

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
Escola de Engenharia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e Materiais
PPGE3M.

MODELAMENTO FÍSICO DE UMA PANELA SIDERÚRGICA
NÃO CILÍNDRICA AGITADA COM GÁS

Julio Aníbal Morales Pereira
Eng. Metalúrgico, Mestre em Engenharia.

Tese para a obtenção do título de Doutor em Engenharia

Porto Alegre, RS

2011

*MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
Escola de Engenharia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e Materiais
PPGE3M.*

*MODELAMENTO FÍSICO DE UMA PANELA SIDERÚRGICA
NÃO CILÍNDRICA AGITADA COM GÁS*

*Julio Aníbal Morales Pereira
Eng. Metalúrgico, Mestre em Engenharia.*

Trabalho realizado no Laboratório de Siderurgia do Centro de Tecnologia da Escola de Engenharia da UFRGS, dentro do Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e Materiais – PPGE3M, como parte dos requisitos para a obtenção do título de Doutor em Engenharia.

Área de Concentração: Metalurgia Extrativa /Tecnologia Mineral

Porto Alegre, RS

2011

Esta Tese foi julgada adequada para obtenção do título de Doutor em Engenharia, área de concentração Metalurgia Extrativa /Tecnologia Mineral e aprovada em sua forma final, pelo Orientador e pela Banca Examinadora do Curso de Pós-Graduação.

ORIENTADOR: Prof. Dr. – Eng. Antônio Cezar Faria Vilela.

Banca Examinadora:

Prof. Dr. NEY FRANCISCO FERREIRA - DEMEC/UFRGS.

Prof. Dr. MAGDA BEATRIZ GALANT FRANÇOIS –ULBRA.

Dr. LEONARDO BARBOZA TRINDADE –STE.

Prof. Dr. Telmo Roberto Strohaecker

Coordenador do PPGE3M

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr. Antônio Cezar Faria Vilela, pelo apoio recebido para a realização desta Tese, assim como a oportunidade de participar de outros projetos no LASID.

A Prof. Dra. Magda Galant François, colega de trabalho, pela sua amizade e sugestões recebidas neste trabalho.

Ao Prof. Dr. Rogério Pizzato Nunes (RPN), pelo “now know” fornecido para a obtenção dos campos de velocidade e discussões dos resultados experimentais de escoamento.

A Gerdau, Aços Especiais Brasil - Usina de Charqueadas, RS, pela colaboração na obtenção das amostras na usina durante o período do projeto.

Aos Profs. Endres e Beatriz do Instituto de Pesquisas Hidráulicas (IPH) da UFRGS, pelas sugestões recebidas para melhoria deste trabalho.

Aos jovens estagiários do LASID, futuros colegas de profissão, MUITO OBRIGADO pela ajuda prestada.

SUMÁRIO

<i>LISTA DE FIGURAS</i>	<i>II</i>
<i>LISTA DE TABELAS</i>	<i>VI</i>
<i>LISTA DE SÍMBOLOS E UNIDADES</i>	<i>VIII</i>
<i>1 INTRODUÇÃO</i>	<i>11</i>
<i>2 OBJETIVOS</i>	<i>12</i>
<i>3 MODELAMENTO FÍSICO – fundamentos de sistemas agitados com gás</i>	<i>14</i>
3.1 CRITÉRIOS DE SIMILARIDADE.....	16
a) <i>Similaridade Geométrica</i>	16
b) <i>Similaridade Dinâmica</i>	17
c) <i>Similaridade Térmica</i>	18
3.2 <i>FLUIDOS SIMULADORES: sistemas gás-metal-escória</i>	19
3.3 <i>TÉCNICAS EXPERIMENTAIS</i>	21
3.4 <i>MISTURA NA PANELA</i>	23
3.4.1 <i>Região da Coluna de Bolhas</i>	23
3.4.1.1 <i>Geometria da Coluna de Bolhas e Abertura do Olho na Escória</i>	24
3.4.1.2 <i>Comportamento das Bolhas de Gás</i>	29
3.4.1.3 <i>Características das Bolhas</i>	31
3.4.2 <i>Região de Recirculação</i>	34
3.4.2.1 <i>Escoamentos Turbulentos</i>	34
3.4.2.2 <i>Mecanismos de mistura</i>	36
3.4.2.3 <i>Determinação Experimental dos Tempos de Mistura</i>	37
3.4.2.4 <i>Efeito dos Parâmetros do Processo sobre o Tempo de Mistura</i>	40
3.4.2.5 <i>Influência do Escoamento sobre a Mistura</i>	44
3.4.2.5.1 <i>Razão Geométrica H/D (altura e diâmetro do Banho)</i>	44
3.4.2.5.2 <i>Posição e Número de Injetores</i>	45
3.4.2.5.3 <i>Tipo de Injetor</i>	49
3.4.2.5.4 <i>Camada de Escória</i>	49
3.5 <i>FENÔMENOS DE EMULSIFICAÇÃO</i>	50
3.5.1 <i>Influência das Variáveis Operacionais e propriedades físicas na Emulsificação</i>	51
3.5.1.1 <i>Vazão de Gás</i>	51
3.5.1.2 <i>Localização do Injetor</i>	55

4 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	57
4.1 ESTUDOS DA MISTURA E DO ESCOAMENTO	59
4.1.1 <i>Determinação dos Tempos de Mistura no Modelo Físico</i>	59
4.1.2 <i>Determinação dos Tempos de Mistura na Usina</i>	62
4.1.3 <i>Análise do escoamento no Modelo Físico</i>	63
4.1.3.1 <i>Ensaio de Corante</i>	63
4.1.3.2 <i>Determinação da Velocidade do escoamento</i>	64
4.2 ESTUDOS DOS FENÔMENOS DE EMULSIFICAÇÃO E DETERMINAÇÃO DO TAMANHO DO OLHO DA COLUNA DE BOLHAS NA ESCÓRIA	66
4.2.1 <i>Emulsificação de Escória</i>	66
4.2.2 <i>Olho da Coluna de Bolhas na Escória</i>	67
5 RESULTADOS E DISCUSSÃO	68
5.1 TEMPOS DE MISTURA	68
5.1.1 <i>Tempos de Mistura versus Posição de Adição de Traçador (ou Liga) e Sensor</i>	68
5.1.2 <i>Tempos de Mistura versus Vazão e Posição de Injeção de Gás, Com e Sem Camada de Querosene</i>	69
5.1.3 <i>Previsão dos tempos de mistura pelo modelo físico para a panela industrial</i>	73
5.1.4 <i>Análise do escoamento</i>	74
5.1.4.1 <i>Ensaio de Corante</i>	74
5.1.4.2 <i>Campos de Velocidades</i>	78
5.2 EMULSIFICAÇÃO DE ESCÓRIA	83
5.3 OLHO DA COLUNA DE BOLHAS NA ESCÓRIA	85
6 CONCLUSÕES	89
7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	91
REFERÊNCIAS	92
APÊNDICES	105
APÊNDICE A - RESULTADOS EXPERIMENTAIS DE TEMPOS DE MISTURA DE 95%	105
APÊNDICE B - ANÁLISE ESTATÍSTICA	106
APÊNDICE C – RESULTADOS DE TEMPOS DE MISTURA DE 95% - PANELA INDUSTRIAL	110

APÊNDICE D - CÁLCULO DA VAZÃO DE GÁS CRÍTICA	113
APÊNDICE E - RESULTADOS EXPERIMENTAIS E PREVISÃO DA ÁREA DO OLHO DA COLUNA DE BOLHAS (<i>espessura de escória=30 mm</i>).....	114

LISTA DE FIGURAS

- Figura 1-** Representação esquemática da região da coluna de bolhas e recirculação do líquido no interior de uma panela agitada com gás. (U_{cb}) - velocidade de ascensão na coluna de bolhas e (U_r) - velocidade de recirculação do líquido. Fonte:ABM, 2006..... 14
- Figura 2-** Classificação do perfil de escoamento na coluna de bolhas: α_{cl} , valor máximo da fração de gás axial e b_{α} , posição radial para 50% do máximo da fração de gás axial. Fonte: Iguchi; Nozawa; Morita 1991; Iguchi et al., 1992; Iguchi et al.,1993..... 23
- Figura 3-** Geometria da coluna de bolhas mostrando sua expansão cônica acima do ponto de injeção. Fonte: Murthy; Mehrotra 1992..... 24
- Figura 4-** Diferentes esquemas geométricos para a formulação do modelo da área do olho na escória: a) Subagyo et al., 2003, b) Mazumdar; Evans, 2004; c) Iguchi et al., 2004; d) Krishnapisharody; Irons, 2005, 2008..... 25
- Figura 5-** Diagrama esquemático de escoamento bifásico em jatos de gás injetados verticalmente (a) abaixo (b) acima da taxa de injeção crítica de gás (Q_c). Fonte: Zhou; Brimacombe,1994..... 29
- Figura 6-** Três modos de dispersão de gás no banho em função da vazão: (a) finas bolhas discretas ($8-14 \text{ cm}^3/\text{s cm}^2$), (b) incipiente coalescência ($>14 \text{ cm}^3/\text{s cm}^2$) e (c) coalescência ($40 \text{ cm}^3/\text{s cm}^2$). Fonte: Anagbo; Brimacombe, 1990..... 30
- Figura 7-** Oscilação da componente de velocidade u (direção x) em torno de um valor médio. Fonte: Szekely,1979 35
- Figura 8-** Mecanismo de mistura em sistemas agitados com gás: recirculação do. 36
- Figura 9-** Típica curva experimental de tempos de mistura e procedimento para estimar o tempo de mistura de 95%. 38
- Figura 10-** Posições típicas do sensor para medidas dos tempos de mistura em modelos físicos. Adição de traçador no olho da coluna de bolhas: (a) Mazumdar; Kim e Guthrie 2000 (b) JOO e Guthrie 1992 (c) Nakanishi et al., 1975, adição de traçador na zona morta. 38

- Figura 11- Influência do local de medida sobre os tempos de mistura de 95 %.**
Panela com injeção de gás central e adição de traçador na zona morta.
I= posição de adição do traçador. 1, 2, 3= posições do sensor de medida.
Fonte: Mietz e Oeters(1988)..... 39
- Figura 12- Relação funcional entre tempos de mistura e taxa de energia de entrada específica e vazão de gás. a) Asai et al. b) Mazumdar; Guthrie. Fonte: Mazumdar; Guthrie 1995. 41**
- Figura 13-Relação entre tempos de mistura: a) Vazão de gás (ou energia de agitação) e altura de líquido; b) diâmetro do injetor. Fonte: Mazumdar; Evans, 2004; Murthy; Mehrotra; Ghosh,1988..... 41**
- Figura 14- Influência da razão H/D sobre o escoamento do fluido: a) Sumário dos modelos de escoamentos dependentes dos parâmetros, b) distribuição de partículas no fundo..... 45**
- Figura 15- Perfil de escoamento sobre o plano vertical central da panela: a) injeção central b) injeção excêntrica (2/3 R). Vazão de gás de 1000 cm³ (STP)/s). Fonte: Mietz; Oeters,1989..... 46**
- Figura 16–Princípios de emulsificação de escória na panela de aço: a) esquema do processo de desprendimento, b)equilíbrio entre as forças de inércia F_p , força de empuxo $F_g \cos \alpha$, e força superficial F_σ no ponto de desprendimento da gota. Fonte: Mietz; Schneider; Oeters, 1991..... 50**
- Figura 17- Influência da espessura e viscosidade de diferentes simuladores de escória sobre a vazão de gás crítica. Fonte: Iguchi et al. (1994)..... 52**
- Figura 18–Grau de emulsificação versus número de Froude em diferentes tamanhos de panelas: a) injeção de gás central; b) injeção de gás excêntrica. Fonte: Mietz; Schneider; Oeters, 1991..... 55**
- Figura 19- Desenho esquemático: camada de óleo (vista superior) durante a injeção em altas vazões de gás para diferentes configurações. Fonte: Mietz J.; Schneider S.; Oeters F.(1991); Kim S. H.; Fruehan R. J. (1987)..... 56**

Figura 20 - Fluxograma do procedimento experimental dos estudos realizados no modelo físico e panela industrial agitada com gás.....	58
Figura 21- Configuração experimental para a determinação dos tempos de mistura no modelo físico da panela: a) modelo físico real e b) modelo físico esquemático, vista frontal e superior.	59
Figura 22- Representação esquemática do fluxo da panela industrial durante a etapas de refino secundário. A1: amostragem (aço) na chegada ao Forno Panela; A2: amostragem final (aço) no Forno Panela depois do ajuste da composição química e temperatura.....	62
Figura 23- Desenho esquemático: modelo físico e aparato experimental utilizado para a determinação do campo de velocidade do escoamento.	64
Figura 24–Configuração experimental: a) estudo da emulsificação e tamanho do olho da coluna de bolhas, b) posições de injeção de gás (no fundo da panela).....	66
Figura 25- Influência da posição de adição de liga sobre os tempos de mistura. ...	68
Figura 26- Influência da posição do sensor de medida sobre os tempos de mistura.	69
Figura 27– Tempos de mistura de 95% em função da vazão e diferentes posições de injeção de gás sem camada de querosene. Sensor inferior. Posição de adição de liga A.....	70
Figura 28- Influência da camada de escória simulada (querosene) sobre os tempos de mistura.....	71
Figura 29– Ensaio de Corante. Influência da posição de adição de liga: a) adição na usina (A) e b) adição no olho da coluna de bolhas ou pluma (AO), para as diferentes posições de injeção de gás. Vazão de Gás 17NI/min.....	75
Figura 30– Perfil de velocidade médio para as diferentes posições de injeção de gás, t=12s, vazão de gás de 17 NI/min. Vista Frontal, plano A e Vista Lateral, plano B: (a-b) excêntrica-PT1; (c-d) excêntrica a meio raio-PT2; (e-f) central-PT3.	79

- Figura 31- Emulsificação de escória em função da vazão e diferentes posições de injeção de gás. Camada de escória: 16 mm. Escória simulada: Querosene pigmentado. Instante de Captura: 15s. 83**
- Figura 32- Abertura do *olho* da coluna de bolhas para diferentes vazões de gás e espessuras de escória. Posição de injeção de gás central..... 85**
- Figura 33 - Abertura do *olho* da coluna de bolhas em função da vazão de gás e diferentes espessuras de escória. Posição de injeção de gás central..... 86**
- Figura 34- Comparação entre os resultados experimentais da área do *olho* obtidos no modelo físico com estimativas de equações adimensionais citadas na literatura: a-b) Krishnapisharody e Irons.;c) Iguchi et al.; d-e) Mazumdar et al. Posição de injeção de gás central (PT3). Espessura de querosene= 30mm..... 88**
- Figura 35 - Gráfico de probabilidade de resíduos..... 106**

LISTA DE TABELAS

Tabela 1- Evolução das equações de velocidade em função de variáveis operacionais em sistemas agitados com gás.....	15
Tabela 2- Propriedades físicas dos principais fluidos simuladores utilizados em..	19
Tabela 3- Propriedades físicas entre os sistemas aço/escória (1600 °C) e água/óleo (25 °C).....	20
Tabela 4- Técnicas experimentais utilizadas em modelos físicos de painelas.	21
Tabela 5-Evolução das equações empíricas para a área do <i>olho</i> na escória propostas por vários investigadores.....	26
Tabela 6 - Resumo de equações para o cálculo de parâmetros de turbulência do escoamento.....	36
Tabela 7- Variação dos tempos de mistura em função das variáveis operacionais.	40
Tabela 8- Resumo das configurações experimentais e equações de tempos de mistura propostas por vários pesquisadores.....	42
Tabela 9- Equações de energia potencial , ϵ_m , propostas por vários investigadores.	44
Tabela 10- Diferentes configurações dos injetores de gás em painelas cilíndricas citadas na literatura.....	45
Tabela 11- Equações de vazão crítica de gás citadas na literatura.....	54
Tabela 12- Parâmetros e propriedades físicas dos fluidos mais importantes entre o modelo físico e painela industrial.	60
Tabela 13- Tempos de mistura de 95%: calculados e medidos na usina. Posição de Gás: PT1.....	73
Tabela 14- Análise ANOVA para valores de tempos de mistura (sem camada de querosene).....	108

Tabela 15- Análise ANOVA para valores de tempos de mistura com e sem camada de querosene. Posições de injeção de gás PT1 e PT3.....	109
--	------------

LISTA DE SÍMBOLOS E UNIDADES

A_{cb}	área da coluna de bolhas	m^2
A_{olho}	área do olho na escória	m^2
D	diâmetro da panela	m
d_{cb}	diâmetro da coluna de bolhas na superfície do banho	m
d_n, d	diâmetro do orifício	m
g	aceleração da gravidade	m/s^2
h_d	altura do domo (crista) da coluna de bolhas	m
h, H_{esc}, h_s, H_s	altura de escória	m
h^*, η	altura de escória adimensionalizada (h/H)	-
K	constante	-
L, H, H_m	altura de líquido na panela;	m
P_a, P_o, p_N	pressão atmosférica	Pa
Q_g^N, Q	vazão de gás padrão utilizadas na panela industrial	Nm^3/s
Q_{modelo}, V	vazão de gás no modelo	Nm^3/s
Q_{panela}	vazão de gás corrigida (na temperatura e altura média do líquido) na panela industrial	m^3/s
Q_c	vazão de gás crítica na região da coluna de bolhas	Nm^3/s
Q^*	vazão de gás adimensionalizada	-
Q_{cr}	vazão de gás crítica para início da emulsificação	m^3/s
R	raio da panela	m
r_e	raio médio da coluna de bolhas idealizado: p =protótipo; m = modelo	m
t	tempo	s
T	temperatura; subíndices: l =banho líquido; N = no estado padrão	K
U_{cb}	velocidade de ascensão na região da coluna de bolhas	m/s
U_r	velocidade de recirculação	m/s
$u_{mcl}, \bar{u}_{c,l,c}$	velocidade média de ascensão do metal líquido na linha central do jato de gás (c =crítica)	m/s
V_L	volume do líquido	m^3
α	fração de gás na região da coluna de bolhas	%
α_{cl}	valor axial da fração de gás	%
β	coeficiente de expansão térmica	$1/K$
b_α	raio médio da fração de gás	m
λ	fator de escala	-
ε	taxa de energia de agitação total dissipada no sistema	W/t
$\varepsilon_m, \varepsilon_b$	energia potencial de entrada específica	W/t
ρ_g	densidade do gás	kg/m^3
ρ_m	densidade do metal	kg/m^3
ρ_l	densidade do líquido	kg/m^3
ρ_s, ρ_{esc}	densidade da escória	kg/m^3
$\Delta\rho$	diferença de densidade entre líquidos (escória e metal)	Kg/m^3
ρ^*	razão de densidade do líquido (ρ_s/ρ_m)	-
σ, σ_{it}	tensão interfacial (ms =metal-escória)	N/m
$\Delta\sigma_{it}$	diferença de tensão interfacial entre a escória e o metal	N/m
τ_m	tempo de mistura	s
ν_m, ν_s	viscosidade cinemática do metal e escória	m^2/s
θ_c	ângulo cônico	graus
$\cos \alpha$	ângulo entre a direção da força de inércia e vertical	-

RESUMO

Utilizando um modelo físico de uma panela siderúrgica agitada com gás, de base elíptica e escala reduzida, foram realizados estudos para verificar a influência de diversas variáveis operacionais na otimização dos processos de mistura, fenômenos de emulsificação, e comportamento da abertura do olho da coluna de bolhas durante a agitação do aço líquido. Para esses estudos foram utilizados água e querosene como simuladores do aço e escória industrial, respectivamente. Os tempos de mistura foram determinados por medidas de condutividade. O escoamento do líquido foi caracterizado por meio da técnica PIV (velocimetria por imagem de partícula) e dispersão de traçador. Ambos experimentos, assim como os fenômenos de emulsificação e abertura do olho da coluna de bolhas, foram registrados por uma câmera de vídeo. Os resultados experimentais mostram que os tempos de mistura diminuem com o aumento da vazão de gás, porém aumentam na presença de uma camada de escória. Das configurações testadas, os menores tempos de mistura foram obtidos para uma adição do traçador (ou liga) no olho da coluna de bolhas e uma posição de injeção de gás a meio raio. Os fenômenos de emulsificação aumentam com o aumento da vazão de gás, com o deslocamento da posição de injeção de gás desde a parede para o centro da panela e com o aumento da camada de escória. A abertura do olho da coluna de bolhas cresce linearmente com o aumento da vazão de gás e diminui com o aumento da camada de escória. As correlações empíricas encontradas na literatura prevêm satisfatoriamente os resultados experimentais do modelo físico.

Palavras-Chaves: modelo físico, refino secundário, tempos de mistura, agitação com gás, emulsificação de escória, olho na escória.

ABSTRACT

Utilized gas stirring ladle cold model, elliptic shape and reduced scale, were carried out study for verify effects of operational variables in optimization process mixing, emulsification phenomena, behavior exposed eye of the bubble column or plume and removal inclusions during stirring steel liquid.

For these study were utilized water and kerosene how simulators steel and slag industrial. The mixing time was measured by an electrical conductivity method. Fluid flow characterization were realized through PIV (particle image velocimetry) technique and tracer dispersion experiments.

This is experiments as well as behavior emulsification and aperture eye of the bubble column or plume were registered by the video recordings.

Experimental results show decreases mixing time with increment gas flow rate however, increment in presence of slag layer covered the bath. From the tests configurations, is low mixing time were obtained for location addition tracer (or alloy) in eye of the bubble column or plume and half radius gas position injection.

This emulsification phenomena increment considerably with gas flow rate, as gas position injection is moved from the wall ladle to center and increment slag layer thickness. The aperture eye of the bubble column or plume increases linearly with increment gas flow rate and decrease with increment slag layer thickness.

Empirical correlations in literature agreement satisfactory the experimental result of physical model.

Keywords: physical model, secondary refining, mixing time, gas stirring, slag emulsification, slag eye.

1 INTRODUÇÃO

A injeção de gás é usual em processos de fabricação do aço. É durante a etapa do refino secundário (metalurgia na panela), que o aço líquido é agitado com gás inerte para a homogeneização da composição química e térmica e, através de uma camada de escória na superfície do banho, intensificar as reações de refino metal/escória para reduzir as impurezas tais como o enxofre e remover as inclusões (TURKDOGAN, 1996; FRUEHAN, 1998).

Neste sentido, visando a otimização das diferentes etapas do processo em panelas agitadas com gás, os modelos físicos vêm sendo utilizados como ferramentas para a visualização e quantificação dos fenômenos físico-químicos sob a influência de variáveis operacionais durante o tratamento de agitação do aço líquido.

Embora exista na literatura um grande número de estudos referentes ao escoamento e mistura em modelos físicos de panelas de formato cilíndrico, estudos em panelas de formato alongado (obround) são raros (FRUEHAN, 1998; CHIAPPAROLI, 2003; LIOW, 2002).

Estudos sobre mistura em panelas agitadas com gás garantem que a estrutura do escoamento criado dentro da panela é um dos principais parâmetros controladores do processo de mistura. A variação da posição de injeção de gás determina cada uma destas estruturas de escoamento, o que induz a formação de regiões de baixa velocidade (zonas mortas) e regiões de recirculação dentro da panela, as quais influenciam em menor ou maior grau o caráter da mistura. Na prática industrial, a redução dos tempos de mistura garante o aumento da produtividade e a redução dos insumos utilizados (gás argônio, por exemplo) (MAZUMDAR; GUTHRIE, 1995; ZHU et al., 1995; JOO; GUTHRIE, 1992; MIETZ; OETERS, 1988; BECKER; OETERS, 1998; CHATTOPADHYAY. K. et al., 2009; GUTHRIE, 2009; LLANOS et al., 2010; PATIL, S. P. et al., 2010).

Outro aspecto de grande interesse industrial, é que o nível de agitação (vazão de gás) na panela podem gerar a emulsificação da escória, o que beneficiará a cinética das reações metal-escória, podendo estas vazões de gás serem otimizadas para um uso mais eficiente da agitação na panela (MIETZ; SCHNEIDER; OETERS, 1991; WEI; OETERS, 1992; KORJA; SHAMSI, 1990; KIM; FRUEHAN; GUTHRIE, 1993; LIN; GUTHRIE, 1994; LEE; SOHN, 1996; SAVOLAINEN et al., 2009; KHAJAVI; BARATI, 2010).

Por outro lado, outro aspecto de relevância na fabricação do aço em panela agitadas com gás é o controle da abertura do “olho” da coluna de bolhas na superfície do aço coberta por escória. Sabe-se que este é um local de indesejáveis reações de oxidação (do contato entre o aço exposto e o ar) que se não for devidamente controlado pode ser uma fonte de inclusões (afetando a produção de aços limpos, particularmente quando qualidades críticas de aço são produzidas), assim como também, uma abertura do “olho” muito grande pode conduzir a uma perda de calor para o ambiente e, conseqüentemente, uma perda de temperatura do aço durante a agitação (KRISHNAKUMAR; IRONS, 2005; IGUCHI et al., 2004; HAN et al., 2001; MAZUMDAR; EVANS, 2007; KRISHNAPISHARODY; IRONS, 2008, 2009; LLANOS et al., 2010; PERANANDHANTHAN; MAZUMDAR, 2010; XU, X. D. et al., 2010).

Assim sendo, do anteriormente exposto fica clara a vital importância para o processo de fabricação de aços, da agitação do banho metálico através de um gás inerte.

Portanto, o emprego correto desta operação pode melhorar o desempenho dessas operações metalúrgicas, mas ao mesmo tempo pode-se, através do uso incorreto, obter produtos de qualidade inferior juntamente com um desgaste excessivo de eletrodos e refratários e um aumento do consumo de energia e insumos.

2 OBJETIVOS

Utilizando um modelo físico de uma panela siderúrgica de base elíptica em escala reduzida, busca-se aplicar os princípios de simulação física para a otimização dos processos de homogeneização (mistura) de ligas na panela, emulsificação de escória e controle da abertura do olho da coluna de bolhas na escória.

Espera-se com esse modelo físico obter resultados comparáveis com a literatura e assim disponibilizá-lo para trabalhos futuros nessa linha de pesquisa.

Os objetivos específicos são os seguintes:

A) Tempos de Mistura

Verificar a influência da variação da vazão de gás, posição de adição do traçador (ou liga), posições de injeção de gás e camada de escória sobre os tempos de mistura;

Caracterizar o escoamento do líquido dentro do modelo físico da panela a fim de encontrar uma relação com a redução dos tempos de mistura;

A partir das fórmulas existentes na literatura, buscar adaptar uma fórmula para a previsão dos tempos de mistura no modelo físico;

Com auxílio de fórmulas da literatura, estabelecer uma comparação entre os resultados de tempos de mistura obtidos com o modelo físico e aqueles na panela industrial para uma posição de injeção de gás excêntrica.

B) Emulsificação de Escória

Verificar a influência da variação da vazão de gás e posições de injeção de gás sobre a emulsificação de escória;

Comparar os resultados experimentais de vazão de gás crítica (início de emulsificação de escória) com os valores previstos de fórmulas encontradas na literatura para uma posição de injeção de gás central.

C) Determinação da área do olho aberto na escória para uma posição de injeção de gás central

Verificar a influência da variação da vazão de gás e espessura da camada de escória na área formada pelo olho aberto na escória;

Comparar os resultados experimentais da área formada pelo olho na escória com os valores previstos de fórmulas encontradas na literatura, a fim de identificar aqueles más apropriados para a prática industrial.

3 MODELAMENTO FÍSICO – fundamentos de sistemas agitados com gás.

A **Figura 1** apresenta a representação esquemática de um banho líquido agitado com gás. Quando se injeta gás, forma-se uma coluna de bolhas que, devido ao efeito de empuxo, sobem carregando o líquido até a superfície. Estas bolhas transferem energia ao banho e causam recirculação do líquido na panela (OETERS, 1994; RIZZO, 2006).

Desta forma, são definidas duas regiões de escoamento na panela: a região da coluna de bolhas, na zona central, que é uma mistura bifásica consistindo de bolhas de gás e líquido e a região de recirculação, nas zonas laterais, onde só existe uma fase líquida.

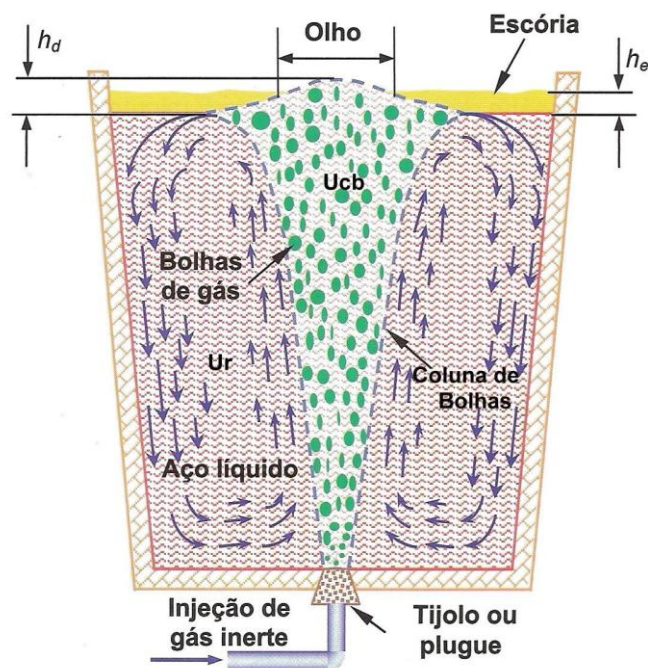


Figura 1- Representação esquemática da região da coluna de bolhas e recirculação do líquido no interior de uma panela agitada com gás. (U_{cb}) - velocidade de ascensão na coluna de bolhas e (U_r) - velocidade de recirculação do líquido. Fonte:ABM, 2006.

Através de uma análise fluídodinâmica detalhada destes sistemas agitados com gás, **Figura 1**, Sahai e Guthrie (1982) foram os primeiros em propor expressões para o cálculo da velocidade na coluna de bolhas (U_{cb}) - região de duas fases gás e líquido - e para as velocidades médias de recirculação do líquido (U_r) em função de variáveis operacionais (Q -vazão de gás, L -altura de líquido, R -raio da panela), equações 1a-b, como mostrado na **Tabela 1**.

Muitas das aproximações e suposições aplicados por Sahai e Guthrie aos sistemas de panelas agitadas por gás mostraram-se adequadas, porém, outras foram

questionadas e examinadas. Como resultado, várias modificações e melhorias foram propostas por Mazumdar e colaboradores (2004, 2002, 1990), surgindo assim novas expressões para a velocidade na coluna de bolhas e de recirculação do líquido em função das variáveis operacionais equações 2a-b, como mostrado na Tabela 1.

As equações para a velocidade na coluna de bolhas, equações 1a e 2a (Tabela 1), falham em produzir expressões para vazão de gás, mistura etc, entre sistemas geometricamente e dinamicamente similares. Assim, através de considerações de análise e homogeneidade dimensional e um valor apropriado para o valor da constante (K), chega-se a expressão da velocidade na coluna de bolhas (equação 3a), tendo uma forma similar a da velocidade de recirculação (equação 3b), ambas sendo as mais utilizadas na literatura. Por último, também citada na literatura está a equação 3c para a velocidade de líquido na coluna de bolhas, determinada por Castello-Branco e Schwerdtfeger (1994).

Maiores detalhes sobre o desenvolvimento e hipóteses consideradas na proposta destas equações, podem ser encontradas nos respectivos artigos e conseqüentemente não serão reproduzidas aqui.

Tabela 1- Evolução das equações de velocidade em função de variáveis operacionais em sistemas agitados com gás.

Pesquisadores	Velocidade de Ascensão na coluna de bolhas (U _{cb})	Eq.	Velocidade média de recirculação de líquido (U _r)	Eq.
Sahai e Guthrie (1982)	$U_{cb} \approx K(Q^{0,33} L^{0,25}) / R^{0,33}$	(1a)	$U_r \approx K(Q^{0,33} L^{0,25}) / R^{0,66}$	(1b)
Mazumdar D. (1990)	$U_{cb} = 4,5(Q^{0,33} L^{0,25}) / R^{0,25}$	(2a)	$U_r = 0,81(Q^{0,33} L^{0,25}) / R^{0,58}$	(2b)
Mazumdar D. (2002) Mazumdar e Evans(2004)	$U_{cb} = 3,1(Q^{0,33} L^{0,25}) / R^{0,58}$	(3a)	$U_r = 0,81(Q^{0,33} L^{0,25}) / R^{0,58}$	(3b)
Castello-Branco; Schwerdtfeger (1994)	$U_{cb} = 17,4Q^{0,244} \left(\frac{\rho_g}{\rho_l}\right)^{0,0218} H^{-0,08}$	(3c)		

Para abreviaturas e unidades, ver lista de símbolos.

Com o conhecimento da velocidade na região da coluna de bolhas (Equação 3a), pode-se determinar a altura da crista (domo) de metal líquido h_d , Figura 1, formada na superfície do banho, conforme equação 4a, (SAHAI; GUTHRIE,1982)

$$h_d = U_{cb}^2 / 2g \quad (4a)$$

Citado por Krishnapisharody e Irons (2007), a altura do domo como mostrado na equação 4a, é somente verdadeira se nenhuma camada de escória existe na superfície do líquido. Para uma camada de escória (h) acima do líquido, a correta altura do domo medida desde a interface escória-aço deverá ser conforme equação 4b:

$$h_d = \frac{U^2}{2g} + \rho^* h \quad (4b)$$

3.1 CRITÉRIOS DE SIMILARIDADE

O principal objetivo do modelamento físico é o de alcançar uma representação realística de um determinado processo ou protótipo, através de certas regras ou critérios de similaridade que devem ser mantidos entre os dois sistemas.

Vários são os critérios de similaridade, tais como, geométrica, dinâmica, elétrica, magnética, térmica e química, que em muitos casos práticos, existe a dificuldade em reproduzir todos eles com o protótipo simultaneamente (semelhança incompleta). Sob tais condições, deverá ser modelado unicamente o aspecto mais importante do processo, sendo posteriormente os resultados complementados utilizando outras técnicas de modelamento físico ou modelamento matemático, para obter uma clara definição da solução do problema (SZEKELY; EVANS; BRIMACOMBE, 1988; MAZUMDAR, 1990; DEO; BOOM, 1993; PAN; BJORKMAN, 2002; MAZUMDAR, EVANS, 2004; SESHADRI V. et al, 2010).

A seguir, serão apresentados os critérios de similaridade mais importantes para o modelamento do escoamento do fluido em panelas agitadas com gás. Outras definições de critérios de similaridade e comentários sobre modelamento físico não serão abordados aqui, devendo ser consultadas as respectivas bibliografias mencionadas anteriormente.

a) Similaridade Geométrica

A similaridade geométrica requer que ambos, modelo e a panela industrial, tenham a mesma forma e que as dimensões sejam relacionadas através de um fator de escala (λ), conforme Equação 5:

$$\lambda = L_{\text{modelo}} / L_{\text{panela}} \quad (5)$$

Embora não exista nenhuma restrição quanto ao fator de escala a ser utilizado na construção de um modelo físico, Becker e Oeters (1998) relatam resultados experimentais de tempos de mistura discrepantes com os de Joo e Guthrie (1992) pela escolha inadequada do fator de escala do modelo físico da panela.

b) Similaridade Dinâmica

Em virtude de que o escoamento em painéis agitados com gás é dominado pelas forças de inércia e gravitacional (empuxo), o critério para estabelecer a similaridade dinâmica entre o modelo e a panela industrial, é derivado da igualdade do número de Froude, conforme Equação 6,

$$(N_{Fr})_{\text{modelo}} = (N_{Fr})_{\text{panela}} \quad (6)$$

Este critério sugere que a razão entre as forças de inércia e as forças gravitacionais, deve ser idêntica para a panela industrial e modelo físico. E isto resulta na equação 7:

$$(U_{cb}^2 / gL)_{\text{modelo}} = (U_{cb}^2 / gL)_{\text{panela}} \quad (7)$$

A equação 7, equivalência do número de Froude, é a chave para o modelamento das operações de injeção de gás na panela. É necessário mencionar, que outro critério de modelamento, baseado na igualdade do número de Froude modificado (incorporando a velocidade no orifício) entre o modelo e a panela industrial, não é aplicável nesta situação, desde que para as condições de escoamento na panela a energia cinética do gás injetado é consideravelmente menor do que a energia potencial das bolhas de gás em ascensão. Além disso, no regime de borbulhamento, as condições hidrodinâmicas no injetor (orifício, válvula, lança) não são críticas para o escoamento de recirculação total produzido em tais sistemas (MAZUMDAR, 1990; MAZUMDAR; GUTHRIE, 1995).

A partir da equação 7 e substituindo a equação da velocidade de ascensão na coluna de bolhas, U_{cb} , (equação 3a), chega-se a equação 8 para o cálculo da vazão de gás entre o modelo e a panela em escala industrial,

$$Q_{\text{modelo}} = \lambda^{5/2} Q_{\text{panela}} \quad (8)$$

Mazumdar, Kim e Guthrie (2000), através de considerações teóricas e observações experimentais, justificam a equação 8 como o critério mais apropriado para similaridade dinâmica.

Antes do cálculo da vazão de gás para o modelo, todas as vazões de gás padrão utilizadas na panela industrial deverão ser corrigidas para o volume de gás real correspondentes às condições de temperatura e pressão (altura ferroestática média acima do injetor) do aço líquido na panela conforme a equação 9. Para simplificação dos cálculos, foi considerada somente a metade da altura do banho na panela (MIETZ; SCHNEIDER; OETERS, 1991)

$$Q_{\text{panela}} = Q_g^N (T_1/T_N) \left(\frac{P_N}{P_N + \frac{1}{2} \rho_1 g H} \right) \quad (9)$$

Mazumdar, Kim e Guthrie (2000), também justificam que a relação entre os tempos de mistura entre o modelo e a panela industrial em sistemas geometricamente e dinamicamente similares sob condições isotérmicas, devem ser relacionadas conforme equação 10,

$$\tau_{\text{modelo}} = \lambda^{0,5} \tau_{\text{panela}} \quad (10)$$

As equações 8 e 10 são estritamente válidas para sistemas agitados com gás onde se tenha: injetores de gás centrais ou excêntricos; presença de uma camada de escória na superfície e condições isotérmicas. Por outro lado, a equação 10 é válida para qualquer critério ou grau de mistura utilizado (ver seção 3.4.2.3).

c) Similaridade Térmica

A maioria dos estudos em modelos físicos de panelas agitadas com gás foi conduzida sob condições isotérmicas. Para estudos não isotérmicos, como apresentado por Pan; Bjorkman, 2002, a similaridade térmica para fenômenos por convecção natural entre o modelo físico e a panela industrial requer que, além da relação de igualdade do número de Froude ser mantida (equação 6), que a similaridade do empuxo térmico entre os dois seja mantida conforme a equação 11,

$$(\beta \Delta T)_{\text{modelo}} = (\beta \Delta T)_{\text{panela}} \quad (11)$$

As condições de completa similaridade não são somente ditadas pela equação 11, também são determinadas pelas condições de contorno. Assim, a razão de fluxo de calor pela superfície entre o modelo e a panela industrial deverá variar na proporção de $0,283 \lambda^{0,5}$ para que a similaridade dos perfis térmicos entre os dois sistemas seja mantida. Tal critério porém deverá ser pouco provável de ser respeitado no modelo físico, devido a natureza dissimilar dos materiais utilizados (acrílico e refratários). Assim, estudos não isotérmicos utilizando modelos físicos serão um tanto aproximados.

3.2 FLUIDOS SIMULADORES: sistemas gás-metal-escória

A Tabela 2 e Tabela 3, mostram as principais propriedades físicas dos fluidos simuladores utilizados em laboratório para o estudo de painéis agitadas com gás.

Os modelos físicos com água são os mais utilizados. A água simula o aço líquido em virtude de que a água a 25 °C possui aproximadamente a mesma viscosidade cinemática (razão de viscosidade absoluta e densidade) que a do aço líquido a 1600 °C.

Em virtude da baixa tensão superficial da água, sistemas gás-metais fundidos (de baixa e alta temperatura de fusão) têm sido utilizados para estudos de comportamento das bolhas de gás, assim como, para estudos do escoamento (TACKE et al, 1985; IGUCHI, 1992; IGUCHI; NOZAWA; MORITA, 1991; XIE; ORSTEN; OETERS, 1992; OKUMURA; HARRIST; SANOT, 1998; XIE; OETERS, 1992; IGUCHI, 1995).

As escórias também têm sido simuladas em modelos físicos para o estudo dos fenômenos de transferência de massa entre a escória e metal, assim como, para o estudo dos fenômenos de emulsificação da escória. Em ambos os sistemas, água e compostos orgânicos (ciclohexano, óleo de silicone, óleo de parafina, querosene, óleo de motor, etc) foram utilizadas como simuladores do aço e escória respectivamente (SAVOLAINEN; FABRITIUS; MATTILA; 2009; MAZUMDAR; NAKAJIMA; GUTHRIE, 1988; MIETZ; SCHNEIDER; OETERS, 1991; IGUCHI et al., 1996; ILEGBUSI, 1998; OGAWA; ONOUE, 1989).

Tabela 2- Propriedades físicas dos principais fluidos simuladores utilizados em modelos físicos a pressão atmosférica.

Sistemas Simuladores	Temperatura (°C)	Massa específica, líquido ρ_L (g/cm ³)	Massa específica, Gás ρ_g (g.cm ⁻³)	Tensão Superficial σ (mN.m ⁻¹)	Viscosidade Cinemática (cm ² /s, 10 ⁻²)	Viscosidade Dinâmica (g/cm.sec, 10 ⁻²)
Água-ar	25	1,0	1,17x10 ⁻³	73	1,0	1,0
Ferro-Argônio	1250	7,0	3,17x10 ⁻⁴	1350	0,629-0,886	4,4 - 6,2
Cobre-Argônio	1250	8,0	3,17x10 ⁻⁴	1300	-	-
Liga Wood-Nitrogênio	100	9,4	9,04x10 ⁻⁴	460	0,447	4,2
Mercurio-ar	25	13,6	1,17x10 ⁻³	465	0,114	1,55

Fonte: Iguchi et al., 1995

Uma comparação entre as propriedades físicas de um sistema real aço/escória utilizado na indústria com diferentes simuladores de escória (sistemas água/óleo) encontrados na literatura é apresentado na Tabela 3. Como se pode observar, os simuladores de escória utilizados possuem uma baixa razão de massa específica em relação à do aço/escória e uma viscosidade cinemática muito abaixo que a do sistema

real aço-escória. Tentando ajustar melhor a razão de massa específica, Krishnakumar e Irons (2005) relatam ter utilizado como sistemas simuladores líquido/líquido, solução de $\text{CaCl}_2/\text{óleo}$. Estas adições de CaCl_2 à água, tornam a razão de massa específica mais próximas a do sistema real aço-escória. No caso do óleo de silicone, é um dos simuladores de escória mais utilizados por possuir uma ampla faixa de viscosidades dentro do qual se encontram as viscosidades das escórias industriais.

Tabela 3- Propriedades físicas entre os sistemas aço/escória (1600 °C) e água/óleo (25 °C).

Parâmetros	Panela Industrial	Modelo Físico			
	Aço	Água			
Massa específica do aço e água, ρ (kg/m^3)	7.000	1.000			
Viscosidade Cinemática aço – água $\nu = \nu/\rho$ (m^2/s)	$0,913 \times 10^{-6}$	1×10^{-6}			
Massa específica, ρ (kg/m^3)	Escória ^(a)	n-Pentano	Parafina	Querosene ^(b)	Silicone
	2.745	620	860	791	960
Razão de massa específica, aço/escória - água/óleo	2,55	1,61	1,16	1,26	1,04
Viscosidade Cinemática ν (m^2/s)	4×10^{-4}	$0,37 \times 10^{-6}$	88×10^{-6}	$2,7 \times 10^{-6}$	100×10^{-6}
Tensão Interfacial escória/aço, óleo/água, $\sigma_{\text{metal-escória}}$ (mN/m)	120	57,8	45,7	58	53

^(a) Escória industrial, viscosidade máxima estimada: 10 Poise. ^(b) Dados do fabricante e Khajavi e Barati (2010). Demais Fontes: Llanos C. et al, 2010; Iguchi et al., 1994; 1998; Kim; Fruehan; Guthrie 1993.

Outro aspecto a ser observado, é que os valores de tensão interfacial entre os simuladores de escória e água são muito menores (na ordem de 80 mN/m) do que no sistema real e não podem ser aumentados para o sistema óleo/água. Por conseguinte, a igualdade da similaridade do número de Weber (razão entre força de inércia e tensão superficial) entre a escória simulada e escória industrial não é possível de ser mantida dentro dos fluídos considerados. Talvez uma melhoria possa ser alcançada com outros líquidos tais como metal mercúrio ou liga de Wood (IGUCHI et al., 1998).

Do anteriormente exposto, pode-se dizer que em vista de que as propriedades físicas dos simuladores de escória empregados ser muito diferentes da escória real, a simulação exata de uma camada de escória industrial não deverá ser possível e aproximada similaridade deverá ser aceita. Entretanto, deverá de ter-se em conta que certos fenômenos visualizados no modelo serão muito mais críticos do que na panela industrial. Como será visto mais adiante, em estudos de emulsificação (entrada de gotas de escória para o banho líquido), é esperado que pela baixa tensão interfacial e

diferença de massa específica entre o sistema água/óleo, o modelo subestima a força necessária para a quebra da camada e entrada das gotas de escória, fazendo com que esta aconteça mais facilmente no modelo físico do que na panela industrial (SINGH E GHOSH, 1990).

3.3 TÉCNICAS EXPERIMENTAIS

Um resumo das técnicas experimentais utilizadas em modelos físicos está apresentado na Tabela 4.

Tabela 4- Técnicas experimentais utilizadas em modelos físicos de panelas.

REGIÃO ANALISADA	FENÔMENO ESTUDADO	EQUIPAMENTOS	PARÂMETROS MEDIDOS				IMPORTÂNCIA
			fração de gás	frequência	velocidade	tamanho	
COLUNA DE BOLHAS (duas fases: gás/líquido)	Comportamento das bolhas de gás	Sonda Eletroresistiva	*	*	*	*	A eficiência dos processos que utilizam a injeção de gás, depende do aumento da área interfacial total das bolhas geradas nos injetores (bicos).
		Raio X				*	
		Transdutor de Pressão		*			
		Sensor de Capacitância		*	*	*	
		Sensor óptico a laser	*	*	*	*	
		Filmadora de alta velocidade		*	*	*	
			pH, condutividade e absorção de luz	Visualização escoamento	Velocidades médias e Parâmetros de turbulência		
RECIRCULAÇÃO (líquido)	Taxas de mistura	pH metro, condutivímetro, Colorimetria	*				O perfil de escoamento e a mistura do líquido dentro da panela agitada com gás, exercem profunda influência sobre a flotação das inclusões, mistura dos elementos de liga e taxa de reação.
	Escoamento	(DPIV)		*	*		
		Corante		*			
		Anemometria Laser-Doppler (LDA)			*		
		Anemometria Laser-Doppler (LDV)			*		
	Sensores Magnéticos			*			
Propagação de ondas superficiais	Sensor Ultrasom e de Capacitância		Distribuição da energia de dissipação			A estimação da energia de dissipação na superfície do banho é muito importante porque são sítios para mistura, reações químicas e remoção das inclusões.	

De um modo geral, têm sido aplicadas diversas técnicas experimentais (individual ou combinadas) para o estudo do comportamento das bolhas e escoamento do líquido,

sendo que estas técnicas estão constantemente evoluindo. Durante a aplicação dessas técnicas, é comum a utilização simultânea de uma câmera de vídeo de alta velocidade para o registro dos diferentes comportamentos observados.

Os sensores eletroresistivos têm sido os instrumentos mais empregados para a determinação das características das bolhas de gás, sendo os mais versáteis os sensores de dois contatos, os quais permitem medir simultaneamente tamanho e velocidade das bolhas, além dos parâmetros de frequência e fração de gás (CASTILLEJOS; BRIMACOMBE, 1987; TACKE et al., 1985).

Esses sensores, originalmente utilizados para medidas em água, têm sido aplicados para medidas em outros tipos de banhos líquidos tais como: metais fundidos (ferro, liga de Wood, etc) e banhos de óleo, resultando numa nova evolução do mesmo, como o sensor de capacitância e sensor óptico a laser (CASTILLEJOS; BRIMACOMBE, 1989; XIE; ORSTEN; OETERS, 1992; IGUCHI; KAJI; OKITA, 1998; FU; EVANS, 1999; KISHIMOTO et al., 1999). Para a observação do comportamento das bolhas em líquidos não transparentes (metais fundidos) se faz necessária a iluminação por Raios X (IGUCHI et al., 1995).

Outro tipo de instrumento utilizado para o estudo da frequência das bolhas é um tipo de transdutor de pressão instalado na canalização de entrada do gás, o qual, a partir de variações de pressão provocado pelo desprendimento das bolhas do orifício, permite o monitoramento da frequência das bolhas (THOMS; TU; JANKE, 1997).

Usualmente emprega-se medidas experimentais de condutividade, colorimetria e pH para a determinação das taxas de mistura (MAZUMDAR; GUTHRIE 1995; MIETZ; OETERS, 1988; BECKER; OETERS, 1998; AKDOGAN; ERIC, 1999).

As técnicas Anemometria Laser-Doppler (LDA), Velocimetria Laser Doppler (LDV) e mais recentemente a técnica Digital Particule Image Velocimetry (DPIV), são utilizadas para medidas de velocidades do líquido, onde são necessárias uma fonte laser e a adição de partículas no banho líquido. As partículas seguem o fluxo da água, e a velocidade das partículas é igual à velocidade de escoamento no ponto de medida. A vantagem destes métodos está em não perturbar o fluxo, como no caso dos métodos que utilizam medidores intrusivos (MAZUMDAR, 1988; MIETZ; OETERS, 1989; IGUCHI et al., 1996; NUNES, 2005). Para medidas de velocidade do fluido em metais fundidos também têm sido utilizados sensores magnéticos (XIE; OETERS, 1992).

Como técnica complementar, a injeção de um traçador ao líquido permite a visualização do escoamento do fluido (MIETZ; OETERS, 1988; BECKER; OETERS, 1998).

3.4 MISTURA NA PANELA

3.4.1 Região da Coluna de Bolhas

A partir de estudos realizados em modelos físicos na região da coluna de bolhas (região de duas fases gás-líquido) encontram-se na literatura duas formas de classificar as zonas de escoamento dessa região. A **Figura 2** exemplifica estas duas classificações (IGUCHI, 1992; IGUCHI et al., 1993; IGUCHI; NOZAWA; MORITA, 1991). A figura 2a apresenta uma primeira classificação, onde a região bifásica é subdividida em quatro regiões fisicamente distintas partindo-se de baixo para cima: bolhas primárias, bolhas livres, pluma e crista ou (domo). Dessas, a região da pluma, caracterizada pela dispersão de bolhas esféricas numa mistura de ar e líquido, é a maior, e ocupa a maior parte da profundidade do banho (MAZUMDAR; GUTHRIE, 1995; ZHOU; BRIMACOMBE, 1994).

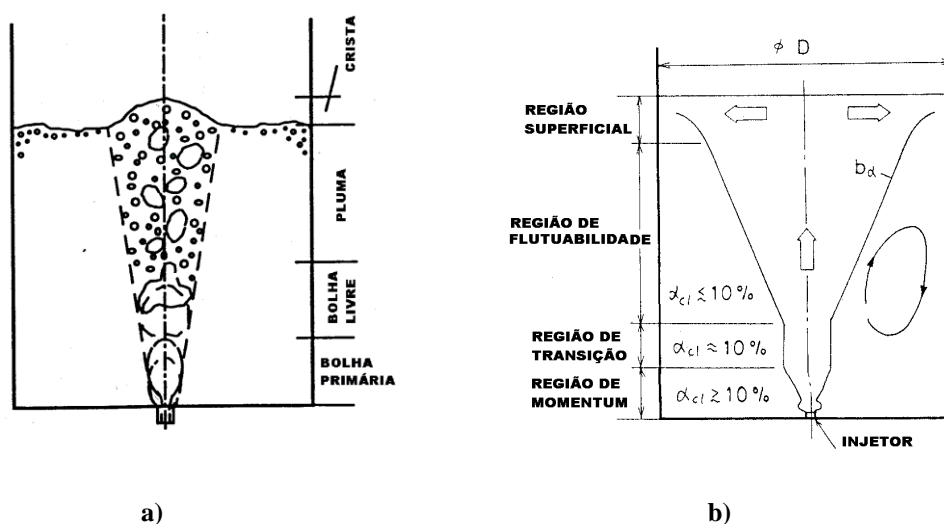


Figura 2- Classificação do perfil de escoamento na coluna de bolhas: α_{cl} , valor máximo da fração de gás axial e b_α , posição radial para 50% do máximo da fração de gás axial. Fonte: Iguchi; Nozawa; Morita 1991; Iguchi et al., 1992; Iguchi et al., 1993.

A outra classificação para a região de duas fases é encontrada em função da fração de gás, classificando-a em quatro sub-regiões com o aumento da distância axial desde a saída do injetor, como mostrado esquematicamente na figura 2b. Elas são denominadas de região de momentum, transição, flutuabilidade e superficial e onde, α_{cl} , corresponde ao valor máximo da fração de gás axial e b_α , corresponde à posição radial onde a fração de gás é 50% do máximo da fração de gás na posição axial (IGUCHI; NOZAWA; MORITA, 1991; IGUCHI et al., 1992; IGUCHI et al., 1993).

3.4.1.1 Geometria da Coluna de Bolhas e Abertura do Olho na Escória

Baseando-se em estudos fotográficos da coluna de bolhas e medidas de eletroresistividade, Murthy e Mehrotra (1992) e Murthy et al. (1988) concluíram que a forma da coluna de bolhas é aproximadamente a de um “cone truncado” com sua origem (h_o) localizada abaixo da saída do injetor, como mostrado na Figura 3.

As dimensões do cone dependem das condições operacionais como, por exemplo, da vazão de gás (Q) e da altura do banho (H). O diâmetro do orifício (d_n) tem pouco efeito sobre o ângulo cônico (θ_c).

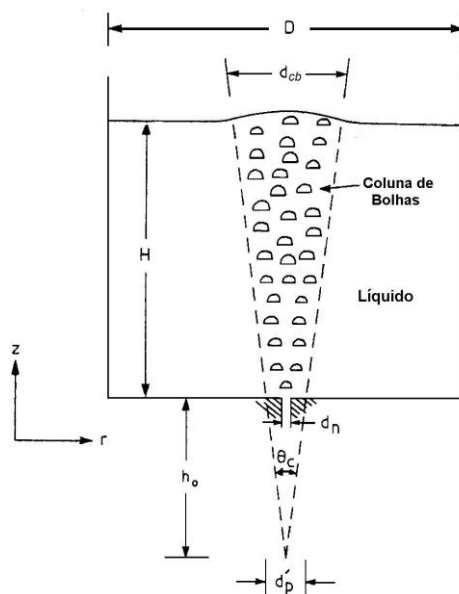


Figura 3- Geometria da coluna de bolhas mostrando sua expansão cônica acima do ponto de injeção. Fonte: Murthy; Mehrotra 1992.

Themelis e colaboradores, citados por Murthy e Mehrotra (1992), através de medidas do diâmetro da coluna de bolhas (d_{cb}) na superfície do banho, sugerem que as dimensões da coluna de bolhas podem ser correlacionadas com o ângulo cônico (θ_c) conforme a expressão (equação 12):

$$d_{cb} = 2H \tan(\theta_c/2) + d_n \quad (12)$$

Themelis e colaboradores, citados por Sano e Mori (1983), mostra que o diâmetro da coluna de bolhas (ou pluma) pode ser assumido igual ao diâmetro na superfície do banho, desde que a distância do líquido ao injetor de gás seja maior que a do diâmetro do injetor, conforme a expressão (equação 13)

$$d_{cb} = 0,37 H \quad (13)$$

Durante os experimentos, esses autores observaram um movimento de rotação da coluna de bolhas. Esse movimento foi explicado da seguinte maneira: com o aumento da vazão de gás, a crista torna-se cada vez maior, e num certo instante ela inicia a oscilar, conduzindo a um vigoroso movimento ondulatório na superfície do banho, o qual causa a rotação da coluna de bolhas (MURTHY; MEHROTRA, 1992; KRISHNA MURTHY; MEHROTRA; GHOSH, 1988).

Mazumdar (1990) assumindo equivalentes frações de gás na coluna de bolhas para o modelo e panela industrial, $\alpha_{\text{modelo}} \approx \alpha_{\text{panela}}$, estabeleceram a equação (14) para o cálculo do raio equivalente (médio) da coluna de bolhas, r_{ep} , na panela industrial:

$$r_{ep} = \sqrt{\frac{Q_p}{\pi U_{cb_p} \alpha_m}} \quad (14) \quad \text{onde:} \quad \alpha_m = \frac{Q_{\text{modelo}}}{\pi r_e^2 U_{cb}} \quad (15)$$

Paralelamente a estas investigações e de grande interesse industrial, do ponto de vista de reoxidação e limpeza do aço, têm sido os estudos realizados sobre estimativas da área do olho da coluna de bolhas em sistemas metálicos cobertos por uma camada de escória, **Figura 4**.

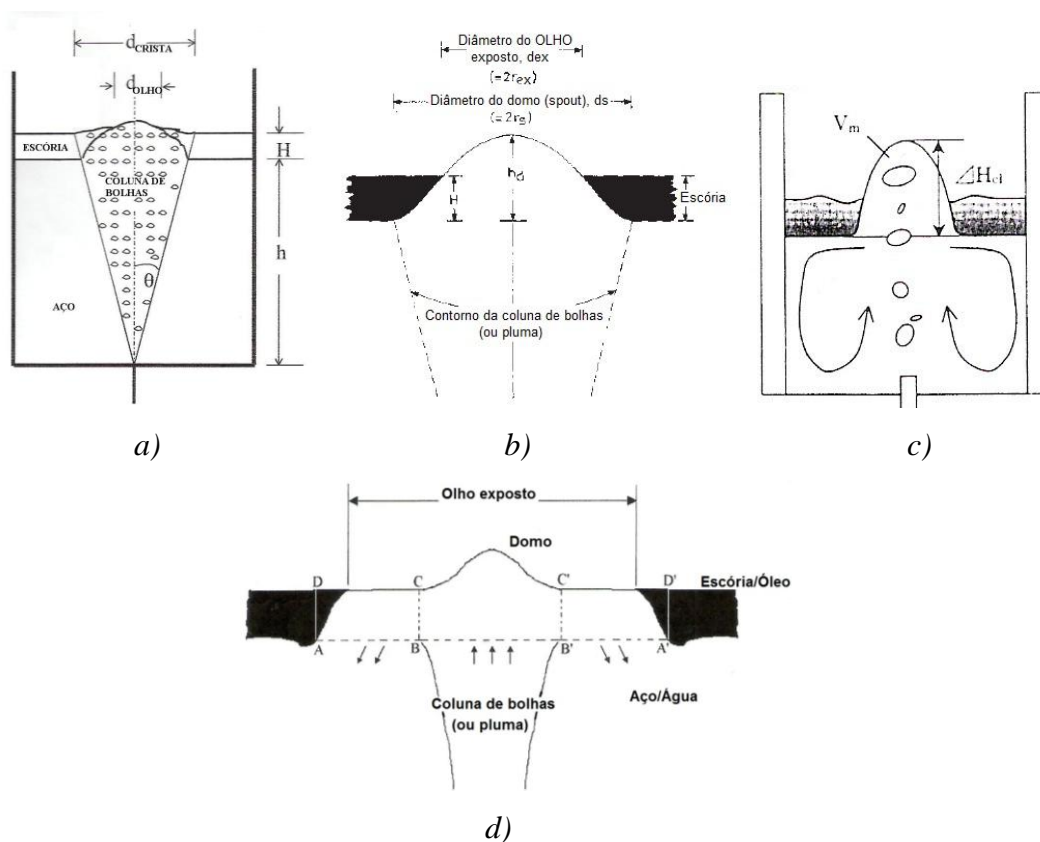


Figura 4- Diferentes esquemas geométricos para a formulação do modelo da área do *olho* na escória: a) Subagyo et al., 2003, b) Mazumdar; Evans, 2004; c) Iguchi et al., 2004; d) Krishnapisharody; Irons, 2005, 2008.

Um sumário das equações empíricas desenvolvidas por vários pesquisadores para definir a área do olho da coluna de bolhas na escória em função de parâmetros operacionais e propriedades físicas da escória é apresentado na Tabela 5.

Tabela 5-Evolução das equações empíricas para a área do olho na escória propostas por vários investigadores.

Autores	Sistema		Equações
YONEZAWA; SCHWERTDFEGER (Y+S), 1999;2004	Mercúrio/óleo de silicone	Eq. (16)	$\log \frac{A_{olho}}{hH} = 0,69897 + 0,90032 \log \left(\frac{Q^2}{gH^5} \right) - 0,14578 \left[\log \left(\frac{Q^2}{gH^5} \right) \right]^2 + 0,1560 \left[\log \left(\frac{Q^2}{gH^5} \right) \right]$ <p>para diâmetro do injetor de $d=0,5mm$</p>
SUBAGYO et al., 2003	Análise dados de (Y+S).	Eq. (17)	$\frac{A_{olho}}{(H+h)^2} = (0,02 \pm 0,002) \left[\frac{Q^2}{gH^5} \right]^{-0,375 \pm 0,0136} \quad R^2 = 0,915$ <p>Análise limitada a modelos de água e panelas com $H/D \cong 1$, posição de gás central e energia de agitação na ordem de 10 W/t.</p>
MAZUMDAR e EVANS, 2004	Mercúrio-nitrogênio Argônio-aço	Eq. (18)	$\frac{A_{olho}}{H^2} = K_1 - K_2 \left(\frac{h}{Q^{2/3}} \right)$ <p>onde: K_1 e K_2 constantes empíricas</p>
IGUCHI et al., 2004	água/óleo de silicone	Eq. (19)	$\log \frac{A_{olho}}{H_m^2} = -0,222 - 0,741 * \left[\frac{2g(\rho_m - \rho_{esc})H_{esc}}{(\rho_m u_{mcl}^2)} \right]$ <p>onde: $\left[\frac{2g(\rho_m - \rho_{esc})H_{esc}}{(\rho_m u_{mcl}^2)} \right] < 4$ e $A_{olho} < \frac{\pi D^2}{4}$</p>
KRISHNAPISHARODY, K; IRONS, G. A., 2005; 2008	Solução $CaCl_2$ e óleo silicone. (!)Adição na água de $CaCl_2$ aproxima a razão de densidades ao sistema aço/escória	Eq. (20) Eq. (21)	$\frac{A_{olho}}{A_{cb}} = \alpha + \beta Fr^{1/2} \quad \text{onde: } Fr = \left(\frac{\rho_l}{\Delta\rho} \right) \frac{U_{cb}^2}{gh} \quad \text{ou}$ $\frac{A_{olho}^*}{A_{cb}^*} = \alpha + \gamma (1 - \rho^*)^{-1/2} (Q^*)^{1/3} (h^*)^{-1/2}$ <p>onde: α, β e γ são constantes numéricas e (*) quantidades adimensionalizadas; U_{cb}, calculada pela equação de Castello-Branco; Schwerdtfeger (eq. 3c).</p>
PERANANDHANTHAN, M; MAZUMDAR, D. 2010	água/(óleos: silicone, mostarda, coco verde, soya, éter de petróleo, etileno de tetracoloro (C_2Cl_4)).	Eq. (22)	$\frac{A_{olho}}{hH_{esc}} = 3,25 \left(\frac{U_{cb}^2}{gH_{esc}} \right)^{1,28} \left(\frac{\rho_l}{\Delta\rho} \right)^{0,55} \left(\frac{v_{esc}}{H_{esc} U_{cb}} \right)^{-0,05}$ <p>U_{cb}, calculada pela equação de Castello-Branco; Schwerdtfeger (eq. 3c).</p>

Basicamente, os estudos sobre a influência das variáveis operacionais (vazão de gás, altura de banho líquido e camada de escória) sobre o olho na escória concluem, que o tamanho do olho na escória aumenta com a vazão de gás e altura do banho líquido e, diminui com o aumento da espessura de escória. Peranandanthan e

Mazumdar (2010) de seus resultados experimentais sobre a influência das propriedades físicas da escória na formação do olho na escória, indicam que uma camada de escória com alta viscosidade tende a dissipar mais energia devido aos efeitos de fricção e dissipação viscosa originando uma abertura de olho menor. A tensão interfacial entre as fases líquidas, não exercem influência significativa sobre a área do olho na escória. A tensão interfacial é geralmente importante em pequenas escalas, e para o caso de típicas panelas siderúrgicas onde o tamanho atingido pelo olho na escória é grande, as forças de tensão interfacial não são predominantes em comparação com a influência das forças de inércia e gravidade. Por outro lado, a influência da densidade indica que quanto maior a diferença de densidade entre as duas fases líquidas (ex. escória leve) a entrada sub-superficial da fase superior é relativamente fácil, particularmente ao redor da vizinhança do olho na superfície do banho, criando um maior olho na escória.

Maiores detalhes sobre o desenvolvimento e hipóteses consideradas na proposta destas equações, podem ser encontradas nos respectivos artigos.

Yonezawa e Schwerdtfeger (1999;2004), foram um dos primeiros em realizar medidas da área do olho da coluna de bolhas na escória em função da vazão de gás, diâmetro do injetor de gás e espessura de camada de escória em dois diferentes sistemas agitados com gás, modelo a frio a base de mercúrio/óleo de silicone e uma panela industrial de 350 toneladas. Para a quantificação de suas medidas desenvolveram correlações empíricas entre dois grupos adimensionais, A_{olho}/hH e Q^2/gH^5 (número de Froude). Uma de suas equações, equação 16, válida para um diâmetro de injetor de 0,5 mm é mostrada na tabela 5. A conclusão de seu trabalho indica que a relação explícita A_{olho}/hH e Q^2/gH^5 são diferentes para diferentes diâmetros de injetores e que ambos os dados do modelo físico assim como da usina, não podem ser descritos via uma única correlação.

Mais tarde, Subagyo et al. (2003), a partir dos dados experimentais de Yonezawa e Schwerdtfeger (Y+S), introduzem uma nova variável adimensional $A_{\text{olho}}/(h+H)^2$ chegando a propor uma nova equação empírica entre $A_{\text{olho}}/(h+H)^2$ e Q^2/gH^5 . Esta equação 17, deduzida de uma regressão linear simples, relaciona o diâmetro do injetor e geometria da panela de uma maneira mais unificada e mais precisa do que a equação 16.

É importante enfatizar que os estudos de Yonezawa e Schwerdtfeger, assim como, Subagyo et al., desconheciam qualquer influência que as propriedades físicas da camada de escória líquida poderia exercer sobre a formação da área do olho.

Mazumdar e Evans (2004) desenvolvem uma expressão entre A_{olho}/h^2 e $H/Q^{-2/3}$ para estimar a área do olho na escória em painéis cobertos por uma fina camada de escória, expressa pela equação empírica 18. Os valores das constantes K_1 e K_2 dependem das propriedades físicas do tipo de sistema gás-líquido, vazão de gás e dimensões da panela (altura de líquido e diâmetro). O modelo desenvolvido mostra que uma mesma correlação não pode ser aplicada para descrever os dados na escala de laboratório e planta industrial.

Iguchi et al. (2004), relata que para aumentar a precisão das aproximações de Yonezawa e Schwerdtfeger ($Y+S$) e (Subagyo et al.) será necessário tomar em consideração as propriedades físicas dos fluidos simuladores para o metal, gás e escória respectivamente. Assim, tomando também como base os dados experimentais de ($Y+S$) desenvolvem outra equação empírica entre a área do olho da coluna de bolhas adimensional (A_{olho}/H_m^2) e as propriedades físicas do líquido, gás e escória [$2g(\rho_m - \rho_s)H_s/(\rho_m u_{mcl}^2)$]. A equação 19 proposta por eles foi considerada melhor que as equações empíricas existentes por incluir as propriedades físicas dos fluidos envolvidos, particularmente a densidade.

Finalmente Krishnapisharody e Irons (2005), de seus estudos experimentais sobre a formação do olho na escória num modelo de panela cilíndrica sob uma variedade de condições experimentais, apresentam um novo modelo que expressa a área do olho na escória adimensionalizada em relação à área transversal da coluna de bolhas (A_{olho}/A_{cb}), como uma função do número de Froude (Up^2/gh) baseado na velocidade da coluna de bolhas e na altura da camada de escória (equação 20). A conclusão dos estudos realizados por Krishnapisharody e Irons (2005) mostram que, a definição de área do olho adimensionalizada em relação à área da coluna de bolhas A_{olho}/A_{cb} (equação 20) pode fornecer boas estimativas do tamanho do olho para propósitos práticos.

Do estudo do qual a equação 20 foi derivada, o diâmetro da panela foi o bastante grande para não influenciar o tamanho do olho e para o balanço de forças simplesmente foi utilizado a altura de escória nominal (h). Em virtude de que com o aumento do tamanho do olho a escória é puxada para a periferia, aumentando a altura de escória efetiva, Krishnapisharody e Irons (2008) propõem a equação 21 considerando no balanço de forças a altura de escória atual (h'). A equação 21 calcula o tamanho do olho em painéis agitados com gás desde as principais variáveis operacionais da panela e demonstra uma boa estimativa para uma variedade de sistemas multifásicos. O modelo é válido somente para operações na panela usualmente

com uma camada fina de escória ($h/H < 0,05$). Os parâmetros tais como, tensão interfacial e viscosidade da fase superior, propriedades físicas do gás, tamanho e tipo de injetor, foram excluídas da análise por considerar não influenciar no processo de formação do olho.

De todos os modelos para a previsão da área do olho apresentados anteriormente, Peranandanthan e Mazumdar (2010) sustenta que os mesmos não são totalmente efetivos. Assim, recentemente utilizando diferentes sistemas simuladores de escória, incorporam a influência da viscosidade (além da densidade) originando a equação 22. Segundo os autores, a equação 22 é razoavelmente efetiva para estimar a área do olho na escória durante as operações de homogeneização na panela tanto no modelo como na panela industrial, sob um amplo intervalo de condições operacionais e escórias líquidas.

3.4.1.2 Comportamento das Bolhas de Gás

Quando gás é injetado através de um injetor submerso (plug e orifício) são observados diferentes comportamentos de formação e ascensão das bolhas em função das vazões de gás (MAZUMDAR; GUTHRIE, 1995; ZHOU; BRIMACOMBE, 1994; OETERS, 1994).

Zhou e Brimacombe (1994) encontraram uma mudança na formação e estrutura de dispersão da bolha de gás em função da vazão de gás, em sistemas ar-água através de observações experimentais de seqüências fotográficas. Tal como representado esquematicamente na Figura 5a, abaixo da vazão crítica de gás, as quatro regiões de dispersão de gás são mantidas, como já foi mostrado anteriormente na Figura 2a-b.

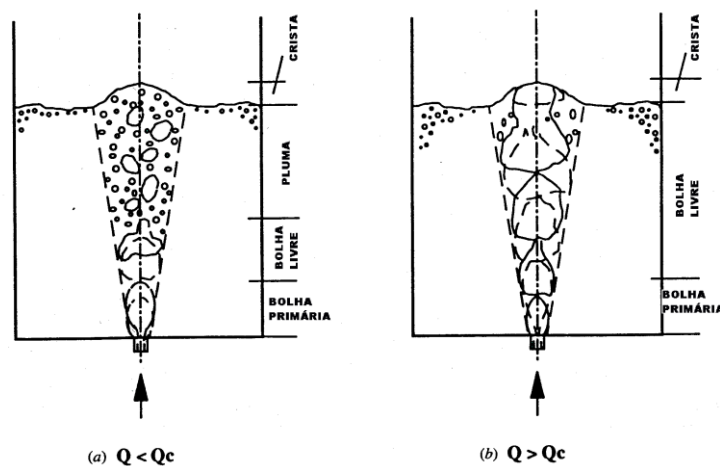


Figura 5- Diagrama esquemático de escoamento bifásico em jatos de gás injetados verticalmente (a) abaixo (b) acima da taxa de injeção crítica de gás (Q_c). Fonte: Zhou; Brimacombe, 1994.

Por outro lado, acima da vazão crítica de gás (**Figura 5b**), observa-se uma mudança na estrutura da dispersão de gás na região de ascensão de bolhas livres. Isto é, a desintegração das bolhas livres para formar a pluma desaparece, e grandes bolhas atingem a superfície do banho.

Como será mencionado posteriormente, o conhecimento da vazão crítica de gás é importante para controlar o escoamento do fluido de processos agitados com gás. Acima da vazão crítica de gás, a elevada descarga de energia na superfície do banho pelo desprendimento de gás, promove reações metal-escória neste local. Abaixo da vazão crítica de gás, uma grande fração de energia da flutuabilidade das bolhas de gás é transferida para o líquido, aumentando sua mistura.

Anagbo e Brimacombe (1990) e Iguchi; Kaji; Morita (1998) usando injeção de gás através de um “plug” poroso em um modelo de água observaram três modelos diferentes de dispersão das bolhas na coluna de bolhas em função da vazão de gás, como mostrado na **Figura 6**. Em regimes de baixa vazão de gás, geram-se pequenas bolhas discretas, que ascendem no banho sem coalescência e desintegração. Em regimes de vazões médias de gás, também são geradas pequenas bolhas, mas algumas delas coalescem enquanto sobem no banho. E finalmente, no regime de altas vazões, as bolhas formadas na saída do “plug” unem-se num único pacote de gás e envolvem toda a superfície do “plug” que se desintegra assim que se desprende.

Isto indica que a injeção de gás através de um “plug” poroso para criar finas bolhas é limitada. Por tanto é vital que o plug opere no regime de bolhas discretas para que ocorra um efetivo processo de transferência de calor e massa.

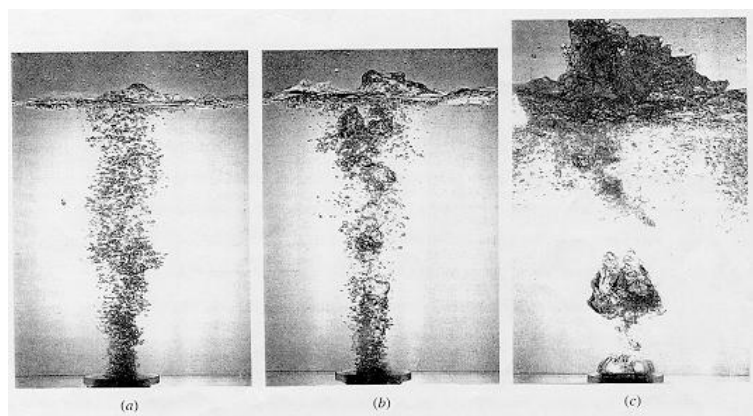


Figura 6- Três modos de dispersão de gás no banho em função da vazão: (a) finas bolhas discretas ($8-14 \text{ cm}^3/\text{s cm}^2$), (b) incipiente coalescência ($>14 \text{ cm}^3/\text{s cm}^2$) e (c) coalescência ($40 \text{ cm}^3/\text{s cm}^2$). Fonte: Anagbo; Brimacombe, 1990.

Vários pesquisadores têm reportado estudos sobre a transição do regime de borbulhamento para o regime de jato (“bubbling-jetting”). Essa transição é função da

vazão de gás injetada. A aplicação desses critérios confirma que o borbulhamento ocorre no caso da metalurgia na panela, e o jato no caso de conversores. A estes diferentes regimes estão relacionados problemas como erosão do refratário e, “clogging” de ventaneiras pelo esfriamento do metal (MAZUMDAR; GUTHRIE, 1995; ZHOU; BRIMACOMBE, 1994; OETERS, 1994; OETERS et al., 1988).

Outro fator a ser considerado sobre a formação da bolha é a molhabilidade de válvulas, orifícios e “plug” porosos pelo líquido. Deve-se enfatizar que uma boa molhabilidade do “plug” produzirá uma grande quantidade de pequenas bolhas, enquanto que um “plug” poroso com pior molhabilidade produzirá grandes bolhas. (MUKAI, 1992)

3.4.1.3 Características das Bolhas

O comportamento das bolhas de gás na região da coluna de bolhas tem sido extensivamente investigada em diferentes sistemas gás-líquido a partir de vários parâmetros tais como; concentração de gás α , frequência, f_B , velocidade μ_B , e diâmetro de bolhas d_B . Usualmente, empregam-se sondas eletroresistivas (de um e dois contatos) para a avaliação destes parâmetros (SHENG; IRONS, 1992; SHENG; IRONS, 1993; SANO; MORI, 1980; IGUCHI, 1998).

Dos resultados obtidos por diversos autores, pode-se concluir que a distribuição espacial da fração de gás e frequência de bolhas podem ser descritas por uma função Gaussiana. Ambas aumentam com a vazão de gás e são simétricas em torno do eixo e são máximas na posição axial, reduzindo-se, e em contínua expansão radial, com o aumento da distância desde o ponto de injeção. Com relação a distribuição da frequência das bolhas, a frequência aumenta à medida que aumenta a distância desde o ponto de injeção, para distâncias axiais abaixo de 100 mm. Esse comportamento está relacionado com a ocorrência de desintegração, na vizinhança do ponto de injeção, das bolhas formadas no orifício. O diâmetro do injetor e o diâmetro da panela têm pouco efeito sobre esses parâmetros na coluna de bolhas.

Baseado nesses estudos, foram propostas uma série de correlações empíricas (não apresentadas aqui) entre as variáveis operacionais e dois parâmetros chaves da coluna de bolhas ou pluma denominados de, fração de gás máxima axial ($\alpha_{m\acute{a}x}$ ou α_{c1}) e metade do raio da coluna de bolhas ($r_{\alpha_{m\acute{a}x}/2}$). O $r_{\alpha_{m\acute{a}x}/2}$, corresponde a posição radial no qual a fração de gás é 50% do máximo da fração de gás na posição axial (MAZUMDAR;

EVANS, 2004; MAZUMDAR; GUTHRIE, 1995; CASTILLEJOS; BRIMACOMBE, 1987,1989; TACKE et al, 1985; IGUCHI, 1992; IGUCHI et al, 1994; IGUCHI; NOZAWA; MORITA, 1991).

Além da similaridade observada entre as correlações empíricas propostas, o número de Froude modificado foi utilizado para quantificar esses parâmetros. Posteriormente, Sudhakar e Mazumdar (citado por Mazumdar e Evans, 2004) sugerem que os parâmetros da coluna de bolhas em tais correlações podem ser representados em termos do número de Froude. Assim, introduzindo a definição de profundidade de penetração do jato (z_0/d), isto é, posição axial no qual a fração de gás máxima axial é 50% ($z=z_0$ em $\alpha_{cl}=50\%$), novas correlações são propostas por esses autores para sistemas de painéis agitados com gás denominados de, profundidade de penetração adimensional (z_0/L) e metade do raio adimensional $r_{1/2}(z_0)/L$ em função do número de Froude. Estas correlações descrevem os resultados experimentais com razoável exatidão.

Xie, Orsten e Oeters; (1992) utilizando uma liga de baixo ponto de fusão, denominada de liga de Wood, agitada por nitrogênio, argônio e hélio, através de injetores posicionados central e excentricamente pelo fundo da panela, concluíram que, com injeção central, a coluna de bolhas (ou pluma) é simétrica e sua seção transversal é circular, enquanto que para o caso do excêntrico, a coluna de bolhas (ou pluma) tem uma seção transversal elíptica e uma deflexão lateral (inclinada) para a parede da panela. Esses mesmos autores estudaram a influência das propriedades físicas do gás sobre o comportamento das bolhas (fração de gás, frequência, velocidade e tamanho das bolhas) não encontrando diferenças entre borbulhamento com nitrogênio, argônio ou hélio para nenhuma dessas variáveis. Concluindo, por conseguinte, que as propriedades do gás não têm influência sobre o comportamento das bolhas.

Iguchi e Chihara (1998) estudando a frequência de formação de bolhas sob diferentes pressões em modelo de água, para um melhor entendimento do processo de degaseificação, concluíram que para uma vazão de gás constante, a frequência de formação de bolhas diminui quando a pressão superficial diminui. Para cada vazão de gás, o tamanho da bolha torna-se maior quando a pressão superficial diminui, porém a forma das bolhas não foi sensível a pressão superficial.

Iguchi et al (1995) desenvolveram um sensor eletroresistivo para medir as características das bolhas (distribuição axial e radial de gás α , frequência das bolhas f_B , velocidade de ascensão das bolhas u_B , e diâmetro médio da bolha d_B) num banho de ferro a 1600°C, e as medidas foram comparadas com correlações empíricas propostas

em prévios experimentos de modelos a frio e a quente (1250°C). Através das duas vazões testadas (50 e 100 cm³/s) concluíram que a fração de gás (α) e velocidade de ascensão (u_B), são independentes da temperatura do banho. Além disso, a frequência de formação de bolhas (f_B) diminui e o diâmetro das bolhas (d_B) aumenta quando a temperatura do banho aumenta. As correlações para as características das bolhas derivadas do modelo a frio, tiveram uma aproximação razoável com os valores medidos na temperatura do banho tanto a 1600 °C como a 1250 °C.

No que se refere à velocidade de ascensão das bolhas, observa-se que bolhas de gás de diferentes tamanhos ascendem na região da coluna de bolhas com diferentes velocidades. Em vários trabalhos, tem-se avaliado a velocidade média de ascensão da bolha. Os perfis são simétricos, com o máximo de velocidade das bolhas localizado ao longo do eixo da coluna de bolhas. Exceto para a região próxima no ponto de injeção, a velocidade média na direção radial é aproximadamente constante. Enquanto ao perfil axial de velocidade de bolhas e líquidos, a velocidade média da bolha na vertical, aumenta com a vazão de gás e é independente da velocidade de injeção e da altura do banho. Da mesma forma, a velocidade do líquido na linha central no eixo da coluna de bolhas, em qualquer vazão, praticamente independe da altura da panela. Desvios dessa tendência foram observados próximo aos pontos de injeção e na superfície. A posição do injetor não tem influência sobre essas, para as condições de borbulhamento central e excêntrico. Dessas observações concluíram que, sob as condições de refino secundário na panela, as velocidades da bolha e líquido são aproximadamente constantes na maior porção da região de duas fases e que as condições fluidodinâmicas no orifício ou bico, não são críticas para a velocidade de ascensão sobre uma significativa porção da altura axial.

Com relação ao diâmetro das bolhas sabe-se que o tamanho da bolha na coluna de bolhas é determinado por processos de desintegração e coalescência, sendo que na região próxima ao injetor o processo de desintegração predomina. Vários métodos podem ser usados para determinar a distribuição do diâmetro das bolhas como foi mostrado na **Tabela 4**. O parâmetro medido com sensor eletroresistivo, é o comprimento da penetração das bolhas (pierced length)¹, a partir do qual pode-se determinar a distribuição do diâmetro das bolhas. Em geral observa-se que a distribuição do

¹ O comprimento de penetração (pierced length) é a distância vertical atravessada por uma bolha em contato com a extremidade do sensor, e é o produto da velocidade de ascensão local e o tempo de contato medido com o sensor.

diâmetro das bolhas segue uma função logarítmica normal e altera-se muito pouco acima do injetor (MAZUMDAR; GUTHRIE, 1995; CASTILLEJOS; BRIMACOMBE, 1987, 1989; OETERS, 1994; XIE; ORSTEN; OETERS, 1992).

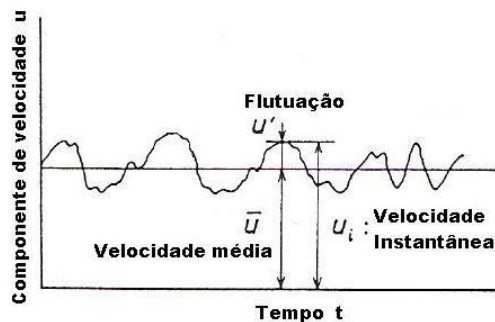
Sahai e Guthrie (1982) e Minion, et al. (1998), através de seus resultados experimentais esclarecem que as bolhas formadas (a partir de bicos, plugs porosos e orifícios) em sistemas gás-metal, são maiores do que em sistemas gás-água, sendo de forma esférica devido à alta tensão superficial dos metais líquidos e características de não molhabilidade dos refratários.

Zhou e Brimacombe (1994) baseando-se na combinação da teoria de instabilidade de Kelvin-Helmholtz e Rayleigh-Taylor, aplicada para descrever o diâmetro crítico para desintegração de uma bolha livre em ascensão concordam que o diâmetro varia com as propriedades físicas do líquido. Esses autores mostraram ainda a variação do diâmetro crítico de desintegração da bolha em relação a razão entre a tensão superficial e densidade do líquido para água e outros metais líquidos. De acordo com isso, o tamanho de bolha crítico (d_c) num sistema ar-água deveria ser maior do que num sistema argônio-mercúrio. Porém, isso não foi comprovado com os resultados obtidos por TACKE et al., (1985), CASTILLEJOS; BRIMACOMBE, (1989); FU; EVANS, (1999), o que mostram um comportamento oposto.

3.4.2 REGIÃO DE RECIRCULAÇÃO

3.4.2.1 escoamentos Turbulentos

Segundo Oeters (1994), sob condições industriais, o escoamento do aço líquido dentro de painéis siderúrgicos é turbulento, $Re \sim 10^5$. Se a velocidade é observada num ponto fixo num sistema turbulento, **Figura 7**, esta apresentará apreciáveis flutuações na velocidade local em função do tempo. Assim, para uma caracterização quantitativa do comportamento do escoamento turbulento define-se a velocidade instantânea (u_i) como sendo, a soma da velocidade média (\bar{u}) e a sua componente de flutuação (u'). A esta definição é dado o nome de Decomposição de Reynolds. Estas considerações podem ser aplicadas para as outras componentes de velocidades e também para as flutuações de pressão dentro do sistema.



**Figura 7- Oscilação da componente de velocidade u (direção x) em torno de um valor médio.
Fonte: Szekely,1979**

Como resultado da turbulência surge os vórtices ou “eddies”, elementos de fluidos com rápida recirculação local e de diferentes tamanhos, os quais são formados e destruídos continuamente. No movimento de grandes vórtices, a dissipação viscosa é desprezível, assim, a degradação de energia ocorre pela transferência da energia dos grandes vórtices para os pequenos onde então a energia cinética é consumida devido a dissipação viscosa (Cascata de Kolmogorov). Por último, com relação à natureza da energia associada com o escoamento turbulento, a partir da análise de frequência (espectro) da raiz dos valores médios quadráticos (r.m.s) das flutuações de velocidade, foi encontrado que a frequência das flutuações é inversamente proporcional ao tamanho dos vórtices (eddies). Isto é, muito da energia devido à flutuação de velocidade está associado com grandes vórtices, aqueles com baixa frequência (SZEKELY,1979; MÖLLER; SILVESTRINI, 2004; FREIRE; MENUT; SU, 2002).

Escoamentos turbulentos (com alto número de Reynolds) têm localmente uma estrutura isotrópica. Isto significa que as flutuações numa pequena vizinhança próxima ao ponto de medida independem da direção. Somente as regiões próximas as paredes e nas extremidades ficam excluídas. Para que isso possa acontecer, o tamanho dos vórtices deve ser pequeno. Somente vórtices pequenos podem ser isotrópicos. Grande vórtices sofrerão efeito do cisalhamento do escoamento principal e de vórtices vizinhos, produzindo assim, através desse constante processo de deformação e divisão, intensidades de turbulência diferentes nas direções ortogonais.

Um escoamento turbulento é dito estacionário quando seus valores médios não variam com o tempo. Por outro lado, um processo turbulento é dito ergódico quando seus valores médios independem da amostragem. Em particular, a hipótese de ergodicidade, permite considerar que as médias podem ser avaliadas através de médias no tempo se o processo é também estacionário, ou através de médias numa direção homogênea, se o processo é estatisticamente homogêneo nessa direção (SZEKELY,1979; MÖLLER; SILVESTRINI, 2004).

A partir dos valores das componentes médias e flutuações de velocidade pode-se quantificar outros parâmetros para o conhecimento do escoamento turbulento, sendo que alguns são apresentados na Tabela 6 (SZEKELY,1979; MÖLLER; SILVESTRINI, 2004; IGUCHI et al., 1996-97; XIE; OETERS, 1992; ZHANG; XIE; OETERS,1991).

Tabela 6 - Resumo de equações para o cálculo de parâmetros de turbulência do escoamento.

Parâmetros	Equações	Definição
Vetor velocidade médio	$V = \sqrt{u^2 + v^2}$ (Eq. 23)	Magnitude do vetor de velocidade médio a partir de suas componentes.
Intensidade de turbulência total (%)	$\frac{\sqrt{u'^2 + v'^2}}{\sqrt{u^2 + v^2}} \times 100$ (Eq. 24)	A intensidade (amplitude) das flutuações de turbulência no escoamento é descrito pela raiz dos valores médios quadráticos das flutuações de velocidade (r.m.s) em relação ao valor médio da velocidade
Vorticidade	$\zeta_z = \frac{\partial v}{\partial x} - \frac{\partial u}{\partial y}$ (Eq. 25)	Componente rotacional da velocidade na direção z e perpendicular ao plano x-y.
Tensões de Reynolds	$\overline{u'v'} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N u'_i v'_i = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (u_i - \bar{u})(v_i - \bar{v})$ (Eq. 26)	São tensões de cisalhamento que se originam devido ao movimento de turbulência, sendo uma medida da intensidade de mistura turbulenta local no líquido.

u-componente na direção x ; *v*- componente na direção y; *u'*e *v'*- flutuações de turbulência

3.4.2.2 Mecanismos de mistura

A injeção de gás através de um “plug” poroso (lança submersa ou válvula) induzem à recirculação do aço líquido na panela promovendo sua mistura. Uma representação esquemática dos dois mecanismos responsáveis pela mistura em panelas agitadas com gás é apresentada na Figura 8.

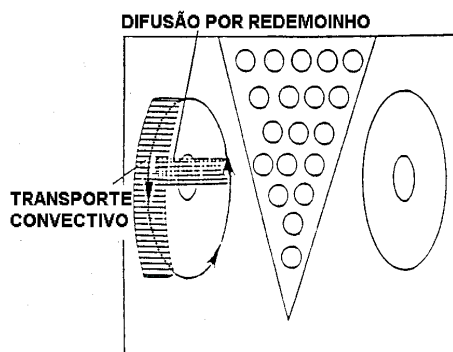


Figura 8- Mecanismo de mistura em sistemas agitados com gás: recirculação do líquido e difusão por redemoinho (vórtices). Fonte: Murthy A.; Szekely J.(1986)

Mazumdar e Guthrie(1986), investigaram a dependência do tempo de mistura em termos de dois mecanismos de transporte (difusão e recirculação do líquido) e sobre as dimensões do banho, num modelo de água com injeção de gás central por lança. Eles concluíram que a mistura em panelas agitadas com gás é o resultado da ação combinada de dois mecanismos; transporte convectivo, causado pela recirculação do líquido e, fenômenos de difusão, por redemoinho (vórtices) e molecular.

O processo de homogeneização das ligas durante o tratamento na panela é governado por dois fenômenos denominados de dissolução (ou fusão) e subsequente dispersão (ou mistura) das ligas. Trataremos aqui somente dos fenômenos relacionados com a dispersão ou mistura das ligas.

3.4.2.3 Determinação Experimental dos Tempos de Mistura

*Para analisar o comportamento de mistura das ligas adicionadas ao aço em panelas, quanto à eficiência de um método de agitação em específico, o conceito de tempo de mistura (τ_m) tem sido o mais amplamente usado. Este é definido como o tempo que um líquido contido dentro de um reservatório alcança seu desejado nível de mistura ou homogeneização química. Este nível de homogeneização, definido como “grau de mistura ou índice de mistura” têm seu valor pré-estabelecido arbitrariamente variando tipicamente dentro de uma faixa de 95-99%. Mazumdar; Kim e Guthrie (2000), por exemplo, adotaram para a medida experimental dos tempos de mistura o índice de mistura de 95%, que é definido como o tempo transcorrido até que a concentração do traçador adicionado atinja e se mantenha na faixa de $\pm 5\%$ do valor da concentração final, **Figura 9**. Eles sustentam que, experimentalmente, para que a medida local do tempo de mistura de 95% possa ser interpretada como tempo de mistura de 95% de todo o líquido, o sensor deverá estar localizado na região de mistura mais lenta (próximo do canto inferior, no fundo da panela) e um pulso do traçador ser adicionado na superfície (sobre o olho da coluna de bolhas ou regiões adjacentes) ou vice-versa (MAZUMDAR; GUTHRIE,1995; MAZUMDAR, DAS SANTANU; BAJPAYEE SUDHENDU, 1997; MANDAL J., et al., 2005).*

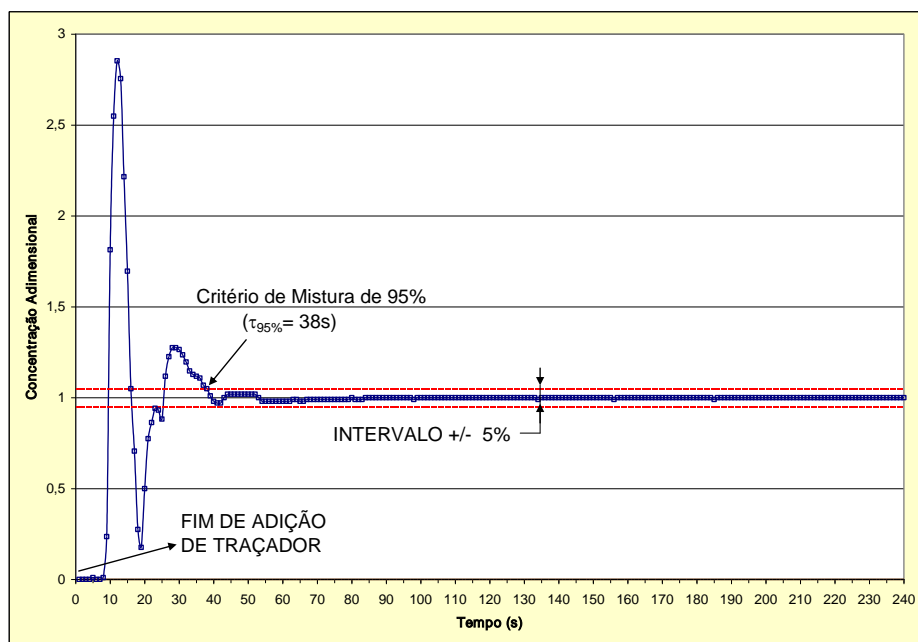


Figura 9- Típica curva experimental de tempos de mistura e procedimento para estimar o tempo de mistura de 95%.

A Figura 10 apresenta configurações experimentais típicas do sensor de medida utilizada na determinação dos tempos de mistura em modelos físicos. Como se pode observar na Figura 10a, o sensor está localizado na região de fluxo mais lento (zona morta) ou de mistura mais lenta, no fundo da panela próxima à parede. Outra variante desta posição é observada na Figura 10b-c.

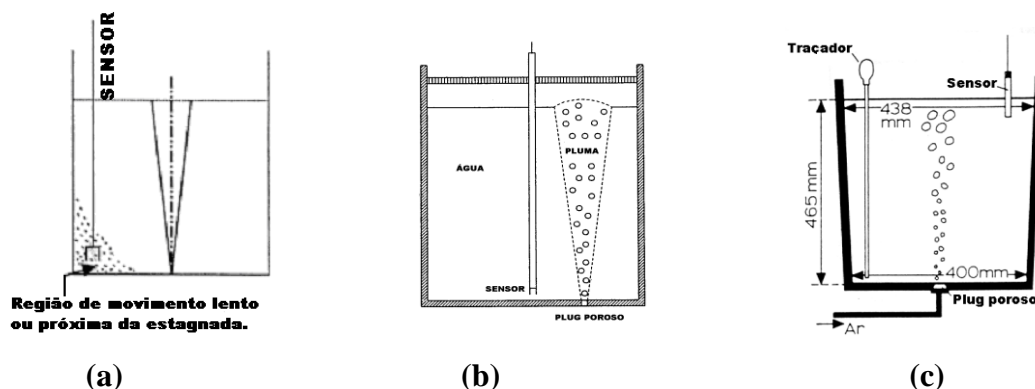


Figura 10- Posições típicas do sensor para medidas dos tempos de mistura em modelos físicos. Adição de traçador no olho da coluna de bolhas: (a) Mazumdar; Kim e Guthrie 2000 (b) JOO e Guthrie 1992 (c) Nakanishi et al., 1975, adição de traçador na zona morta.

Os tempos de mistura são afetados pelas condições experimentais, como por exemplo, a posição de amostragem ou medida, posição de adição do traçador, e o método de adição (pulso ou contínuo). Quanto à posição de amostragem ou medida, a

Figura 11 mostra os resultados experimentais de tempos de mistura de 95% medidos em diferentes lugares do modelo físico.

Para a posição 1, os tempos de mistura são maiores do que nas outras duas posições 2 e 3, o que está relacionado com baixas velocidades do líquido nessa região (zona morta). Por conseguinte, as taxas pelo qual a temperatura e composição química nas regiões com fraco e intenso escoamento, serão homogeneizadas de maneira diferentes. Portanto, se amostras não são tomadas desde a zona morta no fundo da panela, resultados de tempos de mistura menores podem ser esperados (MIETZ; OETERS, 1988; MIETZ; OETERS, 1989).

Quanto à posição de adição do traçador, em várias aplicações industriais adições de elementos de liga são diretamente injetados na zona da coluna de bolhas. Isto possibilita que o traçador siga imediatamente o escoamento de recirculação e, pela alta turbulência na região da pluma, este rapidamente distribui-se para todas as direções. Por conseguinte, adicionando próximo ou em cima da coluna de bolhas seriam obtidos os menores tempos de mistura (MIETZ; OETERS, 1988; MAZUMDAR; GUTHRIE, 1985; SAHAI, GUTHRIE, 1982; KISHIMOTO et al., 1999; JOO; GUTHRIE 1992).

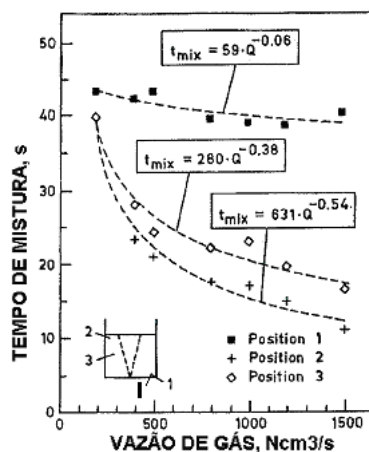


Figura 11- Influência do local de medida sobre os tempos de mistura de 95 %. Panela com injeção de gás central e adição de traçador na zona morta. I= posição de adição do traçador. 1, 2, 3= posições do sensor de medida. Fonte: Mietz e Oeters(1988)

Quanto ao método de adição de traçador, a adição instantânea (ou por pulso) é o método clássico utilizado na determinação dos tempos de mistura. Porém, Becker; Oeters (1998) realizaram medidas de tempos de mistura através da adição contínua de traçador, líquido ou sólido (congelado), por considerar este procedimento mais realístico com o processo de adição de ligas; isto é, fusão e subsequente mistura da liga. Desse estudo concluíram que menores tempos de mistura são requeridos para o

caso de uma adição contínua do traçador, por esta proceder simultaneamente durante a adição do traçador.

3.4.2.4 Efeito dos Parâmetros do Processo sobre o Tempo de Mistura

Em banhos líquidos agitados com gás, é esperado que tempos de mistura ($t_{mist.}$) dependam da vazão de gás, altura de líquido, diâmetro do banho e diâmetro do injetor.

Ainda deverão influenciar os tempos de mistura, o formato da panela, posição do injetor no fundo da panela, número de injetores usados e propriedades físicas do líquido. Um resumo dos resultados experimentais mais relevantes sobre tempos de mistura em função das variáveis operacionais é apresentado na **Tabela 7**.

Tabela 7- Variação dos tempos de mistura em função das variáveis operacionais.

Vazão de Gás

$t_{mist.}$ diminuem com o aumento da vazão de gás, $t_{mist.} = A Q^{-b}$, ou taxa de energia total dissipada, $t_{mist.} = A \varepsilon^{-b}$. (ver figura 12).

A explicação para isto é que, com o aumento da vazão de gás, maior será a taxa de recirculação do líquido no banho e, por conseguinte, menores serão os tempos de mistura.

Quando gás é injetado para dentro de um líquido, estamos na verdade fornecendo energia ao sistema. Esta energia para agitação do líquido é expressa como a taxa de energia dissipada por unidade de volume do líquido ou por unidade de massa do líquido, ε , sendo dividida em duas partes: energia de fluibilidade das bolhas, ε_b , e energia cinética, ε_k , do gás na saída do injetor. $\varepsilon = \varepsilon_b + \alpha \varepsilon_k$, onde α é a fração da contribuição de ε_k para a mistura.

Altura de Líquido

$t_{mist.}$ diminuem com o aumento da altura do banho, $t_{mist.} = L^{-1,0}$. (ver figura 13).

Segundo Asai et al. (1983), isto está associado ao aumento do comprimento do circuito de recirculação no reservatório com o aumento da altura. Isto é, maiores circuitos de recirculação resultam em maiores velocidades do líquido no banho, o qual resulta no decréscimo dos tempos de mistura. Por outro lado, embora esta observação experimental pareça sugerir que a mistura deverá ser instantânea para banhos de altura infinita, isto não é possível fisicamente. Entretanto, o esperado é que os tempos de mistura deverão de diminuir com o aumento da altura até certa altura além do qual, este deverá de iniciar novamente a aumentar. Este fenômeno é explicado por um modelo de recirculação múltipla, no qual o banho consiste de várias células de recirculação na direção axial, fazendo com que a mistura por difusão convectiva seja ineficiente.

Diâmetro e forma da panela

$t_{mist.}$ aumentam com o aumento do diâmetro do banho, assim como também, se a forma do reservatório favorece a existência de regiões estagnadas.

Como mostrado por Rafael Sicorski (2006) em seus resultados computacionais, a variação no formato de uma panela cilíndrica para uma de base elíptica, com injeção de gás central, aumenta os tempos de mistura.

Diâmetro do injetor

Para uma mesma vazão de gás, a diminuição do diâmetro do injetor resulta no aumento da contribuição da energia cinética, assim como o aumento da rotação da coluna de bolhas. Ambos os fatores contribuindo para a redução dos tempos de mistura. (ver figura 13)

Gráficos tipo log-log para tempos de mistura, **Figura 12**, linearizam os tempos de mistura com a vazão de gás (ou energia de entrada específica). Estes gráficos sugerem, um tipo de dependência entre o tempo de mistura e um valor crítico de vazão de gás (ou energia de entrada específica) que pode ser evidenciado pelo aparecimento de pontos de inflexão, sendo possíveis as explicações: mudanças nos regimes de escoamento

(laminar-turbulento) ou rotação da coluna de bolhas (MAZUMDAR; GUTHRIE, 1995; MURTHY; MEHROTRA, 1992; KRISHNA; MEHROTRA; GHOSH, 1988; NAKANISHI; FUJII; SZELEKELY, 1975)

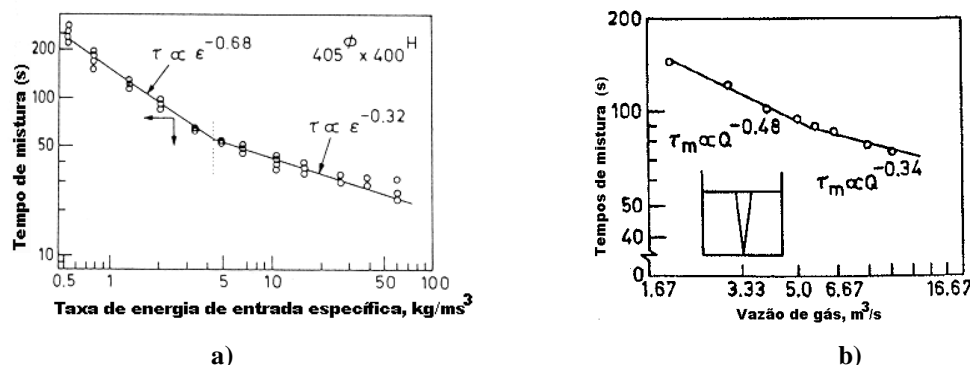


Figura 12- Relação funcional entre tempos de mistura e taxa de energia de entrada específica e vazão de gás. a) Asai et al. b) Mazumdar; Guthrie. Fonte: Mazumdar; Guthrie 1995.

A dependência dos tempos de mistura com a vazão de gás (ou energia de agitação), altura de líquido ou diâmetro do injetor são mostradas na Figura 13 (PATIL et al., 2010; MAZUMDAR; EVANS, 2004; AKDOGAN; ERIC., 1999; MURTHY MEHROTRA, 1992; KRISHNAMURTHY; MEHROTRA; GHOSH, 1988).

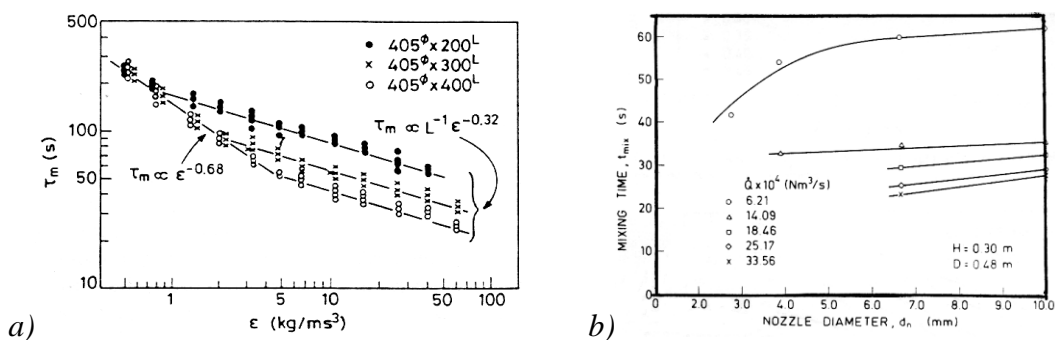


Figura 13-Relação entre tempos de mistura: a) Vazão de gás (ou energia de agitação) e altura de líquido; b) diâmetro do injetor. Fonte: Mazumdar; Evans, 2004; Murthy; Mehrotra; Ghosh, 1988.

Como consequência destes estudos experimentais, uma grande variedade de equações de tempo de mistura em função das variáveis operacionais: vazão de gás Q (ou taxa de energia de entrada específica, ϵ) e geometria da panela (R , L), têm sido propostas por vários pesquisadores. Um resumo está apresentado na Tabela 8 (PATIL et al., 2010; MAZUMDAR; EVANS 2004; MAZUMDAR; GUTHRIE, 1995; NEIFER; RÖDL; SUCKER 1993).

Tabela 8- Resumo das configurações experimentais e equações de tempos de mistura propostas por vários pesquisadores.

Pesquisadores	Técnica Experimental	Critério de Mistura	Dimensões do reservatório e massa do fluido	Vazões de Gás Específicas (m ³ /min/t)	Equações para o tempo de mistura
Nakanishi et al. (1975)	pH	Indefinido	L=0,465m D=0,42 m; 64 kg	0,015até 0,06	$\tau_m = 800 \varepsilon_m^{-0,4}$ Eq. 27
Asai et al. (1985)	Condutividade	99%	D=0,4; 05; 0,2 & 0,10 m; L/D=0,5 até 1 52kg (max.) & 0,4kg (min.)	Númerasas; 0,019 até 0,90 para D=0,405 m & L=0,40 m	$\tau_m = 274 \varepsilon_m^{-0,33} L^{-1} R^{1,36}$ Eq. 28
Sinha & McNallan (1985)	pH	97,7%	L=0,48 m D=0,45 m 76kg	0,02 até 0,4	$\tau_m = 692 \varepsilon_m^{-0,89}$ Eq. 29
Themelis e Stapurewicz (1987)	Fotocélula	95%	L=0,67 até 1,0 m D=0,66 310kg (max.)	0,13 até 0,96	$\tau_m = 164 \varepsilon_m^{-0,39} L^{0,39}$ Eq. 30
Mietz & Oeters (1989)	Condutividade elétrica & colorimetria	95%	L=1,0 m D=0,63 m 311kg	0,038até 0,29	$\tau_m = C_1 Q_g^{-n}$ Eq. 31 <i>C₁ e n são funções da adição do traçador e local de medidas</i>
Mazumdar e Guthrie (1986)	Condutividade Elétrica	95%	L=0,5 até 1,1 m D=1,12 m 1000kg	0,012até 0,06	$\tau_m = 25,4 Q^{-0,33} L^{-1} R^{2,33}$ Eq. 32 ou $\tau_m = 37 \varepsilon_m^{-0,33} L^{-1} R^{1,66}$ Eq. 33
Krishnamurthy et al. (1988)	Condutividade Elétrica	99%	L=0,1 até 0,45 m D=0,48 m 81kg (max.)	0,11 até 2,67	$\tau_m = C_1 Q_g^{-n}$ Eq. 34 <i>C₁ e n são funções do regime de escoamento e altura de líquido.</i>
Neifer, Rodi & Sucker (1993)	Condutividade Elétrica	95%	L=0,64 m D=0,64	0,1 até 100 m ³ (STP)/h	$\tau_m = 71,84 \left(Q_g \frac{\rho_{g,N}}{\rho_{g,B}} \right)^{-0,38} H^{-0,64} D^{2,0}$ Eq. 35
Patil et al.(2010)	Condutividade Elétrica	95%	D=0,30; L=0,21 - 0,30 (m) D=0,60; L=0,48 - 0,60 (m)	0,166 - 0,83 (m ³ /s 10 ⁻⁴) 2 - 3,33 (m ³ /s 10 ⁻⁴)	$\tau_{m,esc} = 90 Q^{-0,32} L^{-0,70} R^2 \eta^{0,3} \nu_{esc}^{0,033} \left(\frac{\Delta \rho}{\rho_l} \right)^{-0,044}$ Eq. 36 $\tau_{m,esc} = 152 Q^{-0,33} L^{-1} R^{2,33} \left[\eta^{0,3} \nu_{esc}^{0,033} \left(\frac{\Delta \rho}{\rho_l} \right)^{-0,044} \right]$ Eq. 37

Fonte:(Patil et al., 2010; Mazumdar; Evans, 2004; Mazumdar, 2000; Mazumdar;Guthrie 1995)

Pode-se verificar que as equações de tempo de mistura propostas diferem de um estudo para o outro em relação aos coeficientes de ajuste, valores dos expoentes da vazão de gás (ou taxa de energia de entrada), H (altura de líquido) e R (raio da panela). Estas diferenças podendo ser atribuídas a diferentes razões geométricas H/D , vazões de gás (Q), critério ou definição de mistura, localização da injeção do traçador e sensor de medida aplicado no laboratório. As equações empíricas para tempos de mistura sugerem que os tempos de mistura diminuem com a vazão de gás (ou taxa de energia de entrada) elevado ao expoente a um terço, porém, vários valores de expoente têm sido propostos por vários investigadores os quais variam desde 0,06 a 0,5. Maiores valores experimentais para o expoente também tem sido encontrados, influenciados pela existência de camadas de contorno viscosas ou redistribuição do traçador por difusão molecular melhor do que difusão turbulenta na região de medida (ASAI et al., 1983; SINHA; MCNALLAN, 1985; MIETZ; OETERS, 1988; KRISHNA MURTHY; MEHROTRA; GHOSH, 1988; SIEMSEN; LANGE, 1988; ZHU et al., 1995; AKDOGAN; ERIC, 1999).

A maioria dos estudos sobre tempos de mistura mencionados anteriormente foram realizados sem a presença de uma camada de escória. Recentemente, porém, Patil et al. (2010), desenvolvem equações empíricas para estimar os tempos de mistura de 95% em modelos físicos na presença de uma escória simulada. Como mostrado na Tabela 8 (página 42), esses autores propõem a equação 36 para dois injetores (a meio raio e diametralmente opostos) e a equação 37 para painéis com injeção de gás central.

Outras discrepâncias observadas em alguns experimentos e análises estão relacionadas com a contribuição da ϵ_k (energia cinética do gás) na expressão para a taxa de energia de entrada dissipada no sistema, ϵ , a qual tem sido negligenciada ou incluída por muitos investigadores, tendo-se expressado tempos de mistura somente em relação à taxa de energia de entrada potencial específica (ϵ_m). A este respeito, para as vazões de gás e dimensões de orifícios normalmente aplicados na prática, a contribuição da energia cinética do gás para o balanço da energia total é insignificante (menos de 5 %). Entretanto, a taxa de energia de entrada potencial específica, ϵ_m , as quais consideram o trabalho efetuado pelas bolhas de gás (trabalho de flutuabilidade) durante sua ascensão através do líquido é o modo dominante de fornecimento de energia ao sistema. Uma ampla variedade de expressões para a taxa de energia de entrada potencial citadas na literatura são apresentadas na Tabela 9 (MAZUMDAR; GUTHRIE, 1995).

Tabela 9- Equações de energia potencial , ε_m , propostas por vários investigadores.

Mazumdar e Guthrie	$\frac{\rho_L g Q L}{\rho_L \pi R^2 L}$	$[Q (m^2/s)]$	Eq. 38
Sinhá e Mcnallan	$\frac{854 Q T_L}{W} \log\left(1 + \frac{\rho_L g L}{P_a}\right)$	$[Q (m^3/s)]$	Eq. 39
Krishnamurthy et al.	$\frac{4 Q P_a T_L}{298,2 \pi D^2 L} \ln\left(1 + \frac{\rho_L g L}{P_a}\right)$	$[Q (Nm^3/s)]$	Eq. 40
Pluschkell	$14,23 \frac{V T}{M} \log\left(1 + \frac{H}{1,48 P_0}\right)$	$[V (Nm^3 min^{-1})]$	Eq. 41

3.4.2.5 Influência do Escoamento sobre a Mistura

Os perfis de escoamento são essencialmente determinados pela geometria da panela ou líquido (razão geométrica H/D), vazão de gás, número e posições de injeção de gás, e suas influências e correlações podem ser investigadas utilizando diversas técnicas experimentais (ver **Tabela 4**, página 21).

3.4.2.5.1 Razão Geométrica H/D (altura e diâmetro do Banho)

A razão geométrica (H/D) indica se o banho líquido é raso ou profundo. Assim, segundo os estudos experimentais realizados por Oeters et al. (1988), utilizando partículas com uma densidade levemente maior do que a água adicionadas ao modelo físico de panela com injeção de gás central, **Figura 14**, existe um pequeno volume parcial movendo-se com uma baixo escoamento debaixo da recirculação toroidal em altas razões H/D ($> 0,5$). Em $H/D = 0,5$, a recirculação toroidal preenche toda a panela. Quando $H/D < 0,5$, a recirculação toroidal permanece próxima a parede. Por causa da fricção na parede, o escoamento da recirculação toroidal torna-se fraca.

Estes fatos são relevantes para a prática, por exemplo, quando ligas adicionadas tendo uma densidade mais alta que o aço líquido pode fixar-se no fundo da panela e, por causa da existência de zona morta no fundo, elas são transferidas para o resto do banho muito lentamente, **Figura 14b-1, b-2, b-3**.

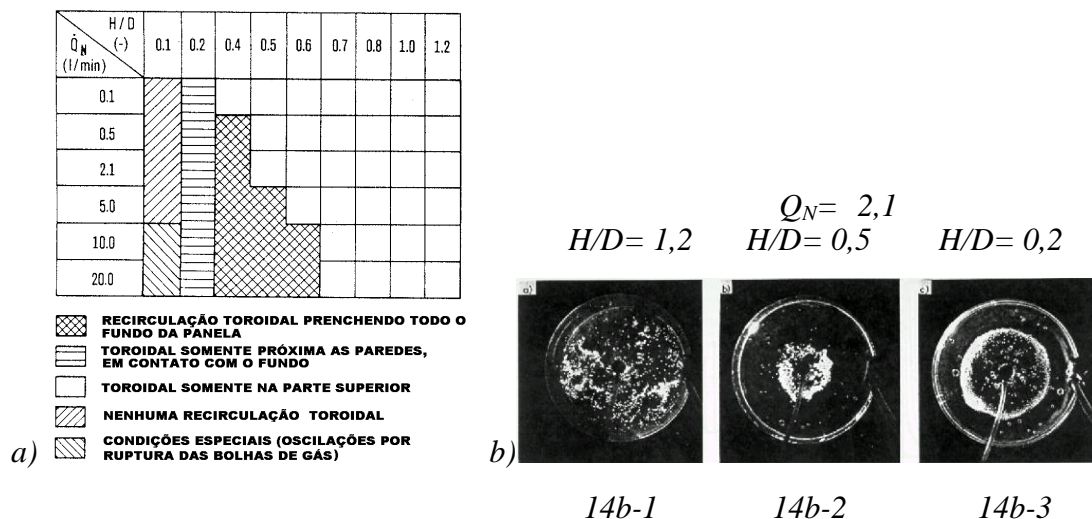


Figura 14- Influência da razão H/D sobre o escoamento do fluido: a) Sumário dos modelos de escoamentos dependentes dos parâmetros, b) distribuição de partículas no fundo.

Fonte: Oeters et al., 1988.

3.4.2.5.2 Posição e Número de Injetores

Diferentes configurações dos injetores de gás influenciam o escoamento do fluido e mistura das ligas, tendo sido objeto de estudos por vários pesquisadores como mostrado na Tabela 10.

Tabela 10- Diferentes configurações dos injetores de gás em painéis cilíndricos citadas na literatura

Autor	Modelos utilizados	Número e posições de injeção de gás
CHATTOPADHYAY et al. (2009)	Físico	Um injetor: central; 1/4; 1/2, e 3/4 do raio. Dois injetores: 3/4; 1/2 e 1/4 do raio, formando 90° e 135° entre eles.
MADAN et al. (2005)	Físico e matemático	Dois injetores a 1/2 raio, diametralmente opostos
MANDAL et al. (2005)	Físico	Dois injetores a 1/2 raio, diametralmente opostos
CATANA et al. (2002)	Físico	Um injetor: central e 1/2 raio
JAUHAINEN et al. (2000) (citado por Jonsson e Jonsson-2001)	Matemático	Dois injetores: central; 1/3 do raio desde a parede, 1/2 raio (opostos entre se) e 1/2 raio desde o centro (formando 60°)
BECKERS e OETERS (1998)	Físico	Um injetor a 2/3 do raio e três injetores a 1/2 raio (deslocados 90°)
LACHMUND; BANNERBENG; SCHERRMANN (1998)	Matemático e teste industrial	1, 2 e 3 injetores a 1/2 raio dispostos em semicírculo (90° entre eles)
ZHOU et al. (1995)	Físico e matemático	A 1/2 raio: 1; (2; 3 e 4 injetores de gás deslocados 90°)
JOO E GUTHRIE (1992)	Físico e matemático	Um injetor: central; 1/3; 1/2 e 2/3 raio. Dois injetores, formando um ângulo $\theta = \pi/4; \pi/2; 3/4\pi$ e π .
MIETZ e OETERS (1988)	Físico	Um injetor: central e a 2/3 do raio
ASAI et al. (1983)	Físico	Um injetor central e uma lança: (central; 1/2 e 3/4 raio)

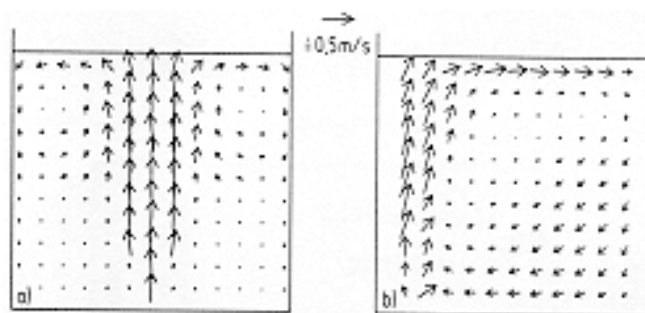


Figura 15- Perfil de escoamento sobre o plano vertical central da panela: a) injeção central b) injeção excêntrica (2/3 R). Vazão de gás de 1000 cm³ (STP)/s). Fonte: Mietz; Oeters,1989

O efeito de diferentes perfis de escoamento sobre a mistura em fluidos agitados com gás é ilustrado na Figura 15, através dos resultados experimentais para injetores de gás central e excêntrico - a 2/3 do raio - (MIETZ; OETERS1989).

Com uma agitação de gás central, Figura 15a, pode observar-se a existência na parte superior da panela de um vórtice (denominado de toroidal) o qual se estende para baixo até a metade do banho. No centro deste e na parte inferior da panela, existem regiões com baixa velocidade de escoamento, denominadas de zonas mortas ou estagnadas. Estas zonas aumentam o tempo de mistura.

No caso de uma agitação excêntrica a 2/3 do raio, Figura 15b, um único e grande circuito de recirculação fechado estende-se para baixo cobrindo toda a panela incluindo as regiões próximas ao fundo e deste modo zonas mortas são evitadas. Desta forma, com injeção de gás excêntrica melhoram a eficiência dos processos de mistura (diminuem os tempos de mistura) do que quando uma posição de injeção central é utilizada.

Também a este respeito, Joo e Guthrie (1992) e Zhu et al. (1995), apontam que outro lado negativo para uma agitação com injeção de gás central, é que esta é extremadamente sensível ao local de adição de traçador (ou liga) por não possuir componentes de vetor de velocidade angular (rotacional). Já para o caso de uma posição de injeção de gás excêntrica, os tempos de mistura tornam-se quase insensíveis à variação da posição de adição de liga e posição de monitoramento, pela existência do vetor de velocidade angular.

Outra explicação dada por Asai et al. (1983), é que com a mudança da posição do injetor de gás do centro para a parede da panela os tempos de mistura tende a diminuir pelo aumento no comprimento do circuito de recirculação do fluído dentro do reservatório. Assim, comparando o gradiente de velocidade entre o circuito maior e o menor, foi encontrado que o gradiente de velocidades é menor no circuito maior. Esta consideração sugere que a posição de injeção de gás deverá ser fixada prevendo o

maior circuito de recirculação para reduzir os tempos de mistura. No entanto, um extremo deslocamento da posição de injeção desde o centro poderão ser desfavoráveis para os tempos de mistura.

Outra variante para a produção de aços de alta qualidade, é a técnica de injeção de gás com múltiplos “plugs”, para uma agitação suave, porém, com rápida mistura na panela. Joo e Guthrie (1992), investigando o escoamento de fluido e fenômenos de mistura através de modelamento físico e matemático, concluíram que a localização de um “plug” a meio raio é uma localização ótima para sistemas agitados por um só “plug”, enquanto diametralmente opostos e a meio raio é recomendado para sistemas por agitação com dois “plugs”. Zhu et al. (1995) posteriormente confirmam estas tendências. Recentemente, Chattopadhyay et al. (2009) relatam, ter encontrado reduzir os de tempos de mistura mediante a combinação de dois injetores de gás formando um ângulo entre eles de 135°. Eles concluem que esta combinação de dos injetores da melhores resultados que a comumente utilizada posição a meio raio formando 180° entre eles.

A maioria dos perfis de velocidade experimentais e calculados citados acima, são visualizados tendo como referencia o plano vertical principal (eixo de simetria) da panela. Porém, Xie e Oeters (1994) utilizando modelos matemáticos mostra perfis de velocidade em outros planos verticais (paralelos ao plano principal) para uma posição excêntrica.

Além dos estudos sobre escoamento e mistura em modelos físicos de panelas com água, experiências foram conduzidas no laboratório a altas temperaturas e comparadas com estimativas realizadas através da utilização de modelos matemáticos.

Webber; Peaslee e Richards (2006) avaliaram numa panela de 45 kg e com injeção central, a influência da vazão de gás, tamanho da liga e temperatura, sobre a dissolução de adições de ligas e taxas de mistura de diversos tipos de ligas tais como, ferroniobio, nickel, ferromanganês baixo carbono e estanho. Dos resultados experimentais concluem que tamanho menores (com 20mm) de ferromanganês homogeneizam mais rápido (20s) do que os grandes (com 30 mm) que atingem a homogeneização completa a 43s, em similares vazões de gás de 4,2 l/min. Similares resultados foram encontrados para o nickel (com 13,2 mm) e ferroniobio. Finalmente, dos cálculos da taxa de transferência de liga, concluiu-se que quanto menor o tamanho da liga e maior a vazão de gás, a velocidade de dissolução das ligas aumenta.

Lachmund; Bannerbeng; Scherrmann (1998) estudaram o comportamento de fusão (de esferas de ferro) e processos de mistura de adições de ligas (utilizando adição de

ferromangânês) numa panela industrial agitada com 1; 2 e 3 posições de injeção de gás no fundo da panela arranjados em semicírculo. De seus resultados experimentais de tempos de mistura de 95%, numa vazão de gás de 200 l/minuto, tempos de mistura de 170s (2,8 min) a 230s (3,8 min) resultaram dos dois ensaios realizados utilizando um injetor de gás de cada vez. Por outro lado, uma boa aproximação entre os resultados experimentais de tempos de mistura e fusão com aqueles derivados do modelo matemático foi observado.

Citados nos estudos de Webber et al. (2006) e Lachmund H. et al. (1998) sobre o comportamento da fusão (dissolução) de ligas, a liga FeMn é considerada uma liga do tipo I, isto é, funde abaixo da temperatura do aço líquido. Desta forma, é esperado que a homogeneização ou mistura desta liga aconteça na forma líquida após a fusão da casca de aço (inicialmente formada sobre a superfície da liga), sendo posteriormente distribuída por convecção e difusão turbulenta.

Citados por Jonsson e Jonsson (2001), Jauhainen et al. (2000), **Tabela 10** (página 45), estudaram a influência de diversas configurações de injetores de gás sobre o escoamento e mistura de ligas utilizando modelos matemáticos. Os autores concluíram através dos resultados de concentração mínima e desvio padrão da liga, que uma injeção de gás central é mais favorável para evitar zonas mortas na panela, rendendo uma melhor mistura. Porém, o lado negativo desta configuração é que esta se torna extremamente sensível ao ponto de adição de liga. A localização de dois injetores a 1/2 raio formando um ângulo de 180°, mostrou o maior desvio. Para o caso onde dois injetores foram localizados a uma distância 1/3 do raio desde a parede, tal que seus raios formam um ângulo de 60°, mostraram o segundo melhor resultado de mistura quando estudando valores de concentração mínima. A proximidade da parede da coluna de bolhas resulta em fortes perfis de escoamento, melhorando a mistura da liga no aço. Porém, considerando o perfil de escoamento desta posição de injeção de gás, foi expressado a preocupação pelo desgaste do refratário nas áreas próximas à coluna de bolhas. Por esta razão, os autores recomendaram a localização de dois injetores a meio raio desde a parede com seus raios formando um ângulo de 60°.

Zhang, Xie, Oeters (1991) de seu modelamento matemático do escoamento utilizando Metal Wood's e através do cálculo de parâmetros de turbulência tais como, energia cinética de turbulência, taxa de dissipação turbulenta e viscosidade efetiva, observaram um movimento mais intenso de turbulência para o caso de uma posição de injeção de gás excêntrica a 1/2 raio do que para uma posição de injeção central.

3.4.2.5.3 Tipo de Injetor

Stapurewicz e Themelis, investigando o efeito de diferentes equipamentos bico, “plug” poroso e vazões de gás sobre a mistura, confirmam que o fluxo de recirculação não se altera com o equipamento de injeção de gás aplicado (OETERS et al., 1988, ANAGBO e BRIMACOMBE, 1990; MAZUMDAR, 1990; MAZUMDAR; GUTHRIE, 1995). Por outro lado, Okumura e Masamichi (2001) através da comparação de um injetor de gás tipo fenda e circular concluíram, que os tempos de mistura utilizando um injetor tipo fenda foram menores do que para um injetor circular. Isto sendo devido, ao fato que a área da coluna de bolhas do injetor tipo fenda ser maior do que a do injetor circular.

3.4.2.5.4 Camada de Escória

A presença de uma camada de escória é comum nas operações de agitação em painéis industriais. Assim, estudos realizados demonstram que a presença de uma segunda fase líquida na superfície do banho dissipa parte da taxa de energia de entrada e, portanto, os tempos de mistura em painéis serão maiores do que para aqueles esperados sem nenhuma escória. Em geral, o valor absoluto do expoente da vazão de gás (ou energia de entrada) na equação de tempos de mistura torna-se maior na presença de uma camada, do que sem camada de escória (PADIL et al., 2010; MAZUMDAR; GUTHRIE, 1995; KIM; FRUEHAN, 1987).

*Padil e Mazumdar (2010) concluíram de suas observações experimentais em painéis cobertos por escória simulada, que a espessura da escória ao contrário do que suas propriedades físicas, exercem uma significativa influência sobre os tempos de mistura. Enquanto a tensão interfacial joga um papel secundário, a dependência da viscosidade cinemática e densidade é relativamente pequena. Todo este efeito foi incorporado no fator $[6 \eta^{0,3} v_s^{0,033} (\Delta\rho/\rho_l)^{-0,044}]$ na equação 36 (para dois injetores de gás diametralmente opostos e a meio raio) e na equação 37 (para uma injeção de gás central) apresentadas na **Tabela 8** (página 42).*

Iguchi et al. (1996;1997) constatam que a presença de uma camada de óleo faz a região da coluna de bolhas (ou pluma) ficar estreita, e na região de recirculação, a deformação da camada de óleo e entrada de gotas de escória para dentro da fase água (emulsificação) é a principal responsável pelo déficit de energia na região de

recirculação. A existência de gotas de óleo no banho aumenta ou aumentaria a viscosidade aparente do fluido na região de recirculação.

Esses autores em outra publicação (1998), investigam quais são as propriedades físicas da camada de escória simulada que são responsáveis por este comportamento, medindo as características das bolhas (distribuição axial e radial de gás α , frequência das bolhas f_B , velocidade de ascensão das bolhas u_B , e diâmetro médio da bolha d_B) e as do líquido no banho.

Dos resultados experimentais concluíram que a densidade dos óleos ($0,62 < \rho_s/\rho_m < 1$) e a tensão interfacial entre os óleos considerados e a água (na ordem de 53 mN/m) não afetavam as características das bolhas e nem do líquido no banho. Entretanto, somente a viscosidade dos óleos acima de um valor crítico de aproximadamente 10 mPas (0,1 poise) apresentaram um papel importante na modulação dessas características.

3.5 FENÔMENOS DE EMULSIFICAÇÃO

Um dos fenômenos característicos em panelas agitadas com gás é o da emulsificação da escória, **Figura 16**, podendo ser explicado da seguinte maneira:

Na região da coluna de bolhas, acima da posição do injetor, o gás ascende em forma de bolhas produzindo na sua chegada à superfície do banho uma protuberância (ou domo) que origina uma zona livre de escória denominada de “olho” da coluna de bolhas. Nesta zona o escoamento do líquido é direcionado radialmente, sendo que no contorno do “olho” da coluna de bolhas a escória é acelerada para baixo, como resultado do líquido fluindo obliquamente.

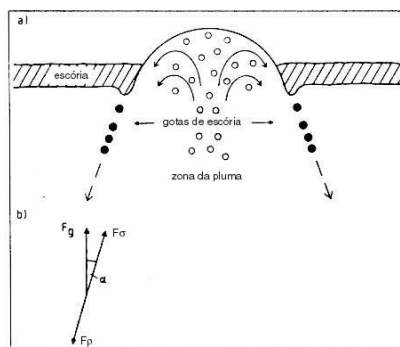


Figura 16–Princípios de emulsificação de escória na panela de aço: a) esquema do processo de desprendimento, b) equilíbrio entre as forças de inércia F_p , força de empuxo $F_g \cos \alpha$, e força superficial F_p no ponto de desprendimento da gota. Fonte: Mietz; Schneider; Oeters, 1991.

A força de inércia atuante sobre a escória gera a deformação do contorno da mesma, enquanto a força de fluabilidade e força superficial, atuam em sentido oposto estabilizando-a. Assim o início do desprendimento da gota de escória (emulsificação) resulta quando, com o aumento da velocidade de escoamento do líquido a força de inércia excede a soma das forças de fluabilidade e superficial (MIETZ; SCHNEIDER ; OETERS,1991).

Estudos sobre emulsificação identificaram diferentes mecanismos de emulsificação entre sistemas com altas e baixas razões de densidades. Foi identificado que em altas razões de densidades (como num sistema real escória/aço), a emulsificação é dominada pela entrada de gotas da camada inferior (mais densa) para dentro da camada superior, e em baixas razões de densidades (sistema óleo/água), por outro lado, uma emulsão inversa de gotas da camada superior para a camada inferior ocorre (IGUCHI et al.,1996; IGUCHI et al., 1998; SINGH; GHOSH, 1990).

Desta forma, sendo maior a diferença de densidade num sistema aço/escória ($\sim 3500 \text{ kg/m}^3$), emulsificação inversa tem lugar em painéis industriais quando gás é injetado em altas vazões de gás e esta, pode ser qualitativamente modelada pela injeção de gás para dentro de um banho de água coberto com óleo de silicone (diferença de densidade = $\sim 30 \text{ kg/m}^3$), assim como com outros sistemas simuladores de escória, em baixas vazões (IGUCHI; NAKATANI; UEDA, 1997; SINGH; GHOSH 1990).

3.5.1 INFLUÊNCIA DAS VARIÁVEIS OPERACIONAIS E PROPRIEDADES FÍSICAS NA EMULSIFICAÇÃO

3.5.1.1 Vazão de Gás

A emulsificação aumenta com o aumento da vazão de gás e espessura de escória o que também vem acompanhado por um aumento na quantidade e diminuição do diâmetro das gotas de escória (MIETZ; SCHNEIDER; OETERS, 1991; WEI; OETERS, 1992; KHAJAVI; BARATI, 2010).

O efeito das propriedades físicas (densidade, viscosidade, tensão interfacial entre as fases) e espessura da escória sobre a emulsificação foi estudado por vários pesquisadores. Kim e Fruehan (1987) estudando o efeito da tensão interfacial sobre a vazão de gás crítica com óleos de diferentes viscosidades concluíram que a vazão de gás crítica aumenta quanto maior a tensão interfacial das fases imiscíveis. Por outro lado, quanto maior a diferença de densidade entre duas fases imiscíveis maior a vazão de gás crítica.

Iguchi et al. (1994) avaliaram os efeitos de vários parâmetros sobre a vazão de gás crítica (Q_{cr}) usando um modelo de água com injeção de gás central. Concluíram, como mostrado na Figura 17; que a vazão de gás crítica diminui com o aumento da espessura da camada de escória, aumenta com o aumento da viscosidade da escória (viscosidade do óleo de silicone $A > B > C$) e com o diâmetro do banho e, independe do diâmetro do injetor e altura de metal líquido. A equação empírica (equação 45), apresentada na Tabela 11 (página 54), obtida neste estudo para vazão de gás crítica, não tem sido aplicada em processos de fabricação do aço.

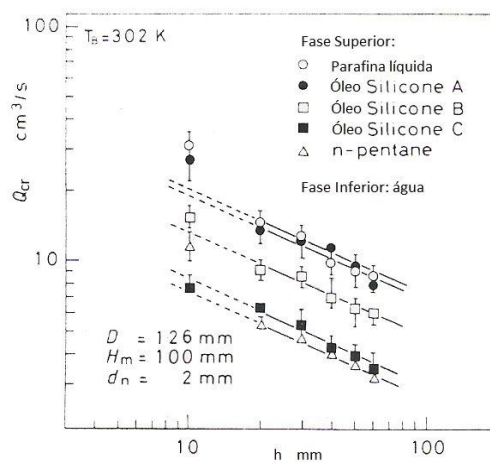


Figura 17- Influência da espessura e viscosidade de diferentes simuladores de escória sobre a vazão de gás crítica. Fonte: Iguchi et al. (1994).

Savolainen, Fabritius e Mattila (2009), avaliam a velocidade crítica do líquido para a entrada da escória e diâmetros das gotas formadas, assim como, correlacionam números adimensionais (Weber- We ; Weber modificado- We_{mod} e número de Capilaridade- Ca ;) em função da velocidade crítica do líquido como critério para formação de gotas (ocorrência do fenômeno de emulsificação).

Através dos cálculos de esses números adimensionais, concluem de que alguns números adimensionais tornam-se insuficientes critérios para a determinação de entrada de escória por não incluir todas as principais variáveis (viscosidade, densidade, espessura) da escória e metal. Porém, quando os valores dos números adimensionais Weber modificado- We_{mod} e número de Capilaridade- Ca foram comparados entre o modelo físico e de um sistema de panela real, os mesmos foram encontrados equivalentes quando a tensão interfacial foi baixa e quando a viscosidade da escória foi razoavelmente alta. Isto indica que o modelo físico pode ser útil em descrever sistemas industriais.

Recentemente Khajavi e Barati (2010) utilizaram o critério do número de Weber como uma medida da instabilidade da interface para discutir a diferença no comportamento de emulsificação entre os sistemas água-querosene e água-óleo de silicone. Eles observaram uma maior emulsificação para o sistema água-óleo de silicone comparado ao sistema água-querosene o que pode ser atribuída a uma interface instável, isto é, altos valores do número de Weber. Similar justificativa para os pequenos valores do número de Weber encontrados no banho água-querosene, o que implica numa emulsificação mais difícil.

Na prática industrial, é de muita importância o conhecimento da vazão de gás crítica na qual, pelo efeito do aumento da área interfacial provocada pela emulsificação, ocorram altas taxas de transferência de massa e conseqüentemente um abrupto aumento na cinética das reações metal-escória (KIM; FRUEHAN, 1987).

Na Tabela 11 são apresentadas equações citadas na literatura para painéis com injeção de gás central, que podem ser usadas para a determinação da vazão crítica de gás, isto é, a vazão em que gotas de óleo (escória) são formadas e iniciam sua entrada no banho. É reconhecido que os modelos físicos nos fornecem valores de vazão de gás crítica relativa e não absolutos. Isto é, a vazão de gás crítica pode ser diferente para diferentes sistemas líquido-líquido. Entretanto, o valor da vazão de gás crítica para emulsificação num sistema escória-aço não pode ser muito maior que a do modelo (KORIA; SHAMSI, 1990; KIM; FRUEHAN; GUTHRIE, 1993; SINGH E GHOSH, 1990).

Tabela 11- Equações de vazão crítica de gás citadas na literatura.

Autor	Equações de Vazão Crítica de gás para entrada de escória	Origem da equação	Sistema de unidades
Koria; Shamsi (1990)	$Q_{cr} = 1,27H \left(\frac{\sigma_{it}\Delta\rho}{\rho_s^2} \right)^{0,723} \quad \text{Eq. 42}$	<p>Combinação entre a expressão de velocidade na coluna de bolhas (U_{cb}) e a velocidade crítica do metal para a formação da gota de escória</p> $U_{cr} = \left(\frac{48g\sigma_{it}\Delta\rho}{\rho_s^2} \right)^{0,25}$ <p>(relação teórica de ASAI et al. e Hlinka)</p>	(S.I) $Q_{cr} (m^3/s)$
Kim; Fruehan; Guthrie (1993)	$Q_{cr} = 3,8 \times 10^{-3} H^{1,80} \left(\frac{\sigma_{it}\Delta\rho}{\rho_s^2} \right)^{0,35} \quad \text{Eq. 43}$ $Q_{cr} = 6,7 \times 10^{-2} H^{1,81} \left(\frac{\sigma_{it}\Delta\rho}{\rho_s^2} \right)^{0,35} \quad \text{Eq. 44}$ <p>(citado por Joo S.; Guthrie R.I.L 1992)</p>	<p>Análise dimensional sobre as principais variáveis do sistema. É assumido fraca dependência da vazão de gás crítica sobre a viscosidade e da razão de volume óleo/água (para razões <0,1).</p>	(c.g.s) $Q_{cr} (l/min)$ (c.g.s) $Q_{cr} (cm^3/s)$
Iguchi et al. (1994)	$\bar{u}_{cl,c} / V = 1,2 \left(v_{esc} / v_m \right)^{0,068} \left(H_{esc} / D \right) \quad \text{Eq. 45}$ <p>$d_B/D < H_s/D < 1/2$; $0,6 < \rho_s/\rho_m < 1$; $0,3 < v_s/v_m < 120$; $45 \text{ mN/m} < \sigma_{ms} < 63 \text{ mN/m}$</p>	<p>Valores médios de $\bar{u}_{cl,c}$ (velocidade crítica do líquido sobre a linha central do jato, na interface metal-escória) calculados a partir da Q_{cr} (vazão de gás crítica) para a região de flutuabilidade da coluna de bolhas, figura 2b:</p> $\bar{u}_{cl,c} = 1,2 u_r P^{-0,28}, \text{ onde}$ $u_r = \left(g \frac{Q_{cr}}{H_m} \right)^{1/3}$ $P = \left(\frac{Q_{cr}^2}{g H_m^5} \right)^{1/5}$ <p>O parâmetro de velocidade para a geração da gota derivado por ASAI, torna-se desfavorável para correlacionar $\bar{u}_{cl,c}$, sendo utilizado o parâmetro V que melhor correlaciona $\bar{u}_{cl,c}$.</p> $V = \left(\frac{\sigma_{it}g}{\rho_s} \right)^{0,25}$	$Q_{cr} (cm^3/s)$

3.5.1.2 Localização do Injetor

Como mostrado na **Figura 18**, a emulsificação é influenciada pela localização do injetor. Maiores porcentagens de escória emulsificada resultaram, quando uma injeção de gás central foi utilizada, ao contrário de posições de injeção de gás excêntricas (MIETZ; SCHNEIDER; OETERS, 1991; WEI; OETERS, 1992).

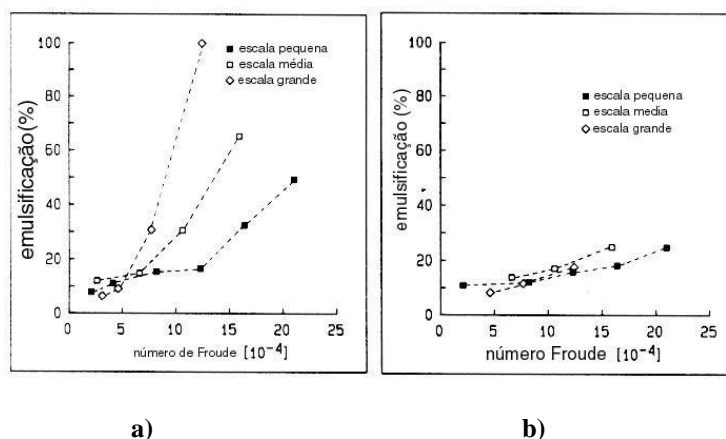


Figura 18—Grau de emulsificação versus número de Froude em diferentes tamanhos de painéis: a) injeção de gás central; b) injeção de gás excêntrica. Fonte: Mietz; Schneider; Oeters, 1991.

Kim e Fruehan (1987) obtiveram taxas de transferência de massa maiores quando empregaram uma posição de injeção de gás central ao invés de uma excêntrica. Como a taxa de transferência de massa é função da área interfacial pode-se pensar que quanto maior a emulsificação, maior seria a taxa de transferência de massa.

A razão disso, é que para posições excêntricas ocorre um efeito de parede, isto é, o perímetro da coluna de bolhas é cortado pela parede do reservatório resultando na redução do número de gotas formadas durante a emulsificação. Também, segundo estes pesquisadores, uma maior quantidade de energia seria necessária para quebrar a área estagnada localizada no lado oposto da posição do injetor, quando comparada à energia necessária para mover a camada ativa de escória no caso da injeção central.

A **Figura 19** apresenta uma representação esquemática da camada de óleo durante injeção central e excêntrica mostrando a zona estagnada e a camada ativa. A espessura da camada de escória estagnada é maior, pois ocorre uma acomodação do volume de escória.

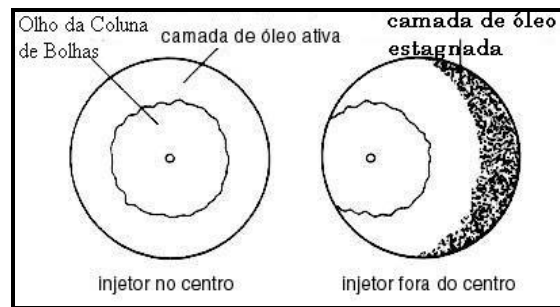


Figura 19- Desenho esquemático: camada de óleo (vista superior) durante a injeção em altas vazões de gás para diferentes configurações. Fonte: Mietz J.; Schneider S.; Oeters F.(1991); Kim S. H.; Fruehan R. J. (1987)

4 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

A **Figura 20** apresenta o fluxograma do procedimento experimental adotado, com os respectivos estudos realizados e variáveis operacionais utilizadas, no modelo físico e panela industrial de uma panela agitada com gás. Como se pode observar, **Figura 20**, entre os principais estudos realizados no modelo físico encontram-se, a mistura ou homogeneização de ligas, que abrange a determinação dos tempos de mistura de 95% em função das principais variáveis do processo; vazão de gás, camada de escória (com e sem), posição de injeção de gás e posição de adição de traçador (ou liga). Paralelamente a estes estudos foram também realizados a visualização do escoamento do fluido através do ensaio de corante e técnica de velocimetria PIV.

Para os testes realizados na usina, o estudo se resume à determinação dos tempos de mistura de 95% na panela industrial com adições de ferro liga de manganês e as variáveis operacionais utilizadas na prática industrial.

A seguir, ambos fenômenos relacionados com a emulsificação de escória e determinação da abertura (tamanho) do olho na escória, foram registrados através de uma câmara de vídeo, e posteriormente confrontados com os valores calculados de equações citadas na literatura. Em todos os casos, entre as principais variáveis do processo citam-se, a vazão e posição de injeção de gás e a espessura de escória (querosene).

A descrição das diferentes etapas envolvidas nesses estudos serão discutidas separadamente nas subseqüentes seções.

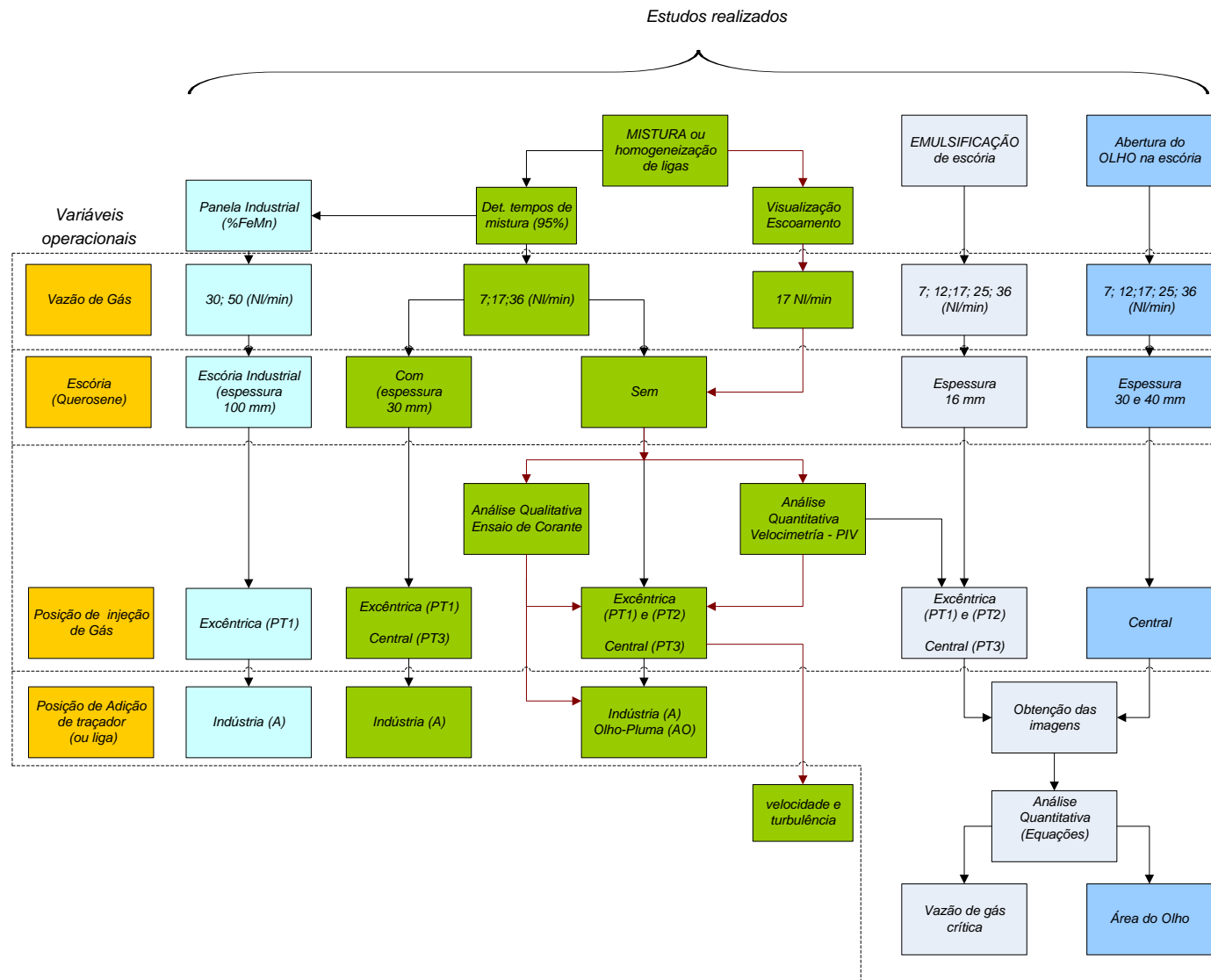
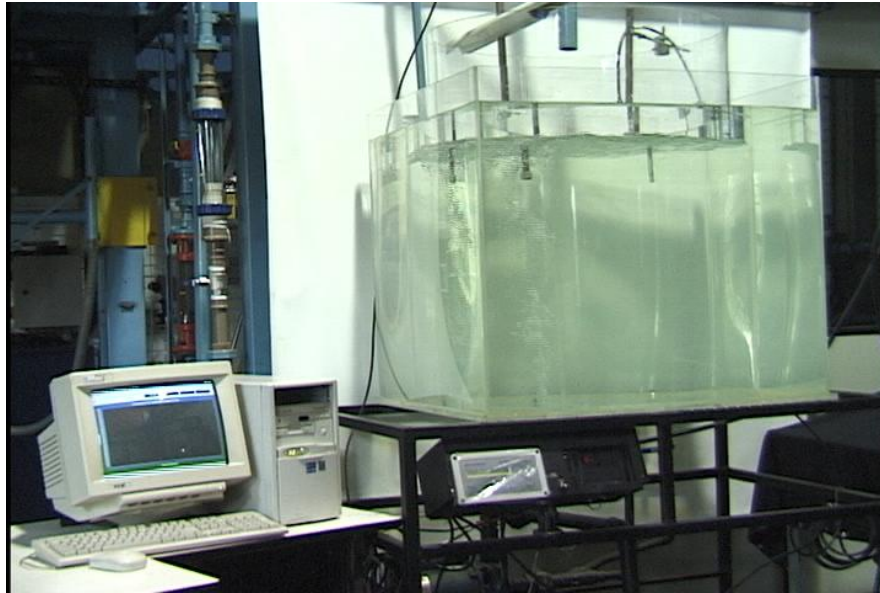


Figura 20 - Fluxograma do procedimento experimental dos estudos realizados no modelo físico e panela industrial agitada com gás.

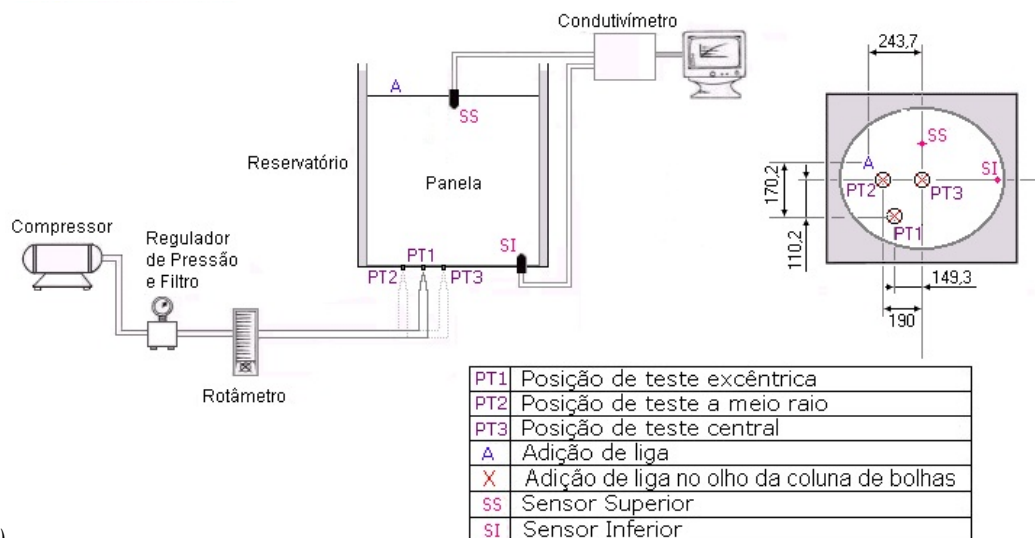
4.1 ESTUDOS DA MISTURA E DO ESCOAMENTO

4.1.1 Determinação dos Tempos de Mistura no Modelo Físico

A **Figura 21** mostra o modelo físico da panela e o esquema do arranjo experimental utilizado para medidas dos tempos de mistura. Este último baseado na metodologia adotada por outros pesquisadores (ZHU et al., 1995; MIETZ; OETERS, 1988; MAZUMDAR; KIM; GUTHRIE, 2000; BECKER; OETERS, 1998).



a)



b)

Figura 21- Configuração experimental para a determinação dos tempos de mistura no modelo físico da panela: a) modelo físico real e b) modelo físico esquemático, vista frontal e superior.

O modelo da panela, construído em acrílico, em escala 1:3, e de base elíptica, utiliza água a temperatura ambiente para simular o aço. A Tabela 12 apresenta um resumo dos mais importantes parâmetros e propriedades físicas dos fluidos, observados entre o modelo físico e a panela industrial utilizada neste estudo.

Tabela 12– Parâmetros e propriedades físicas dos fluidos mais importantes entre o modelo físico e panela industrial.

Parâmetros	Panela Industrial	Modelo Físico (Escala 1:3)
<i>Fase líquida</i>	<i>Aço</i>	<i>Água</i>
<i>Temperatura (°C)</i>	1600	25
<i>Massa específica aço/água $\rho(\text{kg/m}^3)^{\dagger}$</i>	7000	1000
<i>Viscosidade Cinemática aço/água $\nu(\text{m}^2/\text{s})^{\dagger}$</i>	$0,91 \times 10^{-6}$	1×10^{-6}
<i>Altura camada de escória/querosene (mm)</i>	100	16;30;40
<i>Massa específica escória/querosene $\rho(\text{kg/m}^3)^{\dagger}$</i>	2745	791(querosene)
<i>Razão de massa específica aço/escória e água/querosene</i>	2,55	1,26
<i>Viscosidade Cinemática escória e querosene $\nu(\text{m}^2/\text{s})^{\dagger}$</i>	4×10^{-4}	$2,7 \times 10^{-6}$
<i>Tensão Interfacial escória/aço e querosene/água^(#) $\sigma(\text{mN/m})$</i>	120	58
<i>Razão de volume escória/metálico e querosene/água</i>	4 %	4 %
<i>Diâmetro interno (mm)</i>	Máx. 2282 Mín. 2082	Máx. 760 Mín. 694
<i>Altura do líquido (mm)</i>	2460	820
<i>Volume de Líquido (m³)</i>	9,4	0,340
<i>Relação $H/D_{\text{Médio}}$</i>	1,13	1,13
<i>Formato da base*</i>	Oblongo	Elíptica
<i>Dispositivo de injeção de gás</i>	Plug poroso	Orifício; $d=2 \text{ mm}$
<i>Tipo de gás a injetar</i>	Argônio	Ar Comprimido
<i>Vazão de gás (NL/min)</i>	30; 70; 160	7; 17; 36
<i>Estimativas de Energia (W/kg $\times 10^{-3}$)^(**)</i>	-	2,64; 6,15; 14,1
<i>Número de Reynolds ($U_{cb} L/\nu \times 10^5$)^(**)</i>	-	2,16; 2,85; 3,75
<i>Número de Froude ($U_{cb}^2/g L \times 10^{-3}$)^(**)</i>	-	8,63; 15,1; 26,1

Fonte: ^(\dagger)Llanos C. et al., 2010; Dado industrial e do fabricante; ^(#)Khajavi ;Barati, 2010; ^(**)Mazumdar et al., 2000; Mazumdar, 2002.

A fim de minimizar os efeitos de distorção da imagem provocados pela curvatura da panela, o modelo da panela foi inserido num reservatório retangular contendo água.

Com o objetivo de modelar o escoamento sob condições isotérmicas, a equivalência entre o modelo físico e a panela industrial foi adequadamente mantida via similaridade geométrica, por meio de um fator de escala (λ), e a similaridade dinâmica,

*Por motivos de facilidade na sua construção, o formato da base do modelo físico foi aproximado para a geometria elíptica. Entretanto, a diferença de volume entre o protótipo e o modelo é inferior a 2%.

derivada da igualdade do número de Froude. A vazão de gás, empregada no modelo, foi calculada por meio das equações 8 e 9, sugerida por Mazumdar, Kim e Guthrie (2000) e por Mietz, Schneider e Oeters (1991) respectivamente.

O banho é agitado através da injeção de ar comprimido pelo fundo da panela, por meio de um único injetor de gás localizado em diferentes posições de injeção PT1 (posição de teste excêntrica – posição angular deslocada do eixo de simetria), PT2 (posição de teste excêntrica a meio raio- sobre o eixo de simetria) e PT3 (posição de teste central). As duas posições de injeção de gás excêntricas (PT1 e PT2) são citadas na literatura como apropriadas para a otimização da mistura e, a posição central (PT3), para a otimização das reações metal-escória.

Foram utilizadas duas posições de adição do traçador ou liga: a posição de adição A (adição na indústria) e a posição de adição no “olho” da coluna de bolhas ou pluma (AO) - esta última simbolizada pela letra X no desenho, **Figura 21b**.

Também foram testadas duas posições para os sensores de medida: SS (sensor na posição superior) e SI (sensor na posição inferior), ambos podendo ser observados na **Figura 21b**.

Conforme o arranjo experimental mostrado na **Figura 21b**, os tempos de mistura foram determinados com ou sem a presença de uma camada de escória simulada (espessura constante de 30mm de querosene), adotando-se como critério o valor de mistura de 95% (PATIL et al., 2010; CHIAPPAROLI et al., 2003; JOO; GUTHRIE, 1992; ZHU et al., 1995; MIETZ; OETERS, 1988; MAZUMDAR; KIM; GUTHRIE, 2000).

Antes do início de cada ensaio, após o enchimento da panela com água, esperava-se um tempo de quatro (04) minutos a fim de estabilizar o escoamento e garantir uma situação estacionária (MAZUMDAR; KIM; GUTHRIE, 2000 ; MAZUMDAR D., 2002).

Para cada ensaio, uma solução de ácido sulfúrico (H_2SO_4 -24%) foi utilizada como traçador onde aproximadamente 10 ml foram injetados na forma de pulso a 230 mm da superfície, e sua concentração na água foi medida em função do tempo através de dois sensores localizados em duas posições: Sensor Superior (SS), mergulhado 90 mm da superfície do banho e a 150 mm na direção do raio menor a partir do centro da panela, e Sensor Inferior (SI), introduzido numa das extremidades do diâmetro maior da panela, 30 mm pelo fundo e a 10 mm da parede.

Cinco (05) medidas de tempos de mistura foram realizadas, tomando-se o valor médio como indicador do tempo de mistura. Os resultados experimentais de tempos de mistura de 95% (apêndice A) foram analisados estatisticamente segundo método

ANOVA (Análise de Variância) utilizando o software comercial Statgraphic (ver Apêndice B). O desvio padrão dos valores individuais em relação à média observado nos testes manteve-se num valor aceitável inferior a 16% (RIBEIRO, 1995; WERKEMA, DRUMOND, AGUIAR, 1996).

4.1.2 Determinação dos Tempos de Mistura na Usina

A Figura 22 apresenta a representação esquemática do fluxo da panela industrial durante o refino secundário do aço na usina.

Para a determinação dos tempos de mistura na panela industrial, foram colhidas amostras entre as etapas A1 e A2 no Forno-Panela de corridas contendo adições de FeMnAC (AC - alto carbono). A análise química desta ferroliga é apresentada no final do apêndice C.

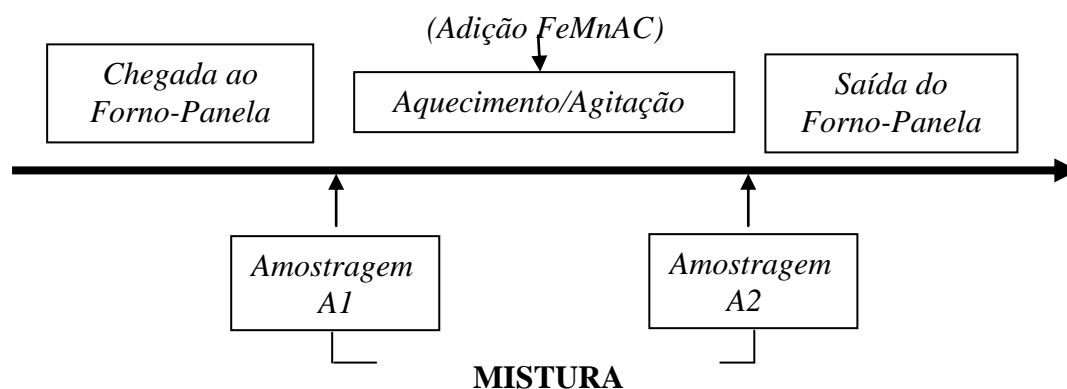


Figura 22- Representação esquemática do fluxo da panela industrial durante a etapas de refino secundário. A1: amostragem (aço) na chegada ao Forno Panela; A2: amostragem final (aço) no Forno Panela depois do ajuste da composição química e temperatura.

As amostras foram retiradas seguindo procedimento abaixo:

- a) inicialmente, foram adicionadas todas as ligas, com exceção do FeMnAC;
- b) antes da adição de FeMnAC, foi coletada uma amostra de referência e, a seguir, medida a temperatura do banho;
- c) imediatamente após o fim da adição de FeMnAC, uma amostra foi coletada e, a seguir, coletadas amostras em intervalos de tempos de meio a meio minuto e, minuto a minuto;
- d) após a última amostragem, a temperatura do banho foi novamente medida.

Para a determinação dos tempos de mistura foi aplicado o critério de mistura de 95%, tomando-se como base a variação da concentração de manganês adimensional

em relação ao tempo, conforme a equação 46 (LACHMUND; BANNENBERG; SCHERRMANN; 1998)

$$C_{Mn} = \frac{C_{Mn}(t) - C_{Mn}(t=0)}{C_{Mn}(t \rightarrow \infty) - C_{Mn}(t=0)} \quad (46)$$

onde: $C_{Mn}(t=0)$: concentração antes da adição da liga; $C_{Mn}(t)$: concentração no instante t ; $C_{Mn}(t \rightarrow \infty)$: concentração da amostra final.

Durante os ensaios na usina, foram testadas as vazões de gás de 30 e 50 NL/min para a posição de injeção de gás excêntrica, que corresponde à posição de teste excêntrica PT1 do modelo físico. As curvas experimentais de concentração de manganês adimensional versus tempo para a obtenção dos tempos de mistura na panela industrial são apresentadas no apêndice C.

4.1.3 Análise do escoamento no Modelo Físico

Com o propósito de encontrar uma relação entre os resultados de tempos de mistura e o perfil de escoamento gerado pelas três posições de injeção de gás, assim como a posição de adição de liga, foram utilizadas para análise do escoamento do fluido duas técnicas experimentais complementares: ensaio de corante e a técnica de velocimetria por processamento de imagens.

4.1.3.1 Ensaios de Corante

A técnica de injeção de corante consiste na adição de uma substância traçador (solução de permanganato de potássio) ao líquido, observando-se sua dispersão no tempo e espaço. Desta forma torna-se visível o movimento do líquido para um determinado perfil de escoamento. Os ensaios são registrados através de uma câmera de vídeo para posterior análise, baseado na metodologia adotada por outros pesquisadores (MIETZ; OETERS, 1988; BECKER; OETERS, 1998; MANDAL; PATIL; MADAN, et al., 2005).

Neste trabalho, o ensaio de corante foi utilizado para verificar a localização das regiões de baixas velocidades (zonas mortas) e a influência da posição de adição de liga na homogeneização do sistema. As imagens do ensaio de corante correspondem à vista posterior ao plano de LASER frontal A mostrado na **Figura 23**.

Para os estudos da influência da posição de adição de traçador ou liga na coluna de bolhas ou pluma (AO) - simbolizada pela letra X no desenho, **Figura 23** - o injetor do traçador foi centralizado aproximadamente com relação ao eixo central do injetor de cada uma das posições de injeção de gás.

4.1.3.2 Determinação da Velocidade do escoamento

A **Figura 23** apresenta o esquema experimental utilizado nas medições de velocidade do escoamento.

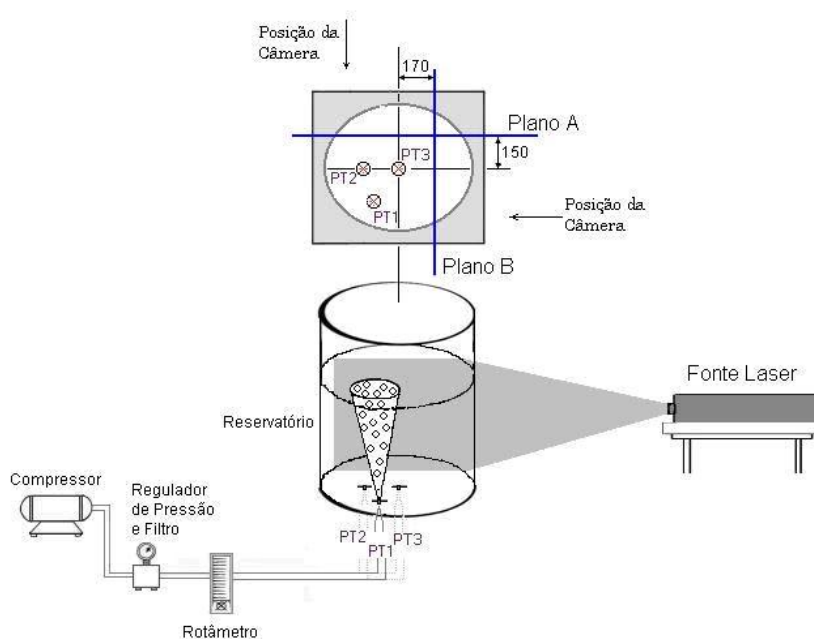


Figura 23- Desenho esquemático: modelo físico e aparato experimental utilizado para a determinação do campo de velocidade do escoamento.

Na formação do plano de LASER foi utilizada uma fonte do tipo íons de argônio (modelo INNOVA 70, 5W), fibra ótica e uma lente cilíndrica. A fibra ótica conduz o feixe de LASER, proveniente da fonte, até a panela, e também adiciona mobilidade a esta sonda, a qual pode ser perfeitamente ajustada à lente cilíndrica para a formação do plano de LASER.

Para obtenção dos campos de velocidade pertinentes ao escoamento, aplicou-se a técnica de Velocimetria por Processamento de Imagens (NUNES, 2005). Nesta, partículas traçadoras (de polietileno e granulometria abaixo de $100\mu\text{m}$) são inseridas no escoamento irradiado por uma fonte de LASER. A densidade de partículas utilizada foi tal que o sistema opera no modo Particle Image Velocimetry -PIV- (ADRIAN, 1991). Neste modo, algoritmos estatísticos baseados na correlação-cruzada podem ser empregados.

A parcela de LASER espalhada pelas partículas é capturada por uma câmera Charged Coupled Device (CCD), a qual armazena analogicamente a evolução espacial e temporal das partículas a uma taxa de 30Q/s. O vídeo é então digitalizado através de uma placa de aquisição conectada a um computador, no qual é armazenado no formato AVI. Este é então desmembrado em seus quadros constituintes, os quais são armazenados no formato Bit Map (BMP). Cada quadro representa o comportamento espacial do escoamento em um tempo particular. A seqüência de quadros fornece a informação a respeito da dinâmica do escoamento.

As imagens capturadas do escoamento são então segmentadas em áreas de interesse com tamanho previamente determinado. Este tamanho está relacionado com a densidade superficial de partículas presentes na imagem. Maior a densidade, menores as áreas de interesse possíveis de serem selecionadas.

Para uma maior densidade de vetores, utilizou-se um princípio de superposição na seleção da área de interesse (NUNES, 2005). O vetor em duas dimensões relativo à velocidade de grupo das partículas internas a área de interesse é obtido, correlacionando de forma cruzada uma área de interesse selecionada em uma imagem capturada em um instante t com outra capturada em $t+\Delta t$. Por final, o campo de velocidade é composto através do cálculo de todos os vetores pertinentes a todas as áreas de interesse que compõe os quadros capturados do escoamento.

*Dentro do intervalo das vazões de gás estudadas, a vazão de gás de 17 Nl/min foi escolhida arbitrariamente como um nível de agitação intermediária para o estudo do escoamento. Antes das filmagens, sob agitação na vazão de gás de 17 Nl/min, esperava-se um tempo de quatro (04) minutos a fim de atingir uma condição estacionária do escoamento no banho líquido. Os campos de velocidade médios assim obtidos, correspondem a um tempo de captura de 12 s e foram rebatidos sobre 2 planos LASER verticais denominados de Plano A e Plano B (ver **Figura 23**).*

O plano A foi utilizado como plano de comparação entre as diversas posições de injeção de gás testadas, enquanto o plano B serviu somente de complementação à imagem do escoamento. Testes preliminares demonstraram que a escolha dos planos verticais A e B, ao contrário de planos verticais passando pelo eixo central da coluna de bolhas para cada posição de injeção de gás, eram muito mais práticos de serem obtidos. Isto é, sem a interferência da coluna de bolhas, uma visão completa de todo o escoamento no plano era possível, ainda reduzindo a reflexão da luz LASER pelas bolhas de ar.

4.2 ESTUDOS DOS FENÔMENOS DE EMULSIFICAÇÃO E DETERMINAÇÃO DO TAMANHO DO OLHO DA COLUNA DE BOLHAS NA ESCÓRIA.

A **Figura 24** mostra a representação esquemática da configuração experimental utilizada para os estudos do comportamento da emulsificação de escória e determinação do tamanho do olho da coluna de bolhas na escória.

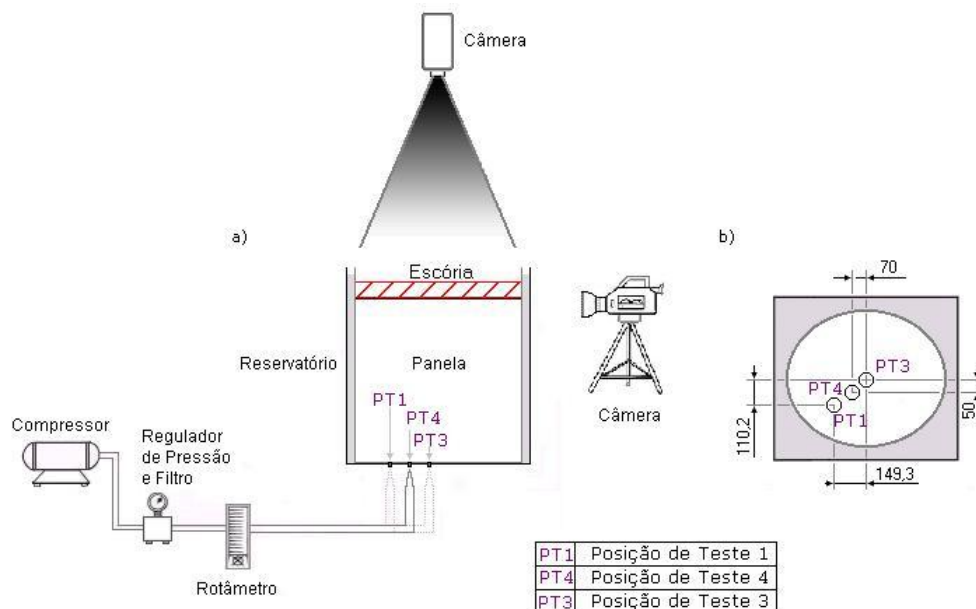


Figura 24—Configuração experimental: a) estudo da emulsificação e tamanho do olho da coluna de bolhas, b) posições de injeção de gás (no fundo da panela).

4.2.1 Emulsificação de Escória

Os estudos de emulsificação de escória, **Figura 24**, foram realizados cobrindo a superfície do banho com uma espessura de camada de querosene de 16 mm. A influência da posição de injeção de gás sobre a emulsificação foi observada a partir das posições de injeção de gás PT1, PT4 e PT3, localizadas desde a parede no sentido ao centro da panela e, pela injeção de diferentes vazões de gás (7, 12, 17, 25 e 36 Nl/min).

O comportamento da interface água-querosene foi observado e registrado por meio de filmagens. A partir destas filmagens, foi realizada uma análise qualitativa sobre o comportamento da camada de escória frente à emulsificação. Pré-testes no sentido de quantificar a emulsificação não mostraram resultados satisfatórios e um aperfeiçoamento desta técnica ficou fora do escopo deste trabalho (MIETZ; SCHNEIDER; OETERS,1991; WEI; OETERS,1992; FROHBERG; GERLACH; HANDSCHUH,1990).

Baseado na metodologia de Kim, Fruehan e Guthrie (1993), foi avaliada a vazão de gás crítica, vazão de início da emulsificação de escória, definida como a vazão de gás capaz de gerar gotas de querosene até uma profundidade de 2 a 3 cm abaixo da interface. A seguir, o valor experimental de vazão de gás crítica foi comparado com os calculados pelas equações empíricas desenvolvidas por Korja e Shamsi (1990) e Kim; Fruehan e Guthrie (1993), ver Tabela 11 (página 54). Para o estudo deste comportamento, os valores das propriedades físicas das fases envolvidas foram retirados da Tabela 3 (página 20) e somente foi utilizada a posição de injeção de gás central (PT3).

4.2.2 Olho da Coluna de Bolhas na Escória

Para o estudo do comportamento do tamanho do olho da coluna de bolhas na escória, Figura 24, a superfície do banho foi filmada durante um minuto mantendo-se a posição de injeção de gás central (PT3) fixa e realizando-se testes variando a vazão de gás (7, 12, 17, 25, 36 Nl/min) e espessura da camada de escória (30 e 40 mm). Esta metodologia está de acordo com a utilizada por outros pesquisadores (PERANANDHANTHAN; MAZUMDAR, 2010; HAN, et al., 2001; YONEZAWA; SCHWERDTFEGGER, 1999; IGUCHI; et al., 2004).

A seguir, as imagens foram capturadas em intervalos de 5 segundos e posteriormente processadas manualmente (utilizando um software comercial Image Tools) para a determinação do tamanho do olho da coluna de bolhas na escória. O processamento das imagens permitiu a determinação de um diâmetro médio do olho da coluna de bolhas na escória (XU, X. D. et al., 2010).

Os valores experimentais do tamanho do olho obtidos neste estudo (apêndice D), foram comparados com as equações empíricas desenvolvidas por vários pesquisadores. Ver equações na Tabela 5, página 26.

5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

5.1 TEMPOS DE MISTURA

Os resultados experimentais de tempos de mistura de 95% foram analisados estatisticamente segundo método ANOVA -Análise de Variância- (ver apêndice A e B). Os resultados mais importantes são apresentados nas figuras, 25, 26, 27 e 28, e onde a barra de erro representa \pm um (01) desvio padrão. Através desta análise estatística, foram confirmados os postulados da literatura no que se refere à influência da localização da adição de traçador (ou liga), posição de monitoramento (sensor), posição de injeção de gás e presença da camada de escória (MAZUMDAR; GUTHRIE, 1995; JOO; GUTHRIE, 1992; MIETZ; OETERS, 1988; BECKER; OETERS, 1998; KIM; FRUEHAN, 1987; MANDAL; PATIL; MADAN, et al., 2005).

5.1.1 Tempos de Mistura versus Posição de Adição de Traçador (ou Liga) e Sensor.

A **Figura 25** mostra o efeito da posição de adição de traçador (ou liga) sobre os tempos de mistura. Como se pode observar existe uma grande variação entre os valores médios de tempos de mistura para as duas posições de adição sendo, portanto, seu efeito significativo. Salienta-se, entretanto, que a posição de adição no olho da coluna de bolhas ou pluma (AO) produz os menores tempos de mistura em comparação com os valores para adição na indústria (A). Isto está coerente com os resultados experimentais de outros pesquisadores, desde que sabe-se da literatura, que adições de traçador (ou liga) no olho da coluna de bolhas reduzem os tempos de mistura, tornando-se estes ainda muito maiores para adições fora do olho da coluna de bolhas. Mais adiante, **Figura 29a-b**, a influência das posições de adição do traçador (A) e (AO) sobre os resultados de tempos de mistura de 95% serão comparadas com os resultados de visualização do escoamento pelo ensaio de injeção de corante.

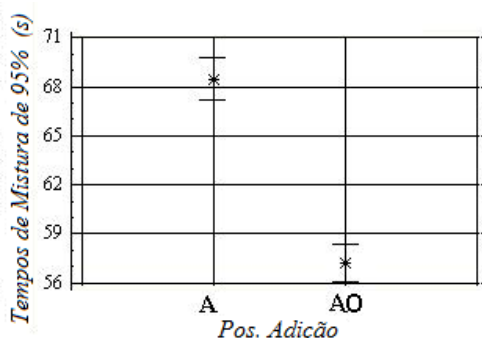


Figura 25- Influência da posição de adição de liga sobre os tempos de mistura.

A **Figura 26** mostra o efeito da posição do sensor sobre os tempos de mistura. Como pode observar-se, os valores médios dos tempos de mistura medidos pelos dois sensores apresentam uma grande variação entre eles sendo seu efeito significativo. Isto é, os valores de tempos de mistura são maiores para o sensor inferior comparado aos valores observados para o sensor superior.

Complementando esta análise estatística, é possível observar através do ensaio de corante, **Figura 29**, que o sensor inferior encontra-se localizado no fundo e canto inferior da panela numa das regiões onde o movimento do fluido é quase estagnado ou onde as taxas de mistura são mais lentas (regiões claras), ao contrário que o sensor superior localizado numa região mais ativa (região vermelha) e onde as taxas de mistura são mais rápidas. Numa recente publicação Chattopadhyay et al. (2009) sugerem, que quando um só injetor de gás é utilizado, a posição do sensor de medida diametralmente oposta aos injetores é favorável. Para ambos casos, isto confirma a adequação do arranjo experimental aqui adotado, para as medidas dos tempos de mistura de 95% (ver, **Figura 21**, página 59), tal como foi falado anteriormente na seção 3.4.2.3.

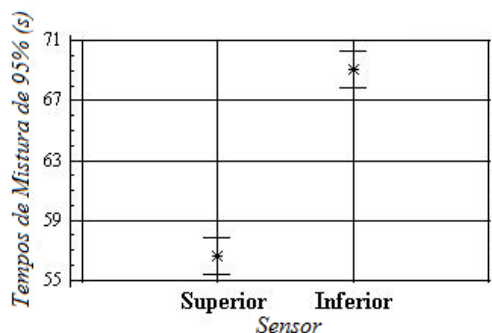


Figura 26- Influência da posição do sensor de medida sobre os tempos de mistura.

5.1.2 Tempos de Mistura versus Vazão e Posição de Injeção de Gás, Com e Sem Camada de Querosene.

A **Figura 27** mostra os resultados experimentais de tempos de mistura de 95% sem camada de querosene, em função da vazão e posição de injeção de gás para a configuração particular, sensor inferior e posição de adição de liga A, os quais foram ajustados por meio de uma curva de regressão.

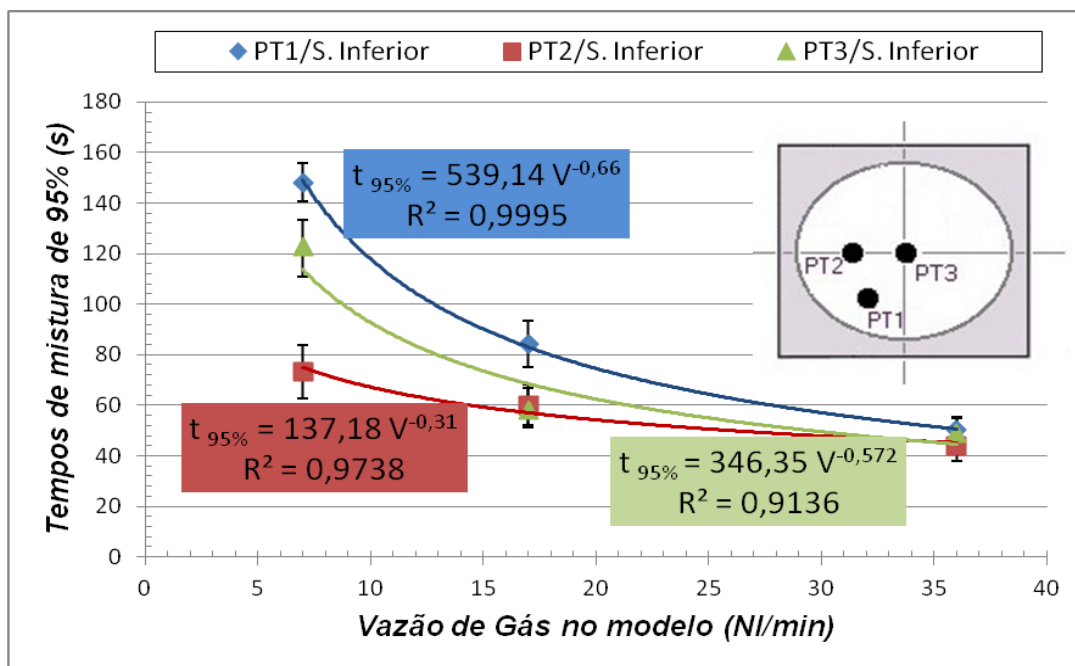


Figura 27– Tempos de mistura de 95% em função da vazão e diferentes posições de injeção de gás sem camada de querosene. Sensor inferior. Posição de adição de liga A.

De um modo geral, todas as curvas de tempos de mistura em função da vazão de gás para as diferentes posições de injeção de gás apresentam o mesmo comportamento.

Os tempos de mistura diminuem exponencialmente com o aumento da vazão de gás, até um valor acima do qual, a vazão não apresenta influência significativa na redução desses tempos e independe da posição de injeção de gás. A explicação para isto é que, com o aumento da vazão de gás aumenta a taxa de recirculação e a turbulência do líquido, o que reduz os tempos de mistura.

Quanto a variação da posição de injeção de gás observa-se que os tempos de mistura diminuem quando o injetor é removido do centro (PT3) para uma posição excêntrica a meio raio (PT2) tendendo a aumentar quando uma posição de injeção de gás excêntrica (PT1) é utilizada. Conseqüentemente, no intervalo de vazão de gás estudado, a posição de injeção de gás excêntrica a meio raio (PT2) corresponde aos menores tempos de mistura, atingindo uma redução de 3-40 % em relação à posição de injeção de gás central e de aproximadamente 12-50% em relação à posição de injeção de gás excêntrica (PT1). Joo e Guthrie (1992) relatam ter conseguido para uma posição a meio raio uma redução de 15-30% comparado aos tempos de mistura para uma posição de injeção de gás central no intervalo de vazão de gás estudado de 10-40 l/min.

Os valores dos expoentes das curvas de tempos de mistura encontrados apresentam valores de $-0,31$ para a posição de injeção de gás a meio raio (PT2), com exceção da posição central (PT3) e excêntrica (PT1), onde os valores dos expoentes foram de $-0,572$

e $-0,6603$, respectivamente. A esse respeito, resultados experimentais de outros investigadores (Joo; Guthrie, 1992; Zhu et al., 1995; Mietz; Oeters, 1988) mostram que o comportamento dos tempos de mistura frente à variação da vazão de gás segue uma função exponencial do tipo $Q^{-0,33}$, porém Sinha e McNallan (1985), Asai et al. (1983), também relatam ter encontrado altos valores experimentais para os expoentes. Esses autores ainda salientam que isto ocorre nas regiões de pior mistura (regiões de baixa velocidade, zonas mortas) próximas ao sensor de medida no fundo da panela, e creditam esse efeito ao fato da homogeneização ocorrer por difusão molecular, pois o escoamento nessas regiões não é turbulento.

Tanto o comportamento das curvas de tempos de mistura assim como os valores dos expoentes experimentais obtidos neste trabalho, aproxima-se muito bem com os resultados de outros pesquisadores (MAZUMDAR; GUTHRIE, 1995; CATANA et al., 2002; JOO; GUTHRIE, 1992; ZHU et al., 1995; MIETZ; OETERS, 1988; SINHA; MCNALLAN, 1985; AKDOGAN; ERIC, 1999; ASAI et al., 1983).

A figura 28 mostra o gráfico dos resultados experimentais de tempos de mistura de 95% com e sem camada de querosene (espessura de 30 mm) em função da vazão de gás e para as posições de injeção de gás PT1 e PT3.

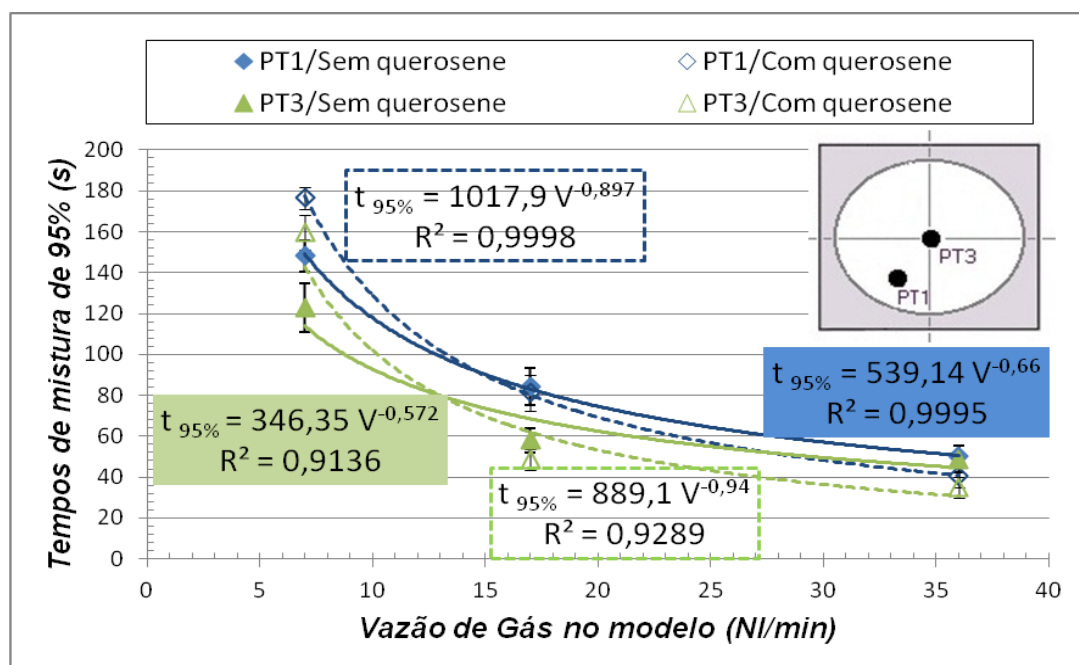


Figura 28- Influência da camada de escória simulada (querosene) sobre os tempos de mistura.

Como se pode observar, os tempos de mistura na presença de uma camada de querosene aumentam em relação aos sem camada de querosene, para vazões de gás abaixo de 13 e 14 NI/min, sendo que o efeito inverso é observado para vazões de gás

acima destas. Por outro lado, um aumento dos valores dos expoentes das vazões de gás também é observado.

Uma estimativa do aumento dos tempos de mistura na presença de uma camada de querosene em relação aos sem camada, para a vazão de gás de 7NL/min, corresponde a uma diferença de 26 e 30 % para as posições de injeção de gás PT1 (excêntrica) e PT3 (central), respectivamente. Estas diferenças são maiores do que as obtidas por Kim; Fruehan, 1987, as quais ficaram na ordem de 6 e 11% para baixas vazões e posições de injeção de gás excêntrica e central. Isto está relacionado com as diferentes configurações experimentais adotadas em cada experimento (vazão de gás, espessura de escória simulada).

O comportamento observado do aumento dos tempos de mistura frente a presença de uma camada de escória simulada (querosene) para vazões de gás abaixo de 13 e 14 NL/min, assim como, o aumento dos valores dos expoentes das vazões de gás, estão de acordo com os resultados experimentais de outros pesquisadores. A explicação para isto é que, a deformação da camada e entrada de gotas de óleo (querosene) para dentro da fase água (emulsificação) são os principais responsáveis pelo déficit de energia na região de recirculação, causando o enfraquecimento do escoamento e conseqüentemente o aumento dos tempos de mistura (MAZUMDAR; GUTHRIE, 1995; MAZUMDAR; NAKAJIMA; GUTHRIE, 1988; CATANA et al., 2002; IGUCHI et al., 1998; IGUCHI et al., 1996; KIM; FRUEHAN, 1987).

Embora o intervalo de vazão de gás utilizado neste trabalho seja muito maior que aqueles dos estudos encontrados na literatura (CATANA et al., 2002; IGUCHI et al., 1998; IGUCHI et al., 1996; KIM; FRUEHAN, 1987), acredita-se que para os níveis de vazões de gás acima de 13 NL/min ocorra uma acomodação da camada de querosene na superfície do banho fazendo com que seu efeito sobre os tempos de mistura (dissipação de energia) sejam quase os mesmos do que sem nenhuma camada de querosene. Entretanto, este comportamento não ficou claro sendo objeto de investigação em trabalhos futuros.

A interação observada entre as curvas de tempos de mistura, sem e com camada de querosene, no valor de vazão de gás acima de 13 NL/min foi investigada quanto a existência de diferença significativa (DS) ou não significativa (DNS) em diferentes níveis do outro fator (Ver resultados desta análise estatística no apêndice B, abaixo da **Tabela 15**). Tomando-se como critério de decisão, diferenças maiores do que o limite de decisão são significativas e vice-versa, pode-se concluir que não há ocorrência de interação, isto é, não existe diferenças significativas na redução dos tempos de mistura se uma ou

nenhuma camada de escória simulada é utilizada a partir de vazões de gás acima de 13 NL/min.

5.1.3 Previsão dos tempos de mistura pelo modelo físico para a panela industrial

A Tabela 13 apresenta a comparação entre os valores de tempos de mistura de 95% calculados para a panela industrial a partir dos tempos de mistura no modelo físico, conforme a equação 10 (página 18) reportada por Mazumdar; Kim; Guthrie (2000), para a posição de injeção de gás PT1 e na presença de querosene, com os resultados medidos na usina.

Tabela 13- Tempos de mistura de 95%: calculados e medidos na usina. Posição de Gás: PT1.

Vazão de Gás (NL/min)		Com Querosene							
Panela Industrial	Modelo Físico	t _{95%} (min) Modelo Físico	t _{95%} (min) Calculado Panela Industrial (Eq. 10)	%Mn Inicial (antes adição)	Alvo - %Mn (Limite mín.)	%Mn Final (após adição)	Qtde Liga (kg)	t _{95%} medido Panela Industrial (Usina)	Diferença t _{95%} (%) <small>Calculado (querosene) vrs. Medido PanelaInd.</small>
30	7	2,94	5,1	0,57	0,70	0,65	1,2x	3,8	+18
				1,19	1,35	1,32	2,6x	4,7	
				1,18	1,35	1,35	3,8x	4,3	
				<i>Média</i>				4,3	
50	12 ^(*)	1,8	3,1	0,91	1,15	1,05	3,3x	3,4	+3,3
				0,91	1,10	1,07	4x	3,6	
				0,4	0,80	0,72	7,2x	2	
				<i>Média</i>				3,0	

(*)Valores interpolados da curva experimental. (X)-quantidade de liga adicionada.

**Desvio padrão (Usina): Vazão de 30NL/min $\sigma=0,45$; Vazão de 50 NL/min $\sigma=0,87$.

No caso do modelo físico, verifica-se a redução dos tempos de mistura de 95% com o aumento da vazão de gás de 7 para 12 NL/min. Esta mesma tendência de redução dos tempos de mistura com o aumento da vazão de gás, também se pode observar para os valores médios medidos na panela industrial de 30 para 50 NL/min.

A comparação dos valores de tempos de mistura calculados para a panela industrial a partir do modelo físico na presença de querosene, com os valores médios medidos na panela industrial, apresenta uma diferença para mais de 18 % e 3% para as vazões de 30 e 50 NL/min, respectivamente. Existe uma boa aproximação entre os valores calculados e medidos para a panela industrial embora, o baixo número de amostras dificultarem uma afirmação estatisticamente representativa. A partir disso pode-se concluir que os valores de tempos de mistura para a panela industrial no intervalo de vazão de gás testado ficaram entre 3 e 4 min.

Outro aspecto a ser observado na **Tabela 13** é que quanto menor a variação entre o teor de Mn inicial da corrida (proveniente do forno elétrico) do alvo (limite mínimo da faixa de composição química do aço sendo produzido), menor a quantidade de liga a ser adicionada no forno panela. Consequentemente, isto contribuirá a minimizar o tempo de tratamento da corrida durante a etapa de adição de liga no refino secundário do aço na panela, minimizando também o custo com ligas e gases (Ar/N₂).

5.1.4 ANÁLISE DO ESCOAMENTO

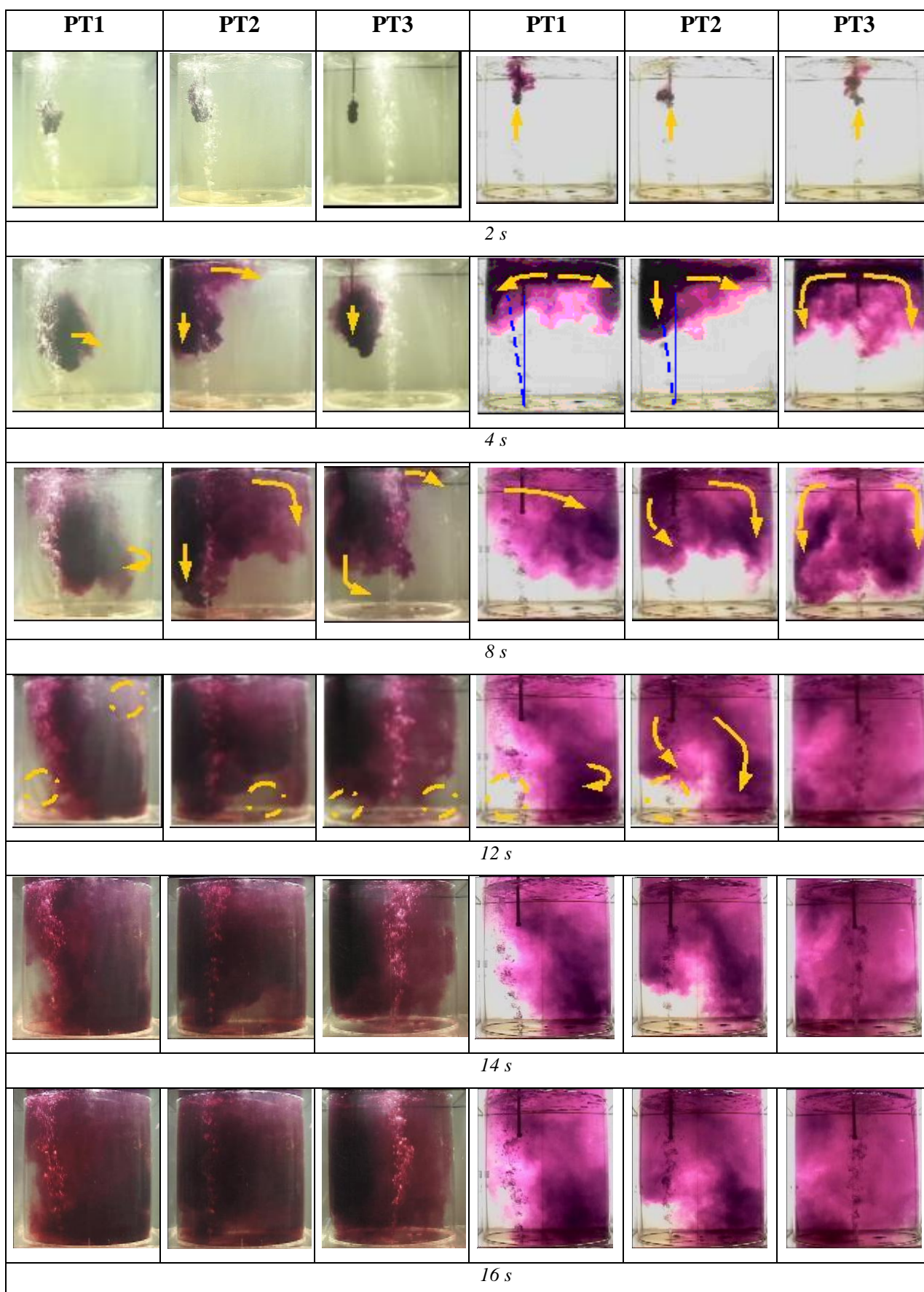
5.1.4.1 Ensaio de Corante

A **Figura 29a-b** mostra seqüências fotográficas do comportamento médio da trajetória do corante para as diferentes posições de injeção de gás testadas e vazão de gás no modelo de 17 NL/min (70 NL/min na indústria), a partir das posições de adição de traçador (ou liga) -A- e posição de adição no olho da coluna de bolhas (ou pluma) -AO-.

Para o caso da adição de traçador (ou liga) na posição A, **Figura 29a**, para a posição de injeção de gás PT1, a nuvem de corante se dispersa em direção ao fundo da panela sob efeito de um movimento rotacional do fluído em sentido horário. Posteriormente, uma região de baixa velocidade (região morta) é observada do lado esquerdo no fundo da panela e do lado direito próximo à superfície, até sua homogeneização completa. Outro fato observado durante os momentos iniciais da injeção de traçador desde o ponto de adição (A), **Figura 29a(2s-4s)**, foi a lenta dispersão de traçador a partir do ponto de injeção, caracterizando esta região como uma região de baixa velocidade existente, o que implica na demora do corante a se misturar com a região superior adjacente. Uma inclinação permanente da coluna de bolhas também é observada.

Para as posições de injeção de gás PT2 e PT3, o início de propagação da nuvem de corante apresenta comportamentos quase semelhantes, isto é, ambas ocorrendo pelo lado esquerdo da panela (entre a parede do modelo e a coluna de bolhas).

Para a posição PT2, a dispersão do corante aconteceu mais concentrada na região do canto esquerdo inferior chegando até o fundo. A outra porção da nuvem de corante espalhou-se simultaneamente pelo lado direito por influência da coluna de bolhas desde a superfície até o fundo da panela. Uma região de baixa velocidade (região morta) é observada nos instantes finais de homogeneização do traçador no fundo da panela.



a) Posição de adição de liga (A)

b) Posição de adição de liga no olho (AO)

Figura 29– Ensaio de Corante. Influência da posição de adição de liga: a) adição na usina (A) e b) adição no *olho* da coluna de bolhas ou pluma (AO), para as diferentes posições de injeção de gás. Vazão de Gás 17Nl/min.

Quanto à homogeneização do sistema para o caso da adição de traçador na posição A, observou-se uma tendência de homogeneização mais rápida para a posição PT2 seguido das posições PT1 e PT3. Nota-se também que para tempos de homogeneização abaixo de 14 s ainda as três posições de gás não estão homogeneizadas.

Para a posição PT3, a nuvem de corante espalhou-se pela região esquerda da panela até a metade do banho, continuando sua dispersão pela influência da coluna de bolhas desde a superfície para o fundo da panela, formando regiões de baixa velocidades em ambos os cantos do fundo da panela até sua homogeneização completa.

Com a mudança da posição de adição de traçador (ou liga) para o olho da coluna de bolhas ou pluma (AO), **Figura 29b**, para a posição de injeção de gás PT1, a nuvem de corante foi dispersa inicialmente por toda a superfície, porém assume sua trajetória resultante pelo lado direito da panela em virtude do forte movimento rotacional deste perfil de escoamento.

Nos estágios finais de mistura do traçador, uma região de baixa velocidade (região morta) foi observada do lado esquerdo da coluna de bolhas.

Para a posição de injeção de gás PT2, parte da nuvem de corante se dispersa pelo lado esquerdo até próximo do fundo da panela, o que origina uma região de baixa velocidade (região morta) entre a parede do lado esquerdo e fundo da panela próximo a coluna de bolhas. A outra porção de corante se dispersa simultaneamente pela superfície, incentivada pelo olho da coluna da bolha até sua homogeneização completa. Uma inclinação da coluna de bolhas nos momentos iniciais da adição de corante também é observada.

Para a posição PT3, a nuvem de corante se dispersa rápida e homogeneamente sobre a superfície em todas as direções, descendo pelas paredes até o fundo da panela até sua homogeneização completa.

Para a posição de adição no olho da coluna de bolhas ou pluma AO, a tendência de homogeneização mais rápida do traçador aconteceu somente para a posição de injeção de gás PT3 ao contrário do que para as posições PT1 e PT2.

Pode se concluir qualitativamente para a posição de adição de traçador (ou liga) no olho da coluna de bolhas (AO), uma redução dos tempos de homogeneização do sistema que somente foi observada para a posição de injeção de gás central PT3 (a aproximadamente 12 s) do que para as outras duas posições de injeção de gás, PT1 e PT2, que homogeneizam em tempos acima de 16 s.

Joo e Guthrie (1992) relatam de seus resultados em modelos físicos e computacionais de panelas cilíndricas com injeção de gás central e excêntrica, que a

adição de traçador (ou liga) no olho da coluna de bolhas produzirá os menores tempos de mistura, tornando-se muito maiores a medida que nos afastamos desta. E reduzirá significativamente, quando a posição do injetor de gás for deslocada na direção do ponto de adição de traçador. Assim como eles, também Zhu et al. (1995) e Jauhiainen et al. (2000), (citado por Jonsson e Jonsson, 2001), relatam que a posição de injeção de gás central é mais sensível a uma adição de traçador (ou liga) no olho da coluna de bolhas do que as posições excêntricas, porque para a posição de injeção de gás central a componente de rotação (velocidade média angular) é reduzida, e sendo assim, a mistura será dominada por processos de difusão turbulenta por redemoinhos ou vórtices (eddy), resultando num aumento dos tempos de mistura se adicionada fora do olho da coluna de bolhas. Isto está coerente com o comportamento observado na **Figura 29** (página 75) para a posição central quanto à variação da posição de adição de traçador ou liga da posição (A) para a posição de adição no olho da coluna de bolhas (AO).

Embora a tendência de redução dos tempos de homogeneização do sistema era também esperada para as duas posições de injeção de gás PT1 e PT2, se pode observar da sequência de imagens na **Figura 29b** (2-4s), que nem todo o corante foi injetado sobre o olho da coluna de bolhas ou pluma, como ocorreu para o caso da posição de injeção central PT3.

Como consequência, este desvio do corante da direção da coluna de bolhas produziu outras trajetórias do corante e um aumento nos tempos de homogeneização do sistema. A inclinação da coluna de bolhas resulta da interação dela com o escoamento gerado dentro da panela, desviando esta de sua trajetória vertical. Assim, sendo o escoamento simétrico gerado pela posição de injeção de gás central (PT3), produzirá uma coluna de bolhas menos inclinada. Já para as posições excêntricas PT1 e (levemente) para PT2, o escoamento gerado produzirá sua inclinação da vertical em direção as paredes. O fenômeno observado de inclinação da coluna de bolhas (efeito Coanda) para a posição de gás excêntrica PT1 (ver **Figura 29ab**, 2s-16s), produz o efeito de parede (IGUCHI et al., 1998). A existência deste efeito de parede pode reduzir a transferência de energia de agitação ao banho, tornando os tempos de mistura maiores para esta posição excêntrica em relação às demais posições de injeção de gás. Este comportamento também foi relatado nos estudos de Joo e Guthrie (1992) em um modelo de panela cilíndrica com escala idêntica a utilizada neste trabalho, onde encontraram que os tempos de mistura foram menores para uma excentricidade a 1/2 do que a 2/3 de raio, tendo sido a causa o efeito de parede. Já Becker e Oeters (1998) utilizando um modelo de panela cilíndrica na escala a 1:5 mostrou resultados opostos.

A seguir, a partir dos campos de velocidade médios de cada uma das posições de injeção de gás será realizada uma análise mais detalhada sobre o escoamento do fluido.

5.1.4.2 Campos de Velocidades

Na **Figura 30a-b-c-d-e-f**, são mostrados os diferentes campos de velocidades médios, para as posições de injeção de gás *PT1*, *PT2* e *PT3*, correspondentes ao tempo de 12s e vazão de gás de 17Nl/min. Como escala de leitura aproximada das velocidades foi usado o valor de referência de 0,045 m/s conforme pode ser visto na parte superior da mesma **Figura 30**.

Para a posição de injeção de gás excêntrica *PT1*, o campo de velocidade da vista frontal, **Figura 30a**, mostra uma região com forte escoamento do líquido na direção diagonal e com velocidades de aproximadamente 0,050 m/s, deslocando-se desde o fundo da panela até a superfície do banho. Assim como, a formação de um vórtice no lado esquerdo próximo à superfície e da parede da panela e outro próximo ao eixo central e no fundo da panela. Próximas ao fundo da panela são observadas velocidades de aproximadamente 0,012 m/s.

Na vista lateral, **Figura 30b**, além dos três vórtices mostrados é possível observar novamente regiões com escoamento na direção diagonal, desde o lado direito em direção ao fundo da panela e a superfície com velocidades de aproximadamente 0,055 m/s, assim como, regiões com escoamento descendente desde o lado esquerdo próximo a metade do banho líquido com velocidades de aproximadamente 0,045 m/s.

Uma comparação entre os campos de velocidades da **Figura 30a-b** e a dispersão do corante da **Figura 29a** (4s e 8s), para a posição de injeção excêntrica *PT1*, confirmam que a trajetória do corante está coerente com os campos de velocidades apresentados. Isto é, a nuvem de corante se dispersa sob efeito de um movimento rotacional do fluido em sentido horário.

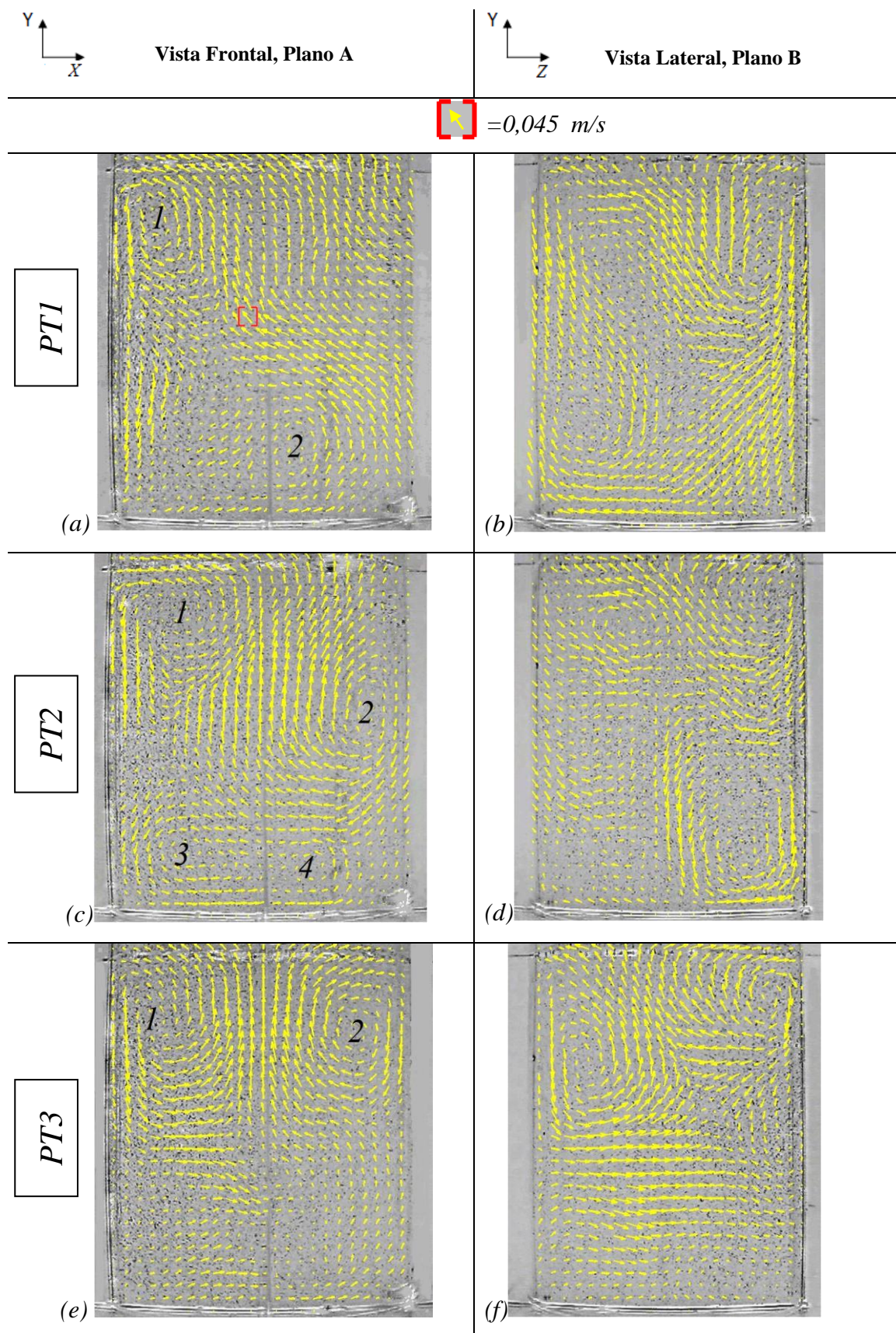


Figura 30– Perfil de velocidade médio para as diferentes posições de injeção de gás, $t=12s$, vazão de gás de 17 NI/min. Vista Frontal, plano A e Vista Lateral, plano B: (a-b) excêntrica-PT1; (c-d) excêntrica a meio raio-PT2; (e-f) central-PT3.

Para o campo de velocidades médios da posição de injeção de gás PT2, **Figura 30c-d**, se observa um escoamento ascendente no centro da panela com velocidades aproximadamente de 0,070 m/s, rodeado de vórtices distribuídos por todo o banho líquido. As velocidades no fundo da panela são de aproximadamente de 0,015 m/s.

Uma comparação do campo de velocidade da vista frontal, **Figura 30c**, com a dispersão do corante durante a agitação por uma posição de injeção de gás excêntrica a meio raio PT2, presente na **Figura 29a** (12s), mostra que os resultados obtidos são coerentes. Isto é, a região onde a mistura do corante ocorre por último aproxima-se da região de baixa velocidade no fundo da panela, localizada entre o centro e canto inferior esquerdo da vista frontal e lateral da **Figura 30c-d**.

A redução dos tempos de mistura apresentada pela posição de gás excêntrica a meio raio PT2 está de acordo com os resultados de outros pesquisadores (JOO; GUTHRIE, 1992; ZHU et al., 1995; MIETZ; OETERS, 1988; AKDOGAN; ERIC, 1999; ASAI; SANO, 1983). Eles observaram que quando a posição do injetor move-se desde o centro em direção à parede da panela (a 1/3; 1/2; 2/3 do raio sobre o eixo de simetria) os tempos de mistura diminuem. A explicação para este comportamento está associada ao aumento da componente de velocidade angular em relação às componentes de velocidade x e y , com a mudança da posição de injeção de gás central para a excêntrica. Observa-se através do ensaio de corante, **Figura 29a-b**, que esta característica do escoamento foi maior para a posição de injeção de gás PT1 do que para PT2. No entanto, os ensaios de corante demonstraram para a posição de injeção de gás PT2 uma influência maior da coluna de bolhas ou pluma na dispersão do corante.

Por outro lado, conforme mostrado pela **Figura 30c-d** para esta posição de injeção de gás PT2, uma característica da turbulência observada é que existe um número maior e uma melhor distribuição das regiões com vórtices em relação as demais posições de injeção. Este mecanismo de mistura por difusão turbulenta ou redemoinhos (vórtices) já foi citado e mostrado anteriormente na **Figura 8** (página 36) (SZEKELY, 1979; NAKANISHI et al., 1975).

Para a posição de injeção de gás central PT3, o campo de velocidade da vista frontal, **Figura 30e**, mostra duas regiões simétricas de recirculação do líquido perto da superfície e em ambos os lados da panela. Os dois vórtices possuem sentidos contrários de rotação, produzindo um forte escoamento ascendente na região central com velocidades aproximadamente de 0,080 m/s. Entre a metade e fundo da panela observam-se regiões com velocidades de aproximadamente 0,010m/s.

Através da vista lateral da posição de injeção central PT3, **Figura 30f**, observa-se um escoamento ascendente acima da metade da panela e outro transversal abaixo da metade da panela com velocidades aproximadamente entre 0,080 e 0,060 m/s, com regiões de baixas velocidades próximas ao fundo da panela de aproximadamente 0,013 m/s.

Uma comparação do campo de velocidade médio da vista frontal, apresentado na **Figura 30e**, com o teste de corante para a posição de injeção central PT3, **Figura 29a** (12s), mostra que as regiões no canto da panela, onde a mistura do corante ocorre por último, correspondem a regiões de baixas velocidades do escoamento. O aumento dos tempos de mistura observados para a posição de injeção de gás central PT3 está relacionada à existência de regiões de baixas velocidades do escoamento (zonas mortas) nos cantos inferiores da panela como mostrado qualitativamente pelo ensaio de corante na **Figura 29a**(12s) e quantitativamente pelo campo de velocidade na **Figura 30e**. Estes resultados estão em concordância com os resultados experimentais de outros pesquisadores realizados em modelos físicos de panelas cilíndricas (JOO; GUTHRIE, 1992; ZHU, et al., 1995; MIETZ; OETERS, 1988; MIETZ; OETERS, 1989).

Ainda que, pelas configurações específicas de cada experimento (ex.: intervalo de vazão de gás, dimensões do modelo físico - diâmetro, altura do banho-), seja difícil a comparação entre os valores de velocidade média obtidos neste trabalho com os citados na literatura, as velocidades médias máximas da ordem de 0,080 m/s obtidas neste trabalho são em geral inferiores das citadas na literatura para outros modelos físicos de panelas cilíndricas (ZHU, et al., 1995; XIE; OETERS, 1994; JOO; GUTHRIE, 1992; MIETZ; OETERS, 1989). Por outro lado, valores de velocidades semelhantes aos obtidos neste trabalho da ordem de 1×10^{-2} até 6×10^{-2} m/s, foram encontrados no estudo realizado por Singh e Mazumdar (1997) para um modelo físico com injeção de gás central por lança.

Do anteriormente exposto, pode-se concluir qualitativamente com relação às diversas posições de injeção de gás testadas, que existe um maior número e melhor distribuição das regiões com vórtices para a posição de injeção de gás PT2, a qual não é observada para as outras posições de injeção de gás PT1 e PT3. Vinculadas ainda a estas evidências estão os tamanhos dos vórtices formados (escala de turbulência), **Figura 30a-f**. Portanto, para a posição de injeção de gás excêntrica a meio raio (PT2), obteve-se o menor tempo de mistura e uma melhor mistura, porque um grande número de pequenos vórtices mistura mais rápido (e aos que estão associados movimentos de alta frequência por possuir uma massa menor de fluido). Já para a posição de injeção de gás central (PT3) obtivemos os maiores tempos de mistura, porque a vórtices maiores está associada

uma massa maior de fluido, que a sua vez gira com baixa frequência. E por último, a posição de injeção de gás (PT1) apresenta um número menor e menos distribuído dos vórtices pelo banho líquido. Estas afirmações estão de acordo com a teoria da mecânica dos fluídos citadas na literatura por outros pesquisadores (SZEKELY, 1979; MÖLLER; SILVESTRINI, 1994; FREIRE; MENUT; SU, 2002).

Tentativas para a caracterização quantitativa do estado de turbulência do banho a partir dos parâmetros de escoamento apresentados na Tabela 6 (página 36) sobre os dois planos verticais de referência (A e B), não foram totalmente esclarecedoras quanto qual a melhor posição de injeção de gás capaz de produzir uma rápida mistura. A este respeito, sugere-se futuros trabalhos a fim de criar novo procedimento de análise e inclusive novos planos LASER cobrindo todo o modelo físico da panela, para uma melhor caracterização do escoamento.

Por último, chama-se a atenção para o fato de que o fenômeno observado de inclinação da coluna de bolhas para a posição de gás excêntrica PT1 (ver Figura 29ab, 2s-16s), é uma evidência de que a existência do efeito de parede seja também a causa da drástica perda de desempenho dessa posição frente as posições de injeção de gás PT2 e PT3. Porém, em virtude de que a característica rotacional do escoamento do fluido apresentada pela posição de injeção de gás PT1 têm um grande efeito sobre a mistura na panela, como já foi relatado por Joo e Guthrie (1992) e Zhu et al. (1995), sugere-se a continuação dos estudos de novas configurações para a posição excêntrica de injeção de gás (PT1), a fim de otimizar o escoamento e conseqüentemente obter uma rápida mistura para este formato de panela.

5.2 EMULSIFICAÇÃO DE ESCÓRIA

A **Figura 31** mostra os resultados experimentais da emulsificação de escória para uma espessura constante de querosene de 16 mm em função da vazão e diferentes posições de injeção de gás.

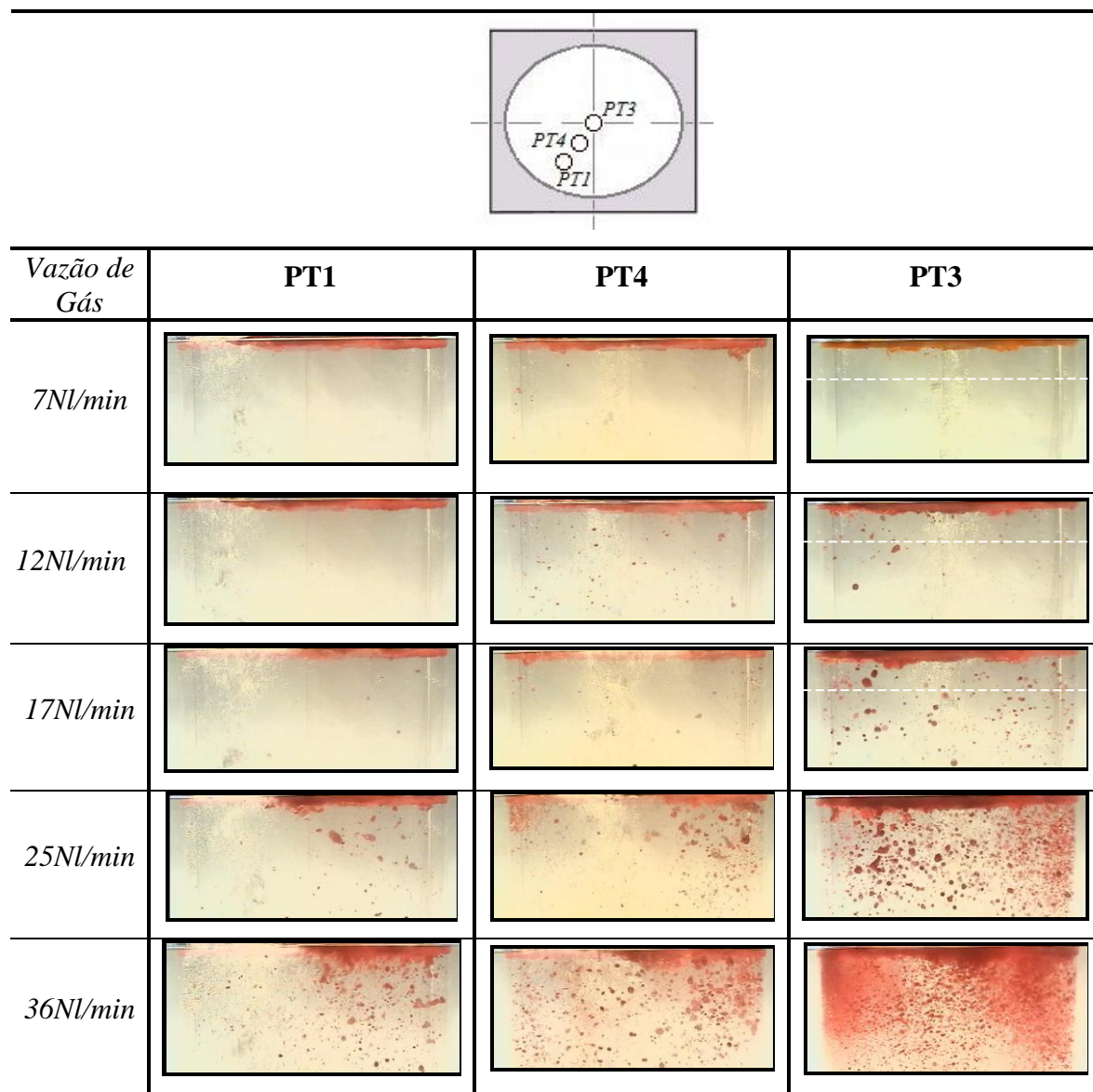


Figura 31- Emulsificação de escória em função da vazão e diferentes posições de injeção de gás. Camada de escória: 16 mm. Escória simulada: Querosene pigmentado. Instante de Captura: 15s.

Observa-se que em baixas vazões de gás, 7 NL/min (equivalente a uma vazão de 30NL/min na panela industrial), a camada de escória sofreu deformação e gerou pouca emulsificação. Com o aumento da vazão de gás (12 até 36 NL/min), a emulsificação foi intensificada com a produção de gotas de escória e o arraste para o interior do banho. A condição para que a escória emulsifique já foi explicada e está representada

esquemáticamente na **Figura 16** (página 50). Por outro lado, pode ser claramente observado, que o processo de emulsificação da escória também aumenta com o deslocamento da posição de injeção de gás da parede para o centro da panela. Este efeito pode se observar na vazão de 36 NL/min, para as posições PT4 e PT3, que quanto mais próximo do centro, maior a fração emulsionada, ao contrário da posição excêntrica (PT1) onde a emulsificação foi menor. Este comportamento está associado com o perfil de escoamento gerado pela posição de injeção central, **Figura 30e-f** (página 79), a qual apresenta um escoamento ascendente com altas velocidades próximas a superfície.

Os resultados experimentais observados são semelhantes aos encontrados por Mietz J.; Schneider S.; Oeters F.(1991) e Wei T.; Oeters F.(1992). Assim sendo, segundo Kim e Fruehan R. J. (1987) quando se emprega uma posição de injeção de gás central em relação a uma excêntrica, maior a emulsificação e conseqüentemente maior a taxa de transferência de massa. Em outras palavras, uma posição de gás excêntrica é mais conveniente para a mistura de uma fase do que para a mistura de duas fases.

Estes resultados experimentais sugerem que ambos os parâmetros operacionais influenciam a estabilidade da camada de escória e podem ser controlados durante o tratamento do aço líquido na panela na presença de escória.

A partir da análise das imagens de emulsificação para a posição de injeção de gás central (PT3), **Figura 31**, o valor experimental de vazão de gás crítica para início da emulsificação de escória foi obtido através do critério visual (gotas de escória ultrapassando a linha tracejada mostrada na imagem) ficando estabelecido no intervalo entre 12 e 17 NL/min.

Em virtude de que as propriedades físicas do fluido simulador de escória (densidade e tensão interfacial) fazem com que o querosene apresente uma tendência de emulsificar mais facilmente (ver seção 3.2, último parágrafo, página 20), a pequena emulsificação observada na vazão de gás de 12 NL/min, foi considerada como sendo uma emulsificação prematura (antes do tempo). Entretanto, levando isto em consideração e assumindo uma margem de segurança, foi escolhida a vazão de gás de 17 NL/min como vazão de gás crítica, na qual a partir da imagem, **Figura 31**, observa-se uma emulsificação da camada da escória bem mais definida no banho.

Por último, uma comparação entre os resultados experimentais de vazão de gás crítica para a posição central, com os valores de vazão de gás crítica calculados pelas equações de Korja; Shamsi (1990), Kim; Fruehan e Guthrie (1993) mostram que o valor previsto pela equação de Kim e colaboradores, de 18 NL/min está mais próximo do experimental (uma diferença de aproximadamente 5,4%) ao contrário do valor previsto

pela equação de Koria e Shamsi, de 24 Nl/min (diferença de 44 % em relação ao experimental). Embora ambas equações possuam um formato semelhante, uma explicação para a diferença entre os valores calculados pode estar relacionada a uma maior influência (valor do expoente) sobre o termo a direita entre parênteses na equação de Koria e Shamsi (equação 42) assim como, uma menor influência na altura se comparado com a equação de Kim; Fruehan e Guthrie (equação 43) e anteriormente mostradas na Tabela 11 (página 54),

$$Q_{cr} = 1,27H \left(\frac{\sigma_{it} \Delta \rho}{\rho_s^2} \right)^{0,723} \quad (\text{Eq. 42}) \quad Q_{cr} = 3,8 \times 10^{-3} H^{1,80} \left(\frac{\sigma_{it} \Delta \rho}{\rho_s^2} \right)^{0,35} \quad (\text{Eq. 43})$$

Do ponto de vista de aplicação para o estudos em modelos físicos e na indústria, a equação de Kim e colaboradores (equação 43) é a que melhor se ajusta em virtude de que a diferença entre os valores previstos e experimentais observados é pequena. Além disso, a literatura mostra que a equação de Kim e colaboradores, surge de um ajuste para um número maior de sistemas líquido-líquido testados, sendo assim mais geral.

5.3 OLHO DA COLUNA DE BOLHAS NA ESCÓRIA

A Figura 32 apresenta as imagens da abertura do olho obtidos no modelo físico em função de diferentes vazões de gás e espessuras de escória de 30 e 40 mm para uma posição de injeção de gás central.

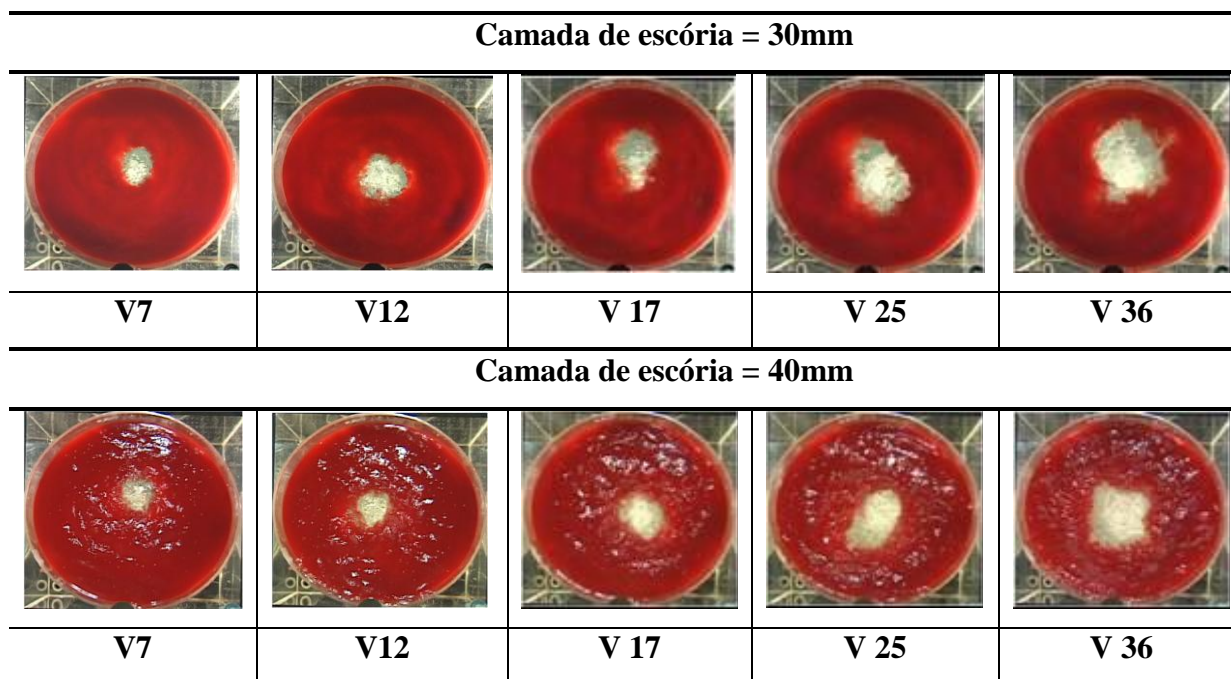


Figura 32- Abertura do olho da coluna de bolhas para diferentes vazões de gás e espessuras de escória. Posição de injeção de gás central.

A análise qualitativa destas imagens mostram que a abertura do tamanho do olho cresceu com o aumento da vazão de gás e diminuiu com o aumento da espessura da camada de escória. Estes resultados são coerentes com os publicados por outros pesquisadores (YONEZAWA; SCHWERDTFEGER, 1999; HAN et al., 2001; PERANANDHANTHAN; MAZUMDAR, 2010).

Como já mostrado na **Figura 16** (página 50), os fenômenos observados podem ser entendidos da seguinte maneira: a formação do olho da coluna de bolhas está relacionado a mudança de fluxo do líquido na direção radial próximo a superfície. Assim, com o aumento da vazão de gás, desenvolvem-se altas velocidades do fluido na superfície do banho abaixo da escória, deslocando a mesma e aumentando o tamanho do olho da coluna de bolhas.

Por outro lado, esta velocidade do líquido na interface se viu adversamente afetada pelo aumento da camada de escória simulada não possuindo suficiente energia para deslocá-la, e como consequência, diminuiu o tamanho do olho da coluna de bolhas.

Resultados quantitativos do processamento das imagens apresentadas na **Figura 32** são apresentados na **Figura 33**, os quais, como esperado, reproduziram a mesma tendência de comportamento, isto é, o aumento do diâmetro do olho com a vazão de gás e sua diminuição com o aumento da espessura de escória. A análise de regressão dos dados experimentais do tamanho do olho na escória no modelo físico para cada uma das espessuras de escória testadas mostra uma tendência linear. O desvio entre os valores experimentais e calculados das áreas do olho da **Figura 33** para uma espessura de escória de 30 mm foi de 9,5 % (ver apêndice E).

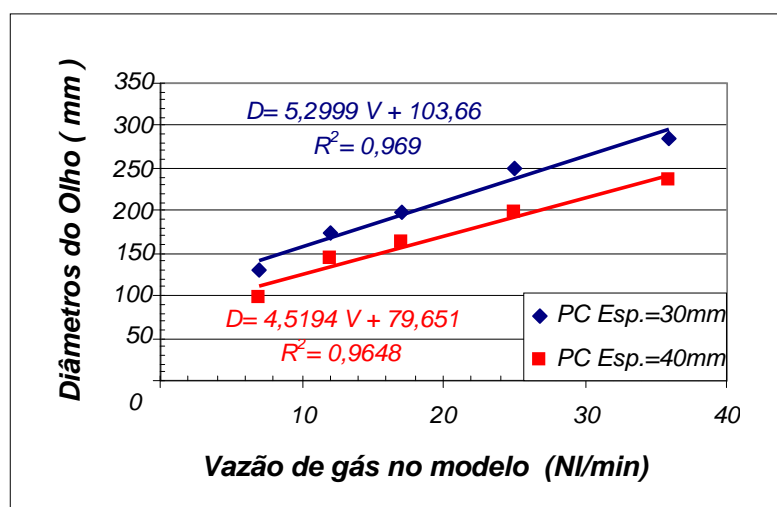


Figura 33 - Abertura do olho da coluna de bolhas em função da vazão de gás e diferentes espessuras de escória. Posição de injeção de gás central.

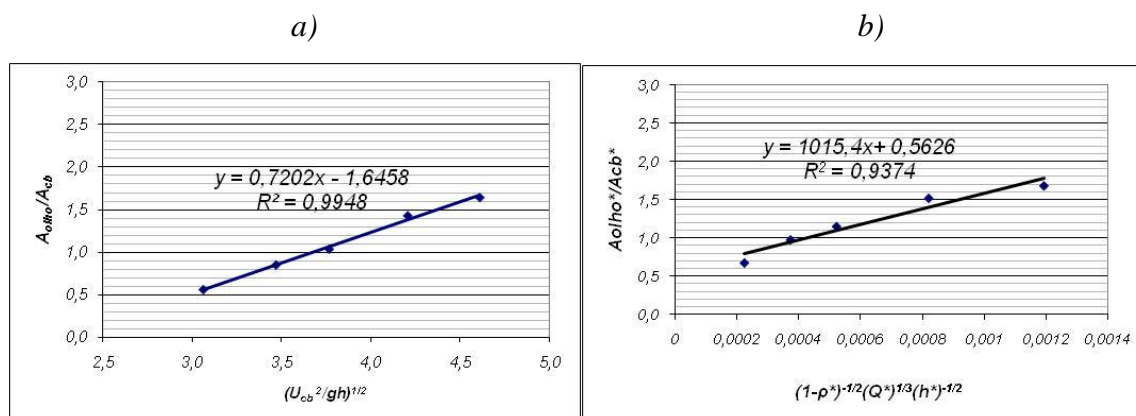
A **Figura 34a-e** mostra a comparação dos resultados experimentais das áreas do olho na escória obtidos no modelo físico, com aqueles calculados a partir das diferentes equações empíricas adimensionais apresentadas na **Tabela 5** (página 26).

O gráfico da **Figura 34a** mostra a variação da área adimensional, adimensionalizadas com respeito a área da coluna de bolhas A_{olho}/A_{cb} em função do número de Froude, equação 20, segundo modelo proposto de Krishnapisharody e Irons (2005). Como se pode observar, uma correlação essencialmente linear é bem ajustada pela equação de regressão sendo que, o desvio entre a área do olho experimental e calculado foi de 1,6% (ver apêndice E). No entanto, como mostra o gráfico da **Figura 34b**, a equação modificada de Krishnapisharody e Irons (equação 21) diminui sua eficiência em relação a equação original, produzindo um aumento no desvio de 7,8% entre a área do olho experimental e o calculado.

O gráfico da **Figura 34c** dos valores experimentais das áreas do olho no querosene em função dos parâmetros adimensionais $\log[A_{\text{olho}}/(H_m)^2]$ e $[2g(\rho_m-\rho_s)H_s/(\rho_m u_{mcl}^2)]$ estabelecidos por Iguchi et al. (2004) na equação (19), através de uma regressão dos dados experimentais e para um intervalo de confiança de 95%, mostram que a relação adimensional $A_{\text{olho}}/(H_m)^2$ e $[2g(\rho_m-\rho_s)H_s/(\rho_m u_{mcl}^2)]$ pode aproximar satisfatoriamente os valores medidos das áreas do olho, e que esta tendência de variação dos valores medidos é linear. Embora, as propriedades físicas da escória simulada e configurações do sistema (vazão de gás) aqui utilizadas, são diferentes daquelas de Iguchi, a comparação entre o valores experimentais e calculados, da área do olho da coluna de bolhas do modelo físico pela equação de Iguchi et al. (2004), apresentaram um desvio médio na ordem de 3,4 % (ver apêndice E). É observado o menor desvio para a equação proposta por Krishnapisharody e Irons (2005) em relação à equação de Iguchi et al. (2004).

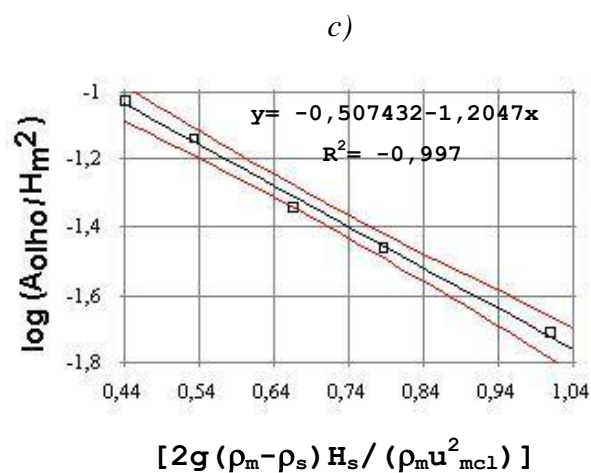
Por último, no gráfico da **Figura 34d**, a equação original de Mazumdar et al. (equação 18) que sugere uma relação linear entre os parâmetros A_{olho}/h^2 e $HV^{2/3}$ produz estimativas com desvios maiores no valor de 20%. Por outro lado, no gráfico da **Figura 34e**, sua equação mais recente (equação 22), baseada sobre os parâmetros operacionais e propriedades físicas (incluindo além da densidade, a viscosidade) se mostra capaz em produzir estimativas com baixo desvio de apenas 2%.

Pode-se concluir de uma forma geral, que os valores experimentais das áreas do olho correlacionam-se de maneira diferente com os distintos modelos, porém predizem satisfatoriamente a área do olho no modelo físico dentro de um desvio aceitável não maior de 20%. Para trabalhos futuros, as diferentes equações adimensionais citadas na literatura, serão testadas com os valores das áreas do olho na panela industrial.

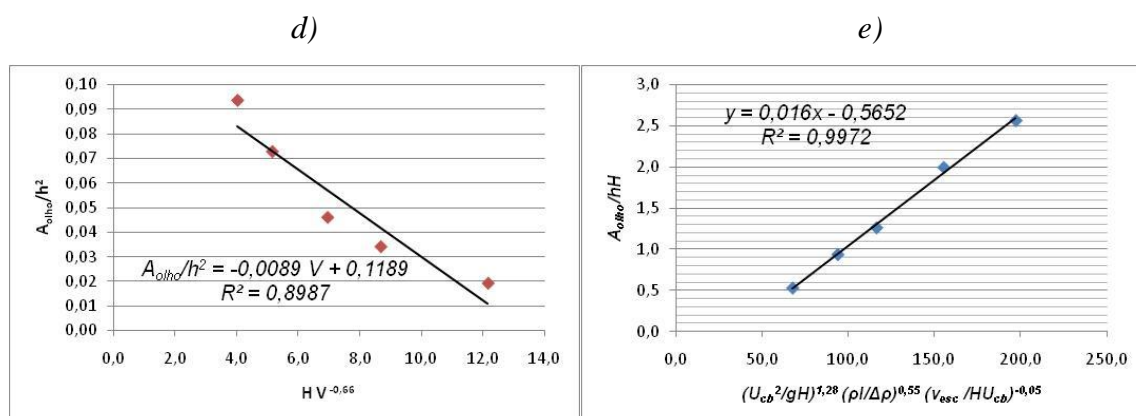


Desvio Área Olho (Calc. vrs. Exp.) - $A_{olho} = 1,62\%$

Desvio Área Olho (Calc. vrs. Exp.) - $A_{olho} = 7,8\%$



Desvio Área Olho (Calc. vrs. Exp.) - $A_{olho} = 3,44\%$



Desvio Área Olho (Calc. vrs. Exp.) - $A_{olho} = 20,37\%$

Desvio Área Olho (Calc. vrs. Exp.) - $A_{olho} = 2\%$

Figura 34- Comparação entre os resultados experimentais da área do olho obtidos no modelo físico com estimativas de equações adimensionais citadas na literatura: a-b) Krishnapisharody e Irons.;c) Iguchi et al.; d-e) Mazumdar et al. Posição de injeção de gás central (PT3). Espessura de querosene= 30mm.

6 CONCLUSÕES

Com base na revisão bibliográfica apresentada e nas configurações experimentais testadas nesta tese, as principais conclusões foram:

- a) tempos de mistura obtidos com o modelo físico diminuem exponencialmente com o aumento da vazão de gás, porém, em vazões de gás acima de 36 NL/min seu efeito é reduzido e independe da posição de injeção de gás;*
- b) a posição de adição de traçador (ou liga) exerce um efeito estatisticamente significativo sobre os tempos de mistura, mostrando uma tendência de diminuição dos tempos quando for adicionado em cima do olho da coluna de bolhas;*
- c) as condições de mistura no modelo físico são otimizadas a partir da adição de liga no olho da coluna de bolhas ou mediante utilização de uma posição de injeção de gás excêntrica a meio raio (PT2) para todas as vazões de gás usadas. Essa posição de injeção de gás reduziu os tempos de mistura, de 3-40% em relação à posição de injeção de gás central (PT3) e de aproximadamente 12-50% em relação à posição de injeção de gás excêntrica (PT1);*
- d) para baixas vazões de gás (< 14 NL/min) os tempos de mistura no modelo físico, na presença de uma camada de escória, aumentam na ordem de 26-30%;*
- e) o maior número de vórtices observados para a posição de injeção de gás (PT2), sugere uma maior turbulência do escoamento do líquido e conseqüentemente uma rápida mistura, em relação as demais posições de injeção gás testadas, (PT1) e (PT3);*
- f) os valores de tempos de mistura calculados para a panela industrial a partir do modelo físico foi de 5,1 e 3,1 min em relação aos medidos na panela industrial de 3 a 4 min para as vazões de 30NL/min e 50 NL/min respectivamente. O desvio entre os valores calculados e experimentais foi de 18% e 3% para mais;*

- g) o efeito conjunto do aumento da vazão de gás e deslocamento da posição do injetor de gás para o centro da panela no modelo físico, provocou qualitativamente uma maior emulsificação de escória;
- h) os valores experimentais de vazão de gás crítica para a emulsificação de escória no modelo físico são previstos com uma diferença de 5% pela equação proposta por Kim e colaboradores. Outras equações apresentaram diferenças superiores;
- i) a abertura do olho na escória para uma posição de injeção de gás central, diminui com o aumento da altura de escória. Um aumento da camada de escória de 10 mm produz uma redução de aproximadamente 19% no diâmetro do olho da coluna de bolhas;
- j) os valores experimentais das áreas do olho da coluna de bolhas podem ser previstos satisfatoriamente pelas equações adimensionais propostas por Krishnapisharody e Irons, Iguchi et al. e Peranandanthan e Mazumdar. Ambas apresentam desvios abaixo de 3%;
- k) de um modo geral, os resultados experimentais aqui obtidos são coerentes com os encontrados na literatura, validando-se assim este modelo físico para futuros estudos sobre escoamento, mistura e comportamento da escória (emulsificação e abertura do olho).

7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Sugerem-se como complementação e prosseguimento deste estudo os seguintes tópicos:

I. Análise do escoamento

- a) estudar o comportamento do escoamento em baixos níveis de vazão de gás, aumentar o número de planos LASER (verticais e horizontais) abrangendo todo o volume da panela e o tamanho de amostragem (números de quadros capturados), a fim de melhor caracterizar o escoamento na panela;*
- b) calcular novos parâmetros de escoamento para todas as posições de injeção de gás, de modo a determinar um parâmetro global de comparação que melhor relacione as características de escoamento necessárias para uma mistura mais eficiente na panela;*

II. Tempos de mistura

- a) Aprofundar os estudos sobre os tempos de mistura e escoamento para a posição excêntrica P1 e novas posições de injeção de gás, para este novo formato de panela;*
- b) aumentar a amostragem na panela industrial para uma melhor representatividade estatística dos valores de tempos de mistura;*
- c) verificar a influência da presença de uma camada de escória simulada sobre os tempos de mistura para altas vazões de gás.*

III. Estudos de emulsificação

- a) desenvolver uma técnica para a quantificação do volume de escória emulsificado em função da variação da posição de injeção de gás.*

IV. Abertura do olho na escória

- a) realizar medidas do tamanho do olho na panela industrial a fim de verificar as estimativas das equações empíricas citadas na literatura.*

REFERÊNCIAS

ADRIAN R. J. **Annual Reviews in Fluid Mechanics**, Palo Alto, Calif. US, n. 23, p. 261/304, 1991.

AKDOGAN, G.; ERIC, R. H. Model study on mixing and mass transfer in ferroalloy refining processes. **Metallurgical and Materials Transactions B**, Warrendale, v.30B; p.231-239, Apr. 1999.

ANAGBO, P.E.; BRIMACOMBE, J.K. Plume characteristics and liquid circulation in gas injection through a porous plug. **Metallurgical Transactions B**, Warrendale, v.21 B, p.637-648, Aug. 1990.

ASAI, S. et al. Mixing time of refining vessels stirred by gas injection. **Transactions ISIJ**, Tokyo, v.23, p.43-50, 1983.

BECKER, J.; OETERS, F. Model experiments of mixing in steel ladles with continuous addition of the substance to be mixed. **Steel Research**, Dussendorf, v.69, n.1, p.8-16, 1998.

CASTELLO B.; SCHWERDTFEGER, K. Large escale measurements of the physical characteristics of round vertical bubble plumes in liquids. **Metallurgical Transactions B**, Warrendale, v.25B, p.359-371, 1994.

CASTILLEJOS, A.H.; BRIMACOMBE, J.K. Measurement of physical characteristics of bubbles in gas-liquid plumes: Part I. An Improved Electroresistivity Probe Technique. **Metallurgical Transactions B**, Warrendale, v.18B, p.649-658, Dec. 1987.

CASTILLEJOS, A.H.; BRIMACOMBE, J. K. Measurement of Physical Characteristics of Bubbles in Gas-Liquid Plumes: Part II. Local Properties of Turbulent Air-Water Plumes in Vertically Injected Jets. **Metallurgical Transactions B**, Warrendale, v.18B, p.659-671, Dec. 1987.

CASTILLEJOS, A H; BRIMACOMBE, J.K; *Physical characteristics of gas jets injected vertically upward into liquid metal. Metallurgical Transactions B, Warrendale, v.20B, p.595-601, Oct. 1989.*

CATANA C. *et al. Process metallurgical evaluation and application of very fine bubbling technology. Steel Research, Dussendorf, v.73, n.12, p.513-521, 2002.*

CHIAPPAROLI, W. *14th IAS Steelmaking Conference, Instituto Argentino de Siderurgia, San Nicolas, Argentina, 2003.*

CHATTOPADHYAY, K; SENGRUPTA, A.; AJMANI, S K; *et al. Optimisation of dual purging location for better mixing in ladle: a water model study. Ironmaking and Steelmaking, v. 36, n. 7, p. 537-542, Oct 2009.*

DEO, B.; BOOM, R. *Fundamentals of steelmaking metallurgy. London, New York: Prentice Hall International, 1993, p. 29-38.*

FU, Q.; EVANS, J. W. *A capacitance probe for measurement of bubbles in molten metals. ISIJ International, Tokyo, v.39, n.4, p.309-318, 1999.*

FREIRE A.P.S; MENUT P.P.M.; SU J. *Turbulência. Associação Brasileira de Ciências Mecânicas -ABCM-. Rio de Janeiro, Cap. 3, 2002.*

FROHBERG, M. G.; GERLACH, F.; HANDSCHUH, G. *Investigations of Drop-Size-Distribution and Mass Transfer in Gas-Stirred Liquid-Liquid Systems. Steel Research, Dussendorf, v.61, n.4, p.151-156, 1990.*

FRUEHAN, R. J. *The making, shaping and treating of steel. 11th Edition, Steelmaking and Refining Volume, The AISE Steel Foundation, Cap. 4, p. 265-266, 1998.*

GUTHRIE R. I. L. *A review of fluid flows in liquid metal processing and casting operations. ISIJ International, Tokyo, v.49, n.10, p.1453-1467, 2009.*

HAN J. W. *et al.* *Transient fluid flow phenomena in a gas stirred liquid bath with top oil layer: approach by numerical simulation and water model experiments.* **ISIJ International**, Tokyo, v.41, n.10, p.1165-1173, 2001.

IGUCHI M. *et al.* *X-Ray fluoroscopic observation of bubble characteristics in a molten iron bath,* **ISIJ International**, Tokyo, v.35, n.11, p.1354-1361, 1995.

IGUCHI M. *et al.* *Water model experiment on the liquid flow behavior in a bottom blown bath with top layer,* **Metallurgical and Materials Transactions B**, Warrendale, v.27B, p.35-41, Feb.1996.

IGUCHI, M.; KAJI, M.; MORITA, Z. *Effects of pore diameter, bath surface pressure, and nozzle diameter on the bubble formation from a porous nozzle.* **Metallurgical and Materials Transactions B**, Warrendale, v.29B, p.1209-1218, Dec.1998.

IGUCHI, M.; KAJI, M.; OKITA, K. *Development of a laser optical sensor for measuring bubble characteristics in an oily liquid bath.* **ISIJ International**, Tokyo, v.38, n.8, p. 802-806, 1998.

IGUCHI, M. *et al.* *Measurement of bubble characteristics in a molten iron bath at 1600 °C using an electroresistivity probe.* **Metallurgical Transactions B**, Warrendale, v. 26B, p.67-74, Feb. 1995.

IGUCHI, M. *et al.* *Effects of the viscosity of liquid on the characteristics of vertical bubbling jet in a cylindrical vessel.* **ISIJ International**, Tokyo, v.33, n.3, p.361-368, 1993.

IGUCHI, M.; NAKATANI, T.; UEDA, H. *Model study of turbulence structure in a bottom blown bath with top slag using conditional sampling.* **Metallurgical and Materials Transactions B**, Warrendale, v. 28B, p.87-94, Feb.1997.

IGUCHI, M.; NOZAWA, K.; MORITA, Z. *Bubble characteristics in the momentum region of air-water vertical bubbling jet.* **ISIJ International**, Tokyo, v.31, n.9, p.952-959, 1991.

IGUCHI, M. et al. Bubble characteristics in the buoyancy region of a vertical bubbling jet. **ISIJ International**, Tokyo, v.32, n.6, p.747-754, 1992.

IGUCHI, M. et al. Coanda effect on bubble characteristics in a bubbling jet rising near the side wall of a cylindrical vessel. **ISIJ International**, Tokyo, v.38, n.12, p.1297-1303, 1998.

IGUCHI, M. et al. Evaluation of critical gas flow rate for the entrapment of slag using a water model. **ISIJ International**, Tokyo, v.34, n.2, p.164-170, 1994.

IGUCHI, M. et al. Model study of fluid flow phenomena in a bottom blown bath in the presence of reverse emulsification. **ISIJ International**, Tokyo, v.38, n.10, p.1080-1085, 1998.

IGUCHI, M. et al. Spout eye area in ladle refining process. **ISIJ International**, Tokyo, v.44, n.3, p.636-638, 2004.

IGUCHI, M. et al. Effects of the physical properties of top oil layer on bubble and liquid flow characteristics in a bottom blown water bath. **ISIJ International**, Tokyo, v. 38, n.9, p.1032-1034, 1998.

IGUCHI, M.; TOMOYUKI, CHIHARA. Water model study of the frequency of bubble formation under reduced and elevated pressures. **Metallurgical and Materials Transactions B**, Warrendale, v.29B, p.755-761, Aug. 1998.

ILEGBUSI, O. J. et al. Modeling mean flow and turbulence characteristics in gas-agitated bath with top layer. **Metallurgical and Materials Transactions B**, Warrendale, v.29B, p.211-222, Feb. 1998.

JONSSON PAR G.; JONSSON LAGE T.I. The use of fundamental process models in studying ladle refining operations. **ISIJ International**, Tokyo, v. 41, n.11, p.1289-1302, 2001.

JOO, S.; GUTHRIE, R.I.L. Modeling flows and mixing in steelmaking ladles designed for single- and dual-plug bubbling operations. **Metallurgical Transactions B**, Warrendale, v.23B, p.765-778, Dec. 1992.

KHAJAVI L. T.; BARATI M. Cold model study of emulsification behavior in bottom blown metallurgical baths covered with thick slag. **ISIJ International**, Tokyo, v. 50, n.5, p.654-662, 2010.

KIM, S. H.; FRUEHAN, R. J. Physical modeling of liquid/liquid mass transfer in gas stirred ladles. **Metallurgical Transactions B**, Warrendale, v.18B, p.381-390, Jun. 1987.

KIM, SEON-HYO; FRUEHAN, R. J.; GUTHRIE R. I. L. Physical model studies of slag/metal reactions in gas stirred ladles-Determination of critical gas flow rate. **Transactions of the ISS, I&SM**, p.71-76, Nov. 1993.

KISHIMOTO, Y. et al. Energy dissipation distribution in gas-stirred liquids. **ISIJ International**, Tokyo, v.39, n.2, p.113-122, 1999.

KORIA, S. C.; SHAMSI, M. R. R. I. Simulation of mass transfer from metal to slag in gas stirred ladles, **Ironmaking and Steelmaking**, London, v.17, n.6, p. 401-409, 1990.

KRISHNA, MURTHY G. G.; MEHROTRA, S. P.; GHOSH, A. Experimental investigation of mixing phenomena in a gas stirred liquid bath. **Metallurgical Transactions B**, Warrendale, v.19B, p.839-850, Dec. 1988.

KRISHNAKUMAR, K.; IRONS, G. A. A model study of slag eye formation during gas purging at the surface of a metal bath, **AISTech Proceedings**, 2005.

KRISHNAKUMAR, K.; IRONS G. A. Authors Reply. **Metallurgical and Materials Transactions B**, Warrendale, v.38B, p.501-502, Jun. 2007.

KRISHNAKUMAR, K.; IRONS, G. A. An extended model for slag eye size in ladle metallurgy. **ISIJ International**, Tokyo, v.48, n. 12, p.1807-1809, 2008.

KRISHNAKUMAR, K.; IRONS, G. A. *Some considerations in process design for better ladle metallurgy practice*, **AISTech Proceedings**, 2009.

LACHMUND, H.; BANNENBERG, N.; SCHERRMANN, T. *Melting and mixing processes in a 185-t operating ladle with one to three porous plugs*. **La Revue de Métallurgie-CIT**, v. 95, n.6, p.755-776, Jun. 1998.

LEE, M. S.; SOHN, H. Y. *Liquid-liquid emulsions generated by high-strength bottom gas injection*. **Metallurgical and Materials Transactions B**, Warrendale, v.27, n.2, p.213-219, Apr. 1996.

LIN, Z; GUTHRIE, R.I.L. *Modeling of metallurgical emulsions*. **Metallurgical and Materials Transactions B**, Warrendale, v.25, n.6, p.855-864, Dec. 1994.

LIOW, J. L. *Sloshing of melts in a bath smelting process having an elliptic cross section*. **ISIJ International**, Tokyo, v. 42, n.7, p.694-701, 2002.

LLANOS CARLOS A., et al. *Multiphase modeling of the fluidynamics of bottom argon bubbling during ladle operations*. **ISIJ International**, Tokyo, v.50, n.3, p.396-402, 2010.

MADAN, M; SATISH, D.; MAZUMDAR D. *Modeling of mixing in ladles fitted with dual plugs*. **ISIJ International**, Tokyo, v. 45, n.5, p.677-685, 2005.

MANDAL J.; PATIL S.; MADAN M.; MAZUMDAR D. *Mixing time and correlation for ladles stirred with dual porous plugs*. **Metallurgical and Materials Transactions B**, Warrendale, v.369B, p.479-487, Aug. 2005

M. NEIFER.; S. RODI.; D. SUCKER. *Investigations on the fluid dynamic and thermal process control in ladles*. **Steel Research**, Dussendorf, v.64, n.1, p. 54-62, 1993.

MAZUMDAR, D. *Dynamic similarity considerations in gas-stirred ladle systems*. **Metallurgical Transactions B**, Warrendale, v.21B, p.925-928, Oct 1990.

MAZUMDAR, D. *Some fundamental considerations concerning gas injection operations in steelmaking ladles. In: IRONMAKING CONFERENCE PROCEEDINGS, v.59, Softbound, Pittsburgh, Pennsylvania 2000, p.531-540.*

MAZUMDAR, D.; DAS, SANTANU; BAJPAYEE, SUDHENDU. *A comparative study of mixing phenomena in gas stirred ladle systems, ISIJ International, Tokyo, v.37, n.2, p.194-196, 1997.*

MAZUMDAR, D.; GUTHRIE, R.I.L. *The physical and mathematical modeling of gas stirred ladle systems. ISIJ International, Tokyo, v.35, n.1, p.1-20, 1995.*

MAZUMDAR, D.; GUTHRIE, R.I.L. *Hydrodynamic modeling of some gas injection procedures in ladle metallurgy operations. Metallurgical Transactions B, Warrendale, v.16B, p.83-90, Mar. 1985.*

MAZUMDAR, D; GUTHRIE, R.I.L. *Mixing models for gas stirred metallurgical reactors. Metallurgical transactions B, Warrendale, v.17B, p.725-733, Dec. 1986.*

MAZUMDAR, D.; EVANS J. W., *Macroscopic models for gas stirred ladles. ISIJ International, Tokyo, v. 44, n.3, p. 447- 461, 2004.*

MAZUMDAR, D.; KIM, H. B.; GUTHRIE R.I.L. *Modelling criteria for flow simulation in gas stirred ladles: experimental study. Ironmaking and Steelmaking, London, v.27, n.4, p.302-309, 2000.*

MAZUMDAR, D.; NAKAJIMA, H.; GUTHRIE, R.I.L. *Possible roles of upper slag phases on the fluid dynamics of gas stirred ladles. Metallurgical Transactions B, Warrendale, v.19B, p.507-511, Jun 1988.*

MAZUMDAR, D. *On the estimation of plume rise velocity in gas-stirred ladles. Metallurgical and Materials Transactions B, Warrendale, v.33B, p.937-941, Dec. 2002.*

MAZUMDAR, D.; EVANS, J. W. Discussion on modeling of slag eye formation over a metal bath due to gas bubbling. **Metallurgical and Materials Transactions B**, Warrendale, v.38B, p. 497- 499, Jun. 2007.

MIETZ, J.; OETERS, F. Flow field and mixing with eccentric gas stirring. **Steel Research**, Dussendorf, v.60, n.9, p.387-394, 1989.

MIETZ, J.; OETERS, F. Model experiments on mixing phenomena in gas-stirred melts. **Steel Research**, Dussendorf, v.59, n.2, p.52-59, 1988.

MIETZ, J.; SCHNEIDER, S.; OETERS, F. Model experiments on mass transfer in ladle metallurgy. **Steel research**, Dussendorf, v.62, n.1, p.1-9, 1991.

MIETZ, J.; SCHNEIDER, S.; OETERS, F. Emulsification and mass transfer in ladle metallurgy. **Steel Research**, Dussendorf, v.62, n.1, p.10-15, 1991.

MUKAI, K. Wetting and marangoni effect in iron and steelmaking processes. **ISIJ International**, Tokyo, v.32, n.1, p.19-25, 1992.

MURTHY, A.; SZEKELY, J. Some fundamental aspects of mixing in metallurgical reaction systems. **Metallurgical Transactions B**, Warrendale, v.17B, p.487-490, Sep. 1986.

MURTHY, K. G.G.; GROSH, A.; MEHROTRA, S. P. Characterization of two-phase axisymmetric plume in a gas stirred liquid bath - A water model study. **Metallurgical Transactions B**, Warrendale, v.19B, p.885-892, Dec. 1988.

MURTHY, K.G.G.; MEHROTRA, P. S. Mixing in liquid baths by gas injection. **Ironmaking and Steelmaking**, London, v.19, n.5, p.377-389, 1992.

MOLLER, S. VIÇOSA; SILVESTRINI, J. HUGO. Turbulência. Coleção cadernos de turbulência. Porto Alegre, RS, v.4; 2004.

NAKANISHI, K.; FUJII, T.; SZELEKELY, J. *Possible relationship between energy dissipation and agitation in steel processing operations. Ironmaking and Steelmaking (Quarterky)*, London, n.3, p.193-197, 1975.

NUNES R. P. **Projeto e Implementação de um Sistema de Instrumentação Eletro-Eletrônica para Caracterização de Escoamentos através de Processamento Digital de Imagens**, Porto Alegre, 2005 *Dissertação (Mestrado)*, PROMEC, UFRGS, 2005.

OETERS, F. *Metallurgy of Steelmaking*. Verlag Stahleisen, 1994. Cap.5, p.225-239; 246-251; 253-266, Cap.7, p.395-412.

OETERS, F. *et al. Fluid flow and mixing in secondary metallurgy. Steel Research*, Dussendorf, v.59, n.5, p.192-201, 1988.

OGAWA K.; ONOUE TOSHIO. *Mixing and mass transfer in ladle refining process. ISIJ International*, Tokyo, v. 29, n.2 , p.148-153, 1989.

OKUMURA, K.; HARRIST, R.; SANOT, M. *Bubble formation from nonwetted slot nozzles. Canadian Metallurgy Quarterly*, v.37, n.1, p.49-56, 1998.

OKUMURA, K.; SANOT, M. *Gas dispersion phenomena and mixing characteristics under gas injection through slot nozzle submerged in water. ISIJ International*, Tokyo, v.41, n.3, p.234-238, 2001.

PAN, Y.; BJORKMAN, B. *Numerical analysis on the similarity between steel ladles and hot-water models regarding natural convection phenomena. ISIJ International*, Tokyo, v.42, n.1, p.53-62, 2002.

PATIL, S. P. *et al. Mixing models for slag covered argon stirred ladles. ISIJ International*, Tokyo, v.50, n.8, p.1117-1124, 2010.

PERANANDHANTHAN, M; MAZUMDAR, D. *Modeling of slag eye area in argon stirred ladles. ISIJ International*, Tokyo, v.50, n.11, p.1622-1631, 2010.

RIBEIRO, J. L. D. **Projetos de experimentos na otimização de produtos e processos**, UFRGS, Jan. 1995, *Notas de aula*.

R.L. MINION *et al.* *Improved ladle stirring using vibration technology at Stelco Hilton Works. STEELMAKING CONFERENCE Proceedings*, p. 459-466, 1998.

RIZZO E.M.S. *Introdução aos processos de refino secundário dos aços*. ABM, São Paulo, 2006.

SAHAI, Y.; GUTHRIE, R.I.L. *Hydrodynamics of gas stirred melts: Part I. Gas/Liquid coupling. Metallurgical Transactions B*, Warrendale, 1982 American Society for Metals and the Metallurgical Society of AIME, v.13B, p.193-201, Jun.1982.

SAHAI, Y.; GUTHRIE, R.I.L. *Hydrodynamics of gas stirred melts: Part II. Axisymmetric flows. Metallurgical Transactions B*, Warrendale, v.13B, p.203-211, Jun 1982.

SANG, M.; MORI, K. *Dynamics of bubble swarms in liquid metals. Transactions ISIJ*, Tokyo, v.20, p.668-674, 1980.

SANO, M.; MORI, K. *Fluid flow and mixing characteristics in a gas stirred molten metal bath. Transactions ISIJ*, Tokyo, v.23, p.169-175, 1983.

SAVOLAINEN; FABRITIUS; MATTILA. *Effect of fluid physical properties on the emulsification. Steel Research*, Dussendorf, v.80, n. 6, Jun 2009.

SESHADRI VARADAVAJAN *et al.* *Fenômenos de transporte: fundamentos e aplicações nas engenharias metalúrgica e de materiais*, São Paulo, ABM, cap. 21, p.719-739, 2010.

SHENG, Y. Y.; IRONS, G. A. *Measurement and modeling of turbulence in the gas/liquid two-phase zone during gas injection. Metallurgical Transactions B*, Warrendale, v.24B, p.695-705, Aug. 1993.

SHENG, Y. Y., IRONS, G. A. *Measurements of the internal Structure of Gas- Liquid Plumes. Metallurgical Transactions B*, Warrendale, v.23B, p.779-788, Dec. 1992.

SICORSKI, RAFAEL S. Modelagem numérica aplicada aos fenômenos de escoamento e mistura em modelos físicos de panelas de aciaria. Porto Alegre, Dissertação (Mestrado), PPGEM, UFRGS, 2006.

SIEMSEN, R.; LANGE, K.W. Influence of experimental setup on observed values of mixing time in gas-stirred liquids. Steel Research, Dussendorf, v.59, n.3, p.96-103, 1988.

SINGH, R. P.; GHOSH, D. N. Cold model study of liquid-liquid mass transfer in a combined blowing BOS converter. Ironmaking and Steelmaking, London, v.17, n.5, p.333-342, 1990.

SINHA, U. P.; MCNALLAN, M. J. Mixing in ladles by vertical injection of gas and gas-particle jets - A water model study. Metallurgical Transactions B, Warrendale, v.16B, p.850-853, Dec. 1985.

SUBAGYO; BROOKS, G. A; IRONS, G. A. Spout eyes area correlation in ladle metallurgy. ISIJ International, Tokyo, v.43, n.2, p.262-263, 2003.

SZEKELY, J. Fluid flow phenomena in metals processing. EUA: Academic Press, 1979.

SZEKELY, J.; EVANS, J. W.; BRIMACOMBE J.K. The Mathematical and Physical Modeling of Primary Metals Processing Operating. London: A Wiley-Interscience Publication, John Wiley & Sons, 1988, Cap.3, p.69-99; Cap.6, p.159-195.

TACKE, K. et al. Characteristics of Round Vertical Gas Bubble Jets. Metallurgical Transactions B, Warrendale, v.16 B, p. 263-275, Jun 1985.

THOMS, A.; TU, S.; JANKE, D. Frequency of bubble formation in water and liquid iron. Steel Research, Dussendorf, v. 68, n.5, p.198-200, 1997.

TURKDOGAN, E. T. Fundamentals of steelmaking. The Institute of Materials, 1996. Cap. 9, p.245-253.

TURKNOGLU, HASMET; FAROUK, BAKTHIER. *Mixing time and liquid circulation rate in steelmaking ladles with vertical gas injection*. **ISIJ International**, Tokyo, v.31, n.12, p.1371-1380, 1991.

WEBBER D. S.; PEASLEE K. D.; RICHARDS VON L. *Alloy Dissolution in Argon Stirred Steel*. **AISTech 2006 Proceedings**, v.1, p. 741-752.

WEI, T.; OETERS, F. *A model test for emulsion in gas-stirred ladles*. **Steel Research**, Dussendorf, v. 63, n.2, p.60-68, 1992.

WERKEMA, M. C. C.; DRUMOND, F. T.; AGUIAR, S. **Análise de Variância: comparação de várias situações**. Belo Horizonte, MG: Fundação Christiano Ottoni, 1996.

XIE, Y.; ORSTEN, S.; OETERS, F. *Behaviour of bubbles at gas blowing into liquid wood's metal*. **ISIJ International**, Tokyo, v.32, n.1, p.66-75, 1992.

XIE, Y.; OETERS, F. *Experimental studies on the flow velocity of molten metals in a ladle model at centric gas blowing*, **Steel Research**, Dussendorf, v.63, n.3, p.93-104, 1992.

XIE, Y; OETERS F. *Measurements of bubble plume behaviour and flow velocity in gas stirred liquid Wood`s metal with an eccentric nozzle position*. **Steel Research**, Dussendorf, v.65, n.8, p. 315-319, 1994.

XU, X. D. *et al. Rapid image analysis of ladle eye area using threshold technique*. **Ironmaking and Steelmaking**, London, v.37, n.8, p.620-623, 2010.

YONEZAWA, K.; SCHWERDTFEGER, K. *Spout eyes formed by an emerging gas plume at the surface of a slag-covered metal melt*. **Metallurgical and Materials Transactions B**, Warrendale, v.30B, p.411-418, Jun. 1999.

YONEZAWA, K.; SCHWERDTFEGER, K. *Correlation for area of spout eyes in ladle metallurgy*. **ISIJ International**, Tokyo, v.44, n.1, p.217-219, 2004.

ZHANG, J.; XIE, Y.; OETERS, F; *Modélisation du débit d'écoulement dans un métal de Wood brassé pneumatiquement. Mémoires et Études Scientifiques Revue de Métallurgie. p. 146-158, Mars 1991*

ZHOU, M; BRIMACOMBE, J. K. *Critical fluid-flow phenomenon in a gas stirred ladle. Metallurgical and Materials Transactions B, Warrendale, v.25B, p.681-693, Oct. 1994.*

ZHU, M. Y.; INOMOTO, T.; SAWADA, I.; HSIAO, T. C. *Fluid flow and mixing phenomena in the ladle stirred by argon through multi tuyere. ISIJ International, Tokyo, v.35, n.5, p.472-79, 1995.*

APÊNDICES

APÊNDICE A - RESULTADOS EXPERIMENTAIS DE TEMPOS DE MISTURA DE 95%

MODELO FÍSICO DA PANELA 65 t																	
TEMPOS DE MISTURA DE 95%																	
		Adição Liga AFP/Posições Injetores de Gás										Adição Liga Olho/Posições Injetores de Gás					
		Sem Querosene						Com Querosene				Sem Querosene					
Ensaio	Vazão de Gás (NI/min)	PT1		PT2		PT3		PT1		PT3		PT1		PT2		PT3	
		Sensor Sup.	Sensor Inf.	Sensor Sup.	Sensor Inf.	Sensor Sup.	Sensor Inf.	Sensor Sup.	Sensor Inf.	Sensor Sup.	Sensor Inf.	Sensor Sup.	Sensor Inf.	Sensor Sup.	Sensor Inf.	Sensor Sup.	Sensor Inf.
1		97	140	85	81	83	103	147	169	134	162	69	90	81	52	59	106
2		99	144	81	64	84	123	142	177	142	150	77	98	82	57	75	104
3		98	145	74	87	90	124	148	174	143	158	79	102	73	62	57	102
4	7	92	154	56	72	91	129	153	181	145	156	83	104	66	62	57	93
5		103	158	79	63	96	135	165	182	154	173	86	110	76	59	73	109
MÉDIA		97,8	148,2	75,0	73,4	88,8	122,8	151,0	176,6	146,0	159,8	78,8	100,8	75,6	58,4	64,2	102,8
Desvio		4,0	7,5	11,3	10,5	5,4	12,0	8,7	5,3	5,5	8,6	6,5	7,4	6,5	4,2	9,0	6,1
(DV/Med)%		4,1	5,1	15,1	14,3	6,0	9,8	5,8	3,0	3,8	5,4	8,2	7,4	8,6	7,1	14,0	5,9
1		49	90	52	71	47	52	53	73	38	44	56	61	59	44	49	54
2		54	94	47	60	44	53	64	76	41	46	57	62	42	38	47	67
3		53	74	46	50	52	57	67	79	43	48	62	64	59	40	47	66
4	17	45	75	60	53	55	63	75	83	48	56	64	72	47	44	47	55
5		56	88	60	65	59	65	75	95	51	-	66	72	50	45	49	68
MÉDIA		51,4	84,2	53,0	59,8	51,4	58,0	66,8	81,2	44,2	48,5	61,0	66,2	51,4	42,2	47,8	62,0
Desvio		4,4	9,1	6,8	8,6	6,0	5,8	9,1	8,6	5,3	5,3	4,4	5,4	7,5	3,0	1,1	6,9
(DV/Med)%		8,5	10,8	12,8	14,4	11,7	10,1	13,7	10,5	11,9	10,8	7,1	8,2	14,6	7,2	2,3	11,1
1		46	55	39	39	50	54	32	34	45	28	33	34	30	41	23	33
2		47	49	43	40	39	57	37	37	46	34	40	39	37	40	25	37
3		41	43	36	40	42	44	43	40	48	38	34	47	35	42	26	35
4	36	40	49	36	50	52	42	47	46	49	40	42	44	39	40	26	35
5		42	55	41	51	35	47	48	46	53	-	46	38	41	40	34	36
MÉDIA		43,2	50,2	39	44	43,6	48,8	41,4	40,6	48,2	35,0	39,0	40,4	36,4	40,6	26,8	35,2
Desvio		3,1	5,0	3,1	6,0	7,2	6,5	6,8	5,4	3,1	5,3	5,5	5,1	4,2	0,9	4,2	1,5
(DV/Med)%		7,2	10,0	7,9	13,5	16,6	13,2	16,4	13,2	6,5	15,1	14,0	12,7	11,6	2,2	15,7	4,2

APÊNDICE B - ANÁLISE ESTATÍSTICA

PLANEJAMENTO DO EXPERIMENTO

Com base nos estudos realizados sobre tempos de mistura encontrados na literatura, conclui-se que os tempos de mistura variam de acordo a uma função potencia em função da vazão de gás. Assim, para a obtenção dos dados de tempos de mistura nas diferentes configurações no modelo físico, o intervalo de vazões de gás de um total de sete (7) níveis, foi reduzido para somente três níveis de vazão de gás; isto é, baixa, média e alta.

RESÍDUOS PADRONIZADOS

A análise de resíduos permite detectar dados atípicos. Usualmente, são considerados atípicos os dados que apresentam resíduos padronizados com módulo superior a 3.

Paralelamente, a análise de resíduos também permite verificar uma das condições para a aplicação da ANOVA: distribuição aproximadamente normal dos resíduos. Neste caso como mostra o gráfico da **Figura 35**, os valores dos resíduos padronizados ficam entre ± 3 e com exceção de alguns valores nos extremos a maioria dos valores dos resíduos ficam sobre a reta (valor normal esperado). Portanto, estas condições são satisfeitas, fazendo com que os dados coletados sejam considerados confiáveis.

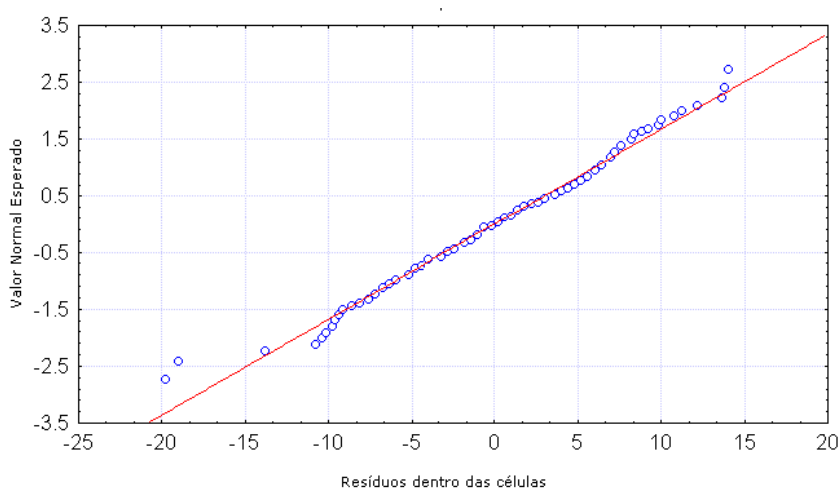


Figura 35 - Gráfico de probabilidade de resíduos.

ANÁLISE DE VARIANÇA (ANOVA)

Os resultados da análise ANOVA para tempos de mistura são apresentados nas **Tabela 14** (para o caso sem camada de escória) e na **Tabela 15**, para verificar a influência da camada de querosene, considerando somente as posições de injeção de gás PT1 e PT3, com e sem camada de escória.

A tabela ANOVA decompõe a variabilidade do Tempo de Mistura em relação à contribuição de vários fatores (variáveis). A magnitude do valor F indica a relativa importância da variável ou interação entre variáveis sobre o Tempo de Mistura. Isto pode alternativamente ser expresso pelos valores de probabilidade (Valor-P). Neste caso, para um nível de confiança de 95,0%, se o Valor-P é menor que 0,05, então esses fatores têm um efeito estatisticamente significativo ou existe uma interação significativa entre as variáveis sobre o Tempo de Mistura. Os fatores significativos encontram-se destacados em (vermelho). As interações de mais alta ordem (3ra e 4ta) da análise ANOVA ficaram no termo de erro. Isto aumenta o grau de liberdade do erro, ficando assim mais confiável estatisticamente. Graficamente, a interação entre duas variáveis se caracteriza como significativa quando as linhas referentes aos vários níveis de um determinado fator convergem, isto é, não apresentam paralelismo. Se as linhas são paralelas, não existe interação entre essas duas variáveis. Para a existência de interação entre os fatores de uma análise ANOVA, faz-se necessário uma comparação múltipla de médias (CMM).

Tabela 14- Análise ANOVA para valores de tempos de mistura (sem camada de querosene).

<i>Variação</i>	<i>Soma de Quadrados</i>	<i>GDL*</i>	<i>Quadrado Médio</i>	<i>Razão-F</i>	<i>Valor-P</i>
<i>EFEITOS PRINCIPAIS</i>					
<i>A:VAZÃOOGAS</i>	<i>77545,1</i>	<i>2</i>	<i>38772,6</i>	<i>468,56</i>	<i>0,0000</i>
<i>B:POSGAS</i>	<i>9400,88</i>	<i>2</i>	<i>4700,44</i>	<i>56,80</i>	<i>0,0000</i>
<i>C:POSADICÃO</i>	<i>5723,47</i>	<i>1</i>	<i>5723,47</i>	<i>69,17</i>	<i>0,0000</i>
<i>D:SENSORES</i>	<i>6348,67</i>	<i>1</i>	<i>6348,67</i>	<i>76,72</i>	<i>0,0000</i>
<i>INTERAÇÕES</i>					
<i>AB</i>	<i>6327,96</i>	<i>4</i>	<i>1581,99</i>	<i>19,12</i>	<i>0,0000</i>
<i>AC</i>	<i>2195,34</i>	<i>2</i>	<i>1097,67</i>	<i>13,27</i>	<i>0,0000</i>
<i>AD</i>	<i>2018,34</i>	<i>2</i>	<i>1009,17</i>	<i>12,20</i>	<i>0,0000</i>
<i>BC</i>	<i>534,344</i>	<i>2</i>	<i>267,172</i>	<i>3,23</i>	<i>0,0422</i>
<i>BD</i>	<i>4362,34</i>	<i>2</i>	<i>2181,17</i>	<i>26,36</i>	<i>0,0000</i>
<i>CD</i>	<i>858,05</i>	<i>1</i>	<i>858,05</i>	<i>10,37</i>	<i>0,0016</i>
<i>RESIDUAL</i>	<i>13239,8</i>	<i>160</i>	<i>82,7486</i>		
<i>TOTAL</i> <i>(corrigido)</i>	<i>128554,0</i>	<i>179</i>			

Todas as razões F estão relacionadas ao erro do quadrado médio residual.

**GDL: graus de liberdade*

Tabela 15- Análise ANOVA para valores de tempos de mistura com e sem camada de querosene. Posições de injeção de gás PT1 e PT3.

<i>Variação</i>	<i>Soma de Quadrados</i>	<i>GDL*</i>	<i>Quadrado Médio</i>	<i>Razão-F</i>	<i>Valor-P</i>
<i>EFEITOS PRINCIPAIS</i>					
<i>A:VAZÃO GÁS</i>	190952,0	2	95476,2	1800,15	0,0000
<i>B:POSGÁS</i>	4003,91	1	4003,91	75,49	0,0000
<i>C:QUEROSENE</i>	4500,75	1	4500,75	84,86	0,0000
<i>D:SENSORES</i>	6799,08	1	6799,08	128,19	0,0000
<i>INTERAÇÕES</i>					
<i>AB</i>	2132,7	2	1066,35	20,11	0,0000
<i>AC</i>	14345,2	2	7172,61	135,24	0,0000
<i>AD</i>	5082,78	2	2541,39	47,92	0,0000
<i>BC</i>	57,5616	1	57,5616	1,09	0,3000
<i>BD</i>	1192,16	1	1192,16	22,48	0,0000
<i>CD</i>	1639,79	1	1639,79	30,92	0,0000
<i>RESIDUAL</i>	5462,89	103	53,0378		
<i>TOTAL</i> (<i>corrigido</i>)	235589,0	117			

Todas as Razões F estão relacionadas ao erro do quadrado médio residual.

**GDL: graus de liberdade*

- *INTERAÇÃO AC- tempos de mistura de 95% com e sem camada de escória em função da vazão de gás: Comparação múltiplas de Médias (CMM) – Método de Duncan.*

$$\text{Desvio padrão: } S_x = \frac{\sqrt{QMR}}{\sqrt{n}} = \frac{\sqrt{53,04}}{\sqrt{5}} = 3,26$$

$$\text{Limites de decisão: } L_d = 3S_x = 9,78$$

Vazão de Gás (NI/min)	Tempos de Mistura (Sem Querosene)	Tempos de Mistura (Com Querosene)	Diferenças	Conclusão
7	114,4	157,75	43,35	DS
17	61,25	60,24	1,01	DNS
36	46,45	41,22	5,23	DNS

DS e DNS= diferença significativa e não significativa

QMR= quadrado médio residual

n= número de observações em cada tratamento

APÊNDICE C – RESULTADOS DE TEMPOS DE MISTURA DE 95% - PANELA INDUSTRIAL

Vazão de Gás (Nl/min)	Posição injeção de gás Plug	Adição de Liga Liga	Temperatura			%Mn Inicial (antes adição)	%Mn Final (última amostra)	P7	Tempo de Homogeneização (min)
			Antes	Final	ΔT				Critério de 95%
30	Excênt_PT1	FeMnAC	1613	1589	-24	0,57	0,61	0,65	3,9
30	Excênt_PT1	FeMnAC	1647	1629	-18	1,18	1,36	1,35	4,2
30	Excênt_PT1	FeMnAC	1615	1608	-7	1,19	1,31	1,32	4,7
50	Excênt_PT1	FeMnAC	1560	1598	-38	0,91	1,08	1,07	3,6
50	Excênt_PT1	FeMnAC	1608	1590	-18	0,91	1,05	1,05	3,4
50	Excênt_PT1	FeMnAC	1617	1594	-23	0,4	0,68	0,72	2

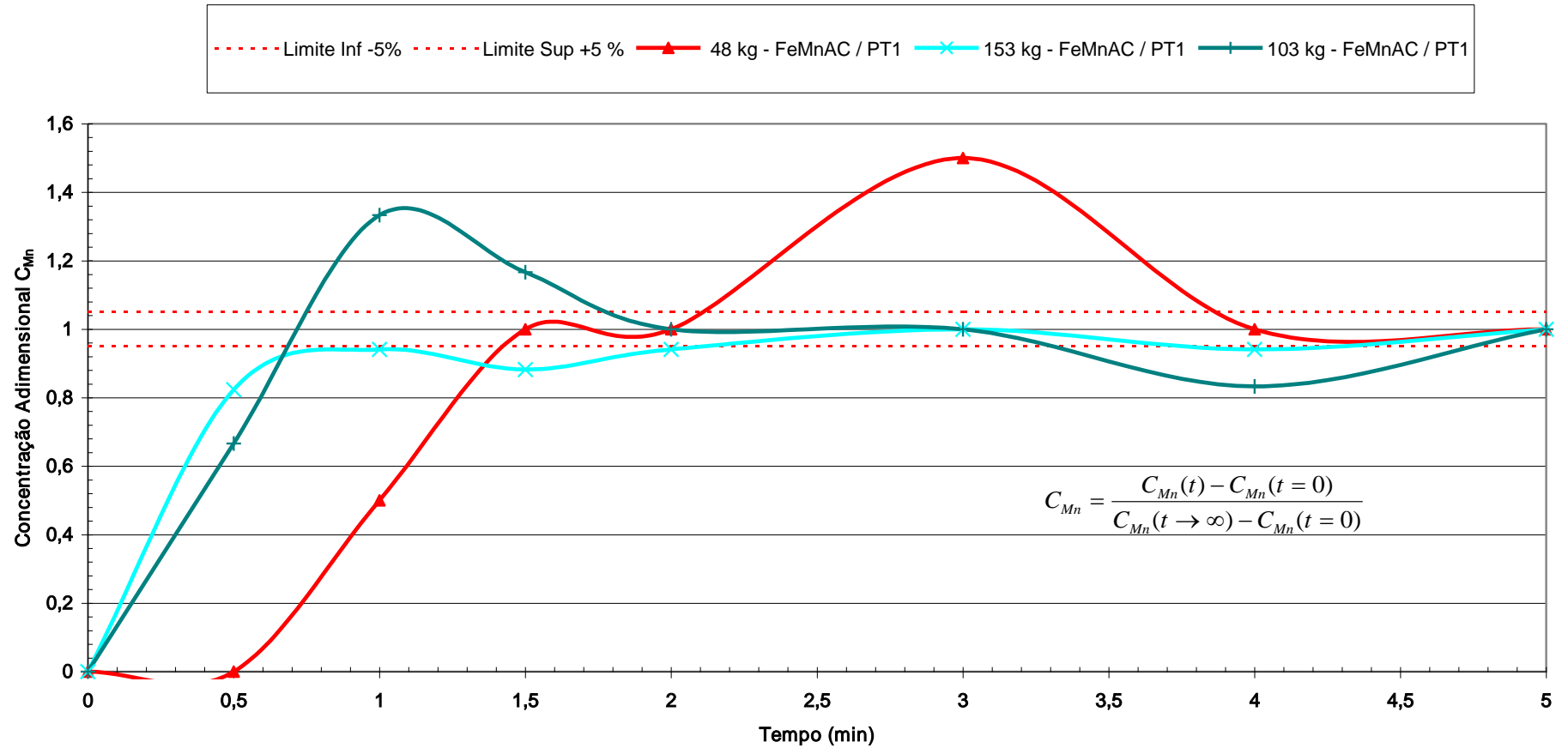
Análise Química - Liga FeMnAC

(Laudo fornecido pela Gerdau Aços Especiais Brasil, Usina de Charqueadas, RS.)

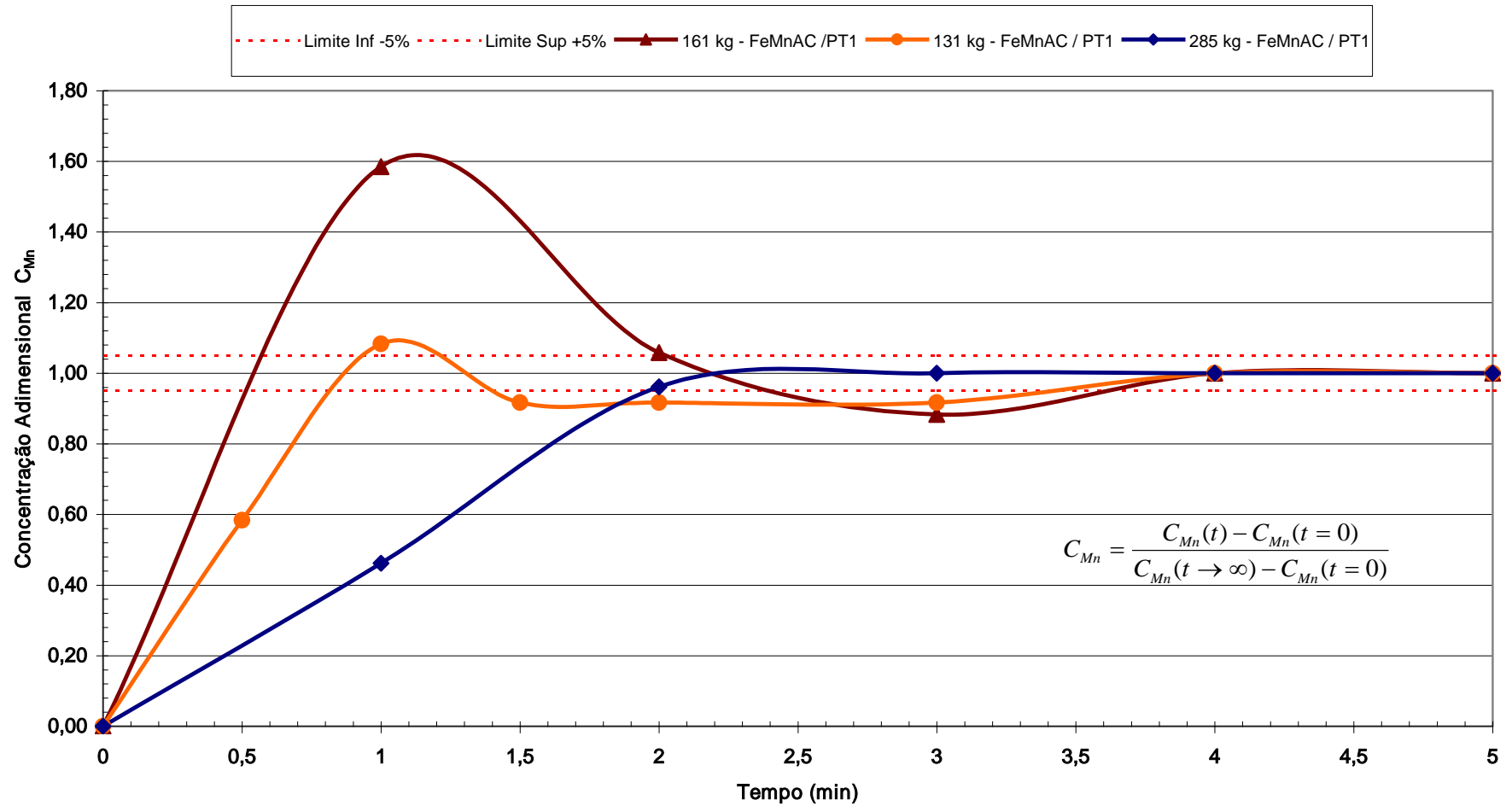
C: 6,7 % máx. **Si:** 0,26 % máx. **Mn:** 75,3 % máx. **P:** 0,24 % máx. **S:** 0,002 % máx.

Granulometria: menor que 50 mm com variação máxima de 10 %

Curvas de Concentração Adimensional vrs. Tempo - Panela Industrial.
Vazão 30 NI/min



Curvas de Concentração Adimensional de Mn na Panela Industrial.
Vazão de 50 NI/min



APÊNDICE D - CÁLCULO DA VAZÃO DE GÁS CRÍTICA

	<u>KORIA and SHAMSI</u>		<u>KIM; FRUEHAN; GUTHRIE</u>
H (altura líquido)	0,82 m		82 cm
Tensão interfacial com água	0,058 N/m		58 dynes/cm
Diferença de densidade	209 kg/m ³	Densidade Água Querosene 1 0,791	0,209 g/cm ³
Densidade da escória	791 kg/m ³		0,791 g/cm ³
	$Q_{Cr} = 0,0004076 \text{ Nm}^3/\text{s}$		
	$Q_{Cr} = 0,0245 \text{ Nm}^3/\text{min}$		$Q_{Cr} = 298,6593 \text{ Ncm}^3/\text{s}$
	$Q_{Cr} = 24,459 \text{ NI}/\text{min}$		$Q_{Cr} = 17,920 \text{ NI}/\text{min}$
	Diferença = 43,87 % Em rel. ao experimental de 17NI/min.		Diferença = 5,41 % Em rel. ao experimental de 17NI/min.

APÊNDICE E - RESULTADOS EXPERIMENTAIS E PREVISÃO DA ÁREA DO OLHO DA COLUNA DE BOLHAS (ESPESSURA DE ESCÓRIA=30 MM)

MODELO FÍSICO

Experimental			Calculado			Desvio Áreas %
(Nl/min)	Aolho (m ²)	Diâmetro m	Diâmetro mm	Diâmetro m	Aolho (m ²)	Calc. vrs. Exp
7	0,013	0,129	140,753	0,141	0,016	19,69
12	0,023	0,171	167,248	0,167	0,022	4,48
17	0,031	0,199	193,743	0,194	0,029	4,90
25	0,049	0,250	236,135	0,236	0,044	10,63
36	0,063	0,283	294,424	0,294	0,068	8,07
						9,55 Média

MODELO KRISHNAPISHARODY E IRONS:

(EQUAÇÃO 20)				(EQUAÇÃO 21)		
Aolho Experim (m ²)	Regressão Eq.20	Aolho Calculada	Desvio Áreas (%)	Aolho Calculada	Aolho Experimental (m ²)	Desvio(%)
0,013	0,560	0,013	0,30	0,015	0,013	16,83
0,023	0,853	0,023	0,03	0,022	0,023	3,47
0,031	1,067	0,032	2,67	0,029	0,031	4,88
0,049	1,383	0,047	3,55	0,045	0,049	7,93
0,063	1,673	0,064	1,54	0,067	0,063	5,75
				7,77 Média		
				1,62 Média		

Relação IGUCHI et al. (EQUAÇÃO 19)

Vazão de Gás	Aolho (m ²) Experimental	$2g(\rho_m \rho_s) H_s / (\rho_m u_{mc1}^2)]$	Aolho/Hm ²	Aolho (m ²) Calculada	Desvio Áreas (%)
30	0,13	1,01	0,0195	0,013	3,25
50	0,023	0,786	0,0347	0,024	1,31
70	0,031	0,666	0,0455	0,033	7,12
110	0,049	0,532	0,0729	0,048	2,61
160	0,063	0,441	0,0941	0,062	2,90
					Média 3,44

MODELO MAZUMDAR E EVANS (EQUAÇÃO 18)

Experim. Aolho (m ²)	Calculado Aolho (m ²)	Desvio Área (%)
0,013	0,007	44,98
0,023	0,028	21,68
0,031	0,038	23,66
0,049	0,049	0,14
0,063	0,056	11,38
		20,37 Média

MODELO PERANANDHANTHAN E MAZUMDAR (EQUAÇÃO 22)

Aolho Calculada	Desvio(%)
0,013	1,45
0,023	0,36
0,032	2,97
0,047	3,66
0,064	1,07
1,90 Média	