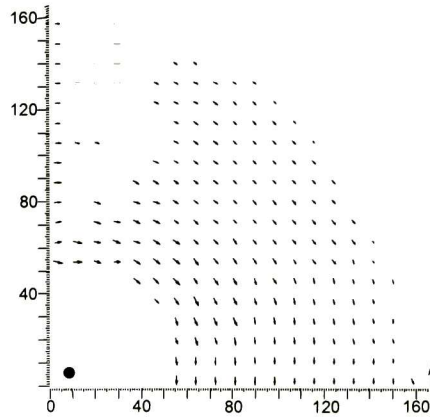
c)



d)



e)



f)

Figura 4.26 Mapas de vectores de velocidad para el rotor B, $N=536\text{rpm}$. Sin inyección de aire: a), c) y e) planos h1, h2 y h4 respectivamente. Con inyección b), d) y f) planos h1, h2 y h4 de aire respectivamente ($V_{\text{ref}} 1\text{m/s}$).

4.1.2.3 Perfiles de velocidad y de energía cinética turbulenta

Para obtener un análisis más detallado del efecto de las variables sobre la hidrodinámica para el recipiente cilíndrico, además de los mapas de vectores, se realizaron análisis de los datos obtenidos con PIV y se obtuvieron los perfiles de velocidad y de energía cinética turbulenta, intensidad de turbulencia y componentes de la velocidad, V_r , V_θ y V_z , para todos los planos y condiciones experimentales. Para los rotores B y C además se obtuvo la capacidad de bombeo. En las Figuras 4.27 - 4.29 se muestran algunos de los perfiles radiales de velocidad y en las Figuras 4.30 - 4.33 se muestran perfiles de energía cinética turbulenta; los datos se presentan normalizados, $V^* = \frac{V_R}{V_{tip}}$ y $K_T^* = \frac{K_T}{V_{tip}^2}$ donde $V_{tip} = \pi D_r N$. En el Apéndice 5 se muestran los detalles de la obtención de los perfiles.

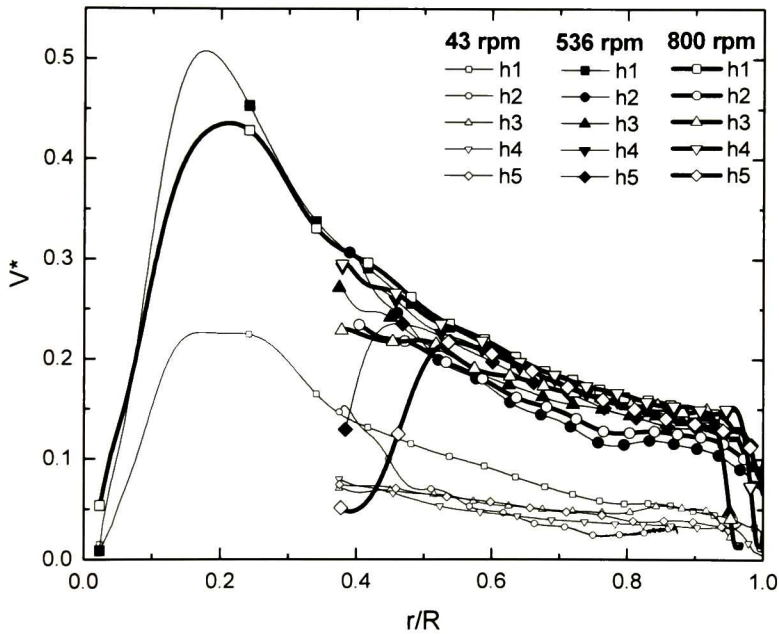


Figura 4.27 Perfiles de velocidad normalizada, V^* , para los 5 planos transversales. Condiciones: Rotor B sin inyección de aire con $N= 43, 536$ y 800 rpm.

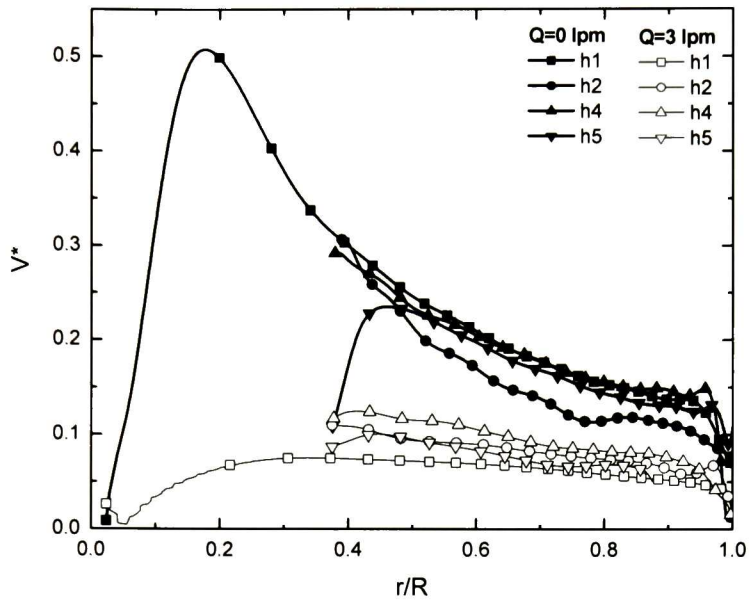


Figura 4.28 Efecto de la inyección de aire sobre los perfiles de velocidad normalizada, V^* , para los planos h1, h2, h4 y h5. Condiciones: Rotor B, $N= 536\text{rpm}$.

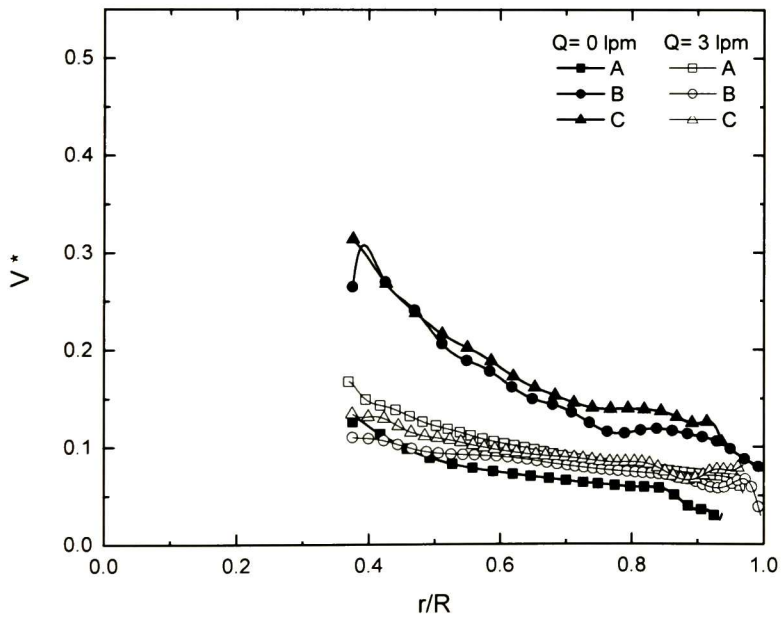


Figura 4.29 Efecto del diseño del rotor y la inyección de aire sobre los perfiles de velocidad normalizada, V^* , en el plano de análisis h2 a $N= 536\text{rpm}$.

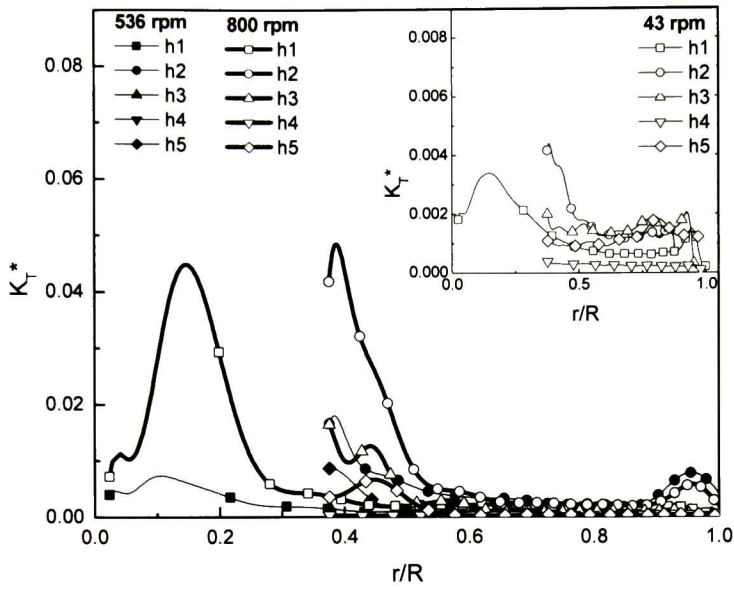


Figura 4.30 Efecto de la velocidad de rotación sobre la Energía Cinética Turbulenta normalizada, K_T^* , para los 5 planos de análisis. Condiciones: Rotor B a $N= 43, 536$ y 800rpm , sin inyección de aire.

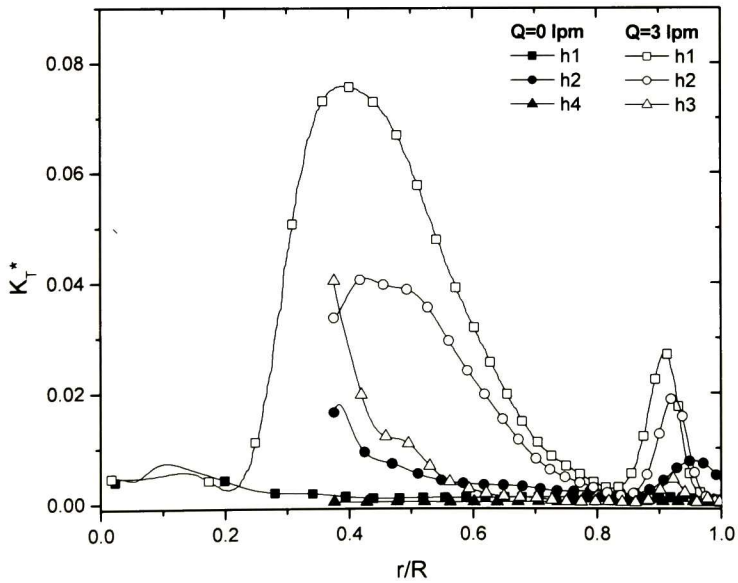


Figura 4.31 Efecto de la inyección de aire sobre la Energía Cinética Turbulenta normalizada, K_T^* , para los planos h1, h2 y h4. Condiciones: Rotor B, $N= 536\text{rpm}$.

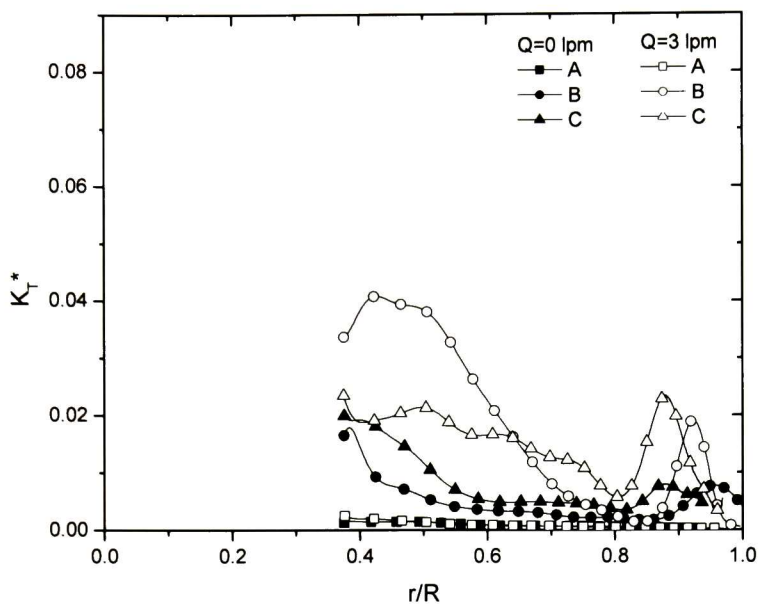


Figura 4.32 Efecto del diseño del rotor y la inyección de aire sobre la Energía Cinética Turbulenta normalizada, K_T^* , en el plano h2 a $N=536$ rpm.

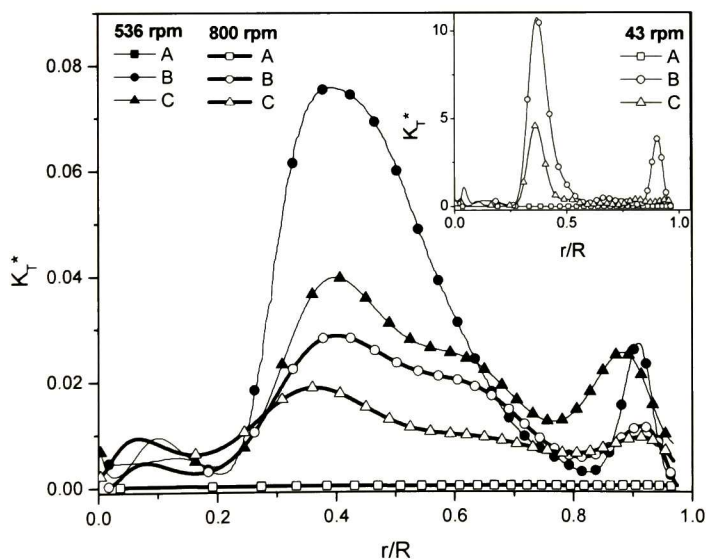


Figura 4.33 Efecto del diseño del rotor y la velocidad de rotación sobre la Energía Cinética Turbulenta normalizada, K_T^* , para el plano de análisis h1 con inyección de aire $Q=3$ l/min.

En las Tablas 4.3 y 4.4 se resumen de los principales datos obtenidos en estos análisis.

Tabla 4.3 Resumen de datos de velocidad y turbulencia para los planos transversales del recipiente cilíndrico, sin aire.

Rotor	$N(rpm)$	Plano	V^* prom	V^* max	KT^* prom X1000	KT^* max X1000	IT^* prom X1000	IT^* max X1000
A	536	h1	0.080	0.116	0.450	0.693	0.548	0.680
		h2	0.071	0.137	0.749	1.550	0.707	1.017
		h3	0.070	0.113	0.162	0.341	0.329	0.477
		h4	0.055	0.115	0.217	0.357	0.380	0.488
		h5	0.035	0.066	1.495	2.110	0.998	1.186
	800	h1	0.080	0.116	0.342	0.734	0.477	0.700
		h2	0.075	0.177	0.947	6.790	0.795	2.128
		h3	0.075	0.11	0.148	0.276	0.314	0.429
		h4	0.062	0.108	0.153	0.319	0.319	0.461
		h5	0.020	0.0272	0.508	0.660	0.582	0.663
B	43	h1	0.087	0.226	1.001	3.400	0.817	1.506
		h2	0.050	0.153	1.644	4.400	1.047	1.713
		h3	0.052	0.0707	1.488	2.610	0.996	1.319
		h4	0.041	0.0807	0.241	0.415	0.401	0.526
		h5	0.049	0.0744	1.240	1.830	0.909	1.105
	536	h1	0.207	0.508	1.237	7.340	0.908	2.212
		h2	0.137	0.307	4.243	18.000	1.682	3.464
		h3	0.162	0.271	0.850	1.800	0.753	1.095
		h4	0.175	0.293	0.226	0.290	0.388	0.440
		h5	0.160	0.235	1.251	8.590	0.913	2.393
	800	h1	0.209	0.436	3.652	44.800	1.560	5.465
		h2	0.140	0.234	6.268	48.400	2.044	5.680
		h3	0.165	0.23	2.483	16.600	1.287	3.327
		h4	0.181	0.296	0.213	0.346	0.377	0.480
		h5	0.150	0.217	1.012	6.610	0.821	2.099
C	43	h1	0.106	0.133	23.121	54.200	3.926	6.011
		h2	0.111	0.184	10.274	15.300	2.617	3.194
		h3	0.094	0.128	7.244	12.600	2.198	2.898
		h4	0.074	0.144	0.652	0.934	0.659	0.789
		h5	0.064	0.0962	2.243	3.540	1.223	1.536
	536	h1	0.155	0.332	20.363	104.000	3.684	8.327
		h2	0.180	0.372	7.450	29.700	2.229	4.450
		h3	0.200	0.356	2.953	6.270	1.403	2.045
		h4	0.208	0.37	0.512	2.760	0.584	1.356
		h5	0.201	0.275	1.265	7.100	0.918	2.176
	800	h1	0.166	0.259	15.438	79.900	3.208	7.298
		h2	0.167	0.219	13.507	82.800	3.001	7.430
		h3	0.189	0.253	7.715	63.500	2.268	6.506
		h4	0.202	0.293	5.876	48.100	1.979	5.663
		h5	0.184	0.236	13.620	74.500	3.013	7.047

Tabla 4.4 Resumen de datos de velocidad y turbulencia para los planos transversales del recipiente cilíndrico, con aire, $Q=31/\text{min}$.

Rotor	$N(\text{rpm})$	Plano	V^* prom	V^* max	KT^* prom X1000	KT^* max	IT^* prom X1000	IT^* max
A	43	h1	0.055	0.074	4.160	0.007	1.665	0.068
		h2	0.073	0.116	9.593	0.046	2.529	0.175
		h3	0.091	0.204	441.868	3.660	17.163	1.562
		h4	0.119	0.312	29.290	0.094	4.419	0.250
		h5	0.311	0.408	985.543	5.210	25.633	1.864
	536	h1	0.094	0.134	0.196	0.000	0.361	0.000
		h2	0.100	0.177	0.763	0.003	0.713	0.045
		h3	0.079	0.108	6.580	0.052	2.094	0.186
		h4	0.064	0.080	20.158	0.104	3.666	0.263
		h5	0.078	0.095	9.424	0.055	2.507	0.191
	800	h1	0.093	0.134	0.175	0.000	0.342	0.000
		h2	0.099	0.158	0.852	0.004	0.754	0.052
		h3	0.078	0.102	5.432	0.039	1.903	0.161
		h4	0.061	0.093	18.177	0.054	3.481	0.190
		h5	0.083	0.111	3.921	0.018	1.617	0.110
B	43	h1	0.051	0.129	1551.237	10.700	32.158	2.671
		h2	0.063	0.221	746.753	7.710	22.312	2.267
		h3	0.096	0.261	30.910	0.088	4.539	0.242
		h4	0.156	0.258	812.555	11.000	23.275	2.708
		h5	0.261	0.333	1459.828	13.000	31.196	2.944
	536	h1	0.062	0.086	25.456	0.076	4.120	0.225
		h2	0.079	0.116	15.092	0.041	3.172	0.165
		h3	0.083	0.099	14.171	0.101	3.074	0.259
		h4	0.095	0.126	5.276	0.057	1.875	0.195
		h5	0.077	0.101	12.145	0.051	2.845	0.184
	800	h1	0.058	0.082	13.875	0.028	3.041	0.137
		h2	0.066	0.097	8.711	0.017	2.410	0.106
		h3	0.070	0.088	9.305	0.046	2.491	0.175
		h4	0.082	0.113	3.526	0.027	1.533	0.134
		h5	0.068	0.088	7.982	0.022	2.307	0.121
C	43	h1	0.111	0.178	537.391	4.590	18.928	1.749
		h2	0.136	0.182	284.533	3.220	13.773	1.465
		h3	0.135	0.208	297.549	6.170	14.084	2.028
		h4	0.079	0.196	249.245	5.870	12.890	1.978
		h5	0.178	0.247	712.272	10.400	21.791	2.633
	536	h1	0.091	0.139	21.071	0.045	3.748	0.173
		h2	0.090	0.149	13.430	0.029	2.992	0.139
		h3	0.107	0.151	16.960	0.057	3.363	0.195
		h4	0.118	0.180	7.742	0.035	2.272	0.153
		h5	0.083	0.140	12.180	0.051	2.850	0.184
	800	h1	0.094	0.146	9.854	0.021	2.563	0.118
		h2	0.084	0.131	10.332	0.035	2.624	0.153
		h3	0.103	0.143	9.389	0.029	2.502	0.139
		h4	0.110	0.158	7.861	0.032	2.289	0.146
		h5	0.088	0.150	10.730	0.036	2.675	0.155

4.1.2.4 Capacidad de bombeo

Otros resultados obtenidos fueron los referentes a la capacidad de bombeo de los rotores B y C y se muestran en la Tabla 4.5

Tabla 4.5 Rapidez de flujo de bombeo, Q_p , y el número de bombeo, N_{Qp} , para los rotores B y C a velocidades de rotación de 43, 536 y 800 rpm con y sin inyección de gas.

N (rpm)	Rotor B				Rotor C			
	$Q=0$ l/min		$Q=3$ l/min		$Q=0$ l/min		$Q=3$ l/min	
	Q_p (l/min)	N_{Qp}	Q_p (l/min)	N_{Qp}	Q_p (l/min)	N_{Qp}	Q_p (l/min)	N_{Qp}
43	4.85	0.113	4.92	0.114	3.02	0.059	-1.24	-0.024
536	60.69	0.113	5.96	0.011	50.10	0.078	-0.87	-0.001
800	89.80	0.112	8.79	0.011	53.84	0.057	-0.43	-0.0004

4.2 CINÉTICA DE ELIMINACIÓN DEL OXÍGENO DISUELTO

La cinética de eliminación del O_2 disuelto en agua con inyección de N_2 bajo diferentes condiciones, de acuerdo a la Tabla 3.5 del Capítulo 3, fue evaluada realizando mediciones y gráficas de concentración del O_2 en función del tiempo. Las curvas obtenidas fueron ajustadas a un modelo matemático originalmente propuesto por Hjelle^[40], el desarrollo de dicho modelo se muestra en el Apéndice 2, y se obtuvo, entre otros datos, el parámetro de la pendiente, a , que se utilizó para comparar los resultados de los experimentos y evaluar el efecto de las principales variables. Las variables evaluadas fueron: el diseño del rotor, rotores A, B, C y D, el flujo de gas de inyección, $Q=3$ y 7 l/min, la velocidad de rotación, $N=43, 536$ y 800 rpm, y el punto de inyección del N_2 , inyección a través de la flecha y por debajo de esta.

Para propósitos comparativos, se graficó la concentración del oxígeno disuelto normalizada, concentración actual de oxígeno disuelto sobre la concentración inicial ($[O_2]/[O_2]_0$) y se mantuvo constante la escala de tiempo.

4.2.1 Inyección convencional

En las Figuras 4.34-4.40 se muestran una serie de gráficas de $[O_2]/[O_2]_0$ vs t para los experimentos de eliminación del O_2 disuelto con inyección convencional. En la Figura 4.34 se muestran las curvas de decaimiento de la concentración del O_2 disuelto provocada por la inyección de 7l/min de N_2 con lanza y con los rotores A, B y C estáticos. También se muestra la absorción de O_2 , utilizando el rotor C a 536 y 800rpm sin inyección de N_2 partiendo $[O_2]_0 \approx 0$ ppm, por debajo del límite de detección del aparato.

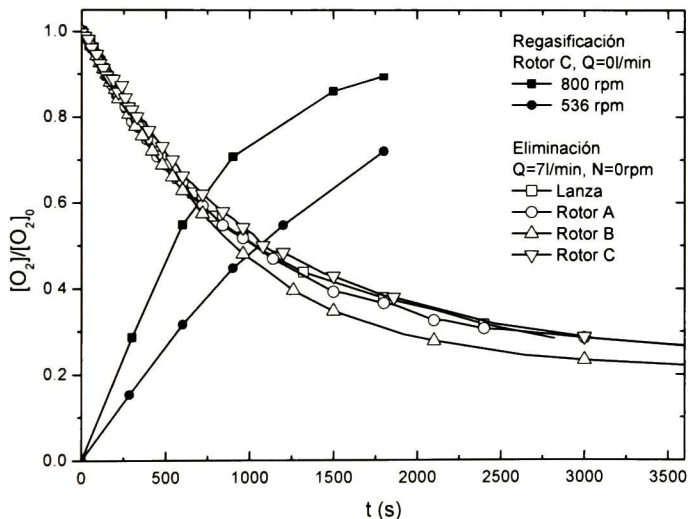


Figura 4.34 Curvas de eliminación de O_2 disuelto debida la inyección de un flujo de 7l/min de N_2 mediante una lanza y los rotores A, B y C estáticos y de absorción por efecto del rotor C a $N= 536$ y 800rpm y sin inyección de gas.

En las Figuras 4.35 - 4.37 se muestran los efectos del flujo de gas y de la velocidad de rotación, Q y N , sobre la cinética de eliminación del O_2 disuelto utilizando los rotores A, B y C respectivamente con inyección convencional a través de la flecha.

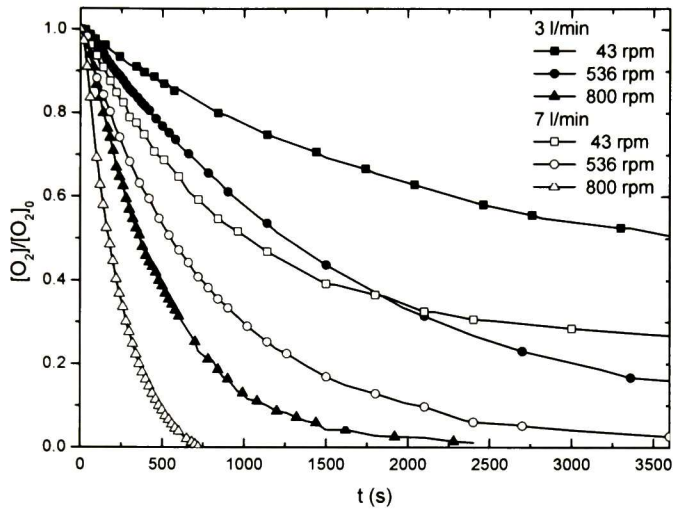


Figura 4.35 Efecto de N y Q sobre la cinética de eliminación del O_2 disuelto, Rotor A.

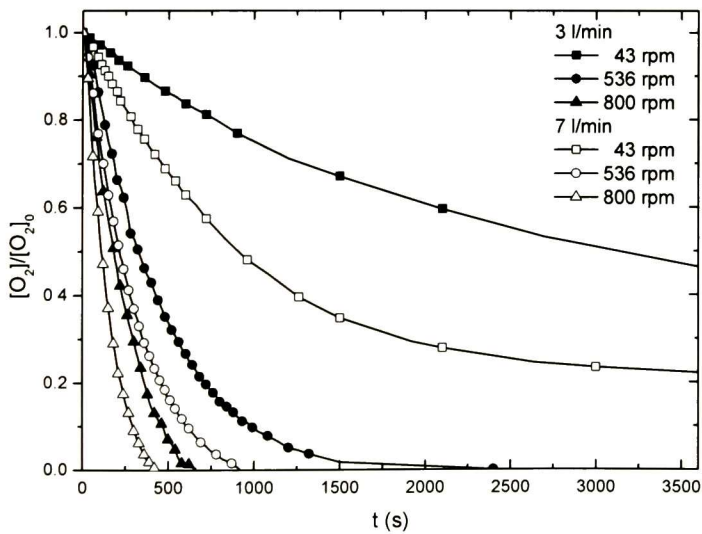


Figura 4.36 Efecto de N y Q sobre la cinética de eliminación del O_2 disuelto, Rotor B.

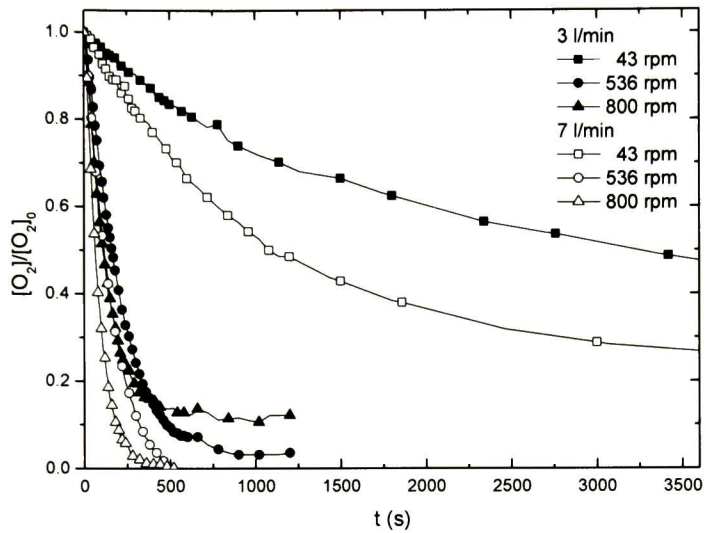


Figura 3.37 Efecto de N y Q sobre la cinética de eliminación del O_2 disuelto, Rotor C.

4.2.2 Efecto del cambio de punto de inyección

En las Figuras 4.38 - 4.40, se muestra el efecto del punto de inyección del N_2 , sobre la cinética de eliminación del O_2 disuelto para los rotores A, B y C respectivamente. La inyección del gas se realizó de la forma convencional, introduciéndolo a través de la flecha, y también con el método novedoso de inyección por debajo del rotor propuesto en este trabajo.

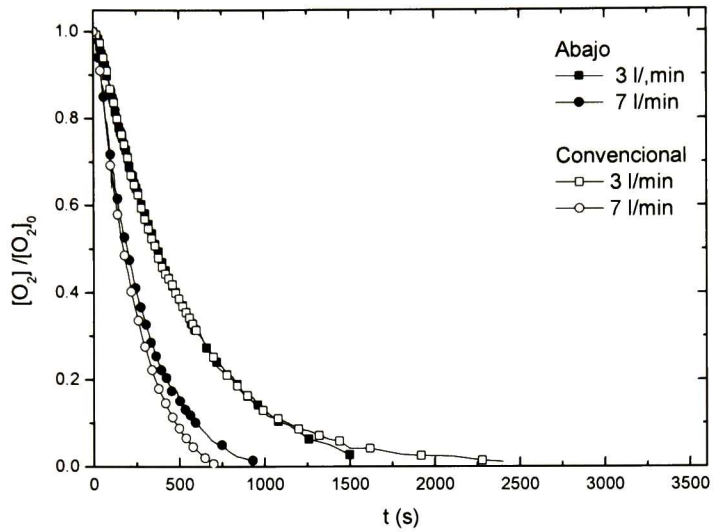


Figura 4.38 Curvas de cinética de eliminación del O_2 disuelto. Rotor A, $N= 800$ rpm comparando inyección convencional e inyección por debajo del rotor.

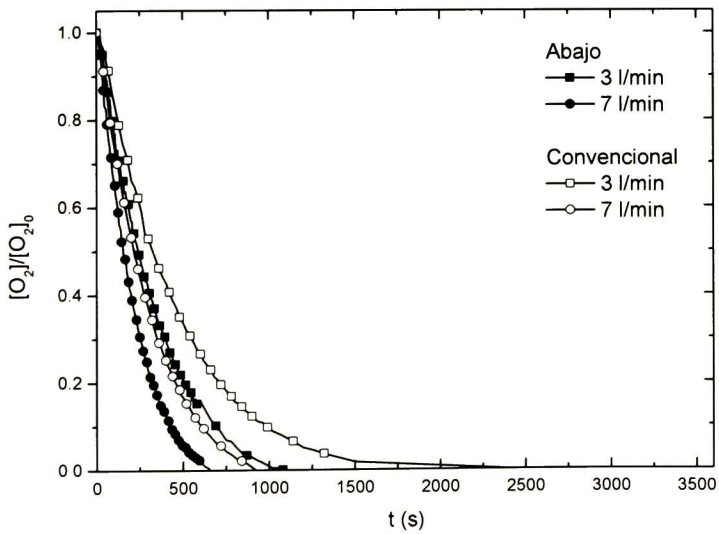


Figura 4.39 Curvas de cinética de eliminación del O_2 disuelto. Rotor B, $N= 536$ rpm comparando inyección convencional e inyección por debajo del rotor.

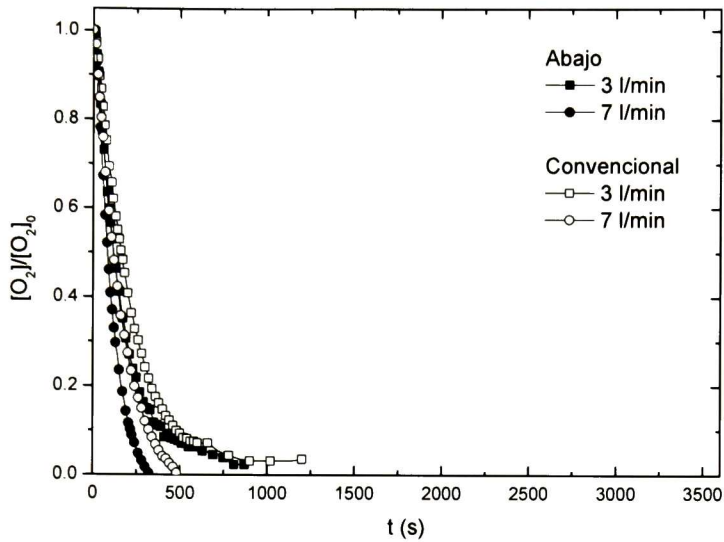


Figura 4.40 Curvas de cinética de eliminación del O₂ disuelto. Rotor C, N= 536rpm comparando inyección convencional e inyección por debajo del rotor.

4.2.3 Aplicación de modelos matemáticos

Para analizar los resultados obtenidos en el estudio de la cinética de desgasificación se aplicaron modelos matemáticos derivados de los propuestos originalmente por Hjelle. Lo modelos se presentan a continuación:

Modelo 1. Eliminación de O₂ disuelto mediante la inyección de gas inerte con entrada de aire por la superficie:

$$\frac{[\%O_2] - \frac{k_s A_s \rho [\%O_2]_{atm}}{k_s A_s \rho + \frac{100 G Z K_{O_2} m_{O_2}}{p_i}}}{[\%O_2]_0 - \frac{k_s A_s \rho [\%O_2]_{atm}}{k_s A_s \rho + \frac{100 G Z K_{O_2} m_{O_2}}{p_i}}} = e^{-\left(k_s A_s \rho + \frac{100 G Z K_{O_2} m_{O_2}}{p_i}\right) \frac{t}{M}} \quad 4.1$$

$$\text{Donde: } \left(k_s A_s \rho + \frac{100 G Z K_{O_2} m_{O_2}}{p_i} \right) \frac{1}{M} = a \quad 4.2$$

Modelo 2. Eliminación de O₂ disuelto mediante la inyección de gas inerte sin entrada de aire por la superficie:

$$\frac{[\%O_2]}{[\%O_2]_0} = e^{-\frac{k \rho A}{M} \left(\frac{1-e^{-\psi}}{\psi} \right) t} \quad 4.3$$

$$\text{Donde: } \frac{k \rho A}{M} \left(\frac{1-e^{-\psi}}{\psi} \right) = a \quad 4.4$$

Modelo 3. Disolución de O₂ desde la superficie en ausencia de inyección de gas inerte:

$$[\%O_2] = [\%O_2]_{atm} \left(1 - e^{-\frac{k_s A_s \rho}{M} t} \right) \quad 4.5$$

En el Apéndice 2 se muestra el desarrollo de los modelos anteriores.

Con la aplicación de los modelos 1 y 2, ecuaciones 4.1 y 4.3, se obtuvieron los valores del parámetro de la pendiente, **a**, que caracteriza el decaimiento exponencial de primer orden, para todos los experimentos realizados, así como el cambio en los valores de **a** debido al efecto de las variables de proceso principales: Diseño del rotor, *N*, *Q* y punto de inyección del N₂.

Adicionalmente al parámetro de la pendiente, **a**, se obtuvieron la eficiencia del desgasificado (*Z*) y los valores de los coeficientes de transferencia de masa entre las burbujas del Nitrógeno y el agua, *k_bA_b*, y entre la superficie libre y el agua, *k_sA_s*. En el modelo 1 se considera el efecto de la superficie por lo que se puede determinar *k_sA_s*, mientras que en el modelo 2 no se considera. En la Tabla 4.6 se muestran los resultados obtenidos donde se incluye el rotor de diseño propio "D" y los datos correspondientes a la regasificación.

Tabla 4.6 Valores de a , Z , $k_s A_s$ y $k_b A_b$ para todos los experimentos realizados y efecto del cambio en el punto de inyección del N_2 .

Exp	a_c $\times 10^3$	a_u $\times 10^3$	Z_c	Z_u	$k_s A_{s_c}$ $\times 10^6$	$k_s A_{s_u}$ $\times 10^6$	$k_b A_{b_c}$ $\times 10^6$	$k_b A_{b_u}$ $\times 10^6$	Δa (%)	ΔZ (%)	$\Delta k_s A_s$ (%)	$\Delta k_b A_b$ (%)	$[^{%O_2}]_{\infty}$ $\times 10^4$	Mod
R1	0.52				15.5								8.4	3
R2	1.27				39.2								7.1	3
0	1.12		0.007	-	7.86	-	25.9	-	-	-	-	-	1.88	1
1	0.46	-	0.006		4.90	-	8.78	-	-	-	-	-	2.74	1
2	0.58	-	0.011		0.24	-	17.3					-	0.22	1
3*	2.03	2.01	0.040	0.040	-		62.2	61.5	-1.0	0.0		-1.1		2,2
4	0.48		0.007	-	4.27	-	10.1						2.25	1
5*	2.32	3.14	0.046	0.062		-	71.2	97.2	35.3	34.8		36.5		2,2
6*	4.70	6.32	0.093	0.125	-	-	148	202	34.5	34.4		36.5	-	2,2
7	0.59		0.007		6.76	-	11.1						2.85	1
8*	4.77	6.13	0.094	0.121			150	196	28.5	28.7		30.7		2,2
9*	8.02	9.02	0.157	0.186	0.95	12.7	261	314	12.3	18.5	1236.8	20.3	0.60, 0.34*	1,1
10	1.09		0.007	-	7.30		25.4						1.76	1
11	1.30		0.011	-	0.78		38.4						0.18	1
12*	4.67	3.84	0.040	0.033		-	143	117	-17.8	-17.5		-18.2		2,2
13	1.08		0.008		5.34		27.2						1.40	1
14*	3.61	4.99	0.031	0.042		-	110	153	38.2	35.5		39.1	-	2,2
15*	7.55	9.57	0.064	0.081	-	-	234	299	26.8	26.6		27.8		2,2
16	0.96		0.006		6.17		22.7						1.70	1
17*	6.94	10.1	0.060	0.086			215	317	45.5	43.3		47.4		2,2
18*	12.40	15.40	0.104	0.130			391	494	24.2	25.0		26.3		2,2
1D*	3.66	5.34	0.071	0.104	2.02	1.27	112	168	45.9	46.5	-37.1	50.0	0.1,0 .1	1,1
2D*	5.18	8.29	0.044	0.07			159	258	60.0	59.1		62.3		2,2
3D*	0.99	1.45	0.006	0.009	9.58	11.9	20.3	31.7	45.9	50.0	24.2	56.2	2.6, 2.1	1,1
4D*	6.70	9.05	0.057	0.077		-	207	282	35.1	35.1		36.2		2,2
5D*	12.4	12.4	0.104	0.105		-	391	394	0.0	1.0		0.8		2,2

R se refiere a regasificación, R1 rotor C a 536 rpm, R2 rotor C a 800 rpm, y "0" corresponde a la lanza estática con $Q=7l/min$.

Los cambios debidos a la modificación del punto de inyección se calcularon como:

$$\Delta x = \frac{x_u - x_c}{x_c} * 100 \quad 4.6$$

Donde x representa a , Z , $k_s A_s$ y $k_b A_b$ y los subíndices u y c , indican inyección por debajo y convencional respectivamente.

En la Figura 4.41 se muestran los valores de a de la Tabla 4.6 en forma gráfica, donde puede notarse claramente el efecto de las variables independientes: diseño del rotor, velocidad de rotación, flujo de gas y punto de inyección.

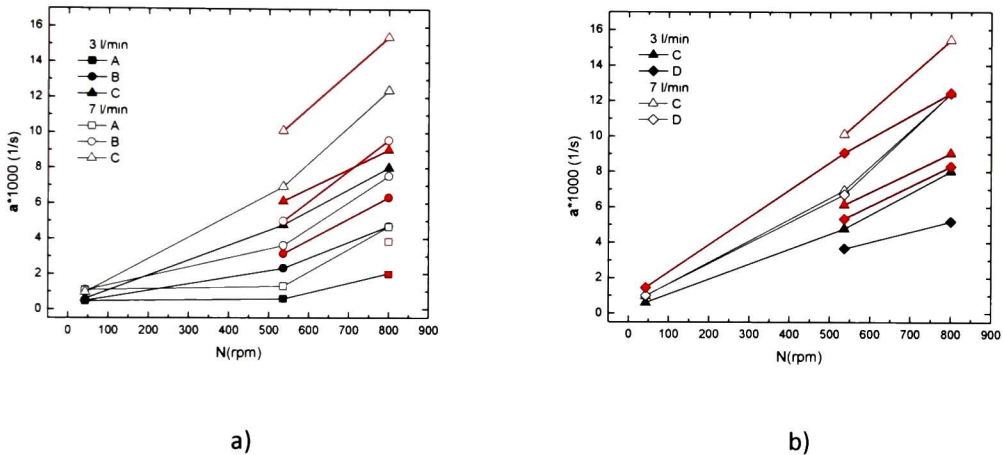


Figura 4.41 Valores de a para todas las condiciones probadas, en negro con inyección convencional y en rojo con inyección por abajo del rotor: a) Rotores A, B y C y b) Rotores C y D.

En las Figuras 4.43-4.46 se muestran los resultados del análisis estadístico de los datos presentados en las Tablas 4.3 y 4.4. En estas mismas gráficas, como referencia y para propósitos comparativos, se muestran también los valores de a . Se obtuvieron los promedios de V y K_T para cada uno de los planos y los valores obtenidos se analizaron estadísticamente. En las gráficas se muestran, el promedio, la mediana, la desviación

estándar (SD) y los valores mínimos (Mín) y máximos (Máx) de acuerdo al esquema de la Figura 4.42

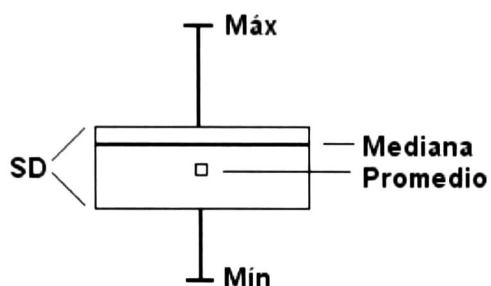


Figura 4.42 Esquema de análisis estadísticos de los datos de la Tablas 4.3 y 4.4.

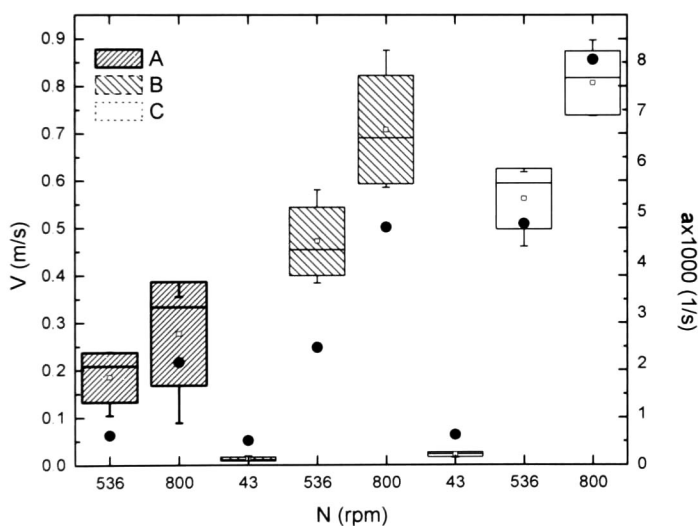


Figura 4.43 Estadísticas de los valores de V para todos los planos transversales, sin inyección de aire, escala izquierda y valores de a , escala derecha.

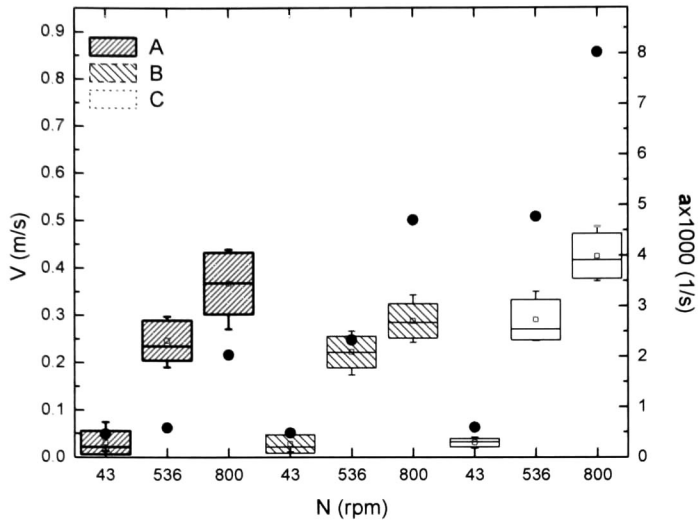


Figura 4.44 Estadísticas de los valores de V para todos los planos transversales, con inyección de aire, escala izquierda y valores de a , escala derecha.

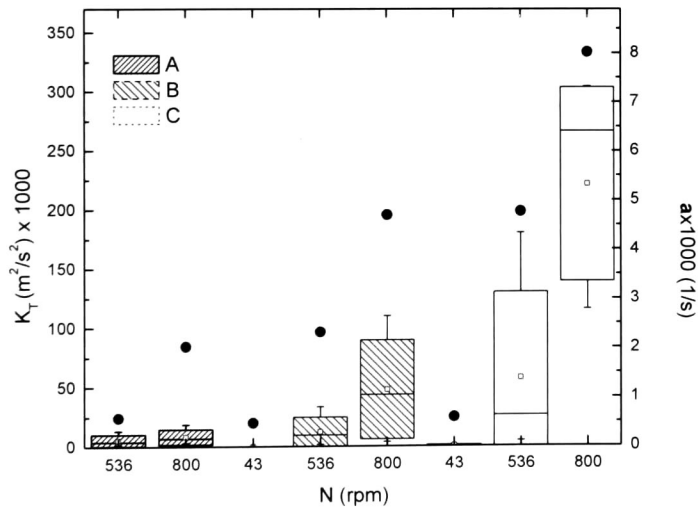


Figura 4.45 Estadísticas de los valores de K_T para todos los planos transversales, sin inyección de aire, escala izquierda y valores de a , escala derecha.

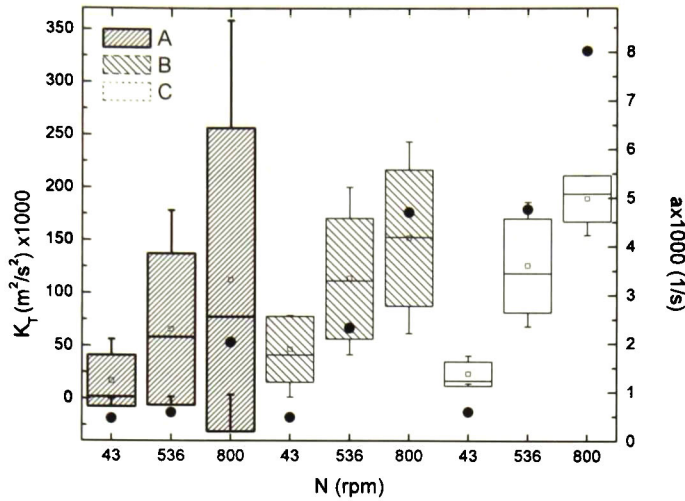


Figura 4.46 Estadísticas de los valores de K_T para todos los planos transversales, con inyección de aire, escala izquierda y valores de α , escala derecha.

4.3 CORRELACIONES ENTRE HIDRODINÁMICA Y CINÉTICA

En operaciones de procesamiento de metales fundidos donde existe agitación, la dependencia de la transferencia de calor y masa del efecto combinado del flujo y la turbulencia, ha sido bien reconocida y se han propuesto varias correlaciones entre grupos adimensionales para expresarla matemáticamente^[79].

En operaciones que involucren la inyección de gases, la velocidad de transferencia de masa a través de las interfaces gas-líquido depende de la hidrodinámica del sistema, velocidad y turbulencia, y del coeficiente de difusión de la especie que se adicione o se remueva de la fase líquida. Por lo que una forma adecuada de relacionar los resultados obtenidos en los estudios cinéticos e hidrodinámicos, es a través de correlaciones entre grupos adimensionales que incluyan al coeficiente global de transferencia de masa, la velocidad y la turbulencia del sistema. Las correlaciones de este tipo típicamente involucran el número de Sherwood, puesto que involucra el coeficiente global de transferencia de masa, para el caso de burbujas en un líquido toma la forma de $Sh = \frac{kd_B}{D}$. El efecto de la velocidad y la

turbulencia, expresada esta última como energía cinética turbulenta, se considera en forma de dos grupos adimensionales ($Re = \frac{d_B U_r}{\nu}$ y $Re_t = \frac{d_B}{\nu} \hat{v}$) que son las relaciones entre fuerzas inerciales/fuerzas viscosas y fuerzas turbulentas/fuerzas viscosas respectivamente. El efecto del coeficiente de difusión normalmente se considera con el número de Schmidt ($Sc = \frac{\nu}{D_{O_2}}$) que es la relación momentum difusivo/coeficiente de difusión. Para sistemas donde la agitación se debe a la inyección de gases, convección libre, se considera el número de Grashof ($Gr = \frac{d_B^3 g \Delta \rho}{\nu^2 \rho g}$) que es la relación entre fuerzas boyantes/fuerzas viscosas. Entonces la correlación entre cinética e hidrodinámica para la operación de desgasificación con inyección de gases y agitación mecánica debe expresarse como el número de Sherwood en función de los números de Reynolds, Reynolds turbulento y Schmidt y en ausencia de agitación mecánica en función de los números de Grashof y Schmidt.

La forma general de este tipo de correlaciones es como sigue:

$$Sh = C_1 Re^\alpha Re_t^\beta Sc^\gamma \quad 4.7$$

Donde C_1 , α , β y γ , son constantes que dependen de cada sistema, por las características propias de cada uno.

Considerando que los valores del coeficiente global de transferencia de masa, k , y del área total de las burbujas, A_b , no se pueden obtener por separado, se realizaron algunas operaciones matemáticas suponiendo que todas las que las burbujas son esféricas y del mismo tamaño y se llegó a la siguiente expresión:

$$kA_b = C_1 C_2 Re^\alpha Re_t^\beta Sc^\gamma \quad 4.8$$

Donde:

$$C_2 = 6D \frac{V_t}{d_B^2} \quad 4.9$$

En el Apéndice 6 se detallan las operaciones realizadas.

Para velocidades de rotación $N= 536$ y 800rpm se supuso que $\gamma=1/3$, dado que la mayoría de las correlaciones propuestas por otros autores se considera este valor, además el Sc para un sistema bajo condiciones de temperatura y presión constantes no depende de la hidrodinámica y es constante por lo que podría incorporarse como un término constante, C_3 , a la ecuación 4.8.

El diámetro de la burbuja y el volumen de gas disperso en el agua se calcularon suponiendo un sistema sin agitación, $d_b=0.01\text{m}$ y $V_f=1.6 \times 10^{-3}\text{m}^3$, en el Apéndice 6 se muestran las ecuaciones y el procedimiento utilizado. Para el caso de diámetro, este valor es parecido al reportado por diversos autores que han realizado mediciones directas e indirectas en sistemas similares al estudiado en el presente trabajo. Utilizando los valores de $\gamma=1/3$, $d_b=0.01\text{m}$ y $V_f=1.6 \times 10^{-3}\text{m}^3$, se obtuvieron la siguientes valores para el resto de las constantes: $C_1=2.087 \times 10^{-15}$; $C_2= 9.5 \times 10^{-5}$, $\alpha=1$ y $\beta=3$; por lo que la correlación para $N= 536$ y 800 rpm es:

$$kA_b = 1.983 \times 10^{-18} \text{Re} \text{Re}_t^3 \text{Sc}^{1/3} \quad 4.10$$

En la Tabla 4.7 se comparan los valores de kA_b obtenidos con el modelo propuesto y los determinados con datos experimentales.

Tabla 4.7 Comparación de valores de kA_b obtenidos con el modelo de la ecuación 4.10 y los determinados con datos experimentales.

No. de experimento	Rotor	N	Re_t	Re	$kA_{b,m}(corr)$	$kA_{b,c}(modelo)$	% de desv. $100 * (kA_{b,m} - kA_{b,c}) / kA_{b,m}$
2	A	536	1751	2459	2.09×10^{-5}	1.74×10^{-5}	-20.1
3	A	800	2264	3662	6.74×10^{-5}	6.09×10^{-5}	-10.6
5	B	536	2667	2214	6.65×10^{-5}	6.96×10^{-5}	4.4
6	B	800	3109	2870	1.37E-04	1.41E-04	3.1
8	C	536	2853	2898	1.07E-04	1.43E-04	25.5
9	C	800	3539	4237	2.98E-04	2.41E-04	-23.7

Los valores de kA_b mostrados en la columna 7 de la Tabla 4.7 se obtuvieron de los datos cinéticos de la Tabla 4.6 considerando la relación: $a = \frac{kA_b}{V_{ol}}$, donde a es el parámetro de la pendiente y V_{ol} es el volumen del agua.

Para baja velocidad de rotación, $N=43\text{rpm}$, se consideró una correlación diferente, debido a que el diámetro de la burbuja es mayor que cuando existe una agitación más vigorosa. Se utilizó el mismo procedimiento que para $N=536$ y 800rpm para obtener los valores del diámetro de la burbuja y del volumen de gas disperso en el agua, los valores calculados fueron: $d_b=0.015\text{m}$ y $V_g= 1.6 \times 10^{-3}\text{m}^3$, utilizando estos valores se encontró la siguiente correlación:

$$kA_b = 3.685 \times 10^{-8} \text{Re}^{0.25} \text{Re}_t^{0.32} \text{Sc}^{0.33} \quad 4.11$$

En la Tabla 4.8 se comparan los valores de kA_b obtenidos con el modelo propuesto y los determinados con datos experimentales para $N=43 \text{ rpm}$.

Tabla 4.8 Comparación de valores de kA_b obtenidos con el modelo de la ecuación 4.11 y los determinados con datos experimentales.

No. de experimento	Rotor	Re_t	Re	$kA_{b,m}(corr)$	$kA_{b,c}(modelo)$	% de desv. $100 * (kA_{b,m} - kA_{b,c}) / kA_{b,m}$
1	A	1159	463	1.30×10^{-5}	1.38×10^{-5}	5.4
4	B	2518	445	1.66×10^{-5}	1.44×10^{-5}	-15.0
7	C	1837	456	1.51×10^{-5}	1.77×10^{-5}	14.9

Para el caso de $N= 43\text{rpm}$, considerando que la cinética fue muy similar a la observada en condiciones estáticas, se puede utilizar otro modelo para predecir el coeficiente de transferencia de masa donde se excluye el efecto de la agitación mecánica, con la desventaja de que en este caso los resultados del estudio hidrodinámico no se utilizan. El modelo que a continuación se analiza ha sido desarrollado a partir de análisis dimensional para tanques con inyección de burbujas de gas puro por la base, sin agitación mecánica [92].

$$Sh = 0.31(Gr)^{1/3}(Sc)^{1/3} \quad 4.12$$

O bien:

$$\frac{kd_B}{D} = 0.31 \left(\frac{d_B^3 g \Delta \rho / \rho}{v^2} \right)^{1/3} \left(\frac{v}{D} \right)^{1/3} \quad 4.13$$

En este caso el d_b se calculó siguiendo un procedimiento propuesto en la misma referencia. Para $Q= 3\text{l/min}$ $d_b = 0.015\text{m}$ y para $Q= 7\text{l/min}$ $d_b = 0.0107\text{m}$, en el Apéndice 6 se muestran el procedimiento y los datos utilizados para los cálculos.

En la Tabla 4.9 se muestran los resultados obtenidos con el modelo propuesto y los determinados con datos experimentales.

Tabla 4.9 Valores de ka_b determinados con datos experimentales y calculados con el modelo propuesto, ecuación 4.13, para $N= 43$ rpm.

No. de experimento	Dispositivo	Flujo volumétrico	
		$Q= 3 \text{ l/min}$	$Q= 7 \text{ l/min}$
0	Lanza estática	---	3.36×10^{-5}
1	Rotor A	1.38×10^{-5}	3.27×10^{-5}
4	Rotor B	1.44×10^{-5}	3.24×10^{-5}
7	Rotor C	1.77×10^{-5}	2.88×10^{-5}
Calculados Ecuación 4.13		0.73×10^{-5}	2.35×10^{-5}
Calculados Ecuación 4.14		1.18×10^{-5}	3.79×10^{-5}

Para un mejor ajuste se modificó el valor de la constante de proporcionalidad del modelo propuesto.

$$\frac{kd_B}{D} = 0.5 \left(\frac{d_B^3 g \Delta \rho / \rho}{v^2} \right)^{1/3} \left(\frac{v}{D} \right)^{1/3} \quad 4.14$$

4.4 PRUEBAS DE CINÉTICA DE DESGASIFICACIÓN A ESCALA PILOTO

La prueba de desgasificación a escala piloto se realizó de acuerdo lo establecido en el diseño del experimento, la concentración inicial de hidrógeno disuelto $[H]_0$ medida con el AISCAN fue de 0.27cc/100gr de aleación, se realizaron los cálculos del contenido de hidrógeno al equilibrio para la aleación 356 utilizando las ecuaciones 1.6 y 1.7 y calculando la humedad absoluta en función de la temperatura y la humedad relativa, se obtuvo: $[H]_e$ de 0.275cc/100gr, por lo que se considera que la concentración inicial del hidrógeno disuelto alcanzó el equilibrio.

En la Tabla 4.7 se muestran los resultados de las mediciones realizadas con el AISCAN y el equipo de presión reducida para la prueba indicada en la Tabla 3.6 del capítulo de Metodología.

Tabla 4.7 Resultados de las mediciones de concentración y densidad realizadas en las pruebas de eliminación de hidrógeno disuelto de la aleación de aluminio 356.

Tiempo (s)	[H] (cc/100gr)	[H] (cc/100gr)*	ρ (gr/cc)
0	0.27	0.276	2.647
120	0.16	0.152	2.659
300	0.12	0.117	2.666
780	0.10	0.1	2.679
1980	0.11	0.115	2.675

A los datos indicados con * se aplicó el factor de corrección por temperatura indicado en el manual del AISCAN, ecuación 2.4.

En la Figura 4.47 se muestran gráficamente los resultados de la Tabla 4.7. En la escala izquierda se indica el contenido de hidrógeno disuelto en la aleación medido con el equipo AISCAN y expresado en cc de hidrógeno por cada 100gr de aleación y en el lado derecho la densidad de las muestras de la aleación obtenidas con la técnica de presión reducida en

gr/cc. Cada uno de los puntos corresponde a una medición realizada durante la prueba de desgasificación de acuerdo a lo indicado en la sección de metodología.

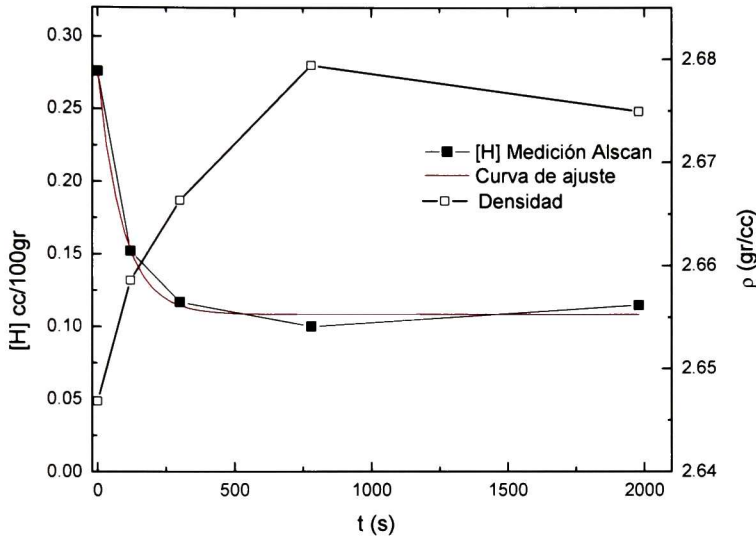


Figura 4.47 Cinética de eliminación de [H] disuelto, medida con ALSKAN y presión reducida. Rotor B, $N= 536$ rpm, $Q= 7$ l/min inyección convencional.

La línea roja es una curva de tendencia, donde se aprecia un comportamiento de decaimiento exponencial, muy similar al observado en la modelación física. Para el análisis de la curva se utilizó el modelo de decaimiento exponencial de primer orden, ecuación 1.8 presentada en la introducción, y se obtuvo la siguiente ecuación:

$$[\%H] = 0.167e^{-0.011t} + 0.11 \quad 4.15$$

Donde el parámetro de la pendiente, $a=0.011$, $[\%H]_0= 0.277$ y $[\%H]_\infty= 0.11$

CAPÍTULO 5

DISCUSIÓN

5.1 HIDRODINÁMICA

5.1.1 Análisis Cualitativo. Cámaras convencional y de alta velocidad

A pesar de que algunas características hidrodinámicas tales como el tamaño y distribución de las burbujas, el tamaño y forma del vórtice y la estabilidad superficial no se determinaron cuantitativamente; con la simple inspección visual de las imágenes y videos tomados con cámara de alta velocidad y cámara convencional se pueden hacer las siguientes generalizaciones:

La geometría del recipiente no afecta de manera importante las características observables a simple vista, solamente se observa una ligera mejora en la distribución de las burbujas cuando se utiliza el recipiente cilíndrico. La ubicación del rotor (h) tampoco afecta de manera significativa la forma ni el tamaño del vórtice.

La presencia de una mampara modifica sustancialmente la distribución de las burbujas en el baño y elimina o reduce en forma importante el vórtice.

La velocidad de rotación incrementa la dispersión y el número de burbujas, reduciendo su tamaño; incrementa el tamaño del vórtice y provoca mayor inestabilidad en la superficie del baño.

El flujo de gas aumenta la cantidad y el tamaño de las burbujas, reduce el tamaño del vórtice, provoca mayor inestabilidad en la superficie del baño y genera mayor "canalización" del gas al centro del recipiente.

Los rotores B y C generan una mayor cantidad de burbujas y las dispersan mejor en el baño, el rotor C provoca el vórtice de mayor tamaño y mayor inestabilidad, seguido del rotor B y por último el A.

El cambio en el punto de inyección del gas, utilizando inyección por abajo del rotor, modifica sustancialmente la hidrodinámica; reduce el tamaño del vórtice, reduce la

inestabilidad superficial, aumenta la cantidad de burbujas y mejora su distribución en el baño; reduce la canalización del gas hacia el centro del recipiente, elimina la "cápsula" de gas que se forma justo debajo del rotor cuando se inyecta a través de la flecha. Este cambio sustancial en la hidrodinámica es muy importante para la aplicación la operación de desgasificado ya que la reducción en el vórtice y en la inestabilidad superficial reduce la oxidación del aluminio, la disolución de hidrógeno y la incorporación de partículas extrañas o de óxidos del aluminio o de los aleantes que a la postre pueden convertirse en inclusiones. Además, el aumento en la cantidad de burbujas y la mejora en su distribución, incrementan el área de intercambio entre la fase líquida y el tiempo de residencia del gas en el líquido. Un análisis más profundo se presenta en las siguientes secciones.

5.1.1 Análisis Cualitativo. Velocimetría por imágenes de partículas

5.1.2.1 Patrones de flujo

Las Figuras 4.16-4.26 muestran los mapas de vectores de velocidad para planos axiales y transversales obtenidos bajo diferentes condiciones.

En las Figuras 4.16 a) y 4.20 se presentan los mapas de vectores de velocidad correspondientes al rotor A, con $N=536$ y 800rpm con y sin inyección de aire para los recipientes tipo crisol y cilíndrico respectivamente. Todos los patrones de flujo son similares, donde, a la altura del rotor se observa una proyección radial de líquido con una ligera inclinación hacia abajo desde este hacia la pared. Esta proyección origina dos recirculaciones, uno por encima en el sentido de las manecillas del reloj y otra por debajo en contra de las manecillas del reloj. En general, un incremento en N promueve un aumento en las magnitudes de velocidad en todo el recipiente pero es más notorio en las proximidades del impulsor y cerca de la superficie libre, de igual forma; la proyección de líquido hacia la pared lateral, el tamaño del vórtice y las recirculaciones también aumentan con N .

Las Figuras 4.17 a), 4.18 a), 4.21 y 4.22 muestran los mapas de vectores de velocidad correspondientes a los rotores B y C sin inyección de aire bajo diferentes condiciones. Se observa que estos patrones de flujo son similares a los obtenidos para A, aunque las

magnitudes de velocidad así como el tamaño de los vórtices son mayores. La principal diferencia observada en los patrones de flujo es el efecto de bombeo producido por B y C, que no está presente en A. El efecto de bombeo consiste en la succión de líquido de la parte inferior del rotor (donde se desarrolla una zona de baja presión, debido a la velocidad de rotación, que contrabalancea las fuerzas centrífugas) y su expulsión a través de las toberas laterales con un elevado momentum radial. El rotor C genera la mayor velocidad en el líquido y los vórtices de mayor tamaño de todos los rotores probados.

En las Figuras 4.16 c), 4.17 c), 4.18 c) y 4.23-4.25 se muestra el efecto de la inyección de aire, $Q=3\text{l/min}$. La Figura 4.23 muestra los mapas de vectores de velocidad correspondientes al rotor A con $N=43$, 536 y 800rpm en el recipiente cilíndrico y en la Figura 4.16 c) a $N=800\text{rpm}$ en el recipiente tipo crisol. Los patrones de flujo son similares a los obtenidos sin inyección de aire, en ambos casos solo se aprecia una reducción en velocidad en el líquido que sale expulsado desde el rotor y un ligero cambio en su dirección. En las Figuras 4.17 c), 4.18 c), 4.24 y 4.25 se muestran los mapas de vectores de velocidad correspondientes a los rotores B y C. La inyección del aire modifica sustancialmente la hidrodinámica, los principales efectos que se observan son: la proyección de líquido se vuelve más horizontal, las recirculaciones más débiles, los vórtices más pequeños y el efecto de bombeo se ve disminuido. A $N=43\text{rpm}$ no se proyecta líquido desde el rotor, el efecto de bombeo desaparece completamente y aparece una recirculación en contra de las manecillas del reloj cerca de la superficie libre, estos cambios en los patrones de flujo se pueden explicar si se considera que el momento angular proporcionado por el rotor se ve superado por el producido por el arrastre de líquido debido al movimiento de las burbujas que ascienden cerca de la flecha. Adicionalmente, las burbujas de gas que salen de las toberas de los rotores afectan el intercambio de momentum (por fricción) entre estos y el líquido, reduciendo el movimiento de este último.

Las Figuras 4.19 y 4.26 muestran los mapas de vectores de los planos transversales para diferentes condiciones en el recipiente tipo crisol y en el cilíndrico respectivamente. Las tendencias de los patrones de flujo son similares en todos los casos, independientemente del plano y el flujo de gas inyectado, donde el componente angular de la velocidad domina

el campo de flujo debido a que el momentum angular que el rotor transfiere al líquido domina la dinámica de fluidos del recipiente.

Cuando, en el caso del recipiente tipo crisol, se coloca la mampara, Figuras 4.16-4.18 b) y d), se producen efectos importantes: se reduce el tamaño del vórtice llegando a eliminarse casi por completo en algunos casos, se reduce la velocidad, principalmente en la zonas cercana al rotor y a la mampara, se genera una recirculación en la parte superior del tanque, la cual es más evidente para el rotor A y el centro de giro del líquido se desplaza ligeramente al lado opuesto de la mampara especialmente cuando se inyecta el aire. En este caso hay que considerar que el plano de análisis se ubicó a 180° respecto a la ubicación de la mampara y por la presencia de la misma se pierde la simetría del sistema. Al introducir un obstáculo dentro del fluido en movimiento, este cambia en mayor o menor extensión los patrones de flujo, dependiendo de su ubicación, geometría, tamaño, y de las condiciones de operación del sistema. En el caso de recipientes agitados con un eje de simetría, como es el caso de los recipientes utilizados en el presente trabajo, donde se considera que las características fluidinámicas son similares en cualquier plano paralelo a la coordenada radial, esta condición se pierde en la zona de influencia del obstáculo que puede ser parte o todo el sistema. En este caso debido a las características de la mampara, todo el sistema se vio afectado y se produjeron los cambios ya comentados. En la práctica industrial, es usual la utilización de mamparas, principalmente para reducir el tamaño del vórtice y mantener la superficie libre más estable con lo que se reduce la ingestión de gases y la oxidación excesiva del aluminio.

Las principales diferencias que se observan entre los patrones obtenidos con el recipiente tipo crisol respecto a los correspondientes al recipiente cilíndrico son: La proyección de líquido desde el rotor a la pared es más inclinada, se observan zonas muertas de mayor tamaño principalmente en la zona cilíndrica mientras que el movimiento del líquido se concentra mucho en la zona cónica y se observa un menor efecto de bombeo.

5.1.3 Análisis Cuantitativo. Velocimetría por imágenes de partículas

5.1.3.1 Perfiles de velocidad normalizada

Los mapas de vectores de velocidad presentados y discutidos anteriormente dan una idea cualitativa de la hidrodinámica desarrollada en los recipientes bajo diferentes condiciones de operación. Con el fin de obtener un análisis más detallado se obtuvieron perfiles de velocidad normalizada, V^* , perfiles de energía cinética turbulenta normalizada, K_T^* , para los rotores A, B y C, y la capacidad de bombeo, Q_p , para los rotores B y C. Este análisis se realizó únicamente para los experimentos realizados con el recipiente cilíndrico. El procedimiento de análisis de la información se detalla en el Apéndice 5.

En las Figuras 4.27-4.29 se muestran perfiles de velocidad normalizada a la altura de los planos h1, h2, h3, h4 y h5 para los tres rotores bajo diferentes condiciones de operación.

La Figura 4.27 presenta los perfiles de velocidad obtenidos para el rotor B con $N=43$, 536 y 800rpm sin inyección de aire. Dado que el rotor interfiere con las visualizaciones del flujo sólo las mediciones en el plano h1 (por debajo de la altura del impulsor) muestran un perfil radial de velocidades completo mientras que el resto de los perfiles inician a un radio de 60 mm ($r/R=0.375$), que corresponden aproximadamente al radio del rotor.

Los perfiles a $N=536$ y 800rpm se superponen, lo que significa que un incremento en la velocidad angular del rotor provoca un incremento proporcional en la velocidad del líquido. Mientras que los perfiles correspondientes a $N=43$ rpm se ubican a valores de V^* menores, esta diferencia se asocia a un cambio en el régimen de flujo. Para sistemas agitados, el régimen turbulento inicia a diferentes números de Reynolds y se asume que para cualquier sistema agitado con un rotor, el régimen turbulento completamente desarrollado se establece en un número de Reynolds, $Re > 100,000$ ^[67] otros autores reportan $Re > 10,000$ ^[52,68], y para diversos tipos de rotores la transición de laminar a turbulento entre 50-5,000^[69]. A $N=536$ y 800rpm $Re > 100,000$ (excepto a 536rpm para el rotor B donde es 89,333) con un régimen de flujo turbulento, mientras que a 43rpm $Re < 10,000$, siendo transitorio o laminar. Todos los perfiles de velocidad muestran valores elevados cerca del centro, donde el impulsor y la flecha transfieren momentum al líquido, conforme el radio aumenta la velocidad decrece hasta cero en la pared del recipiente debido a la condición de no deslizamiento. La velocidad máxima se sitúa en $r/R=0.375$ (60mm, que corresponde a la medición más cercana al rotor) en los planos h2, h3 y h4, mientras que en el plano h1, situado debajo del rotor, el máximo está en $r/R= 0.2$ (32mm). En el plano h5 (cerca de la superficie libre) la localización de la velocidad máxima varía de $r/R=0.44$ a 0.5 (70 a

80mm), ya que este máximo se localiza en la pared del vórtice; entonces, conforme N aumenta, el tamaño del vórtice también aumenta y el radio donde se ubica el máximo aumenta. La Figura 4.28 presenta los perfiles de velocidad normalizados para los planos h_1 , h_2 , h_4 y h_5 obtenidos con impulsor B a $N=536\text{rpm}$, donde se puede observar el efecto de la inyección de aire sobre la velocidad de líquido. Mediante la inyección de aire la velocidad del líquido disminuye de manera significativa en todo el recipiente. Los perfiles radiales son más planos y no se aprecia claramente un máximo de velocidad, lo que significa que la velocidad del líquido es muy similar en todo el recipiente. Este decremento generalizado en la velocidad ocasionado por la inyección del aire se explica por el decremento en la transferencia de momento angular (por fricción) del rotor al líquido, debido a que el aire que circula por el rotor actúa como una barrera física ocasionando la destrucción parcial de la interface formada por el rotor y el líquido, evitando un contacto íntimo entre ellos. Analizando los perfiles de velocidad en el plano h_5 se puede ver que el vórtice disminuye su tamaño con la inyección de aire dado que el máximo desaparece. Este fenómeno ya ha sido reportado con anterioridad^[70].

La Figura 4.29 presenta los perfiles de velocidad normalizada para el plano h_2 (ubicado a la altura del rotor), $N=536\text{rpm}$, y variando Q y el tipo de rotor. Sin la inyección de aire los perfiles de velocidad son similares para todos los rotores con un máximo situado en la interface rotor-líquido, conforme aumenta el radio la velocidad disminuye hasta alcanzar el valor de cero en la pared. Sin embargo, el perfil para el impulsor A se encuentra a valores muy por debajo de los otros, esto debido a su geometría con menos área de arrastre y la ausencia de efecto de bombeo. Cuando se inyecta aire todos los perfiles tienen la misma tendencia y magnitudes muy similares y en el caso de los rotores B y C sus velocidades descienden como ya se ha explicado previamente. El rotor C con muescas, en ausencia de gas, es el rotor que transfiere más eficientemente el momentum al líquido.

5.1.3.2 Efecto de bombeo

Como se ha señalado anteriormente, por su diseño, los rotores B y C crean un efecto de bombeo, succionando líquido desde el fondo y expulsándolo a través de sus toberas laterales. Para caracterizar la eficiencia en el bombeo de los rotores B y C se determinó la

rapidez de flujo de bombeo, Q_p , y el número de bombeo, N_{Qp} , los resultados se muestran en la Tabla 4.5.

Sin la inyección de gas, Q_p aumenta proporcionalmente con la velocidad angular del rotor B, lo que resulta en este caso en un número constante N_{Qp} , mientras que para el impulsor C este número no es constante, y sus valores son inferiores a los de rotor B. La inyección de gas reduce el bombeo drásticamente (un orden de magnitud a $N=536$ y 800rpm) ya que el gas impide la transferencia de momentum entre el rotor y el líquido, como se observa en las imágenes de las Figuras 4.4, 4.5, 4.7 y 4.10-4.12, el aire que entra forma una "cápsula" justo debajo del rotor; su tamaño aumenta con el aumento de Q y/o la reducción de N y viceversa, esta cápsula interfiere con la transferencia de momentum actuando como un "aislante". El rotor B genera mayor efecto de bombeo que el rotor C, en todos los casos probados.

5.1.3.3 Perfiles de energía cinética turbulenta

La energía cinética turbulenta, K_T , es una forma de expresar la turbulencia de un sistema, otra forma de expresarla es mediante la intensidad de turbulencia, IT , el procedimiento de cálculo y la relación entre estas magnitudes se muestra en los Apéndices 4 y 5. Se obtuvieron perfiles de energía cinética turbulenta normalizada, K_T^* , bajo diferentes condiciones. En la Figura 4.30 se muestran los perfiles de K_T^* vs r/R para el rotor B sin inyección de aire en tres diferentes velocidades de rotación (43 , 536 y 800 rpm), para dar una idea completa de la turbulencia en el recipiente se muestran los perfiles correspondientes a los 5 planos transversales analizados. Los perfiles son muy similares, pero hay una diferencia de un orden de magnitud entre los valores de K_T^* obtenidos a 43rpm y a 800rpm . Las zonas de mayor turbulencia se encuentran cerca del centro del recipiente ($r/R=0.15$) para el plano h1, y cerca del impulsor ($r/R=0.375$) para el resto de los planos. En el caso particular del plano h2, K_T^* tiene otro máximo cerca de la pared ($r/R=0.95$). La elevada turbulencia en el centro se asocia al movimiento angular del rotor y de la flecha, mientras que cerca de la pared hay turbulencia sólo en el plano del rotor, debido al líquido que es proyectado hacia la pared muy cerca de este nivel como se puede observar en las Figuras 4.20-4.22.

La Figura 4.31 muestra los perfiles de K_T^* obtenidos para los planos h1, h2 y h4 con el rotor B y $N=536\text{rpm}$, donde se analiza el efecto de la inyección de aire. Los perfiles son en general similares a los presentados en la Figura 4.30, pero sus magnitudes aumentan sustancialmente cuando se inyecta aire (con la inyección de gas al máximo K_T^* para el plano h1 es un orden de magnitud mayor que el máximo obtenido sin inyección). Es sabido que la presencia de burbujas dispersas en una fase líquida aumenta la intensidad de la turbulencia^[51,70], esto se debe a las múltiples inestabilidades en el movimiento de las burbujas que ascienden a través del líquido y el arrastre de líquido que provocan, el efecto combinado de estos fenómenos provee fuentes adicionales de turbulencia al líquido. Definitivamente, la gran cantidad de burbujas pequeñas que fluye a través de las boquillas laterales o por la parte inferior de los rotores modifica drásticamente la turbulencia especialmente en los planos h1 y h2 (cerca del impulsor) incrementando la intensidad de la turbulencia y modificando la estructura turbulenta en el líquido.

La Figura 4.32 muestra el efecto de la geometría del rotor y la inyección de aire sobre la turbulencia en el plano h2 a $N=536\text{rpm}$. Nuevamente, los perfiles son similares a los mostrados en las dos Figuras anteriores. Esta Figura confirma que la presencia de burbujas incrementa K_T^* excepto para el rotor A donde no se observa un incremento importante. Los rotores B y C generan más turbulencia que el rotor A, esto se debe a sus geometrías en las que las muescas laterales y boquillas promueven una mayor agitación que la superficie lisa del rotor A. Otro factor que incrementa la turbulencia en los rotores B y C es su habilidad para bombear el líquido, ya que promueven patrones de flujo resultantes más complejos con múltiples recirculaciones. Algunas diferencias se pueden apreciar en la estructura turbulenta producida por los rotores B y C: El rotor B produce un poco más de turbulencia cerca del rotor y de la pared del recipiente, ya que tiene más capacidad para bombear líquido, mientras que el rotor C la distribuye mejor, debido a que sus muescas generan un momentum angular mayor a lo largo de todo el volumen de líquido. En la Figura 4.33 se muestran los perfiles de K_T^* para el plano h1 con inyección de aire, se analizan los efectos combinados del diseño de rotor y velocidad de rotación sobre la magnitud y distribución de K_T^* . Se confirma que el rotor B produce la mayor turbulencia en las vecindades del rotor y el rotor C en el resto del recipiente y además, hay una determinada velocidad angular del rotor en la que se detiene el aumento de la turbulencia.

A 43rpm para los rotores B y C, K_T^* es extremadamente alta cerca del rotor debido a las inestabilidades del flujo producidas por la descarga de aire a través de las toberas. El rotor B también presenta alta turbulencia cerca de la pared del recipiente debido a que desarrolla mucho bombeo del líquido que llega hasta la pared y que arrastra burbujas hacia esta región, este efecto no se aprecia con los otros rotores.

5.2 CINÉTICA DE ELIMINACIÓN DE OXÍGENO DISUELTO

Si bien, el conocimiento de la hidrodinámica del sistema agua-aire- N_2 es importante, no es suficiente para evaluar el efecto de las variables de proceso sobre la operación de la desgasificación. Es necesario además conocer la velocidad a la que se puede eliminar o incorporar el gas al líquido y correlacionarlo con la hidrodinámica. Para eso se realizaron estudios de la cinética de eliminación del oxígeno disuelto en agua mediante la inyección de N_2 , se utilizaron las mismas condiciones experimentales que para los estudios de hidrodinámica como se describe en la sección de metodología. En las Figuras 4.35 - 4.40 se muestran las curvas de decaimiento de la concentración normalizada del oxígeno disuelto, $[O_2]/[O_2]_0$, en función del tiempo.

En la Figura 4.34 se muestra la curva de $[O_2]/[O_2]_0$ vs t obtenida con la inyección de 7l/min de N_2 utilizando una lanza y también las curvas de regasificación, partiendo de $[\%O_2]_0 \approx 0$ para el rotor C a $N=536$ y 800rpm sin inyección de N_2 . Utilizando el modelo de regasificación, modelo 3 ecuación 4.5, se obtuvieron los valores de a y de $K_s A_s$ que se muestran en la Tabla 4.6. Esta forma de evaluar $K_s A_s$ ha sido utilizada en algunos trabajos previos (Nilmani y Grandfield). Nilmani encontró valores de $K_s A_s$ muy pequeños en relación a $K_b A_b$, del orden del 1%. Sin embargo, en el presente trabajo se encontraron valores de $K_s A_s$ muy grandes, del orden de la mitad de los obtenidos para $K_b A_b$, especialmente en las condiciones de cinética más desfavorable (agitación muy baja $N=43$ rpm), que en el trabajo de Nilmani no fueron probadas.

En las Figuras 4.35-4.37 se muestra el efecto de Q y N sobre la cinética de eliminación del oxígeno disuelto para los rotores A, B y C, respectivamente. Todas las gráficas tienen las mismas escalas de tiempo y están normalizadas en concentración para facilitar su comparación. Se puede observar que un aumento en Q y N produce una eliminación más

rápida del oxígeno disuelto. Se ha demostrado^[49] que el aumento del flujo de gas de purga, Q , causa una mayor fracción en volumen de gas en el líquido y un menor radio de burbuja estable, incrementando el área superficial de burbujas disponible para capturar los gases disueltos. Además, a mayor velocidad de rotación, N , se producen burbujas de tamaños más pequeños, mayor turbulencia y recirculación de modo que se desarrolla un baño con mejor mezclado y mayor área interfacial burbuja-líquido. Ambos efectos, el aumento de N y Q , mejoran la cinética de eliminación del gas disuelto. A $N=43\text{rpm}$, la cinética de la eliminación del oxígeno disuelto es muy similar a la desarrollada con la lanza estática, sin importar el diseño del rotor, lo que representa las peores condiciones de desgasificación. Bajo estas condiciones los niveles de oxígeno alcanzados en el baño fueron superiores a 1.5 ppm ($[\text{O}_2]/[\text{O}_2]_0 \approx 0.2$), incluso después de periodos de desgasificación de 1hr. Estos resultados sugieren que a $N=43\text{rpm}$ los fenómenos de transporte turbulentos no desempeñan un papel significativo en la cinética de eliminación del oxígeno, la que es similar a una operación de desgasificación mediante la inyección de gas a través de una lanza y concuerda con lo observado en los perfiles de velocidad obtenidos (Figura 4.27) donde se aprecian regímenes de flujo diferentes para $N=43\text{rpm}$ y 536 y 800rpm.

Respecto al efecto de diseño de rotor sobre la cinética de eliminación del oxígeno disuelto se puede observar que la eliminación más rápida se logra con el impulsor C seguida por B y la más lenta con el A, Figuras 4.37, 4.36 y 4.35 respectivamente. Esto puede explicarse por la mayor recirculación que genera el rotor C y la elevada y bien distribuida turbulencia, el rotor B si bien genera una alta recirculación y turbulencia, la primera es menor que para el C y la segunda está más concentrada cerca del rotor, ambos rotores generan mucho mayor cantidad de burbujas que el rotor A proporcionando una mayor área interfacial gas-líquido y la transferencia de masa en este tipo de procesos depende directamente de esta área.

En las Figuras 4.38-4.40 se muestra el efecto del punto de inyección del N_2 , sobre la cinética de eliminación del oxígeno disuelto para los rotores A, B y C respectivamente. Se analiza el efecto del ubicar el punto de inyección del gas justo debajo del rotor, en la corriente de bombeo del líquido en los casos de los rotores B y C. La Figura 4.38 muestra la cinética de eliminación oxígeno disuelto utilizando el rotor A, a $N=800\text{rpm}$ se puede observar que el cambio en el punto de inyección, modifica la hidrodinámica, pero no

mejora la cinética, de hecho se reduce en forma importante cuando $Q=7\text{l/min}$. En las Figuras 4.39 y 4.40 se muestran las curvas correspondientes a los rotores B y C respectivamente, para $N=536\text{rpm}$ se observa un incremento importante en la cinética de eliminación del oxígeno disuelto al inyectar el gas por debajo del rotor en comparación con método convencional de inyección a través de la flecha. Esto se debe a que los efectos combinados de un mejor diseño de rotor, rotores tipo bombeo, con la inyección de gas por debajo provocan cambios importantes en el campo de flujo incrementando los coeficientes de transferencia del oxígeno en las interfases líquido-aire y líquido-gas y promoviendo mejores condiciones para la remoción del oxígeno disuelto (mayor cantidad de burbujas y mejor distribuidas en el baño). Además, como ya se ha comentado, la inyección de gas a través de la flecha evita una íntima y eficaz transferencia de momentum entre el rotor y el líquido lo que reduce la convección y turbulencia en el sistema. Cuando se inyecta el gas por debajo del rotor no se pierde la transferencia de momentum entre este y el líquido; por el contrario, la inyección de gas por debajo promueve la creación de superficie interfacial burbuja-líquido y mejora la circulación de líquido en el recipiente como puede observarse en las Figuras 4.14.y 4.15 en comparación con las Figuras 4.11 y 4.12 para los rotores B y C respectivamente.

Las mejoras en cinética de eliminación del oxígeno disuelto para los rotores B y C se asocian a la ausencia de gas de purga proveniente de la flecha, ya que esto permite que actúe el efecto de bombeo, succionando el agua desde la parte inferior del rotor y expulsándola a través de las toberas laterales junto con el gas de purga con un alto momentum radial. Por el diseño, esto no es posible para el rotor A, y por ello no se observan mejoras en la cinética cuando este es utilizado.

El efecto de bombeo es bien conocido, en el proceso de desgasificación y ha sido reportado algunos autores para los rotores B y C, ambos patentados por FOSECO LTD. Donde se menciona que el aluminio líquido se bombea mientras se mezcla con el gas de purga^[71,72]. Sin embargo, este último hecho no ha sido demostrado, cuando la inyección del gas se hace a través de la flecha por el centro del rotor, el gas entra al líquido en dirección opuesta a la succión de este último reduciendo el efecto de bombeo. Por otra parte, la inyección debajo del rotor, debido al arrastre del líquido generado por la fuerza boyante del gas, que es aditiva con el momemntum vertical del líquido succionado hacia el rotor hace más intenso el

flujo de ambas fases a través de este. Este elevado momentum producido a la entrada del rotor ayuda a que las burbujas de gas se dispersen de manera más uniforme a lo largo de todo el baño, incluso lejos del impulsor, lo que mejora distribución y tiempos de residencia de las burbujas en el baño. Además, cuando la inyección se realiza a través del impulsor en la mayoría de los casos el gas tiende a canalizarse hacia el centro, alrededor de la flecha, este fenómeno ha sido descrito como sobre-dispersión de gas y limita la velocidad de operación del rotor^[14]. Este efecto se redujo considerablemente cuando la inyección se realizó por debajo del impulsor.

Otra mejora asociada a la inyección debajo del impulsor es una reducción en el tamaño del vórtice, lo que permite una combinación de N y Q más elevadas, de manera que se puede obtener una mayor tasa de eliminación del gas disuelto. La re-absorción del gas y la oxidación adicional del aluminio pueden ser reducidas utilizando la técnica de inyección de gas que se propone en este trabajo. Se sabe que el aumento de N produce las burbujas de menor tamaño incrementando la saturación de estas con hidrógeno gaseoso, acercándola al 100%. También, al aumentar de Q y N , el número de burbujas se incrementa y de la misma forma la tasa de eliminación de hidrógeno en todo el sistema.

La cinética de eliminación de hidrógeno se ha propuesto como una reacción de primer orden, donde todos los parámetros del proceso involucrados en la desgasificación están directamente relacionados con el valor de a de la ecuación 1.8, que es el parámetro de la pendiente y representa la rapidez de transferencia de masa global volumétrica. Todos los resultados experimentales se ajustan muy bien a una ecuación de decaimiento exponencial de primer orden, en todos los casos se obtuvieron coeficientes de correlación, r^2 , superiores a 0.99. Por lo tanto, este valor se utilizó para comparar la rapidez de eliminación del oxígeno disuelto en los distintos experimentos. En la Tabla 4.6 se muestra los valores de a para todos los experimentos, como referencia para la lanza estática con $Q=7l/min$ $a=1.14 \times 10^{-3} s^{-1}$, experimento marcado como "0". También se muestran los valores del cambio en a , Δa , provocado por el cambio en el punto de inyección.

Los valores de a obtenidos con la lanza estática son muy similares a los de los rotores con el mismo flujo $N=43rpm$, como ya se mencionó, bajo estas condiciones se generan las peores condiciones cinéticas.

En la Figura 4.41 y la Tabla 4.6, se ve claramente que, conforme N , Q y/o la complejidad geométrica del rotor, A→C, aumentan los valores de α aumentan. También se aprecia claramente que la inyección del gas por debajo del rotor aumenta considerablemente el valor de α , para los rotores B y C, no así para el A. Los incrementos fueron desde el 12.3% (Rotor C, $N=800\text{rpm}$ y $Q=3\text{l/min}$) hasta 60% (Rotor D a $N=800\text{rpm}$ y $Q=3\text{l/min}$). Para el rotor C el mayor incremento se obtuvo a $N=536\text{ rpm}$ y $Q=7\text{l/min}$ ($\Delta\alpha$ de 45.5%) y bajo las mismas condiciones con el rotor B se obtuvo un incremento del 38.2%. En el caso del rotor A incluso se reduce el valor de α en un 17.8% cuando se opera a $N=800\text{rpm}$ y $Q=7\text{l/min}$.

El proceso de desgasificación con impulsor rotatorio ha sido tomado de la ingeniería química^[1]; donde la forma de inyección es una variable importante y diferentes trabajos sugieren que la inyección del gas se realice por debajo o a la altura del rotor mediante diferentes dispositivos tales como tubos, anillos o placas perforadas para aprovechar la fuerza boyante del gas incrementando el bombeo y además se sugiere utilizar las fuerzas cortantes del líquido que sale expelido por el rotor para generar burbujas más finas y mejor distribuidas en el baño^[67,73]. A pesar de que estas consideraciones son conocidas, en general los procesos y equipos de desgasificación de aluminio comerciales inyectan el gas a través de la flecha y el punto de inyección no se considera como una variable de diseño. Como se demuestra en este trabajo, el punto de inyección de gas desempeña un papel importante en la operación de desgasificación. Desde un punto de vista práctico, el cambio del punto de inyección del gas, mediante el empleo de un tubo, simplifica considerablemente el diseño de un desgasificador y reduce su costo, puesto que se hace innecesario utilizar un sistema especial para poder realizar la inyección a través de la flecha. Otra ventaja práctica es que se reduce el riesgo de fugas de gas en su trayecto hasta la salida dentro del aluminio fundido, especialmente en las uniones y en la propia flecha de grafito, que normalmente es porosa y con el desgaste es propensa a fugar, especialmente para ollas pequeñas donde los diámetros son pequeños (en algunos casos se emplean flechas de 1.5 a 2 pulgadas de diámetro). Las fugas de gas disminuyen la eficiencia de desgasificación y hacen más complicado el control de la operación. Contrariamente a los resultados de Nilmani et al^[26], donde no hubo diferencias importantes en la eficiencia para distintos rotores; en el presente trabajo, el diseño del rotor fue una de las variables que más afectaron, especialmente cuando la inyección de gas se realizó por debajo de estos. Debe

mencionarse que los diseños estudiados por Nilmani et al fueron completamente diferentes a los diseños utilizados en este trabajo, al igual que los parámetros del proceso. Nilmani et al utilizaron los valores de acuerdo con las recomendaciones del proveedor, es decir, velocidades de rotación de 200 a 380rpm para FOSECO, 400rpm para SNIF y de 500 a 600rpm para ASV.

5.3 APLICACIÓN DE MODELOS MATEMÁTICOS

Tomando como referencia el modelo propuesto originalmente por Hjelle, se desarrollaron dos modelos matemáticos para describir la cinética de eliminación del oxígeno mediante la inyección de gas y uno para describir la cinética de regasificación, Apéndice 2. El modelo 1 considera la entrada de gas por la superficie, Ecuación 4.1, mientras que el modelo 2, Ecuación 4.3, no lo hace. Para la cinética de eliminación de Hidrógeno se tomó como referencia el modelo propuesto por Engh, Apéndice 3. Los modelos originalmente propuestos por Hjelle y Engh fueron seleccionados porque correlacionan la cinética con algunas variables de proceso tales como el flujo de gas de inyección y la cantidad de líquido en tratamiento, y se pueden obtener el coeficiente de transferencia de masa líquido/burbuja, $K_b A_b$, la eficiencia del proceso respecto al equilibrio termodinámico, Z , y cuando aplica el modelo 1, se obtiene también el coeficiente de transferencia de masa atmósfera/líquido $K_g A_g$, y la concentración de gas alcanzable, $[\%G]_{\infty}$. En la Tabla 4.6 se muestran los resultados obtenidos y se indica el modelo utilizado, para una misma condición utilizando los dos sistemas de inyección se utilizó el mismo modelo para propósitos comparativos. El modelo 1, donde se considera el ingreso de O_2 a través de la superficie libre, proporciona un mejor ajuste en dos circunstancias: bajo condiciones de baja agitación con baja velocidad de eliminación, (lanza estática, rotores a $N=43$ rpm y para el rotor A a 536rpm) y bajo condiciones de muy alta agitación, como el caso del rotor C a alta velocidad, $N=800$ rpm y bajo flujo de gas $Q=3$ l/min. Ambas situaciones por diferente razón hacen que el efecto superficial sea importante, en el primer caso, debido a la lentitud del proceso de eliminación, se da oportunidad a que algo de O_2 de la atmósfera se reabsorba a través de la superficie del baño durante el desgasificado, esto ayudado por la inestabilidad que continuamente provoca el estallamiento de burbujas de gas en la

superficie del líquido. En el caso de mucha agitación, se genera un vórtice de gran tamaño, que provoca la ingestión de aire de la atmósfera y con ello la reabsorción de algo de O_2 , aunado a que el área de intercambio crece en forma importante y dado que el efecto de la superficie depende tanto del área de la superficie como del coeficiente de transferencia de masa, A_s y K_s respectivamente el valor del producto $K_s A_s$ aumenta; sin embargo los valores de $K_s A_s$ obtenidos son muy pequeños en relación a los de $K_b A_b$ para la condición de alta velocidad y bajo flujo de gas. Las demás condiciones que se ubican entre las descritas, se ajustan mejor al modelo 2 donde el efecto de la superficie no se considera importante. De lo anterior se desprende que, para evitar el efecto de la superficie, lo más adecuado es situarse en las condiciones de mayor agitación con menor inestabilidad superficial. En algunos trabajos se han determinado los valores de $K_s A_s$ y $K_b A_b$. Para determinar $K_s A_s$ el procedimiento que siguen es partiendo de agua con niveles bajos de O_2 disuelto en el caso del modelo físico^[26] y de H en el Al^[23], se corren los experimentos bajo las mismas condiciones de desgasificación (N , volumen de líquido, temperatura, etc.) excepto la inyección del gas, que en estos experimentos no se realiza. Se determina la cinética de regasificación y se aplica un modelo, (el modelo 3 del Apéndice 2) con el que se obtiene el parámetro de la pendiente a y de ahí $K_s A_s$. Este procedimiento es incorrecto, puesto que, como se ha mostrado en este trabajo, la inyección del gas cambia en forma importante la hidrodinámica del sistema y por consecuencia la cinética de reabsorción del gas, de modo que el resultado obtenido de esta forma no es representativo de la condición de operación con inyección de gas. Una forma más adecuada de realizar esta determinación de acuerdo a lo comentado por Engh^[2], consiste en correr la prueba en las mismas condiciones en contacto con la atmósfera y bajo una atmósfera inerte y comparar los resultados; la diferencia en el coeficiente global de transferencia de masa será debido al efecto de la superficie, es decir $K_s A_s$ y la otra forma es aplicar el modelo 1 del Apéndice 3, del que se puede obtener directamente los valores de $K_b A_b$ y $K_s A_s$, como se realizó en el presente trabajo.

Los valores de $K_b A_b$ y $K_s A_s$ para la lanza y cualquier rotor a $N=43$ rpm son muy similares, mientras que a altas velocidades $K_b A_b$ es mucho mayor que $K_s A_s$. Los valores de $K_b A_b$ obtenidos van desde 8.78×10^{-6} hasta 4.94×10^{-4} , para el rotor A con $Q=3$ l/min a $N=43$ rpm y el rotor C con $N=800$ rpm, $Q=7$ l/min e inyección por abajo respectivamente. Los valores

de $K_b A_b$ están muy relacionados con los de α , como se muestra en el Apéndice 2. Los valores de $K_s A_s$ van de 0.235×10^{-6} hasta 12.7×10^{-6} y corresponden a rotor A, $N=536\text{rpm}$ y $Q=3\text{l/min}$ y rotor C, $N=800\text{rpm}$ y $Q=3\text{l/min}$ ambos con inyección convencional e inyección por abajo respectivamente.

La eficiencia del sistema se midió en términos de Z ($0 \leq Z \leq 1$), que indica el grado de acercamiento que el hidrógeno absorbido en las burbujas tiene con respecto al equilibrio termodinámico. Los valores de Z obtenidos van de 0.006-0.186 correspondientes al rotor A, $N=43\text{rpm}$ y $Q=3\text{l/min}$ y rotor C, $N=800\text{rpm}$ y $Q=3\text{l/min}$ con inyección convencional e inyección por abajo respectivamente. Es importante hacer notar que aunque a $Q=7\text{l/min}$ se logran las mejores condiciones cinéticas, las mayores eficiencias se logran a $Q=3\text{l/min}$, esto debido a que al haber menos gas en el baño tiene mayor oportunidad de saturarse y con ello acercarse más al equilibrio termodinámico. Se ha reportado constantemente que eficiencias cercanas al 100% (en términos del equilibrio termodinámico) se logran con burbujas finas y dispersas en todo el baño^[2]. Con diámetros equivalentes a 5mm se logra un 80%, e incluso que la mayoría de procesos comerciales trabajan muy cerca del equilibrio, por lo que no se pueden realizar más mejoras al proceso^[47], sin embargo, por los resultados aquí presentados, es claro que aún se está muy lejos de este, lo que abre la posibilidad de mejoras importantes en el proceso de desgasificación con impulsor rotatorio. De hecho, es muy común encontrar trabajos en ingeniería química donde se reportan valores de α mucho más elevados para sistemas similares al utilizado en el desgasificado de aluminio^[74,75,76,77].

Considerando todo los análisis anteriores, se diseñó el rotor D, mostrado en la Figura 3.9 y se probó bajo las mismas condiciones que los rotores A, B y C para evaluar su cinética de eliminación del oxígeno disuelto. De acuerdo a los valores de α obtenidos, el rotor D tuvo en todos los casos un mejor comportamiento que los rotores A y B y en algunos muy similar al C. Una condición en que resultó con el valor de α muy cercano fue $N=800\text{rpm}$, $Q=3\text{l/min}$ con inyección por abajo. Esto es relevante, puesto que de acuerdo a los resultados mostrados en este trabajo, está es la condición de mayor eficiencia. Otro punto a enfatizar, es que este rotor exhibe su mejor comportamiento a flujos altos con inyección convencional, α similar a C, lo que también resulta ventajoso para su utilización en los

equipos desgasificadores convencionales. En general cuanto mayor sea el flujo de gas que pueda manejarse con un rotor sin que se produzca un patrón de sobre-dispersión donde se formen canalizaciones, mayor es la reducción en el tiempo de tratamiento que puede lograrse; puesto que una de las limitantes principales de los rotores es la cantidad de gas que pueden distribuir en el líquido con un patrón de dispersión uniforme en todo el recipiente.

5.4 RESULTADOS CONJUNTOS HIDRODINÁMICA-CINÉTICA

En las Figuras 4.43-4.46 se muestran los resultados de los estudios hidrodinámicos y cinéticos juntos.

Como puede apreciarse en las Figuras 4.43 y 4.45, en ausencia de aire, los valores de la velocidad, V , y K_T se incrementan con la velocidad de rotación y la complejidad geométrica del rotor (A→C), de la misma forma que los valores de a . Con la inyección de 3l/min de aire, la velocidad disminuye fuertemente para los rotores B y C, mientras que para el rotor A se mantiene; la dispersión de datos muestra que la inyección del aire genera una velocidad del fluido más homogénea en todo el baño, especialmente para los rotores B y C.

En ausencia de aire, el valor del promedio de K_T y su dispersión, depende mucho del diseño del rotor, siendo mayor para el rotor C y menor para el rotor A con diferencias muy importantes: la distribución es mucho más homogénea para el rotor A y menos para el C. Con la inyección de 3l/min de aire, la distribución cambia completamente invirtiéndose, mejor para el rotor C y peor para el A, mientras que el valor promedio sigue la misma secuencia que sin aire pero con menores diferencias.

Con inyección de 3l/min de aire, con el rotor C se obtienen los mayores valores de V y K_T , y una distribución más homogénea en todo el baño, seguido por el B y por último con el A. La cinética de la eliminación está asociada con V y K_T , ya que el coeficiente de transferencia de masa es afectado por la velocidad del fundido y por la energía de disipación turbulenta en el sistema^[78], así como su distribución en el baño, de modo que a

mayores promedios de V y K_T con mejores distribuciones se generan los valores más elevados de a .

Sin embargo, el tener el valor más alto de a , no forzosamente es la mejor condición de la operación, también debe considerarse la eficiencia, Z , el tiempo de duración de la operación y la concentración de final del gas disuelto que se puede alcanzar, $[\%O_2]_{\infty}$. Como puede verse en la Tabla 4.6 bajo diversas condiciones, las mismas en que aplica el modelo 1, la $[\%O_2]_{\infty}$, varía desde 0.1 hasta 2.69ppm. Las concentraciones finales más altas corresponden a los procesos de cinética más lenta y las más bajas a procesos de alta cinética con alta inestabilidad superficial y formación de vórtice, rotor C a alta velocidad y bajo flujo de inyección. La mejor condición de operación depende entonces, primero del nivel de gas disuelto que se requiere después del desgasificado, del tiempo de operación disponible, de los costos del gas de inyección y los consumibles, evidentemente a mayor N el desgaste de los rotores y flechas es mayor, por lo que para cada proceso y producto en particular deben seleccionarse las condiciones más adecuadas. Por ejemplo, con el rotor C a alta N y bajo Q , condición 9, se tiene una buena velocidad de eliminación con alta eficiencia, pero un vórtice muy grande y por ende mucha inestabilidad superficial, lo que implica alta oxidación en la superficie y que el contenido final de gas disuelto tenga un límite relativamente alto. Otro caso por ejemplo con el rotor B a $N=536\text{rpm}$ y $Q=7\text{l/min}$, se tiene menor velocidad de eliminación y menor eficiencia por lo que se requieren mayores tiempo de tratamiento, pero se logran niveles menores de gas disuelto y menor inestabilidad en la superficie con un vórtice más pequeño, lo que previene la oxidación excesiva del aluminio y menor desgaste del rotor y la flecha.

5.5 CORRELACIONES ENTRE HIDRODINÁMICA Y CINÉTICA

Para lograr un mejor análisis se establecieron correlaciones entre la información obtenida de los modelos matemáticos aplicados a los resultados de los experimentos de cinética y los datos de velocidad y turbulencia obtenidos con PIV. Estas correlaciones se basaron en los números adimensionales que describen las características hidrodinámicas más

importantes del sistema y su efecto sobre el coeficiente de transferencia de masa. La forma de establecer las correlaciones se explicó en la sección 4.3.

Se obtuvieron dos correlaciones basadas en los resultados del estudio hidrodinámico una para $N=43\text{rpm}$ y otra para $N=536$ y 800rpm . Debido a que las características hidrodinámicas y la dispersión de la fase gaseosa es muy diferente en uno y otro caso no se logró obtener una correlación única que describiera adecuadamente todas las condiciones probadas.

Considerando que los valores del coeficiente global de transferencia de masa, k , y del área total de las burbujas, A_b , no se pueden obtener por separado, se realizaron algunas operaciones matemáticas suponiendo todas las burbujas esféricas y del mismo tamaño para llegar a una expresión con el producto, kA_b , en función de los números adimensionales, Re , Re_t y Sc , ecuación 4.3. Los valores de kA_b para cada condición experimental se obtuvieron de parámetro de la pendiente, a , obtenido a su vez de la aplicación de los modelos matemáticos, ambos datos se muestran en la Tabla 4.6. Los valores de los números adimensionales se obtuvieron de los resultados del estudio hidrodinámico, Tabla 4.4, utilizando el valor promedio de la velocidad y la energía cinética turbulenta para obtener los valores del Re y el Re_t , respectivamente. El diámetro de la burbuja que se utilizó para el cálculo del Re y el Re_t , en el caso de $N=43\text{rpm}$ se calculó y para $N=536$ y 800rpm se supuso, puesto que no se realizaron las mediciones correspondientes.

Las correlaciones obtenidas para $N=536$ y 800rpm y $N=43\text{rpm}$, ecuaciones 4.10 y 4.11 respectivamente, predicen con una buena aproximación los valores de kA_b , sin embargo, estos modelos solo representa una aproximación semi-empírica, en la que se correlacionan los datos de la cinética con la información hidrodinámica, y tienen muchas limitaciones debido a la suposiciones hechas y a la forma de utilizar la información proveniente del estudio hidrodinámico, donde se supuso, por ejemplo, que el promedio de la velocidad y la turbulencia obtenida en los planos de análisis es representativo de todo el sistema completo; lo que solo puede ser considerado como una mera aproximación. Lo valioso de las correlaciones obtenidas es que reflejan el efecto de la hidrodinámica sobre la cinética con un buen nivel de aproximación mediante relaciones de números adimensionales que involucran la velocidad, la turbulencia, y que, por tanto, permiten aseverar que la cinética

depende de la hidrodinámica. La correlación obtenida para $N=43\text{rpm}$, ecuación 4.11, es muy similar a la propuesta por Singh^[79] para disolución de sólidos en líquidos en un tanque con agitación por gas inyectado desde el fondo de este y sin agitación mecánica, con la misma dependencia de los números adimensionales (Re , Re_t y Sc) y solo con una constante de proporcionalidad diferente, esto último es razonable, ya que esta depende del diámetro característico del sólido y de las burbujas respectivamente y en ambos casos son muy diferentes.

Para $N=43\text{rpm}$, considerando que los resultados obtenidos en el estudio cinético fueron similares a los obtenidos con inyección de gas si agitación, se aplicó además un modelo propuesto para tanques sin agitación con inyección de gases inertes por el fondo^[80]. Este modelo, proveniente de análisis dimensional, considera la relación entre el número de Sherwood con el número de Grashof y el número de Schmidt.

Los resultados obtenidos con el modelo propuesto para $N=43\text{rpm}$, ecuación 4.13, mostrados en la Tabla 4.9, predicen con una buena aproximación el valor de kA_b , especialmente cuando el flujo es de $Q=7\text{l/min}$. En ambos casos los valores calculados son inferiores a los medidos, posiblemente porque el modelo original fue desarrollado para tanques con inyección por el piso y no a través una flecha como es el caso del presente trabajo. Se realizó un ajuste al modelo, ecuación 4.14, con lo que se obtuvieron resultados más aproximados.

Los modelos basados en análisis dimensionales tienen exactitudes típicas del orden de 30%^[80] pero no es raro que sean mayores. De modo que se considera que los resultados obtenidos con los modelos propuestos son aceptables.

5.6 PRUEBAS DE CINÉTICA DE DESGASIFICACIÓN A ESCALA PILOTO

Se realizaron pruebas de desgasificación de aluminio a escala piloto, donde se midió la concentración del hidrógeno disuelto a diferentes tiempos con dos técnicas diferentes, en forma directa con el medidor AISCAN y en forma indirecta mediante la determinación de la densidad en muestra obtenidas por la técnica de presión reducida. La curva de cinética de eliminación de Hidrógeno del aluminio, Figura 4.47 es similar a las observadas para el

modelo de eliminación del O_2 disuelto en agua, al aplicarse el modelo de decaimiento exponencial se observó un buen ajuste. Las variaciones en la densidad de las muestras obtenidas con la prueba de presión reducida reflejan de manera clara el efecto de la eliminación del hidrógeno, de modo que conforme se reduce la concentración de hidrógeno disuelto en el metal la densidad de las muestra aumenta.

CAPÍTULO 6

CONCLUSIONES

El efecto de las principales variables de operación tales como diseño del rotor, velocidad de rotación y flujo de gas, sobre la hidrodinámica y la cinética de la desgasificación de aluminio con impulsor rotatorio fue estudiado en un modelo físico de agua utilizando video de alta velocidad, velocimetría por imágenes de partículas (PIV) y mediciones de concentración de O_2 disuelto durante se eliminación con inyección de N_2 . Se realizaron pruebas de desgasificación a escala piloto con una aleación de aluminio midiendo la concentración de H con un medidor AISCAN y mediante la técnica de presión reducida.

Se realizaron los estudios para un rotor de geometría simple A, dos comerciales B y C y un diseño propio D, para este último solo se estudió la cinética de desgasificación.

Las principales conclusiones que se desprenden del presente trabajo son:

En ausencia de inyección de aire, las características de los mapas de velocidad son similares; muestran una proyección del líquido desde el rotor hacia la pared del recipiente, recirculaciones por encima y debajo de esta y la formación de vórtice. Adicionalmente, los rotores B y C generan un efecto de bombeo, en mayor magnitud B, mientras que el rotor A por su diseño, no lo presenta. Los perfiles de velocidad también son muy similares, presentando un máximo cerca del centro del recipiente y decreciendo conforme se acercan a la pared. Aunque por la rotación del rotor la componente tangencial de la velocidad del líquido es la que predomina en este sistema.

La inyección del aire reduce substancialmente la velocidad e incrementa la turbulencia, reduce las recirculaciones, el tamaño del vórtice y el efecto de bombeo. La velocidad y la turbulencia del líquido se distribuyen más homogéneamente en todo el recipiente; concentrándose principalmente cerca del rotor y en el caso de la turbulencia, también cerca de la pared del recipiente.

Existe un cambio de régimen de flujo entre las velocidades de rotación $N=43\text{rpm}$ y $N=536\text{rpm}$, el primero es un régimen de transición, mientras que el segundo es completamente turbulento.

Los rotores B y C producen mayor turbulencia que el rotor A, siendo el rotor C el que genera la mayor velocidad y el flujo más turbulento y mejor distribuido en el baño.

La inyección del gas por debajo de la flecha, propuesta en el presente trabajo, mejora considerablemente el desempeño de los rotores B, C y D, incrementa la cinética del proceso de desgasificación y mejora la hidrodinámica; reduce el tamaño del vórtice, el efecto de canalización del gas, la inestabilidad superficial y el tamaño de las burbujas y mejora su distribución en el baño, aunque la inyección a través de un tubo debería sustituirse por una inyección por el fondo del recipiente.

La cinética de eliminación del oxígeno disuelto mediante inyección de gas inerte, N_2 , se ajusta satisfactoriamente a un decaimiento exponencial de primer orden, por lo que el parámetro de la pendiente, a , puede utilizarse para caracterizar la cinética de la desgasificación.

Los valores de a aumentan conforme N , Q y/o la complejidad geométrica del rotor, $A \rightarrow B \rightarrow D$ y C, aumentan.

A $N=43\text{rpm}$, la cinética de la desgasificación es muy baja, similar a la obtenida con una lanza estática, lo que sugiere que un régimen de flujo de baja turbulencia, no provoca efectos sobre esta.

La inyección del gas por abajo incrementa considerablemente la cinética del desgasificado respecto a la inyección convencional, con incrementos de hasta 60 y 59.1% en los valores de a y de eficiencia respectivamente.

Desde el punto de vista cinético, el rotor D tuvo en todos los casos un mejor comportamiento que los rotores A y B y en algunos casos similar al rotor C.

En términos cinéticos, el rotor C a $N=800\text{rpm}$ y $Q=7\text{l/min}$ es el que ofrece la mejor condición.

Existe una correlación entre la hidrodinámica y la cinética de desgasificación del sistema, de tal forma que se puede obtener el coeficiente global de transferencia de masa a partir de la velocidad y la energía cinética turbulenta con ecuaciones de la forma $kA_b = C_1 C_2 Re^\alpha Re_t^\beta Sc^\gamma$

Para $N=43\text{rpm}$ también se puede aplicar la correlación $Sh = 0.31(Gr)^{1/3}(Sc)^{1/3}$ proveniente del análisis dimensional para tanques sin agitación, que predice con buena aproximación el coeficiente global de transferencia de masa.

Las condiciones ideales para el proceso de desgasificado por inyección de gas desde el punto de vista hidrodinámico son: alta velocidad en el líquido, alta turbulencia, superficie estable y ausencia de vórtice.

CAPÍTULO 7

PERSPECTIVAS

Realizar investigación enfocada a determinar de una manera más precisa la correlación entre la cinética y la hidrodinámica, donde se considere la determinación del área interfacial que se genera en el baño, relacionada con el tamaño de las burbujas y la cantidad de estas en el baño.

Realizar experimentación más exhaustiva a escala piloto para determinar la cinética de la eliminación de hidrógeno del aluminio en función de las variables del proceso, especialmente incluyendo el punto de inyección del gas, que como se ha visto en el presente trabajo tiene un efecto muy importante.

Diseñar rotores para la desgasificación y caracterizarlos cinética e hidrodinámicamente utilizando las técnicas descritas en este trabajo.

Diseñar y fabricar un equipo industrial donde se considere el punto de inyección y su interacción con el rotor como variables importantes.

Extender la aplicación de las técnicas utilizadas en el presente trabajo para evaluar otros procesos de desgasificación por inyección de gases.

Desarrollar una nueva técnica de desgasificación o mejorar las ya existentes utilizando la modelación física, pruebas a escala piloto y la experiencia adquirida en el presente proyecto de investigación.

Afinar las técnicas de medición de hidrógeno disuelto en el aluminio.

En la operación de desgasificación existe una gran cantidad de variables que no fueron consideradas en el presente trabajo, otras que se revisaron de manera muy limitada y otras más que aún requieran mayor estudio, además existen diversas formas de abordar el problema, desde el modelado matemático, modelación física, pruebas piloto y a escala industrial y la forma y técnicas experimentales, caracterización y análisis de resultados son muy variadas, por lo que el tema de la desgasificación, es con mucho, un tema inacabado.

APÉNDICE 1

ANÁLISIS DE ESCALAMIENTO PARA LA MODELACIÓN FÍSICA

El objetivo principal del modelado físico es lograr una representación realista del sistema usando materiales y equipos distintos con lo que se pueden hacer las mediciones de manera conveniente y a costos adecuados. El desarrollo de los modelos físicos se puede clasificar en tres categorías:

- Un modelo físico puede ser construido siguiendo ciertas reglas estrictas. Entonces las mediciones cuantitativas hechas sobre el modelo pueden trasladarse directamente, a través de un escalamiento adecuado, para describir el comportamiento real de los sistemas.
- Las mediciones en el sistema físico pueden utilizarse para verificar un modelo matemático, y entonces el modelo matemático puede ser utilizado para predecir el comportamiento real del sistema.
- Modelos para desarrollar experimentos ad hoc para obtener alguna luz del comportamiento del sistema.

El uso de los modelos matemáticos, físicos y las plantas piloto han sido un componente virtualmente indispensable en el desarrollo de todos los procesos durante las décadas pasadas. En el modelado de sistemas gobernados por el flujo de fluidos, es esencial que sean observadas las similitudes geométrica y dinámica si se quieren realizar deducciones cuantitativas de sus resultados. Para escalar un sistema, es necesario cumplir con una serie de criterios de similitud entre el sistema original y el modelo. Lo ideal sería cumplir con todos los criterios, sin embargo, normalmente se eligen únicamente aquellos que juegan un papel clave de acuerdo al proceso en particular que se desea escalar, los criterios de similitud son los siguientes:

Similitud Geométrica. La similitud geométrica implica que la proporción de todas las longitudes correspondientes, en los dos sistemas, deben ser las mismas. La relación entre las longitudes correspondientes se conoce como factor de escala.

Similitud Cinemática. La similitud cinemática representa la similitud de movimiento. Esencialmente se observa cuando en dos sistemas, además de ser geoméricamente similares, las velocidades en posiciones correspondientes mantienen una relación fija.

Similitud Dinámica. La similitud dinámica representa la similitud de fuerzas y se observa en dos sistemas cuando la magnitud de las fuerzas en localizaciones correspondientes guarda una relación fija.

Similitud Térmica. La transferencia de calor por los distintos mecanismos debe guardar una relación fija para el modelo y el prototipo.

Similitud Química. La velocidad de reacción química es proporcional a la velocidad de la misma reacción al tiempo y localización correspondientes en el prototipo.

En muchos sistemas pirometalúrgicos que involucran la interacción entre fundidos, las reacciones químicas frecuentemente no controlan la cinética por lo que la similitud química no es una consideración importante. Por otro lado, la similitud geométrica es el primer requerimiento que debe satisfacerse, para lo que se utiliza un factor de escala, el cual generalmente no puede seleccionarse en forma arbitraria, debe definirse considerando otras restricciones del sistema^[78].

La similitud dinámica es uno de los criterios más importantes debido a que se involucran fluidos en la mayoría de los sistemas metalúrgicos, en particular cuando se trabaja con metales o aleaciones fundidas. Las principales fuerzas que deben considerarse para obtener la similitud dinámica son: inerciales, presión, viscosas, gravitatorias, tensión superficial, elásticas y electromagnéticas. Para cumplir el criterio de similitud dinámica se utilizan grupos adimensionales (relaciones entre fuerzas) cuyo valor numérico debe ser igual en el modelo y en el prototipo.

En este caso el fluido a modelar es la aleación de aluminio 356 a 700°C y el fluido del modelo es agua a 20°C; en ambos casos se inyecta Nitrógeno de alta pureza. Los criterios de similitud térmica y química no aplican porque se trata de sistemas isotérmicos y las reacciones químicas no gobiernan ni controlan el proceso.

En primera instancia se realizó el análisis de la fase líquida, donde se consideró que el sistema se comporta como un tanque agitado, y los criterios de similitud que aplican son el geométrico y el dinámico. Para cumplir con la similitud dinámica se consideran las fuerzas inerciales, generadas por el agitador, esfuerzos cortantes, por la viscosidad del fluido y las gravitacionales.

En la Figura A1.1 se muestra un esquema del sistema de agitación donde se indican las dimensiones principales.

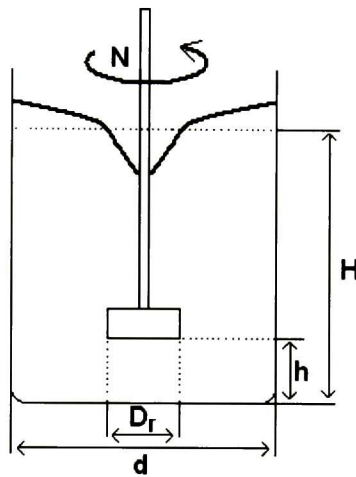


Figura A1.1. Esquema del sistema de agitación con impulsor rotatorio.

Para cumplir con la similitud geométrica se deben considerar las siguientes relaciones:

$$\frac{d_1}{D_{r1}} = \frac{d_2}{D_{r2}} \quad \text{A1.1}$$

$$\frac{H_1}{D_{r1}} = \frac{H_2}{D_{r2}} \quad \text{A1.2}$$

$$\frac{h_1}{D_{r1}} = \frac{h_2}{D_{r2}} \quad \text{A1.3}$$

Donde los subíndices 1 y 2 se refieren al equipo piloto y al modelo (agua) respectivamente.

Para cumplir con la similitud dinámica deben considerarse las relaciones entre las fuerzas que actúan en el sistema. Estas relaciones se expresan como números adimensionales, en

este caso, el número de Reynolds (Fuerza inercial/Fuerza viscosa) y el número de Froude (Fuerza inercial/Fuerza gravitacional).

$$N_{Re} = \left[\frac{D_r V \rho}{\mu} \right] \quad A1.4$$

$$N_{Fr} = \left[\frac{V^2}{g D_r} \right] \quad A1.5$$

Para tanques agitados con rotor, los números adimensionales toman la siguiente forma:

$$N_{Re} = \left[\frac{D_r^2 N \rho}{\mu} \right] \quad A1.6$$

$$N_{Fr} = \left[\frac{D_r N^2}{g} \right] \quad A1.7$$

Donde:

D. Diámetro de la propela, rotor o agitador

N. Velocidad de rotación del rotor en rev/s (*ND* corresponde al término de velocidad)

Para satisfacer el criterio del número de Reynolds se obtiene la siguiente relación:

$$\left[\frac{D_{r2}}{D_{r1}} \right]^2 = \frac{N_1}{N_2} \left(\frac{\mu_2 \rho_1}{\mu_1 \rho_2} \right) \quad A1.8$$

Para satisfacer el criterio del número de fraude se obtiene la siguiente relación:

$$\frac{N_2}{N_1} = \left[\frac{D_{r1}}{D_{r2}} \right]^{\frac{1}{2}} \quad A1.9$$

Combinando las dos expresiones anteriores y dejándolas en función de la relación de la viscosidad cinemática, $\nu = \frac{\mu}{\rho}$, se obtiene:

$$v_2 = v_1 \left[\frac{D_{r2}}{D_{r1}} \right]^{\frac{3}{2}} \quad \text{A1.10}$$

$$\frac{D_{r2}}{D_{r1}} = \left[\frac{v_2}{v_1} \right]^{\frac{2}{3}} \quad \text{A1.11}$$

$$\frac{N_2}{N_1} = \left[\frac{v_1}{v_2} \right]^{\frac{1}{3}} \quad \text{A1.12}$$

En estas ecuaciones se puede observar que para lograr la similitud dinámica entre el modelo y el prototipo, la viscosidad cinemática, ν , es la que determina el factor de escala que se debe utilizar.

Considerando las propiedades mostradas en la Tabla A1.1, para el agua a 20°C y la aleación 356 a 700°C, para cumplir con el criterio de similitud dinámica las relaciones entre los diámetros de rotores, D , y las velocidades de rotación, N , entre ambos sistemas quedan como sigue:

$$\frac{N_{Al}}{N_{H_2O}} = 1.327 \quad \text{y} \quad \frac{D_{rAl}}{D_{rH_2O}} = 0.568 \quad \text{A1.13}$$

Tabla A1.1 Propiedades físicas del agua y del aluminio puro y las aleaciones 356 y 319 a diferentes temperaturas.

Fluido	Temp (°C)	Viscosidad (kg/ms) $\times 10^3$	Densidad (kg/m ³)	Viscosidad cinemática (m ² /s) $\times 10^6$	Tensión superficial (N/m)
Agua ^[81]	0	1.787	1000	1.787	
	20	1.0019	998	1.004	0.073 ^[82,83]
	30	0.8	995	0.804	
	40	0.653	992	0.658	
Al puro ^[84,85]	700	1.3	2369	0.549	0.9 ^[22]
	750	1.16	2356	0.492	
	800	1.07	2342	0.457	
	850	1.03	2329	0.442	
Aleación 356	700	1.03	2397	0.430	
	750	0.97	2383	0.407	
	800	0.9	2369	0.380	
	850	0.8	2355	0.340	
Aleación 319	700	0.99	2380	0.416	
	750	0.94	2367	0.397	
	800	0.88	2355	0.374	
	850	0.82	2342	0.350	
Nitrógeno ^[86]	20	0.018 ^[81]	1.2		
	700		0.35		
Aire	20		1.2		

Nota: Algunos valores son extrapolados de los datos obtenidos en las fuentes indicadas.

Para realizar el análisis completo debe considerarse que en la operación de desgasificado con impulsor rotatorio se involucra una segunda fase, el gas que se inyecta, por lo que se

debe considerar su efecto en el sistema. Además de los N_{Re} y el N_{Fr} , deben considerarse los números de Weber, N_{We} , y Froude modificado, $N_{Fr'}$, con lo que se considera la tensión superficial y las densidades de los fluidos en el modelo y en el prototipo.

Número de Weber, $N_{We} = \frac{\rho LV^2}{\sigma}$, es la relación entre Fuerzas Inercial/Fuerzas de tensión superficial, y se aplica a la formación de burbujas. Para el caso de tanques agitados:

$$N_{We} = \frac{\rho N^3 D_r^2}{\sigma} \quad A1.14$$

Número de Froude modificado es la relación entre Fuerza inercial/Fuerza Gravitacional, y se aplica para el comportamiento de los sistemas gas-líquido. Para tanques agitados:

$$N_{Fr'} = \frac{\rho_g N^2 D_r}{(\rho_l - \rho_g)g} \quad A1.15$$

debido a que $\rho_g \ll \rho_l$; se puede utilizar

$$N_{Fr'} = \frac{\rho_g N^2 D_r}{\rho_l g} \quad A1.16$$

Para encontrar las condiciones para cumplir con los tres Números adimensionales N_{Re} , $N_{Fr'}$ y N_{We} , primero se obtiene D_r y N en función de propiedades de los fluidos, ρ , σ y μ ; para lo que se utilizan N_{Re} y el N_{We} . Haciendo operaciones se obtiene que:

$$N = \frac{v^3}{(\rho\sigma)^2} \quad A1.17$$

$$D_r = \frac{v^2}{\rho\sigma} \quad A1.18$$

Donde: $N = \frac{N_1}{N_2}$, $D_r = \frac{D_{r2}}{D_{r1}}$, $v = \frac{v_2}{v_1}$, $\sigma = \frac{\sigma_2}{\sigma_1}$ y $\rho = \frac{\rho_1}{\rho_2}$

Por lo que para que el $N_{Fr'}$ se cumpla, es necesario que se cumpla la siguiente relación:

$$\frac{\rho\sigma}{\rho^{1/3}} = v^4 \quad A1.19$$

Donde $\rho^* = \frac{\rho_1^*}{\rho_2^*}$ y $\rho_1^* = \frac{\rho_{g1}}{\rho_{l1} - \rho_{g1}}$ $\rho_2^* = \frac{\rho_{g2}}{\rho_{l2} - \rho_{g2}}$

Considerando los valores mostrados en la Tabla A1.1 es evidente que esta condición no puede cumplirse, debido principalmente a la gran diferencia entre la tensión superficial del agua y del aluminio líquido (los metales fundidos generalmente tienen una tensión superficial muy elevada y no puede ser reproducida mediante modelado físico^[78]).

Es importante hacer notar que las propiedades de los fluidos pueden variar de manera importante en función de la temperatura, la presión y en el caso del aluminio incluso del contenido de aleantes.

Para el modelado de la desgasificación la práctica común ha sido utilizar sistemas a escala completa^[26,39,40] y en algún caso incluso se menciona que las viscosidades cinemáticas del agua y el aluminio son muy cercanas, por lo que para sistemas del mismo tamaño, el N_{Re} es similar^[87]. También se menciona que los resultados obtenidos con modelos de agua se correlacionan extremadamente bien para procesos intermitentes^[38]. Por otro lado los datos de las propiedades físicas del aluminio líquido no son consistentes de un autor a otro, en algunos^[22,88] se presentan datos de viscosidad de 2.9×10^{-3} Pa-s y viscosidad cinemática 1.3×10^{-6} m²/s, para el aluminio puro a 700°C; mientras que otras fuentes^[84,85] se reportan viscosidades de 1.3×10^{-3} Pa-s y 0.55×10^{-6} m²/s respectivamente.

Considerando la imposibilidad para lograr la similitud dinámica entre el modelo y el equipo piloto cuando se adiciona la segunda fase; la variación tan grande en las propiedades físicas reportadas para el Al y sus aleaciones, especialmente la viscosidad y los resultados que se han reportado en diferente estudios de modelación física del desgasificado del aluminio usando agua, donde es evidente que la utilización de modelos a escala completa da resultados satisfactorios por lo que es la práctica más común, en el presente trabajo se decidió utilizar un modelo a escala completa.

Relaciones entre el flujo de gas inyectado al aluminio y al agua:

La relación entre flujo de gas inyectado al agua y el flujo de gas inyectado al aluminio se establece utilizando las relaciones entre los volúmenes de cada gas (en función de las condiciones de presión y temperatura) y N_{Fr} .

Para obtener la relación de volúmenes se parte de la ley de los gases ideales (para un mol de gas, es decir, $n=1$)

$$\frac{PV_{ol}}{T} = Cte \quad A1.20$$

Y se obtiene la relación de volúmenes, para $n=1$, con la siguiente ecuación:

$$\frac{V_{ol1}}{V_{ol2}} = \frac{P_2 T_1}{P_1 T_2} \quad A1.21$$

En la siguiente Tabla A1.2 se muestran los datos utilizados para calcular la presión y la temperatura.

Tabla A1.2 Condiciones de operación en el modelo físico y el piloto.

Variable	Aluminio (1)	Agua (2)
Profundidad de inmersión (m)	0.300	0.300
Densidad (kg/m^3)	2369	998
Presión Atmosférica (kPa)	101.33	101.33
Presión Total (kPa)	108.33	104.26
Temperatura ($^{\circ}\text{C}$)	700	20

(El subíndice 1 es para el aluminio y el 2 para el agua)

Substituyendo los datos y resolviendo la ecuación A1.21 se obtiene una Relación de volúmenes:

$$\frac{V_{ol1}}{V_{ol2}} = 3.2$$

A1.22

Esto significa que un mol del gas se expandirá al introducirse en el metal logrando un volumen 3.2 veces que en el modelo de agua, entonces, si se desea tener el mismo volumen de gas en el metal líquido, debe inyectarse un volumen menor (dividiendo por el factor obtenido). Por otro lado, el Número de Froude Modificado compara las energías cinética y potencial (boyante) de los sistemas gas/líquido como una medida de la concordancia con el modelo físico.

$$N'_{Fr} = \frac{\rho_g V^2}{\rho_l g L} \quad A1.23$$

Por otro lado

$$\rho_g = \frac{n_g PM_g}{V_{olg}} \quad A1.24$$

Considerando $n=1$; entonces:

$$\rho_g = \frac{PM_g}{V_{olg}} \quad A1.25$$

Para el gas inyectado al Al

Para el gas inyectado al Agua

$$\rho_{g1} = \frac{PM_{g1}}{V_{olg1}} \quad A1.26$$

$$\rho_{g2} = \frac{PM_{g2}}{V_{olg2}} \quad A1.27$$

En el presente trabajo se utilizó Aire para el agua y Nitrógeno para el Aluminio:

$$PM_{g2(aire)} = \chi_{N_2} PM_{N_2} + \chi_{O_2} PM_{O_2} \quad A1.28$$

Donde χ es la fracción mol.

$$PM_{aire} = 0.80 (14) + 0.20 (16) = 14.4 \text{ gr/grmol}$$

$$PM_{N_2} = 14 \text{ gr/grmol}$$

$$\frac{\rho_{g2}}{\rho_{g1}} = \frac{V_{o1} PM_{aire}}{V_{o2} PM_{N_2}} = 3.3 \quad A1.29$$

La concordancia se establece igualando los números de fraude para el modelo de agua y el equipo para aluminio:

$$\frac{N'_{Fr2}}{N'_{Fr1}} = \frac{\rho_{g2} \rho_{l1} V_2^2 L_1}{\rho_{g1} \rho_{l2} V_1^2 L_2} = 7.83 \frac{V_2^2 L_1}{V_1^2 L_2} \quad A1.30$$

$$\frac{V_2}{V_1} = 0.36 \left(\frac{L_2}{L_1} \right)^{1/2} \quad A1.31$$

Sí $L_1 = L_2$ entonces $\frac{V_2}{V_1} = 0.36 \quad A1.32$

y sí los orificios de salida son iguales en el modelo y en el prototipo; es decir áreas de salida iguales; entonces:

$$\frac{V_2}{V_1} = \frac{Q_2}{Q_1} \quad A1.33$$

Donde ambos flujos son medidos en condiciones estándar de P y T ; entonces Q_1 = Flujo medido en el rotámetro X factor de corrección que es 3.2; en unidades de (vol/tiempo)

$$\frac{Q_2}{Q_1} = (0.36)(3.2) = 1.14 \quad A1.34$$

Es decir; el flujo de gas de inyección al modelo debe ser el flujo de gas de inyección al metal por 1.14^[38].

APÉNDICE 2

MODELO MATEMÁTICO DE LA ELIMINACIÓN DE OXÍGENO DISUELTO

Termodinámica:

El equilibrio entre el oxígeno molecular en la fase gaseosa y el oxígeno disuelto en agua:



está dado por la siguiente ecuación:

$$K_m = \frac{a_{O_2aq}}{a_{O_2g}} = \frac{\alpha C_{O_2aq}}{\gamma p_{O_2}} \quad A2.2$$

Donde α es el coeficiente de actividad del oxígeno disuelto a una concentración molal C_{O_2aq} y γ es el coeficiente de fugacidad del oxígeno gaseoso a una presión parcial p_{O_2} en atmósferas. Para las condiciones de 20°C y 0.8-1atm de presión $\frac{\alpha}{\gamma} = 1.001 \cong 1$ por lo que exhibe un comportamiento Henriano donde la concentración del gas en el líquido es proporcional a su presión parcial. Entonces:

$$K_m = \frac{C_{O_2aq}}{P_{O_2}} \quad A2.3$$

La constante de equilibrio K_m en función de la temperatura está dada por^[89]:

$$K_m = e^{\frac{0.046T^2 + 203.35T \ln\left(\frac{T}{298}\right) - (299.378 + 0.092T)(T - 298) - 20.591 \times 10^3}{8.3144T}} \quad A2.4$$

K_m está dada en mol/atm; para utilizar la concentración del O₂ disuelto en porcentaje en peso, [%O₂]; el valor de K_m obtenido con la ecuación A2.4 se multiplica por 3.2:

$$K = 3.2K_m \quad A2.5$$

La constante de equilibrio para la eliminación del O₂ disuelto, K_{O_2} , es el inverso de K .

$$K_{O_2} = 1/K \quad A2.6$$

El valor de K_{O_2} a 20°C calculado por la ecuación anterior para la concentración en % en peso es 224.75, este valor coincide muy de cerca con otros reportados en diferentes fuentes (225.56^[90], 218.02^[91]).

Cinética

Tomando como referencia la Figura A2.1, asumiendo flujo tapón, se establece un balance local para la eliminación del oxígeno disuelto en el elemento de volumen:

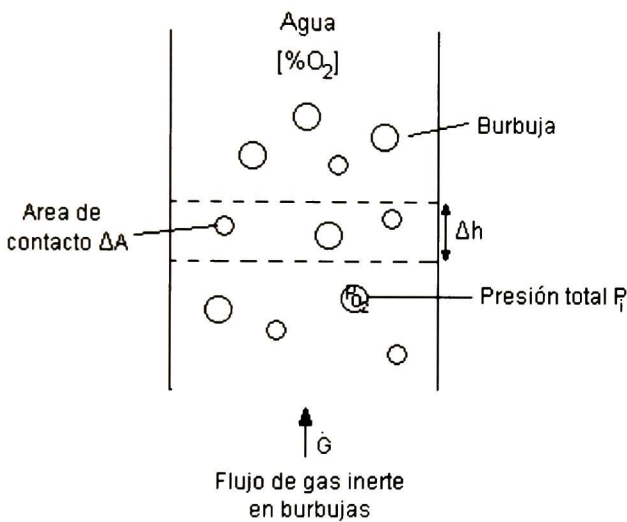


Figura A2.1 Esquema de eliminación del oxígeno disuelto en agua.

Oxígeno que se introduce a las burbujas desde el líquido = Oxígeno que es acarreado por las burbujas

$$\frac{k\rho([\%O_2]-[\%O_2]_{eq})\Delta A}{100 m_{O_2}} = \dot{G}\Delta\left(\frac{p_{O_2}}{p_i}\right) \quad A2.7$$

Considerando la reacción de eliminación del oxígeno al equilibrio y la relación $\frac{\alpha}{\gamma} = 1$; la constante de equilibrio está dada por:

$$K_{O_2} = \frac{p_{O_2}}{[\%O_2]_{eq}} \quad A2.8$$

de donde:

$$[\%O_2]_{eq} = \frac{p_{O_2}}{K_{O_2}} \quad A2.9$$

Sustituyendo en 7 y reordenando:

$$\frac{k_p p_i A}{100 m_{O_2} \dot{G}} = \left(\frac{\Delta p_{O_2}}{[\%O_2] - \frac{p_{O_2}}{K_{O_2}}} \right) \quad A2.10$$

Integrando desde el fondo y considerando que $p_{O_2} = 0$ al entrar y $p_{O_2}^0$ al salir del baño:

Considerando el término de la izquierda de la ecuación A2.10 como J y que la concentración global de O₂ disuelto no cambia durante el paso de una burbuja ([%O₂]=cte) e integrando:

$$\frac{J}{K_{O_2}} = \ln \frac{[\%O_2]}{[\%O_2] - \frac{p_{O_2}^0}{K_{O_2}}} \quad A2.11$$

Con la ecuación A2.11 se obtiene la presión parcial del O₂ en las burbujas de salida.

Ahora, estableciendo un balance en el reactor completo:

$$-\frac{M d[\%O_2]}{100 m_{O_2} dt} = \dot{G} \left(\frac{p_{O_2}^0}{p_i} \right) \quad A2.12$$

Introduciendo la variable Z que correlaciona $p_{O_2}^0$ con la presión parcial del O₂ al equilibrio con el agua:

$$Z = \frac{p_{O_2}^0}{[\%O_2] K_{O_2}} \quad A2.13$$

Sustituyendo en 11:

$$\frac{J}{K_{O_2}} = \psi = \ln \frac{1}{1-Z} \quad A2.14$$

ψ se conoce como área adimensional:

$$\psi = \frac{k\rho p_i A}{100 K_{O_2} m_{O_2} \dot{G}} \quad A2.15$$

Reordenando:

$$Z = 1 - e^{-\psi} \quad A2.16$$

Z indica la desviación del equilibrio, sus valores van de 0-1; 1 indica que se logra el equilibrio termodinámico, es decir, las burbujas salen saturadas de O₂.

Z y $\ln \frac{1}{1-Z}$ tienen valores muy similares a valores bajos de Z (Z<0.15) y se puede considerar que $Z = \psi$.

Sustituyendo A2.13 en A2.12 e integrando con las siguientes condiciones iniciales, t=0, [%O₂]=[%O₂]₀:

$$\frac{[\%O_2]}{[\%O_2]_0} = e^{-\frac{k\rho A}{M}t} \quad A2.17$$

Esta ecuación aplica a valores de Z<0.15, que es cuando se establece un control difusivo, por lo que no afectan cambios en \dot{G} .

Para obtener una solución que aplique a todos los valores de Z se toman las ecuaciones A2.13 y A2.16 y se expresa $p_{O_2}^0$ de la ecuación A2.12 en términos de ψ . Se resuelve la ecuación integrando con condiciones iniciales, t=0, [%O₂]= [%O₂]₀ y se obtiene:

$$\frac{[\%O_2]}{[\%O_2]_0} = e^{-\frac{k\rho A}{M} \left(\frac{1-e^{-\psi}}{\psi} \right) t} \quad A2.18$$

Al equilibrio, Z=1 le ecuación A2.18 se transforma en:

$$\frac{[\%O_2]}{[\%O_2]_0} = e^{-\frac{100 K_{O_2} m_{O_2} \dot{G}}{M p_i} t} \quad A2.19$$

Ecuación general considerando la entrada de oxígeno por la superficie libre

Para considerar el efecto de la superficie, se establece la siguiente ecuación de balance de masa:

Cambio de concentración molar=Salida en las burbujas - Entrada desde la superficie

$$-\frac{Md[\%O_2]}{100 m_{O_2} dt} = \frac{GZp_{O_2}^0}{p_i} - \frac{k_s A_s \rho ([\%O_2]_{atm} - [\%O_2])}{100 m_{O_2}} \quad A2.20$$

Sustituyendo en la ecuación A2.8

$$-\frac{Md[\%O_2]}{100 m_{O_2} dt} = \frac{GZK_{O_2}[\%O_2]}{p_i} - \frac{k_s A_s \rho ([\%O_2]_{atm} - [\%O_2])}{100 m_{O_2}} \quad A2.21$$

Reordenando e integrando con condiciones iniciales, a $t=0$, $[\%O_2] = [\%O_2]_0$ y se obtiene:

$$\frac{[\%O_2] - \frac{k_s A_s \rho [\%O_2]_{atm}}{k_s A_s \rho + \frac{100GZK_{O_2} m_{O_2}}{p_i}}}{[\%O_2]_0 - \frac{k_s A_s \rho [\%O_2]_{atm}}{k_s A_s \rho + \frac{100GZK_{O_2} m_{O_2}}{p_i}}} = e^{-\left(k_s A_s \rho + \frac{100GZK_{O_2} m_{O_2}}{p_i}\right) \frac{t}{M}} \quad A2.22$$

Si se considera:

$$\frac{k_s A_s \rho [\%O_2]_{atm}}{k_s A_s \rho + \frac{100GZK_{O_2} m_{O_2}}{p_i}} = [\%O_2]_{\infty} \text{ y } \left(k_s A_s \rho + \frac{100GZK_{O_2} m_{O_2}}{p_i}\right) \frac{1}{M} = a, \text{ entonces:}$$

$$\frac{[\%O_2] - [\%O_2]_r}{[\%O_2]_0 - [\%O_2]_r} = e^{-at} \quad A2.23$$

La ecuación A2.23 es la ecuación general que describe la eliminación de oxígeno del agua mediante la inyección de un gas inerte^[40].

Nilmani^[26] propone otro modelo en términos de coeficientes de transferencia de masa en la burbuja y en la superficie del agua, es similar a la ecuación A2.23, pero los valores de $[\%O_2]_{\infty}$ y a son diferentes:

$$\frac{[\%O_2] - \frac{k_b A_b [\%O_2]_e - k_s A_s [\%O_2]_{atm}}{k_b A_b + k_s A_s}}{[\%O_2]_0 - \frac{k_b A_b [\%O_2]_e - k_s A_s [\%O_2]_{atm}}{k_b A_b + k_s A_s}} = e^{-(k_b A_b + k_s A_s) \frac{\rho}{M} t} \quad A2.24$$

El valor de a de la ecuación A2.23, puede expresarse también en función del coeficiente global de transferencia de masa del sistema, donde se incluyen los efectos de las burbujas y de la superficie libre: $a = kA_b/V_{ol}$. Esta expresión es importante por su aplicación en las correlaciones entre cinética e hidrodinámica.

MODELO DE DISOLUCIÓN DE OXÍGENO DESDE LA SUPERFICIE

La ecuación que establece la rapidez de absorción del Oxígeno desde la atmósfera:

Cambio en la concentración de O₂ disuelto en el agua= Cantidad de oxígeno que entra por la superficie del baño

$$\frac{M d[\%O_2]}{at} = k_s A_s \rho ([\%O_2]_{atm} - [\%O_2]) \quad A2.25$$

Tomando el término constante:

$$a = \frac{k_s A_s \rho}{M} \quad A2.26$$

Y considerando que a t=0 $[\%O_2] = [\%O_2]_0$

Resolviendo y aplicando las condiciones iniciales:

$$\frac{[\%O_2]_{atm} - [\%O_2]}{[\%O_2]_{atm} - [\%O_2]_0} = e^{-at} \quad A2.27$$

Considerando que $[\%O_2]_0 \cong 0$ y reordenando se llega finalmente a:

$$[\%O_2] = [\%O_2]_{atm} (1 - e^{-at}) \quad A2.28$$

Aplicación de las ecuaciones

Las ecuaciones A2.17, A2.18 y A2.19 aplican cuando no existe entrada de gas por la superficie del baño. La ecuación A2.17 aplica en las condiciones en que el control es difusivo, esta condición se da a valores de $Z < 0.15$. La ecuación A2.18 aplica para cualquier valor de Z . A valores de $Z < 0.15$, se iguala con la ecuación A2.17. La ecuación

A2.19 aplica cuando el valor de $Z=1$, es decir, cuando se alcanza el equilibrio termodinámico. Z es la eficiencia termodinámica del desgasificado y se define en la ecuación A2.13.

La ecuación A2.22 aplica cuando existe la entrada de oxígeno por la superficie y para cualquier valor de Z , por lo que es de carácter general y la ecuación A2.23 es similar pero expresada de una manera más simple.

La ecuación A2.28 se utiliza para la absorción de oxígeno desde la superficie en ausencia de inyección de gas inerte y el valor de α se describe en la ecuación A2.26.

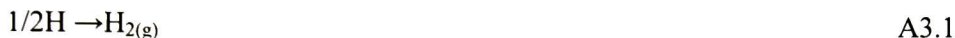
En el análisis de los resultados de la cinética se utilizaron las ecuaciones A2.22 y A2.18 como modelo 1 y 2 respectivamente y la ecuación A2.28 como modelo 3.

APÉNDICE 3

MODELO MATEMÁTICO DE LA ELIMINACIÓN DE HIDRÓGENO DISUELTO

Termodinámica

La reacción de eliminación del Hidrógeno desde el fundido es:



La constante de equilibrio para esta reacción está dada por:

$$K_H = \frac{a_{\text{H}_{2\text{g}}}^{1/2}}{a_H} \quad \text{A3.2}$$

A bajas concentraciones de hidrógeno el sistema sigue la ley de Sieverts; donde la actividad del hidrógeno gaseoso se considera igual a la presión parcial y la actividad del hidrógeno en solución a su concentración en el fundido:

$$K_H = \frac{p_{\text{H}_2}^{1/2}}{[\%H]} \quad \text{A3.3}$$

La ecuación A3.3 aplica para aluminio puro, cuando hay otros elementos en forma de aleantes afectan la solubilidad del hidrógeno por lo que se debe introducir un coeficiente actividad, f_H , que depende de las interacciones entre el hidrógeno y los solutos y que se definen a través de los parámetros de interacción. El coeficiente de interacción se obtiene mediante series de Taylor:

$$\log f_H = \sum_{j=2}^n e_H^j [\%j] + \sum_{j=2}^n r_H^j [\%j]^2 + \sum_{j=2}^n \sum_{k=2}^n r_H^{j,k} [\%j][\%k] \quad \text{A3.4}$$

Los parámetros de interacción de primer orden se muestran en la Tabla 1.2, el producto cruzado y los componentes de mayor orden se consideran como cero. Los valores de los parámetros de segundo orden para el Cu y el Si son -0.0004 y -0.0008 respectivamente). Para aleaciones con bajos contenidos de Si y Cu solo se considera el primer término.

La ecuación A3.4 para aleaciones de aluminio es entonces:

$$K_H = \frac{p_{H_2}^{1/2}}{f_H[\%H]} \quad A3.5$$

Cinética

Se considera que la remoción del Hidrógeno disuelto en aluminio sigue la siguiente secuencia:

1. El hidrógeno se transporta dentro del fundido hasta la vecindad de las burbujas por una combinación de convección y difusión.
2. Transporte difusivo a través de una capa delgada estancada de fluido, la capa límite, que rodea la burbuja.
3. Adsorción química en la superficie y la subsecuente desorción desde la superficie de la burbuja.
4. Difusión del hidrógeno como especie gaseosa dentro de la burbuja de gas de purga.
5. Remoción del hidrógeno a través de la superficie del fundido.

De las etapas indicadas, la etapa 2 es la que se considera como la etapa limitante.

Para el desarrollo matemático se hacen las siguientes consideraciones:

- a) El baño está bien agitado (la concentración de hidrógeno disuelto es uniforme en todo el baño durante todo el proceso).
- b) El área superficial de la burbuja no es función de su ubicación dentro del baño, es decir A_s es constante.

Tomando como referencia la Figura A3.1 asumiendo flujo tapón, se establece un balance local para la eliminación del hidrógeno disuelto en el elemento de volumen:

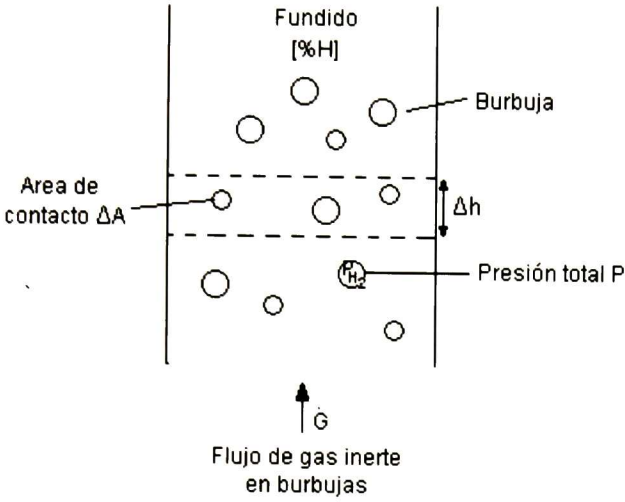


Figura A3.1 Esquema de eliminación del Hidrógeno disuelto en aluminio o sus aleaciones en estado líquido.

$$\frac{k_H \rho_{Al} ([\%H] - [\%H]_{eq}) \Delta A}{100 m_H} = 2 \dot{G} \Delta \left(\frac{P_{H_2}}{P_i} \right) \quad A3.6$$

Considerando P_i constante y combinando las ecuaciones A3.5 y A3.6

$$\frac{k_H \rho_{Al} \Delta A [\%H]}{200 m_H \dot{G}} = \left(\frac{1}{P_i} \right) \frac{\Delta p_{H_2}}{1 - K_H f_H [\%H] \sqrt{p_{H_2}}} \quad A3.7$$

$$\text{Si } J_H = \frac{k_H \rho_{Al} \Delta A p_i [\%H]}{200 m_H \dot{G}} \quad A3.8$$

Integrando desde el fondo del baño y considerando que $p_{H_2} = 0$ para las burbujas que entran al baño y que las burbujas tienen una presión $p_{H_2}^0$ al salir del baño:

$$J_H = \int_0^{p_{H_2}^0} \frac{dp_{H_2}}{1 - \frac{K_H f_H [\%H]}{\sqrt{p_{H_2}}}} \quad A3.9$$

Resolviendo:

$$J_H = -2K_H^2 f_H^2 [\%H]^2 \ln \left(1 - \frac{\sqrt{p_{H_2}^0}}{K_H f_H [\%H]} \right) - 2K_H f_H [\%H] \sqrt{p_{H_2}^0} \quad A3.10$$

De la ecuación A3.10 se puede obtener la presión del hidrógeno en las burbujas que salen del baño.

Estableciendo un balance de masa de hidrógeno en el reactor completo:

$$-\frac{M_{Al}}{100m_H} \frac{d[\%H]}{dt} = 2\dot{G} \left(\frac{p_{H_2}^0}{p_i} \right) \quad A3.11$$

Introduciendo la variable Z_H que correlaciona $p_{H_2}^0$ con la presión parcial del H_2 al equilibrio con el metal:

$$Z_H = \frac{\sqrt{p_{H_2}^0}}{[\%H_2] f_H K_H} \quad A3.12$$

Sustituyendo 12 en 10:

$$J_H = 2K_H^2 f_H^2 [\%H]^2 \{-Z_H - \ln(1 - Z_H)\} \quad A3.13$$

Reordenando y considerando la ecuación A3.8:

$$\frac{J_H}{2K_H^2 f_H^2 [\%H]^2} = -Z_H - \ln(1 - Z_H) = \frac{k_H \rho_{Al} A p_i}{400 K_H^2 f_H^2 m_H \dot{G}} \left(\frac{1}{[\%H]} \right) = \frac{\Psi}{[\%H]} \quad A3.14$$

Donde $\frac{\Psi}{[\%H]}$ es conocido como el área de contacto con las burbujas adimensional y representa la relación de la habilidad del hidrógeno para difundir al interior de las burbujas durante su ascenso a la capacidad del gas de purga de remover el hidrógeno. $\frac{\Psi}{[\%H]}$ está formado por dos grupos adimensionales $\frac{k_H \rho_{Al} A [\%H]}{400 m_H \dot{G}}$ y $\frac{p_i}{K_H^2 f_H^2 [\%H]^2}$ que representan la relación entre la rapidez de difusión del hidrógeno respecto a la rapidez de flujo de gas inerte y relación de la presión de gas inerte a la presión de equilibrio del hidrógeno.

Cuando el valor de $\frac{\Psi}{[\%H]}$ es muy pequeño, Z_H es pequeño, lo que significa que la concentración de hidrógeno en la burbuja está lejos del equilibrio y se establece un control difusivo; cuando es muy grande, es decir, $Z_H \rightarrow 1$ se alcanza el equilibrio. Cuando existe el control difusivo ($\frac{\Psi}{[\%H]} \leq 0.1$):

$$-Z_H - \ln(1 - Z_H) \cong \frac{Z_H^2}{2} \quad A3.15$$

Considerando que:

$$\frac{Z_H^2}{2} = \frac{p_{H_2}^0}{2([\%H_2]f_H K_H)^2} \quad A3.16$$

Y sustituyendo en 14:

$$\frac{p_{H_2}^0}{p_i} = \frac{k_H \rho_{Al} A [\%H]}{200 m_H \dot{G}} \quad A3.17$$

Sustituyendo 17 en 11:

$$\frac{d[\%H]}{[\%H]} = -\frac{k_H \rho_{Al} A}{M_{Al}} dt \quad A3.18$$

Considerando que a t=0 $[\%H]=[\%H]_0$ y resolviendo:

$$\frac{[\%H]}{[\%H]_0} = e^{-\frac{k_H \rho_{Al} A}{M_{Al}} t} \quad A3.19$$

Que aplica en condiciones de control difusivo; por lo que a tiempo largo no aplica, puesto que $[\%H] \rightarrow 0$ y $\frac{\Psi}{[\%H]}$ se hace grande y $Z_H \rightarrow 1$.

Para obtener una solución más general aplicable a cualquier valor de $\frac{\Psi}{[\%H]}$:

Partiendo de la ecuación A3.11 introduciendo la ecuación A3.12 y reordenando:

$$-\frac{M_{Al} p_i}{200 Z_H^2 K_H^2 f_H^2 m_H \dot{G}} \frac{d[\%H]}{[\%H]^2} = dt \quad A3.20$$

Sí $\frac{M_{Al} p_i}{200 K_H^2 f_H^2 m_H \dot{G}} = B$ entonces:

$$-\frac{B}{Z_H^2} \frac{d[\%H]}{[\%H]^2} = dt = \frac{B}{Z_H^2} d\left(\frac{1}{[\%H]}\right) \quad A3.21$$

Despejando $[\%H]$ de la ecuación A3.14 y diferenciando

$$d\left(\frac{1}{[\%H]}\right) = d\left[\frac{1}{\Psi}(-Z_H - \ln(1 - Z_H))\right] \quad A3.22$$

Sustituyendo A3.22 en A3.21 y reordenando:

$$\frac{B}{Z_H^2} \frac{1}{\Psi} \left(\frac{Z_H}{1-Z_H} \right) dZ_H = dt \quad \text{A3.23}$$

Integrando la ecuación A3.23

$$\ln \left(\frac{Z_H}{1-Z_H} \right) = \frac{\Psi}{B} t + C \quad \text{A3.24}$$

De donde :

$$Z = \frac{e^c e^{\frac{\Psi}{B} t}}{1 - e^c e^{\frac{\Psi}{B} t}} \quad \text{A3.25}$$

Tomando la ecuación A3.21 y aplicando las condiciones iniciales, a $t=0$; $[\%H]=[\%H]_0$

$$\int_{[\%H]_0}^{[\%H]} d\left(\frac{1}{[\%H]}\right) = \int_0^t \frac{Z_H^2}{B} dt \quad \text{A3.26}$$

Sustituyendo el valor de Z de la ecuación A3.25 en la ecuación A3.26 e integrando:

$$\frac{1}{[\%H]} - \frac{1}{[\%H]_0} = \frac{1}{\Psi} \left[\frac{1}{e^c e^{\frac{\Psi}{B} t} + 1} - \frac{1}{e^c + 1} + \ln \left(\frac{e^c e^{\frac{\Psi}{B} t} + 1}{e^c + 1} \right) \right] \quad \text{A3.27}$$

Una forma equivalente de presentar la ecuación anterior es:

$$\frac{1}{[\%H]} - \frac{1}{[\%H]_0} = \frac{1}{\Psi} \left[\frac{1}{1 + 1/e^c} - \frac{e^{\frac{\Psi}{B} t}}{e^{\frac{\Psi}{B} t} + 1/e^c} + \ln \left(\frac{e^c e^{\frac{\Psi}{B} t} + 1}{e^c + 1} \right) \right] \quad \text{A3.28}$$

Cuando el control es difusivo, es decir $\frac{\Psi}{[\%H]}$ es pequeño, la ecuación A3.28 se reduce a la

A3.19 y cuando $\frac{\Psi}{[\%H]}$ es grande, se transforma en:

$$\frac{1}{[\%H]} - \frac{1}{[\%H]_0} \cong \frac{t}{B} \quad \text{A3.29}$$

APÉNDICE 4

RELACIONES ENTRE DATOS OBTENIDOS CON PIV Y LA TURBULENCIA

Con la información obtenida en los análisis con PIV, se pueden determinar los valores de parámetros importantes que caracterizan los flujos turbulentos, tales como: intensidad de turbulencia, promedios de velocidad y esfuerzos de Reynolds. Partiendo de la Figura A4.1 donde se muestra la variación de velocidad en la dirección Z respecto al tiempo en un punto determinado, donde V_z es la velocidad en la dirección z, \bar{V}_z es el promedio de velocidad en el tiempo y V_z' es la fluctuación de la velocidad respecto a \bar{V}_z . Si el intervalo de tiempo es largo comparado con el inverso de la frecuencia de las oscilaciones turbulentas entonces el promedio en el tiempo, \bar{V}_z , estará dado por:

$$\bar{V}_z = \frac{1}{t} \int_0^t V_z(t) dt \quad \text{A4.1}$$

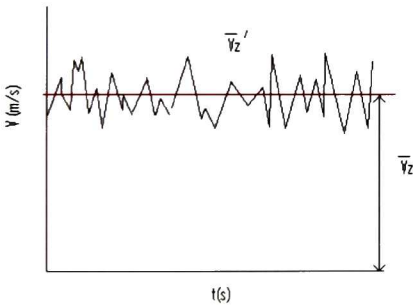


Figura A4.1 Variación de velocidad en la dirección Z respecto al tiempo en un punto.

Y la velocidad instantánea:

$$V_z = \bar{V}_z + V_z' \quad \text{A4.2}$$

De aquí que el componente fluctuante, V_z' , está dado por:

$$V_z' = V_z - \bar{V}_z \quad \text{A4.3}$$

Los componentes fluctuantes de la velocidad, V'_x, V'_y, V'_z son los que permiten caracterizar la turbulencia en el sistema.

Las relaciones que existen entre la información obtenida con los análisis PIV y el análisis estadístico de turbulencia se muestran en la Tabla A4.1.

Tabla A4.1 Relaciones entre turbulencia estadística y datos estadísticos obtenidos con PIV^[59].

Parámetro	Turbulencia	Términos estadísticos
Valor suavizado en el tiempo del componente fluctuante	$\overline{(V'_z)^2} = \frac{1}{t} \int_0^t (V'_z)^2 dt$	Varianza $\sigma^2 = \frac{1}{N-1} \sum_{i=0}^{i=N} (V - \bar{V})^2$
Intensidad de Turbulencia (IT) Para cada componente	$IT^2 = \frac{\overline{(V'_i)^2}}{\bar{V}_i^2}$ $i = x, y, z$	$\frac{\sigma^2}{\bar{V}^2} = \frac{\text{Varianza}}{(\text{Vel. Promedio})^2}$
Intensidad de Turbulencia (IT) Total	$IT^2 = \frac{\overline{(V'_x)^2} + \overline{(V'_y)^2} + \overline{(V'_z)^2}}{3\bar{V}^2}$	$\frac{\bar{\sigma}^2}{\bar{V}^2} = \frac{\text{Promedio de la Varianza}}{(\text{Vel. Promedio})^2}$
Energía cinética turbulenta	$K_T = \frac{\overline{(V'_x)^2} + \overline{(V'_y)^2} + \overline{(V'_z)^2}}{2}$	$\frac{\sum \sigma^2}{2} = \frac{\text{Sumatoria de las Varianzas}}{2}$
Productos cruzados de los Componentes fluctuantes	$\overline{(V'_{x,y})^2} = \frac{1}{t} \int_0^{t_0} (V'_x)(V'_y) dt$	$\text{cov}\{U, V\} = \frac{1}{N-1} \sum_{i=0}^{i=N} (U - \bar{U})(V - \bar{V})$
Esfuerzos de Reynolds	$R_{i,j} = \rho(V'_i)(V'_j)$	$\rho(V_i - \bar{V}_i)(V_j - \bar{V}_j)$
Coefficiente de correlación	$\frac{\overline{(V'_{x,y})^2}}{[\overline{(V'_x)^2}]^{1/2} [\overline{(V'_y)^2}]^{1/2}}$	$\rho = \frac{\text{cov}\{U, V\}}{\sigma_U \sigma_V} \quad -1 \leq \rho \leq +1$

APÉNDICE 5

PROCEDIMIENTO DE ANÁLISIS DE RESULTADOS EXPERIMENTALES

Obtención de mapas de vectores

Para la obtención de los mapas de vectores se utilizó el software FlowManager v4.41. Se analizaron las imágenes obtenidas, (50 pares de fotos, un par cada 500ms, el tiempo entre foto y foto de 1000 μ s, para un total de 25s por prueba). Para calibrar la distancia de desplazamiento se introdujo un factor de escala, para lo que se tomó la imagen de una regla, donde se obtuvo la equivalencia de una distancia lineal en pulgadas a pixeles. La calibración se realizó para cada una de las corridas experimentales. El análisis de las imágenes incluyó los siguientes pasos:

- 1.- Enmascarado de imágenes. En esta parte se enmascararon las imágenes para excluir del análisis zonas inservibles, por ejemplo, zonas donde no hay fluido, los bordes del recipiente, etc.
- 2.- Análisis por correlación cruzada. Se aplicaron algoritmos de correlación cruzada para encontrar las relaciones entre la imagen 1 y 2 de los pares de fotos. El análisis de correlación se realizó en cada una de las áreas de interrogación, y como resultado de este, se obtuvo un mapa de vectores.
- 3.- Validación de vectores. Se aplicaron para remover los vectores falsos.
- 4.- Estadísticas. Se realizó el análisis estadístico de todos los mapas de vectores obtenidos en cada corrida experimental y se obtuvieron los mapas de vectores representativos de la corrida y una tabla de datos estadísticos. Los datos obtenidos en la tabla de resultados estadísticos son la base de los análisis cuantitativos de la turbulencia y la distribución de velocidad en el baño.

Los mapas de vectores se obtuvieron para todos los experimentos realizados con PIV, es decir los realizados con el recipiente tipo crisol y el cilíndrico. Los análisis de la

información estadística para obtener los perfiles de velocidad y de turbulencia únicamente se realizaron para los experimentos donde se utilizó el recipiente cilíndrico.

Obtención de perfiles radiales de velocidad

Dado que del análisis de las imágenes con el software FlowManager, se obtienen mapas de vectores en 2 dimensiones y se hicieron tomas de planos axiales y transversales, no es posible obtener en forma directa las tres componentes de velocidad en coordenadas cilíndricas, V_θ , V_r y V_z , del mismo modo que las fluctuaciones de estas con el tiempo. Por lo que se desarrolló un programa en Mat Lab, mostrado al final de este Apéndice para la transformación de coordenadas. El tratamiento de los datos se realizó de la siguiente manera:

Los componentes radial y tangencial se obtuvieron de los mapas de vectores de los planos transversales: primero se pasaron los datos obtenidos por el Flow Manager correspondientes a V_x y V_y y su posición en x y y , se localizó y se fijó como origen, $r=0$, el centro del recipiente, y se trasladó el origen ($x=y=0$) a esa posición, alimentando al programa valores de ajuste, x_0 , y_0 . Luego se obtuvo su posición radial mediante la ecuación siguiente:

$$r = \sqrt{x^2 + y^2} \tag{A5.1}$$

Mediante una rutina, se realizó el ordenamiento de datos en función la posición radial y después los componentes V_x y V_y en coordenadas rectangulares se transformaron a, V_θ y V_r , coordenadas cilíndricas.

Después se estableció el área de análisis, para los planos h2-h5 se eliminó la zona de interferencia del rotor y para todos la zona cercana a la paredes del recipiente donde no se obtienen mediciones confiables. Posteriormente se graficaron los componentes radial y tangencial en función del radio y se obtuvieron curvas de tendencia a las que se aplicó una regresión polinomial; por último se graficó la ecuación obtenida dentro de sus límites de aplicación, respecto a la posición radial; 0-160mm para el plano h1 y de 60-160mm para el resto de los planos.

La componente axial, V_z , se obtuvo del plano longitudinal a la altura de la intersección con el plano transversal correspondiente; en este caso, los datos se tomaron directamente del FlowManager, y se realizó el mismo procedimiento para obtener la ecuación polinomial. Para comprobar la validez de este procedimiento de obtención de V_z , se calcularon los valores de la componente radial de los planos axiales y se compararon con los obtenidos de los planos transversales correspondientes; los resultados fueron similares.

La velocidad resultante se calculó mediante la siguiente ecuación:

$$V = \sqrt{V_{\theta}^2 + V_r^2 + V_z^2} \quad A5.2$$

Esta se normalizó, V^* , dividiéndola por la velocidad angular del rotor correspondiente a cada experimento, V_{tip} . La distancia radial normalizada se obtuvo de dividir la posición radial, r , por el radio del recipiente, R (160mm). Los valores de V_{tip} y Re se muestran en la Tabla A5.1

$$V^* = \frac{V_R}{V_{tip}} \quad A5.3$$

$$V_{tip} = \pi D_r N \quad A5.4$$

$$r^* = \frac{r}{R} \quad A5.5$$

Tabla A5.1 Número de Reynolds, Re , y velocidad angular del rotor, V_{tip} , en función de la velocidad de rotación y diámetro de los rotores. Viscosidad cinemática del agua, $\nu=1 \times 10^{-6}$ m²/s.

N (rpm)	D_r (mm)			
	100		106	
	Re	V_{tip} (m/s)	Re	V_{tip} (m/s)
43	7,167	0.225	8,052	0.239
536	89,333	2.806	100,375	2.975
800	133,333	4.189	149,813	4.440

Obtención de perfiles de energía cinética turbulenta

Para la obtención de los perfiles de energía cinética turbulenta se procedió de una manera similar que para los de velocidad, utilizando los datos correspondientes a las componentes fluctuantes de la velocidad, V_x, V_y, V_z . En este caso no se realizó la transformación de coordenadas. Para obtener K_T y K_T^* , se utilizaron las siguientes ecuaciones^[13]:

$$K_T = \frac{(V_x'^2 + V_y'^2 + V_z'^2)}{2}; K_T^* = \frac{(V_x'^2 + V_y'^2 + V_z'^2)}{2V_{tip}^2} \quad A5.6$$

Donde K_T^* , es la energía cinética turbulenta normalizada.

Las relaciones entre la K_T , y la intensidad de turbulencia, IT , son:

$$IT = \frac{\sqrt{\frac{2}{3}K_T}}{\bar{V}} \quad A5.7$$

$$IT^* = \sqrt{\frac{2}{3}K_T^*} \quad A5.8$$

Se obtuvieron además, los promedios y los máximos para V^* , K_T^* e IT^* .

Cálculos de flujo y número de bombeo

Para determinar la rapidez de flujo de bombeo, Q_p , y el número de bombeo, N_{Qp} , se utilizaron las siguientes ecuaciones:

$$Q_p = 2\pi \int_0^R \bar{V}_z(r) r dr \quad A5.9$$

$$N_{Qp} = \frac{Q_p}{ND^3} \quad A5.10$$

Los valores de la componente axial, V_z , en función de r , se obtuvieron de las áreas de interrogación ubicadas justo debajo del rotor en los mapas de vectores axiales. $r=R$ se consideró como el radio del rotor y se asignó $r=0$ al centro del mismo. El valor de la integral se obtuvo utilizando la siguiente ecuación:

$$\int_0^R \overline{V_z}(r)r dr = \sum_{r=0}^{r=R} \overline{V_z}(r)r$$

A5.11

Análisis de datos de cinética de eliminación del O₂ disuelto

Los datos de concentración de oxígeno disuelto vs t se registraron de manera manual. Se realizó la normalizaron dividiendo la concentración de O₂ disuelto sobre la concentración de O₂ disuelto inicial ($\frac{[O_2]}{[O_2]_0}$). Para el caso de la regasificación la normalización se realizó dividiendo la concentración del O₂ disuelto en ppm sobre 7ppm, que fue la concentración inicial de O₂ disuelto que se utilizó en la mayoría de los experimentos. Una vez normalizados, los datos se graficaron y se realizó el análisis de ajuste a modelos de decaimiento exponencial, utilizando la herramientas del software comercial OriginPro versión 7.5, en todos los casos se obtuvo un ajuste aceptable con valores de r^2 mayores a 0.99. Los valores de los coeficientes de transferencia de masa atmósfera/agua y agua/burbujas, $K_s A_s$ y $K_b A_b$ respectivamente, así como la eficiencia Z y el área adimensional, ψ , se obtuvieron aplicando los modelos matemáticos que se indican en la Tabla 4.6 y se muestran en el Apéndice 2.

PROGRAMA DE MAT-LAB

El siguiente programa fue desarrollado para analizar los datos generados con PIV y obtener los perfiles de velocidad y energía cinética turbulenta.

```
function [T1,N,R] = Proccf(DV,DV2,x0,y0,ri,re,L,cen,L0); %DV datos de Flow
Manager, y0 y x0 son el origen, ri, re son el radio interior y exterior del área de análisis
k=[5;6;9;10;11;12;13;14]; %Columnas con datos provenientes de FlowManager
n=length(DV); %Número de datos por columna
DV(:,5)=DV(:,5)-x0; %Traslado del centro, en x, la columna 5 corresponde a x
DV(:,6)=DV(:,6)-y0; %Traslado del centro, en y, la columna 6 corresponde a y
r=sqrt(DV(:,5).^2+DV(:,6).^2); %Ordenamiento de datos en función la posición radial
for i=n:-1:2
    for j=1:i-1
        if r(j)>r(j+1)
            t=r(j);
            A=DV(j,k);
            r(j)=r(j+1);
            DV(j,k)=DV(j+1,k);
            r(j+1)=t;
            DV(j+1,k)=A(:);
        end
    end
end
%Transformación de componentes de velocidad de cartesianos a cilíndricos
for i=1:n
    T(i,1)=DV(i,11)*sin(pi/2+atan2(DV(i,6),DV(i,5))-atan2(DV(i,10),DV(i,9)));
    T(i,2)=DV(i,11)*cos(pi/2+atan2(DV(i,6),DV(i,5))-atan2(DV(i,10),DV(i,9)));
    T(i,3)=DV(i,11);
    T(i,4)=r(i);
    T(i,5)=DV(i,12);
    T(i,6)=DV(i,13);
end
%Establecimiento de área de análisis, para los planos h2-h5, se elimina la zona de
interferencia del rotor y para todos, la zona cercana a la pared del recipiente donde no se
obtienen mediciones confiables
k1=[1:6];
for j=1:n
    if r(j)<re & r(j)>ri;
        T1(j,k1)=T(j,k1);
    end
end
Vr=T1(:,1);
Vt=T1(:,2);
R=T1(:,3);
r=T1(:,4);
```

```

Desvx=T1(:,5);
Desvy=T1(:,6);
p=polyfit(r,Vr,20);
P=polyval(p,r);
p1=polyfit(r,Vt,20);
P1=polyval(p1,r);
p2=polyfit(r,R,20);
P2=polyval(p2,r);
dx=polyfit(r,Desvx,20);
Dx=polyval(dx,r);
dy=polyfit(r,Desvy,20);
Dy=polyval(dy,r);
%plot(r,P,r,P1,r,P2);
N(:,1)=r;
N(:,2)=P;
N(:,3)=P1;
N(:,4)=P2;
N(:,5)=Dx;
N(:,6)=Dy;
%Procz
m=length(DV2);
s=DV2(:,1);
Or=L-cen+L0;
for i=2:m
    s(i)=s(i)-Or;
end
s(1)=0;
p3=polyfit(s,DV2(:,2),9);
Vz=polyval(p3,r);
p4=polyfit(s,DV2(:,3),15);
Desvz=polyval(p4,r);
%plot(r,Vz)
RR=sqrt(P.^2+P1.^2+Vz.^2);
IT=(Dx.^2+Dy.^2+Desvz.^2)./(RR.^2);
KT=0.500*(Dx.^2+Dy.^2+Desvz.^2);
R(:,1)=r;
R(:,2)=P;
R(:,3)=P1;
R(:,4)=Vz;
R(:,5)=RR;
R(:,6)=Dx;
R(:,7)=Dy;
R(:,8)=Desvz;
R(:,9)=IT;
R(:,10)=KT;
plot(r,P,r,P1,r,Vz,r,RR)

```

APÉNDICE 6

CORRELACIONES ENTRE HIDRODINÁMICA Y CINÉTICA

Una forma adecuada de relacionar los resultados obtenidos en los estudios cinéticos e hidrodinámicos, es a través de correlaciones entre grupos adimensionales que incluyan al coeficiente global de transferencia de masa, la velocidad y la turbulencia del sistema. Las correlaciones de este tipo típicamente involucran el número de Sherwood, Sh , puesto que involucra el coeficiente global de transferencia de masa, k . El efecto de la velocidad y la turbulencia, expresada esta última como energía cinética turbulenta, se considera en forma de dos grupos adimensionales Reynolds y Reynolds turbulento, Re y Re_t , que son las relaciones entre fuerzas inerciales/fuerzas viscosas y fuerzas turbulentas/fuerzas viscosas respectivamente. El efecto del coeficiente de difusión normalmente se considera con el número de Schmidt, Sc , que es la relación momentum difusivo/coeficiente de difusión. La forma general de este tipo de correlaciones es como sigue:

$$Sh = C_1 Re^\alpha Re_t^\beta Sc^\gamma \quad A6.1$$

Donde:

$$Sh = \frac{k d_B}{D_{O_2}} \quad A6.2$$

$$Sc = \frac{\nu}{D_{O_2}} \quad A6.3$$

$$Re_t = \frac{d_B \rho \hat{v}}{\mu} = \frac{d_B}{\nu} \hat{v} \quad A6.4$$

$$Re = \frac{d_B \rho \sqrt{V_x'^2 + V_y'^2 + V_z'^2}}{\mu} = \frac{d_B}{\nu} \bar{V} \quad A6.5$$

$$K_T = \frac{1}{2} [V_x'^2 + V_y'^2 + V_z'^2] \quad A6.6$$

$$\hat{v} = \sqrt{\frac{2}{3} K_T} = \sqrt{\frac{[V_x'^2 + V_y'^2 + V_z'^2]}{3}} \quad A6.7$$

Donde C_1 , α , β y γ , son constantes que dependen de cada sistema, por las características propias de cada uno.

Considerando que los valores del coeficiente global de transferencia de masa, k , y del área total de las burbujas, A_b , no se pueden obtener por separado a partir de resultados de los estudios cinéticos, se realizaron algunas operaciones matemáticas suponiendo todas las burbujas esféricas y del mismo tamaño:

Relación área volumen:

$$\frac{A_B}{V_{olB}} = \frac{6}{d_B} \quad A6.8$$

Número de burbujas:

$$N_B = \frac{V_t}{V_{olB}} \quad A6.9$$

Área interfacial total:

$$A_b = A_B N_B \quad A6.10$$

$$A_b = \frac{6V_{olt}}{d_B} \quad A6.11$$

Volumen de gas disperso en el baño (Holdup):

$$V_{olt} = V_{agua+gas} - V_{agua} \quad A6.12$$

Mezclando las ecuaciones anteriores, se puede obtener el número de Sherwood en función del producto del coeficiente de transferencia de masa y el área interfacial:

$$Sh = \frac{kA_b}{D_{O_2}} \frac{d_B^2}{6V_{olt}} \quad A6.13$$

Y considerando la ecuación A6.1 se llega a la expresión:

$$kA_b = C_1 C_2 Re^\alpha Re_t^\beta Sc^\gamma \quad A6.14$$

Donde:

$$C_1 = 6D \frac{V_{olt}}{d_B^2}$$

A6.15

Por otro lado, partiendo de que los resultados de hidrodinámica y cinética de los experimentos realizados a $N=43\text{rpm}$ son muy similares a aquellos obtenidos en condiciones estáticas, sin agitación mecánica; se considera que un modelo para predecir el coeficiente de transferencia de masa puede desarrollarse excluyendo el efecto de la agitación mecánica.

Para recipientes con inyección de gas en el fondo, sin agitación mecánica, con flujo tapón se han propuesto una serie de ecuaciones y relaciones para evaluar diferentes propiedades del sistema como: la energía suministrada al sistema por la inyección del gas, el diámetro de las burbujas, el área interfacial, la velocidad de ascenso de las burbujas, el volumen del "penacho" la velocidad del recirculación del líquido en el "penacho". Con esto datos pueden calcularse los números adimensionales que caracterizan el flujo de fluidos y aplicando alguno de los modelos propuestos, se puede calcular el número de Sherwood y con este el coeficiente de transferencia de masa^[92].

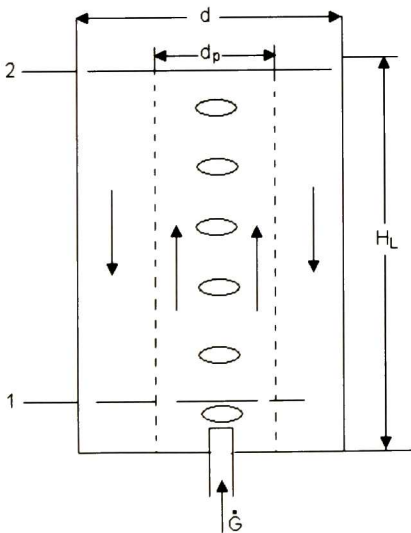


Figura A6.1 Esquema de inyección de gas provocando una recirculación de un líquido.

Las ecuaciones para calcular diferentes parámetros propuestas en la referencia citada, se presentan a continuación:

Diámetro de la burbuja:

$$d_B = 0.26 \times 10^{-2} \varepsilon^{-0.4} \quad \text{A6.16}$$

Velocidad de ascenso de la burbuja en el baño:

$$U_r = \sqrt{\frac{2\sigma}{\rho g d_B} + \frac{g d_B}{2}} \quad \text{A6.17}$$

Potencia suministrada al sistema debido a la inyección del gas:

$$W_i = \dot{G}_{AV} g \rho_l H_L \quad \text{A6.18}$$

Disipación de energía por unidad de masa

$$\varepsilon = \frac{4 \dot{G}_{AV} g}{\pi d_p^2} \quad \text{A6.19}$$

Flujo de gas promedio:

$$\dot{G}_{AV} = \dot{G} \left[\frac{P_0 \ln \frac{P_0}{P_s}}{(P_0 - P_s)} \right] \quad \text{A6.20}$$

Diámetro del "penacho":

$$d_p = \sqrt{0.5 d^2} \quad \text{A6.21}$$

Presión a la salida del gas:

$$P_0 = P_s + \rho_l g H_L \quad \text{A6.22}$$

Volumen de fase gaseosa dentro de la fase líquida (hold up):

$$V_{ol t} = \frac{\dot{G}}{\frac{\pi d^2}{4} (V_L + U_r)} \left[\frac{P_0}{P_s + \rho_l g \left(\frac{H_L}{2} \right)} \right] \quad \text{A6.23}$$

Velocidad del líquido en el "penacho":

$$V_L = 0.79 d_p^{-2/3} (g \dot{G})^{1/3} H_L^{1/3} \quad \text{A6.24}$$

Área interfacial por unidad de volumen en el "penacho":

$$A_p = \frac{6V_{olP}}{d_B} \quad A6.25$$

Área interfacial total en el "penacho":

$$A_i = A_p V_{olP} \quad A6.26$$

Volumen del "penacho":

$$V_{olP} = \frac{\pi}{4} d_p^2 H_L \quad A6.27$$

Número de Grashof:

$$Gr = \frac{d_B^3 g \frac{\Delta\rho}{\rho g}}{\nu^2} \quad A6.28$$

Para el caso de desgasificación con flecha o rotores a baja velocidad, 43rpm por ejemplo, los que parecen aplicar mejor son: los referentes a burbujas de gas puro en un tanque sin agitar (convección libre)^[80]:

$$Sh = 0.31(Gr)^{1/3}(Sc)^{1/3} \quad A6.29$$

Que es equivalente a:

$$Sh = 0.31 \left(\frac{d^3 g \Delta\rho / \rho}{\nu^2} \right)^{1/3} \left(\frac{\nu}{D} \right)^{1/3} \quad A6.30$$

Otras correlaciones provenientes de diferentes análisis se presentan a continuación:

De la teoría de la película se establece que:

$$Sh = 0.2Re_l^{1/2} Sc^{1/3} \quad A6.31$$

Donde:

La velocidad, V , se sustituye por U_r , que es la velocidad de ascenso de la burbuja

De la teoría de la penetración:

$$Sh = \left(\frac{6}{\pi}\right)^{1/2} \left(\frac{Lv^0}{v}\right)^{1/2} \left(\frac{v}{D}\right)^{1/2} \quad A6.32$$

Donde v^0 es la velocidad promedio en la película descendente ($=2/3 v_{max}$), o bien:

$$Sh = \left(\frac{6}{\pi}\right)^{1/2} (Re)^{1/2} (Sc)^{1/2} \quad A6.33$$

Ecuación de Frössling

$$Sh = 2 \left[0.276(Re)^{1/2}(Sc)^{1/3}\right] \quad A6.34$$

En la Tabla A6.1 se presentan los datos utilizados para la aplicación de las ecuaciones A6.16- A6.34.

Tabla A6.1 Datos físico-químicos dimensiones importantes del sistema.

VARIABLE	Unidades	VALOR
d	m	0.32
P_s	N/m ²	81,060
ρ_l	kg/m ³	998
g	m/s ²	9.81
H_L	m	0.3
ν (20°C)	m ² /s	1x10 ⁻⁶
σ	N/m	0.0725
D_{O_2} (20°C)	m ² /s	1.97x10 ⁻⁹

En la Tabla A6.2 se muestran los resultados obtenidos de la aplicación de las ecuaciones A6.16- A6.34.

Tabla A6.2 Datos calculados con las ecuaciones A6.16- A6.34.

Datos y Valores calculados	Unidades	$Q=3$ l/min (5×10^{-5} m ³ /s)	$Q=7$ l/min (11.67×10^{-5} m ³ /s)
d_B	m	0.015	0.0107
U_r	m/s	0.289	0.257
W_i	W	0.15	0.35
ε	W/kg	0.0122	0.029
\dot{G}_{AV}	m ³ /s	5.09×10^{-5}	1.19×10^{-4}
d_P	m	0.226	0.226
P_0	N/m ²	83,997	83,997
V_{olt}	----	1.58×10^{-3}	3.61×10^{-3}
V_L	m/s	0.112	0.15
A	m ²	7.58×10^{-3}	0.0243
A_P	m ² /m ³	0.63	2.02
V_{olP}	m ³	0.012	0.012
Re	----	4,335	2,750
Sc	----	507.6	507.6
Gr	----	2.65×10^{10}	9.6×10^9

En la Tabla A6.3 se muestran los valores del número de Sherwood, Sh , obtenidos aplicando los diferentes modelos propuestos, ecuaciones A6.31- A6.34.

Tabla A6.3 Número de Sherwood, Sh , Calculado utilizando diferentes correlaciones (ecuaciones A6.17- A6.21).

CORRELACIÓN	Flujo volumétrico, Q (l/min)	
	3	7
Ecuación de Frössling	290	230.9
Teoría de la película	105	83.66
Teoría de la penetración	2050	1,632.8
Ecuación A6.30 (análisis dimensional)	7,372.5	5,255.6

En la Tabla A6.4 se muestran los valores de ka_b calculados de utilizando los valores de Sh de la Tabla A6.3.

Tabla A6.4 Valores de ka_b calculados de utilizando los valores de Sh de la Tabla A6.3.

CORRELACIÓN	Flujo volumétrico, Q (l/min)	
	3	7
Ecuación de Frössling	2.9×10^{-7}	1.03×10^{-6}
Teoría de la película	1.5×10^{-7}	3.74×10^{-7}
Teoría de la penetración	2.05×10^{-6}	7.29×10^{-6}
Ecuación A6.30 (análisis dimensional)	0.73×10^{-5}	2.35×10^{-5}

En la Tabla A6.5 se muestran los valores de ka_b obtenidos del estudio cinético para los rotores y la flecha bajo las siguientes condiciones: $N=43$ rpm y $Q=3$ y 7 l/min.

Tabla A6.5 Valores de kA_b medidos. Condiciones: $N=43$ rpm y $Q=3$ y 7 l/min.

Condición	Flujo volumétrico, Q (l/min)	
	3	7
Lanza estática	---	3.36×10^{-5}
Rotor A ($N=43$ rpm)	1.38×10^{-5}	3.27×10^{-5}
Rotor B ($N=43$ rpm)	1.44×10^{-5}	3.24×10^{-5}
Rotor C ($N=43$ rpm)	1.77×10^{-5}	2.88×10^{-5}

De los modelos propuestos, el que tiene una mayor aproximación es el representado por la ecuación A6.30 proveniente de análisis dimensional, especialmente cuando el flujo es de 7 l/min. Haciendo un ajuste a la constante de proporcionalidad del modelo, ecuación A6.18, se logra una mejor aproximación entre los datos calculados y los medidos.

$$Sh = 0.5 \left(\frac{a^3 g \Delta \rho / \rho}{v^2} \right)^{1/3} \left(\frac{v}{D} \right)^{1/3} \quad A6.35$$

Aplicando la ecuación A6.35, se obtienen valores de kA_b de 1.18×10^{-5} y $3.79 \times 10^{-5} \text{m}^3/\text{s}$ para 3 y 7 l/min respectivamente que son mucho más cercanos a los obtenidos del estudio cinético mostrados en la Tabla A6.5.

Retomando nuevamente el análisis de para la correlación ente cinética e hidrodinámica, para obtener las correlaciones para los experimentos realizados a 536 y 800 rpm, se consideró el valor del volumen de gas disperso, $V_{olt}=1.6 \times 10^{-3} \text{m}^3$, calculado con la ecuación A6.23 mostrado en la Tabla A6.2, se supuso un diámetro de burbuja, $d_B=0.01$ m y $\gamma = 1/3$ (que es un valor típico utilizado en diferentes modelos). Se obtienen los siguientes valores para las constantes: $C_1= 2.087 \times 10^{-15}$; $C_2= 9.5 \times 10^{-5}$ y $\alpha = 1$, $\beta=1/3$

Entonces sustituyen los valores obtenido en la ecuación A6.14 se obtuvo la siguiente correlación:

$$kA_b = 1.983 \times 10^{-19} Re Re_t^3 Sc^{1/3} \quad A6.36$$

Y para los experimentos realizados a $N=43$ rpm, se consideraron los valores de $d_b=0.015$ y $V_{olt} = 1.6 \times 10^{-3} \text{ m}^3$ calculados con las ecuaciones A6.23 y A6.23 y mostrados en la Tabla A6.2. y se calcularon las constantes C_1 , C_2 , α y β . Sustituyendo los valores estas constantes en la ecuación A6.14 se obtuvo la expresión:

$$kA_b = 3.685 \times 10^{-8} Re^{0.25} Re_t^{0.32} Sc^{0.33} \quad A6.37$$

Transformado esta expresión con la ecuación A6.35 y comparándola con la obtenida por Singh^[79], se puede apreciar que son muy similares:

$$Sh = 0.73 Re^{0.25} Re_t^{0.32} Sc^{0.33} \quad (\text{Singh}) \quad A6.38$$

$$Sh = 28 Re^{0.25} Re_t^{0.32} Sc^{0.33} \quad (\text{Presente trabajo}) \quad A6.39$$

Por lo que se puede aseverar que representan sistemas con comportamiento similares.

TABLA DE SÍMBOLOS

Símbolo	Significado	Unidades
a	Parámetro de la pendiente para ecuaciones de cinética de desgasificación	1/s
A	Área	m^2
A_b	Área superficial total de las burbujas	m^2
A_B	Área superficial de una burbuja	m^2
A_c	Altura de la parte cónica (recipiente en forma de crisol)	m
a_H	Actividad del hidrógeno disuelto en el aluminio	--
a_{H2g}	Actividad del hidrógeno gaseoso	--
A_i	Área interfacial total en el "penacho"	Adimensional
a_{O_2aq}	Actividad del oxígeno disuelto en agua	Adimensional
a_{O_2g}	Actividad del oxígeno gaseoso	Adimensional
A_P	Área interfacial por unidad de volumen en el "penacho"	m^2/m^3
A_s	Área superficial del baño	m^2
CFA	Factor de corrección por aleación (ecuación 2.2)	Adimensional
CFT	Factor de corrección por temperatura (ecuación 2.2)	Adimensional
C_{O_2aq}	Concentración molal del oxígeno disuelto en agua	
d	Diámetro del recipiente	m
d_B	Diámetro de la burbuja	m
d_p	Diámetro del "penacho"	m
D	Coefficiente de difusión	m^2/s
D_b	Diámetro de la base (recipiente en forma de crisol)	m
D_f	Diámetro de la flecha	m
D_{H2}	Coefficiente de difusión del hidrógeno en aire	m^2/s
D_{H2O}	Coefficiente de difusión del agua en aire	m^2/s
D_{O_2}	Coefficiente de difusión del oxígeno en agua (20°C)	m^2/s
D_{os}	Diámetro del orificio de salida	m
D_m	Diámetro de la boca (recipiente en forma de crisol)	m
D_r	Diámetro del rotor	m
D_t	Diámetro interno del tubo de inyección	
e_H^j	Coefficiente de interacción de primer orden	Adimensional
f_H	Coefficiente de interacción en soluciones de H en Al	Adimensional
g	Aceleración debida a la gravedad	m/s^2
\dot{G}	Flujo de gas	mol/s

\dot{G}_{AV}	Flujo de gas promedio	m ³ /s
h	Altura del rotor respecto al fondo del recipiente	m
H	Nivel de líquido	m
\underline{H}	Hidrógeno disuelto en Al	mol/l
H _L	Distancia de la superficie del agua a la salida del gas	m
<i>IT</i>	Intensidad de turbulencia	Adimensional
<i>IT*max</i>	Intensidad de turbulencia máxima normalizada	Adimensional
<i>IT*prom</i>	Intensidad de turbulencia promedio normalizada	Adimensional
<i>J</i>	Constante definida en ecuación A2.11	--
<i>J_H</i>	Constante definida en ecuación A3.8	--
<i>k</i>	Coefficiente global de transferencia de masa	m/s
<i>k_b</i>	Coefficiente global de transferencia de masa en las burbujas	mol/s
<i>k_H</i>	Coefficiente de transferencia de masa del hidrógeno en la capa límite del fundido	m/s
<i>k_{H2}</i>	Coefficiente de transferencia de masa del hidrógeno en la capa límite del gas	m/s
<i>k_{H2O}</i>	Coefficiente de transferencia de masa del agua en la capa límite del gas	m/s
<i>k_s</i>	Coefficiente global de transferencia de masa en la superficie	mol/s
<i>K</i>	Constante de equilibrio de la reacción de disolución del oxígeno en agua (conc. en % W)	atm ⁻¹
<i>K_H</i>	Constante de equilibrio de la reacción de eliminación del hidrógeno en aluminio (conc. %W)	1/atm
<i>K_H⁻¹</i>	Constante de equilibrio de la reacción de disolución del hidrógeno en aluminio (conc. %W)	1/atm
<i>K_{O2}</i>	Constante de equilibrio de la reacción de eliminación del oxígeno en agua (conc. en % W)	atm ⁻¹
<i>K_m</i>	Constante de equilibrio de la reacción de disolución del oxígeno en agua (conc. molal)	Mol/atm ⁻¹
<i>K_p</i>	Constante de proporcionalidad de la ley de Sievert (ecuación 2.1)	atm ^{-1/2} cc/100gr
<i>K_T</i>	Energía cinética turbulenta	m ² /s ²
<i>K_T[*]</i>	Energía cinética turbulenta normalizada	Adimensional
<i>K_T*max</i>	Energía cinética turbulenta máxima normalizada	Adimensional
<i>K_T*prom</i>	Energía cinética turbulenta promedio normalizada	Adimensional
<i>L</i>	Distancia característica	m
<i>m_H</i>	Peso molecular del hidrógeno	gr/grmol
<i>m_{O2}</i>	Peso molecular del oxígeno diatómico	gr/gr-mol
<i>M</i>	Masa de agua	Kg

M_{Al}	Masa de aluminio líquido	kg
n_g	Número de moles de la fase gaseosa	gr-mol
N	Velocidad de rotación	rpm
N_{Fr} ó Fr	Número de Froude	Adimensional
$N_{Fr'}$ ó Fr'	Número de Froude modificado	Adimensional
N_{Gr} ó Gr	Número de Grashof	Adimensional
N_{Qp}	Número de bombeo	Adimensional
N_{Re} ó Re	Número de Reynolds	Adimensional
N_{Re_t} ó Re_t	Número de Reynolds turbulento	Adimensional
N_{Sc} ó Sc	Número de Schmidt	Adimensional
N_{Sh} ó Sh	Número de Sherwood	Adimensional
N_{we} ó We	Número de Weber	Adimensional
$O_{2_{aq}}$	Oxígeno disuelto en agua	Adimensional
O_{2_g}	Oxígeno en forma gaseosa	Adimensional
p_{H_2}	Presión parcial del hidrógeno	Atm
$p_{H_2}^0$	Presión parcial del hidrógeno en las burbujas a la salida del baño	Atm
p_i	Presión del gas inerte	atm
p_{O_2}	Presión parcial del oxígeno	atm
$p_{O_2}^0$	Presión parcial del oxígeno en las burbujas a la salida del baño	Atm
P	Presión	atm
PM	Peso atómico	gr/gr-mol
P_0	Presión en la salida del gas	N/m ²
P_s	Presión en la superficie del reactor	N/m ²
Q	Flujo de gas de inyección	l/min
Q_p	Flujo de bombeo	l/min
r_H^j	Coefficiente de interacción de segundo orden	Adimensional
r	Radio	m
R	Radio del recipiente	m
$R_{i,j}$	Esfuerzos de Reynolds	m ² /s ²
S	Concentración de hidrógeno en aluminio (ecuación 2.1)	cc/100gr
t	Tiempo	s
T	Temperatura	°K
T_f	Temperatura de fusión del aluminio	°C
U_r	Velocidad de ascenso de la burbuja en el baño	m/s
U_s	Velocidad de salida del gas (velocidad superficial)	m/s
V	Velocidad promedio en el recipiente	m/s
V_B	Volumen de una burbuja	m ³
V_{ol}	Volumen	m ³
V_{olg}	Volumen de la fase gaseosa	m ³
V_{oll}	Velocidad del líquido en el "penacho"	m/s

V_{olP}	Volumen del "penacho"	m^3
V_{olt}	Volumen de gas en el líquido (hold up)	m^3
V_R	Velocidad resultante	m/s
V_{ref}	Vector de velocidad de referencia	m/s
V_{tip}	Velocidad angular del rotor	m/s
V_x, V_y, V_z	Componentes de la velocidad en x, y, z	m/s
$\overline{V_z}$	Promedio en el tiempo del componente de velocidad Z	m/s
V'_z	Componente fluctuante de la velocidad respecto a $\overline{V_z}$	m/s
$V'_{i,j}$	Productos cruzados de los componentes fluctuantes de velocidad	m^2/s^2
$\overline{(V'_x)^2}, \overline{(V'_y)^2}, \overline{(V'_z)^2}$	Promedio de los cuadrados de los componentes fluctuantes de velocidad, x, y y z	m^2/s^2
V_θ, V_r, V_z	Componentes de velocidad en coordenadas cilíndricas	m/s
V^*	Velocidad normalizada	Adimensional
V^*_{max}	Velocidad máxima normalizada	Adimensional
V^*_{prom}	Velocidad promedio normalizada	Adimensional
W_i	Potencia suministrada al sistema por la inyección del gas	W
x_0, y_0	Origen en un plano cartesiano	----
Z	Constante definida en ecuación A2.13	Adimensional
Z_H	Constante definida en ecuación A3.12	--
$[O_2]$	Concentración de oxígeno disuelto	ppm
$[O_2]_0$	Concentración inicial de oxígeno disuelto	ppm
$[\%G]$	Concentración de la fase gaseosa disuelta en la fase líquida	% en peso
$[\%H]$	Concentración de hidrógeno disuelto	%W
$[\%H]_{eq}$	Concentración de hidrógeno disuelto al equilibrio	%W
$[\%H]_0$	Concentración inicial de hidrógeno disuelto en aluminio líquido	% W
$[\%H]_\infty$	Concentración final de hidrógeno disuelto en estado estacionario	% W
$[\%j]$	Concentración aleantes en el aluminio	%W
$[\%O_2]$	Concentración de oxígeno disuelto	% en peso
$[\%O_2]_{atm}$	Concentración de O_2 en agua al equilibrio con el oxígeno de la atmósfera	%W
$[\%O_2]_{eq}$	Concentración de oxígeno disuelto al equilibrio	% en peso
$[\%O_2]_0$	Concentración inicial de O_2 disuelto en agua	% W
$[\%O_2]_\infty$	Concentración final de O_2 disuelto en estado estacionario	% W
α	Coefficiente de actividad del oxígeno disuelto	Adimensional
γ	Coefficiente de fugacidad del oxígeno gaseoso	Adimensional
ϵ	Disipación de energía por unidad de masa	W/kg

μ	Viscosidad	kg /m s
ν	Viscosidad cinemática	m ² /s
ρ	Densidad	kg/m ³
ρ_{Al}	Densidad del aluminio líquido	kg/m ³
ρ_g	Densidad de la fase gaseosa	kg/m ³
ρ_l	Densidad de la fase líquida	kg/m ³
σ	Tensión superficial	N/m
σ^2	Varianza	--
Δh	Altura del volumen de control	M
ΔA	Área del volumen de control	m ²
χ	Fracción mol	Adimensional
ψ	Área adimensional definida en ecuación A2.15	Adimensional

REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] David V. Neff “Understanding aluminum degassing” Modern casting/may 2002, p 25-26.
- [2] Engh T. Abel, Principles of metal refining, Oxford university press, USA 1992.
- [3] Handbook of aluminum, vol 1 Physical metallurgy and processes, edited by G.E. Totten & D.S. Mackenzie, Marcel Dekker, Inc., 2003, p 644-647.
- [4] Shivkumar S., Wang L. and Apelian D. “Molten-metal processing of advanced cast aluminum alloys” JOM Journal of the minerals metals & materials society 43 (1): p 26-32 jan 1991.
- [5] Kubo K. Porosity formation in solidifying castings, AFS transactions, 140 (1986) p 753-756.
- [6] Rooy E.L., Mechanisms of porosity formation in aluminum, Modern Casting, September 1992, p 551.
- [7] Liu L., Samuel A.M. and Samuel F.H., Role of Strontium oxide on porosity formation in Al-Si casting alloys, AFS Transaction 02-139, p 1-14.
- [8] Gruzlesky J. E., Closset B. M. The treatment of liquid aluminum-silicon alloys, American Foundrymen’s society, Inc., USA (1990) p 57-73.
- [9] Gas Porosity in aluminum castings, compiled literature, Editor R. Gallo, AFS, 2002
- [10] Aluminum and aluminum alloys, ASM specialty Handbook, ASM international, Edited By J.R. Davis, Davis and Associates, 1993.
- [11] Makhlouf M. M., Lang L. and Apelian D.; An AFS Special report, Measurement and removal of hydrogen in Aluminum alloys, American Foundrymen’s society, Inc., 1998.
- [12] Grandfield J.F., Melt quality specifications, Comalco research centre, Aluminum melt treatment & casting, edited by M. Nilmani, The Minerals, Metals & materials Society, 1993, p 80.
- [13] Nilmani M., A Low Cost Solution to Gas Lancing Problems, Aluminun Cast House Technology Theory and Practice, 1st ed., M. Nilmani Ed., Proceedings of the 3rd Australian Asian Pacific Course and Conference, 4-8 July, 1993, (Melbourne, Victoria, Australia), TMS (The Minerals, Metals & Materials Society), 1993, p 117-123.

-
- [14] Saturnus, M. and Botor, J., The physical and mathematical model of aluminium refining process in reactor URO-200, Sohn International Symposium. Advanced Processing of Metals and Materials. Proceedings of the International Symposium. Thermo and Physicochemical Principles: Non-Ferrous High-Temperature Processing : Ed. Kongoli, F. & Reddy, R.G. (vol.1) p 697-710 vol.1, 2006.
- [15] Sigworth G.K., Shivkumar S. and Apelian D., The influence of molten metal processing on mechanical properties of cast Al-Si-Mg alloys, AFS Transactions, 1989, p 816.
- [16] Marquis F.D.S., Mechanisms of formation of hydrogen porosity in 7X50 and 2X24 aluminum alloys. Effects on mechanical behavior, 1st ed., D. Saha Ed., Proceedings of a symposium "gas interactions in nonferrous metals processing", 4-8 February, 1996, (Anaheim, California, USA), TMS (The Minerals, Metals & Materials Society), 1996, p 47-48.
- [17] King III S. and Reynolds J., Flux Injection/rotator degassing process provides cleaner aluminum, Modern casting, april 1995, p 37-40.
- [18] Neff D.V., The benefits of flux injection combined with rotor dispersion for producing clean aluminum casting alloys, 3rd international conference on molten aluminum processing, nov. 9-10, 1992, Orlando Florida, USA, AFS, p 387-404.
- [19] Xu H., Jian X., Meek T.T. and Han Q., Degassing of molten aluminum A356 alloy using ultrasonic vibration, Materials letters 58 (2004), p 3669-3673, doi:10.1016/j.matlet.2004.02.055.
- [20] Meidani A.R. N. and Hasan M., A study of hydrogen bubble growth during ultrasonic degassing of Al-Cu alloy melts, Journal of materials processing technology 147 (2004) p 311-320, doi:10.1016/j.jmatprotección2003.11.012.
- [21] Wu R., Qu Z. K., Sun B. and Shu D., Effects of spray degassing parameters on hydrogen content and properties of commercial purity aluminum, Material Science and Engineering (2006), doi:10.1016/j.msea.2006.11.094.
- [22] Warke V.S., Tryggvason G. and Makhlof M.M., Mathematical Modeling and Computer Simulation of Molten Metal Cleansing by the Rotating Impeller Degasser Part I Fluid Flow, J Mater Sci Technol, 168, 2005, p 112-118.

-
- [23] Warke V.S., Shankar S. and Makhlof M.M., Mathematical Modeling and Computer Simulation of Molten Metal Cleansing by the Rotating Impeller Degasser Part II. Removal of hydrogen gas and solid particles, *J Mater Sci Technol*, 168, 2005, p 119-126.
- [24] Harnby N., Edwards M. F. and Nienow A.W., *Mixing in the process industries*, 1st ed., Butterworth & Co Ltd, 1985, p 328.
- [25] Szekely A. G., An Alternative to Chlorine Fluxing of Aluminum: The SNIF Process, *Proceedings of the Second International Aluminum Extrusion Technology Seminar 1977*, 15-17 Nov, 1977 (Atlanta, GA, U.S.A.), The Aluminum Association and The Aluminium Extruders Council, p 35-41.
- [26] Nilmani M., Thay P.K. and Simensen C.J, A Comparative Study of Impeller Performance, *Light metals 1992*, 1st ed., E.R. Cutshall Ed., Proc. of the 121st TMS Annual Meeting, March 1-5, 1992, (San Diego, CA, USA), TMS (The Minerals, Metals & Materials Society), 1992, p 939-945.
- [27] Sigworth G.K. and. Engh T.A, Chemical and kinetic factors related to hydrogen removal from aluminum, *Metallurgical transactions B*, Volume 13B. September 1982 p 447-460.
- [28] Sigworth G.K., A scientific basis for degassing in aluminum, *AFS transactions*, 1987, p 81-87.
- [29] Sigworth G.K., Practical degassing of aluminium, *Modern Casting* , 78(3), p 42-44 (1988).
- [30] Fasoyinu F.A., Thomson J., Cousineau D., Castles T. and Sahoo M., Gravity permanent mold casting of Al-Mg alloy 535, *AFS transactions* 02-145 p 1-19.
- [31] Schwandt C. and Fray D.J., Hydrogen Sensing in Molten Aluminium Using a Commercial Electrochemical Sensor, *Ionics* 6 (2000), p 222-229.
- [32] NOTORP KYHS-A2 Hydrogen Analyzer for Molten Aluminium Alloys, *Instruction Manual*, TYK Corporation, Tokyo, Japan, 1997.
- [33] Foseco GmbH, *User Manual Alspek H*, 2006.
- [34] Zhang L., Taniguchi S. and Matsumoto K., Water Model Study on Inclusion Removal from Liquid Steel by Bubble Flotation Under Turbulent Conditions, *Ironmaking & Steelmaking*, 29 (5), 2002, p 326-336.

-
- [35] Nilmani M. and Thay P.K., Gas Fluxing Operation in Aluminium Melt Refining Laboratory and Plant Investigations, Light Metals 1990, 1st ed., M. Bickert, Ed., Proc. 119th TMS Annual Meeting, Feb 18-22, 1990, (Anaheim, CA, USA), TMS (The Minerals, Metals & Materials Society), 1990, p 747-754.
- [36] Tovia D.O., Mugica G.W., González A.C. and Cuyás J.C., Formation and Size of Bubbles in Degassing System of Aluminum Alloys, AFS Transactions, 108, 2000, p 457-462.
- [37] Gittery J.R., A Two Years User's Experience with Porous Plug Fluxing in Modern Casting Facility, Light Metals 1993, 1st ed., S.K. Das Ed., Proc. of the 122nd Annual Meeting, Feb 21-25, 1993, (Denver, CO, USA), TMS (The Minerals, Metals & Materials Society), 1993, p 899-905.
- [38] Grandfield J.F., Irwin D.W., Brumale S. and Simensen C.J., Mathematical and Physical Modelling of Melt Treatment Processes, Light Metals 1990, 1st ed., M. Bickert, Ed., Proc. 119th TMS Annual Meeting, Feb 18-22, 1990, (Anaheim, CA, USA), TMS (The Minerals, Metals & Materials Society), 1990, p 737-746.
- [39] Boeuf F., Rey M. and Wuilloud E., Metal Batch Treatment Optimization of Rotor Running Conditions, Light Metals 1993, 1st ed., S.K. Das Ed., Proc. of the 122nd Annual Meeting, Feb 21-25, 1993, (Denver, CO, USA), TMS (The Minerals, Metals & Materials Society), 1993, p 927-932.
- [40] Hjelle O., Engh T.A and Raschm B., Removal of Sodium From Aluminium-Magnesium Alloys by Purging With Argon and Cl₂, Refining and Alloying of Liquid Aluminium and Ferro-Alloys, 1st ed., T.A. Engh, S. Lyng and H.A. Oye, Ed., Proc. Of the International seminar on Refining and Alloying of Liquid Aluminium and Ferro-Alloys, August 26-28, 1985 (Trondheim, Norway), The Norwegian Institute of Technology, Trondheim, 1985, p 345-360.
- [41]. Diaz M.C, Komarov S.V. and Sano M., Bubble Behavior and Absorption Rate in Gas Injection through Rotary Lances, ISIJ Int, 37(1), 1997, p 1-8.
- [42] Saha D., Becker J.S and Gluns L., A New In-Line Aluminum Treatment System Using Non-Toxic Gases, Productivity and Technology in the Metallurgical Industries, 1st ed., M. Koch and J.C. Taylor Ed., Proc. of the International Symposium on Productivity

-
- and Technology in the Metallurgical Industries, Sept 17-22, 1989, (Cologne Germany), TMS (The Minerals, Metals & Materials Society), 1989, p 855-877.
- [43] Le Roy G., Chateau J.M. and Walker B.D, In Plant Evaluation of Jet Cleaner Metal Cleaning Efficiency, Light Metals 2006, 1st ed., T.J. Galloway Ed., Proc. of the 135th Annual Meeting, March 12-16, 2006, (San Antonio, TX, USA), TMS (The Minerals, Metals & Materials Society), 2006, p 749-752.
- [44] Ohno Y., Hampton D. T. and Moores A. W., The GBF Rotary System for Total Aluminum Refining, Light Metals 1993, 1st ed., S.K. Das Ed., Proc. of the 122nd Annual Meeting, Feb 21-25, 1993, (Denver, CO, USA), TMS (The Minerals, Metals & Materials Society), 1993, p 915-921.
- [45] Mi G., Qi S., Liu X. and Niu J., Research on Water Simulation Experiment of the Rotating Impeller Degassing Process, Mat Sci Eng A-Struct, 2008.
- [46] Peña A. E., Análisis de algunos aspectos en el tratamiento del aluminio a través de la caracterización y el modelamiento físico y matemático, Tesis de Maestría, CINVESTAV-IPN, Unidad Querétaro, Qro., México, oct 2004.
- [47] Sigworth G.K., Williams E.M. and Chesonis D.C., Gas Fluxing of Molten Aluminum: An Overview, Light Metals (2008), p 582.
- [48] Sigworth G. K. and Nilmani M., Control and Measurement of Hydrogen in Aluminum, Proceedings of the 4th International Conference on Molten Aluminum Processing, Nov 12-14, 1995, (Orlando FL, USA), AFS (American Foundrymen's Society), p 675-694.
- [49] Fisher P., Cooper P.S. and Thistlethwaite S.R., Dissolution Mechanisms in Aluminium Alloy Additives, Light Metals, 1st ed., U. Mannweiler, Ed., Proc. of the 123rd Annual Meeting, Feb 27- March 3, 1994, (San Francisco, CA, USA), TMS (The Minerals Metals & Materials Society), 1994, p 1027-1032.
- [50] Dong L., Johansen S.T. and Engh T.A, Flow Induced by an Impeller in an Unbaffled Tank- II Numerical Modelling, Chem Eng Sci, 49 (20), 1994, p 3511-3518.
- [51] Aubin J., Mavros P., Fletcher D. F., Bertrand J. and Xuereb C., Effect of Axial Agitator Configuration (Up-Pumping, Down-Pumping, Reverse Rotation) on Flow Patterns Generated in Stirred Vessels, Trans ICHemE, 79 (A), 2001, p 845-856.

-
- [52] Hall J.F., Barigou M., Simmons M. J. H and Stitt E.H., A PIV Study of Hydrodynamics in Gas Liquid High Throughput Experimentation (HTE) Reactors with Eccentric Impeller Configurations, *Chem Eng Sci*, 60, 2005, p 6403-6413.
- [53] Bugay S., Escudié R. and Liné A., Experimental Analysis of Hydrodynamics in Axially Agitated Tank, *Aiche J*, 48(3), 2002, p 463-475.
- [54] Escudié R. and Liné A., Experimental Analysis of Hydrodynamics in a Radially Agitated Tank, *Aiche J*, 49(3), 2003, p 585-603.
- [55] Escudié R. and Liné A., Analysis of Turbulence Anisotropy in Mixing Tanks, *Chem Eng Sci*, 61, 2006, p 2771-2779.
- [56] Montante G., Bakker A., Paglianti A. and Magelli F., Effect of the Shaft Eccentricity on the Hydrodynamics of Unbaffled Stirred Tanks, *Chem Eng Sci*, 61, 2006, p 2807-2814
- [57] Song J.L., Chiti F., Bujalski W., Nienow A.W and Jolly M.R., Study of molten aluminium, cleaning process using physical modelling and CFD, *Light Metals 2004*, 1st ed., A.T. Tabereaux, Ed., Proc. of the 133rd Annual Meeting, March 14-18, 2004, (Charlotte, NC, USA), TMS (The Minerals, Metals & Materials Society), 2004, p 743-748.
- [58] Figueres R., Degassing and filtering of aluminum alloys at Pechiney, Proceedings of the International Seminar on refining and alloying of liquid aluminum and ferro-alloys, August 26-28, 1985, Trondheim, Norway. Edited by T.A. Engh, S. Lyang and H.A. Oye. p 327-328.
- [59] FlowMap Particle Image Velocimetry Instrumentation Installation & User's guide Dantec Measurement Technology, Fifth edition, 2000, Denmark.
- [60] Analyze Alscan Manual, Analyzer for hydrogen in liquid aluminum, ABB Inc., 2003, p 4-27.
- [61] Parmenter L., Apelian D. and Jensen F., Development of a statistically optimized test method for reduced pressure test, *AFS Transactions* (1988).
- [62] J. Laskowski, D. Apelian and M. Makhlof, Optimization of the reduced pressure test, Proceedings of the 4th International Conference on Molten Aluminum Processing, Nov 12-14, 1995, Orlando FL, USA), *AFS (American Foundrymen's Society)*, p 247-260.
- [63] Dasgupta S., Parmenter L. and Apelian D., Relationship between the reduced pressure test and hydrogen content of the melt, Proceedings of the 5th International Conference on

Molten Aluminum Processing, Nov 8-10, 1998, published by AFS (American Foundrymen's Society), Des Plaines, IL, USA, p 283-300.

[64] Crum G., Griffith M., Chinnathambi K. and Zeh T., Control of hydrogen in 319 aluminum alloy for commercial scale production of premium quality sand castings, Proceedings of the 6th International Conference on Molten Aluminum Processing, 2001, published by AFS (American Foundrymen's Society), Des Plaines, IL, USA.

[65] DeWeese S.K., Atkinson R. and Rasmussen W., RPT measures hydrogen gas effects on casting quality, Modern casting, april 1992.

[66] Rasmussen W. and Eckert C.E., RPT gauges aluminum porosity, Modern Casting, March 1992.

[67] Oldshue J.Y., Herbst N.R. and Post T.A., A Guide to Fluid Mixing, third printing Lightnin Rochester, NY, USA, 1995.

[68] Laakkonen M., Development and validation of mass transfer models for the design of agitated gas-liquid reactors, Dissertation for the degree of Doctor of Science in Technology, Helsinki University of Technology (Espoo, Finland) on the 10th of November, 2006.

[69] Handbook of industrial Mixing Theory and Practice, edited by E. L. Paul, V.A. Atiemo-Obend & S.M. Kresta, Wiley Interscience, 2004, p 261.

[70] Lance M. and Bataille J., Turbulence in liquid phase of a uniform bubbly air-water flow, J. Fluid Mech., 222, 1991, p 95-118.

[71] Aarflot A., Development of melt treatment, Proceedings of the International Seminar on refining and alloying of liquid aluminum and ferro-alloys, August 26-28, 1985, Trondheim, Norway. Edited by T.A. Engh, S. Lyang and H.A. Oye. pp 367-368.

[72] Patent WO 2004/057045 p 4.

[73] Mixing in the process industries, Edited by N. Harny, M.F. Edwards & A. W. Nienow, Edi. Butterworths, Stoneham, MA, 1985, p 323.

[74] Sardeing R., Aubin J., Poux M. and Xuareb C., Gas-liquid mass transfer influence of sparger location, Transactions IChemE, Part A, Sep. 2004, Chemical Engineering Research and Design, 82 (A12), p 1161-1168.

-
- [75] Sardeing R., Aubin J. and Xuareb C., Gas-liquid mass transfer A comparison of down- and up-pumping axial flow impellers with radial impellers, Transactions IChemE, Part A, Decuación 2004, Chemical Engineering Research and Design, 82 (A12), p 1589-1596.
- [76] Kasundra R.B., Kulkarni A.V. and Joshi J.B., Hydrodynamic and mass transfer characteristics of single and multiple impeller hollow self-inducing reactors, Ind. Eng. Chem. Res., 2008, 47, p 2829-2841.
- [77] Arrua L.A., MacCoy B.J. and Smith J.M., Gas-Liquid mass transfer in stirred tanks, Aiche Journal, 1990, Vol. 36 No. 11, p 1768-1772.
- [78] The mathematical and physical modeling of primary metals processing operations, J. Szekely, J. W. Evans and J. K. Brimacombe, John Wiley and Sons, 1988, p 194-195.
- [79] Singh A. K. and Mazumdar D., Mass Transfer between Solid and Liquid in a Gas-Stirred Vessel, Metallurgical and materials transactions B, Vol. 28B, 1997, p 95-102.
- [80] Diffusion Mass Transfer in Fluid Systems, Third Edition, Cambridge University Press, 2007, p 249-285.
- [81] Fenómenos de transporte, Bird B.R., Stewart W.E. & Lightfoot E.N., Ed. Reverté, 1978, p 1-8.
- [82] Santo C., Cáceres J., Método de Cuckow para la calibración de aerómetros utilizando agua destilada adicionada con un tensoactivo como fluido patrón, Simposio de Metrología, 25 al 27 de Octubre de 2006, p 1-6.
- [83] Liessmann, G., Schmidt, W. and Reiffarth, S., Data compilation of the saechsische Olefinwerke Boehlen, Germany, pp 5 (1995).
- [84] Base de datos Pro-Cast versión 2005.0.
- [85] Wang, D & Overfelt, R.A., Oscillating cup viscosity measurements of aluminum alloys: A201, A319 and A356, Int. J. Thermophysics, 23, p 1063-1076 (2002).
- [86] Transferencia de calor, Holman J.P., Edi. CECOSA, cuarta reimpresión 1991, pp 596-597.
- [87] Grandfield J.F., Irwin D.W., Brumale S. and Simensen C.J., Mathematical and Physical Modelling of Melt Treatment Processes, Light Metals1990, 1st ed., M. Bickert,

Ed., Proc. 119th TMS Annual Meeting, Feb 18-22, 1990, (Anaheim, CA, USA), TMS (The Minerals, Metals & Materials Society), 1990, p 737-746.

[88] Shepel S. V. and Paolucci S., Numerical Simulation of Filling and Solidification of Permanent Mold Castings, Applied Thermal Engineering, No. 22, 2002 p 229-248.

[89] Tromans D., Temperature and pressure dependent solubility of oxygen in water: a thermodynamic analysis, Hydrometallurgy 48 (1998) p 327-342.

[90] Perry's Chemical Engineers handbook, R. Perry and D.W. Green, Mc Graw Hill, 1999, p 2-127.

[91] Fundamentos de Fisicoquímica, S.H. Maron, F.F. Prutton, Editorial LIMUSA, decimosexta reimpresión, México, 1987, p 304-305.

[92] Mass and Heat Transfer -Analysis of Mass Contactors and Heat Exchangers- T.W. Rusell, A. Robinson & N. Wagner, Cambridge University Press, 2008, p 263-313.

EL JURADO DESIGNADO POR LA UNIDAD QUERÉTARO DEL CENTRO DE INVESTIGACIÓN Y DE ESTUDIOS AVANZADOS DEL INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL, APROBÓ LA TESIS DOCTORAL DEL C. JOSÉ LUIS CAMACHO MARTÍNEZ, TITULADA: "ESTUDIO DE LA OPERACIÓN DE DESGASIFICADO DE ALEACIONES DE ALUMINIO CON IMPULSOR ROTATORIO MEDIANTE LA MODELACIÓN FÍSICA", FIRMAN AL CALCE DE COMÚN ACUERDO LOS INTEGRANTES DE DICHO JURADO, EN LA CIUDAD DE QUERÉTARO, QRO., A LOS QUINCE DÍAS DEL MES DE DICIEMBRE DEL AÑO DOS MIL NUEVE.



Dr. LUIS GERARDO TRÁPAGA MARTÍNEZ



Dr. ARTURO JUÁREZ HERNÁNDEZ



Dr. ALEJANDRO MANZANO RAMÍREZ



Dr. JUAN FRANCISCO PÉREZ ROBLES



Dr. JOSÉ MARTÍN YÁNEZ LIMÓN



Dr. MARCO AURELIO RAMÍREZ ARGAEZ



Dr. JOSÉ ROBERTO ZENIT CAMACHO

