

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA
METALÚRGICA E DE MINAS

Dissertação de Mestrado

**“Modelamento Matemático do Escoamento de
Fluidos no Processo RH para Previsão da
Taxa de Circulação do Aço”**

Autor: Willian Júlio Silveira

Orientador: Prof. Roberto Parreiras Tavares

2011

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA
METALÚRGICA E DE MINAS**

Willian Júlio Silveira

**“Modelamento Matemático do Escoamento de
Fluidos no Processo RH para Previsão da
Taxa de Circulação do Aço”**

**Dissertação de Mestrado apresentada ao Curso de Pós-Graduação em Engenharia
Metalúrgica e de Minas da Universidade Federal de Minas Gerais**

Área de Concentração: Metalurgia Extrativa

Orientador: Prof. Roberto Parreiras Tavares

Belo Horizonte

Escola de Engenharia da UFMG

2011

SUMÁRIO

	Página
LISTA DE FIGURAS.....	v
LISTA DE TABELAS.....	x
LISTA DE NOTAÇÕES.....	xi
RESUMO.....	xii
ABSTRACT.....	xii
1 – INTRODUÇÃO.....	1
2 – OBJETIVOS.....	2
3 – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	3
3.1 – DESCRIÇÃO DO PROCESSO RH.....	3
3.2 – EVOLUÇÃO DO PROCESSO RH.....	4
3.3 – ASPECTOS TERMODINÂMICOS DO PROCESSO RH.....	5
3.4 – TAXA DE CIRCULAÇÃO DO AÇO NO REATOR RH.....	7
3.4.1 – EFEITO DA VAZÃO DE GÁS NA PERNA DE SUBIDA.....	11
3.4.2 – EFEITO DO NÚMERO DE BICOS DE INJEÇÃO.....	14
3.4.3 – EFEITO DO DIÂMETRO DAS PERNAS.....	18
3.4.4 - EFEITO DA PROFUNDIDADE DE IMERSÃO DAS PERNAS.....	20
3.4.5 - EFEITO DA PRESSÃO DE VÁCUO.....	22
3.4.6 – EFEITO DO NÚMERO DE PERNAS.....	23
3.5 – CINÉTICA DE DESCARBURAÇÃO NO REATOR RH.....	26
3.6 – MODELAMENTO DO PROCESSO RH.....	32
3.6.1 – MODELAMENTO MATEMÁTICO DO ESCOAMENTO DO AÇO NO PROCESSO RH.....	32
3.6.2 – EXEMPLOS DE MODELAMENTO MATEMÁTICO.....	34

3.6.3 – MODELOS DE TURBULÊNCIA.....	40
3.6.4 - TRANSFERÊNCIA DE QUANTIDADE DE MOVIMENTO.....	41
3.6.5 – MODELOS FÍSICOS DO PROCESSO RH.....	43
4 – METODOLOGIA.....	44
4.1 – MODELAMENTO MATEMÁTICO.....	44
4.1.1- CONDIÇÕES DE CONTORNO.....	45
4.1.2- ESTUDO DE INDEPENDÊNCIA DA MALHA.....	47
4.2 – MODELO FÍSICO.....	48
4.2.1 - TAXA DE CIRCULAÇÃO.....	54
5 - RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	56
5.1- MODELAMENTO FÍSICO.....	56
5.1.1- TAXA DE CIRCULAÇÃO.....	56
5.1.1.1- EFEITO DA VAZÃO DE GÁS E DO DIÂMETRO DOS BICOS.....	56
5.2- MODELAMENTO MATEMÁTICO.....	58
5.2.1- MODELO COM UMA FASE (ÁGUA), SEM CONSIDERAR A SUPERFÍCIE LIVRE DA ÁGUA NA CÂMARA DE VÁCUO.....	59
5.2.2- MODELO BIFÁSICO (ÁGUA-GÁS INERTE), CONSIDERANDO SUPERFÍCIE LIVRE DA ÁGUA NA CÂMARA DE VÁCUO.....	62
5.2.3- MODELO BIFÁSICO (ÁGUA-GÁS INERTE), SEM CONSIDERAR A SUPERFÍCIE LIVRE DA ÁGUA NA CÂMARA DE VÁCUO, COM PREVISÃO DA TAXA DE CIRCULAÇÃO.....	65
6 – CONCLUSÕES.....	74
7 – SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	74
8 – REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	74

LISTA DE FIGURAS

	Página
Figura 3.1: Esquema de um reator RH (Almeida et alii,2005).....	3
Figura 3.2: Evolução da geometria dos vasos de tratamento do processo de RH (Vargas, 2000).....	5
Figura 3.3: Relação de % de C x % O de equilíbrio para diferentes pressões (T=1600°C) (Neves, 2008).....	6
Figura 3.4: Comparação da concentração de traçador nos pontos 1 e 2 com o teste em planta, sendo Dd o diâmetro da perna de descida, Vd a velocidade média na perna de descida e SID a profundidade das pernas (Ajmani et alii, 2004).....	08
Figura 3.5: Comparação das velocidades na perna de descida medidas no modelo físico e previstas pelo modelo matemático (Park et alii, 2000).....	09
Figura 3.6: Taxa de circulação em função da vazão de gás. Ds é o diâmetro das pernas e Pv é a pressão de vácuo (Park et alii, 2001).....	12
Figura 3.7: Taxa de circulação em função da vazão de gás (Nascimento, 2009).....	13
Figura 3.8: Taxa de circulação em função da vazão de gás, Q (Park et alii, 2000).....	14
Figura 3.9: Taxa de circulação em função de número de bicos (Park et alii, 2001).....	15
Figura 3.10: Cálculo da área da pluma perto da superfície do vaso de vácuo para 6 e 12 bicos (Park et alii, 2001).....	15
Figura 3.11: Dispersão dos bicos com configurações de 1, 8 e 16 furos no interior da câmara de vácuo (Inoue et alii, 1992).....	16
Figura 3.12: Efeito do aumento do número de bicos na taxa de circulação no modelo de desgaseificador RH (Hanna et alii, 1992).....	17
Figura 3.13: Pluma sobreposta quando o número de bicos é igual a 12 (Park et alii, 2000).....	18

Figura 3.14: Comparação da área da pluma para o diâmetro das pernas de 0,6 e 0,73 m. (Park et alii, 2001).....	19
Figura 3.15: Relação entre a taxa de circulação e a área da seção transversal das pernas (Kondo et alii, 1992).....	19
Figura 3.16: Evolução da taxa de circulação com vazão de gás injetado – Diâmetro das pernas de 170 mm e 130 mm (Vargas, 2000).....	20
Figura 3.17: Variação da taxa de circulação do aço em função da profundidade de imersão dos snorkels (Park et alii, 2001).....	21
Figura 3.18: Variação da taxa de circulação com a vazão de gás injetado, para profundidades de imersão das pernas de 60, 90 e 120 mm (Vargas, 2000).....	22
Figura 3.19: Variação da taxa de circulação do aço em função da pressão de vácuo na câmara de vácuo (Park et alii, 2001).....	23
Figura 3.20: Vista esquemática do modelo físico do degaseificador RH em (a) com duas pernas e em (b) com multipernas (Li e Tzukihashi, 2000).....	24
Figura 3.21: Efeito da vazão de gás nas taxas de circulação do modelo físico de um degaseificador à vácuo RH (Li e Tzukihashi, 2000).....	25
Figura 3.22: Taxa de circulação do RH e REDA (Kitamura et alii, 2000).....	26
Figura 3.23: Influência da taxa de circulação na mudança do teor de carbono com o tempo na panela e na câmara de vácuo, sendo CL a concentração de carbono na panela e CV a concentração de carbono na câmara de vácuo (Kato et alii, 1993).....	27
Figura 3.24: Regiões onde ocorrem as reações de descarburização e degaseificação do aço (Kitamura et alii, 1996).....	28
Figura 3.25: Coeficiente volumétrico de transferência de massa da descarburização pela taxa de circulação e taxa constante (Tembergen et alii, 2007).....	31
Figura 3.26: Perfil de escoamento do aço em uma panela com 240t de um degaseificador a vácuo RH (Kato, 1993).....	35

Figura 3.27: Perfil de escoamento do aço em uma panela com 300t de um desgaseificador a vácuo RH (Kato, 1993).....	35
Figura 3.28: Comparação da taxa de descarburização do aço na panela com 240t, 300t e o observado (Kato, 1993)	36
Figura 3.29: Efeito da altura (H) e do diâmetro da panela (D) da descarburização do aço (Kato, 1993)	36
Figura 3.30: Perfi de velocidade no plano de simetria a uma pressão de 10 torr e vazão de gás de 200 Nm ³ /h (Parck et alii, 2000)	38
Figura 3.31: Perfi de velocidade do aço na superfície da câmara de vácuo (Parck et alii, 2000)	38
Figura 3.32: Gráfico comparativo da evolução do tempo de homogeneização em função do diâmetro da perna de descida e profundidade de imersão das pernas (Ajmani, 1999).....	39
Figura 3.33: Gráfico comparativo da evolução do tempo de homogeneização em função da velocidade do aço na perna de descida (Ajmani, 1999).....	39
Figura 3.34: Oscilação de uma componente de velocidade em torno de um valor médio (Guthrie, 1993)	40
Figura 4.1: Vista esquemática do RH indicando as superfícies citadas nas condições de contorno.....	46
Figura 4.2: Vista esquemática de um reator RH.	49
Figura 4.3: Modelo físico do desgaseificador RH	50
Figura 4.4: Vista esquemática do sistema utilizado	52
Figura 4.5: Curvas típicas obtidas nos experimentos para avaliação da taxa de circulação	55

Figura 5.1: Variação da taxa de circulação com a variação da vazão de gás para diferentes diâmetros de bicos	57
Figura 5.2: Imagens das plumas formadas na perna de subida com vazão de 500l/min e bicos de (a) 1,0, (b) 1,5, (c) 2,2 e (d) 2,8 mm.	58
Figura 5.3: (a) Perfil de velocidade representado por gráfico de contorno e (b) Perfil de velocidade representado por vetores. Taxa de circulação de 6kg/s, sem simulação da superfície livre	59
Figura 5.4: Comparação das curvas de dispersão do traçador obtida no modelo físico e prevista pelo modelo matemático, para a taxa de circulação de 6kg/s, sem simulação da superfície livre	60
Figura 5.5: (a) Perfil de velocidade representado por gráfico de contorno e (b) Perfil de velocidade representado por vetores. Taxa de circulação de 7kg/s, sem simulação da superfície livre	60
Figura 5.6: Comparação das curvas de dispersão do traçador obtida no modelo físico e prevista pelo modelo matemático, para a taxa de circulação de 7kg/s, sem simulação da superfície livre	61
Figura 5.7: (a) Perfil de velocidade representado por gráfico de contorno e (b) Perfil de velocidade representado por vetores. Taxa de circulação de 6kg/s, com simulação da superfície livre	62
Figura 5.8: Perfil da superfície livre do fluido na câmara de vácuo para taxa de circulação de 6kg/s. (FV: fração de volume de água)	63
Figura 5.9: Comparação das curvas de dispersão do traçador obtida no modelo físico e prevista pelo modelo matemático, para a taxa de circulação de 6kg/s, com simulação da superfície livre	63

Figura 5.10: Perfil da superfície livre do fluido na câmara de vácuo para taxa de circulação de 7kg/s. (FV: fração de volume de água)	64
Figura 5.11: (a) Perfis de velocidade no plano de simetria do reator RH para diferentes vazões de gás	66
Figura 5.12: Fração volumétrica de água ao longo do plano de simetria do RH para diferentes vazões de gás	67
Figura 5.13: Imagens da pluma na seção transversal da perna de subida para diferentes vazões de gás. Comparação de imagens capturadas no modelo físico e previstas pelo modelo matemático	68
Figura 5.14: Variação da taxa de circulação em função da vazão de gás injetado na perna de subida. Comparação entre as previsões do modelo matemático e os resultados experimentais.	69
Figura 5.15: Variação da taxa de circulação em função da vazão de gás injetado na perna de subida. Comparação entre as previsões do modelo matemático e os resultados experimentais. Melhor configuração do modelo matemático	71

LISTA DE TABELAS

	Página
Tabela III.1 Esquema dos pontos de discussão do escoamento disperso líquido-gás	33
Tabela IV.1 Característica do modelo físico e do sistema de injeção de gás.....	51

LISTA DE NOTAÇÕES

C_t	concentração do traçador medida no tempo t
C_μ	constante adimensional
Fr	número de Froude
g	aceleração da gravidade (m/s^2);
i	índice para notação de direções e velocidades
j	índice para notação de direções e velocidades
k	energia cinética de turbulência (m^2/s^2)
Q	vazão (l/min)
Re	número de Reynolds
S_ϕ	termo fonte
t	tempo (s)
u	valor instantâneo da velocidade na direção x
u'	flutuação de velocidade na direção x
\bar{u}	velocidade suavizada na direção x
V	velocidade característica do fluido (m/s)
\bar{v}	velocidade suavizada na direção y (m/s)
\bar{w}	velocidade suavizada na direção z (m/s)
ϕ	variável dependente
$\bar{\phi}'$	flutuação média da variável dependente
ρ	densidade do fluido (kg/m^3)
Γ_ϕ	coeficiente de difusão da variável ϕ
μ_{eff}	viscosidade efetiva (kg/m.s)
μ	viscosidade dinâmica (kg/m.s)
μ_t	viscosidade turbulenta (kg/m.s)
ε	taxa de dissipação da energia cinética de turbulência (m^2/s^3)

RESUMO

Para atender a crescente demanda de aços de elevada qualidade, estão sendo desenvolvidas novas técnicas para melhorar o desempenho do processo RH de refino secundário.

O processo RH tem como principal objetivo promover a descarburização do aço, remoção de gases (H, N, O) e inclusões, ajuste de composição química, aquecimento e se baseia na movimentação do aço líquido e exposição parcial deste a uma câmara de vácuo, onde ocorrem as reações de remoção de carbono, hidrogênio e nitrogênio. Várias alterações nas condições operacionais e de projeto têm sido estudadas com o objetivo de alcançar melhorias no desempenho do processo. Modelos físicos e/ou matemáticos têm sido usados para avaliar o efeito destas alterações.

No presente trabalho foi desenvolvido um modelo matemático para calcular o perfil de velocidades tri-dimensional dos fluidos no reator RH de refino secundário, com objetivo de prever a taxa de circulação do aço, utilizando o software CFX-Ansys, de simulação de escoamento de fluidos e transferência de calor. Usando este modelo desenvolvido, foram analisados os efeitos de diferentes parâmetros sobre a taxa de circulação.

Para a validação do modelo matemático desenvolvido, foram utilizadas experiências com um modelo físico. A partir destes resultados, foram determinados os melhores modelos de interação gás-líquido no processo RH.

O modelo matemático foi desenvolvido para simular o escoamento bifásico em um modelo físico do degaseificador RH, usando a água para simular o aço. No modelo físico, as variações da pressão são muito menos significativas e o domínio isotérmico pode ser considerado. Na simulação do escoamento, diferentes modelos foram considerados: modelo de turbulência (k- ϵ), coeficiente de arrasto e forças de não arrasto. Foi adotada uma abordagem Euleriana-Euleriana. Para validação do modelo, os resultados foram comparados aos resultados experimentais obtidos em um modelo físico do degaseificador RH. Neste modelo, foi usado a água para simular o aço líquido e o ar para simular o argônio. A taxa de circulação do aço no modelo físico foi determinada pela injeção de uma solução de cloreto de potássio na perna de subida e a variação de sua concentração com tempo foi medida na perna de descida.

Foram utilizadas imagens obtidas no modelo físico na câmara de vácuo e também na perna de subida para validação do modelo. As taxas de circulação previstas pelo modelo matemático de escoamento bifásico para as diferentes vazões foram próximas dos valores determinados experimentalmente. Entretanto, nenhum dos modelos pode reproduzir a variação da taxa de

circulação com a vazão de gás. Estes resultados indicam que alguns ajustes ainda são necessários para melhorar a qualidade das previsões do modelo matemático.

ABSTRACT

The RH process is a refining process used in the production of interstitial free steels. In this process, vacuum and inert gas injection promote the refining reactions (removal of C, H and N). The vacuum chamber is connected to the ladle containing liquid steel by two snorkels. The circulation of liquid steel between the vacuum chamber and the ladle is induced by gas injection through nozzles located at the upleg snorkel. The circulation rate has a significant effect on the decarburization and degassing rates and, consequently, on the productivity of the equipment.

In the present work, a mathematical model to simulate the two-phase fluid flow in the RH degasser was developed. Modeling of turbulent two-phase flow is not a simple task, particularly under the conditions prevailing at metallurgical reactors. Different forces have to be considered and different models have been proposed to evaluate these forces. None of these models has been fully validated and they usually require the definition of coefficients whose values change according to the system being studied. In the case of the RH degasser, the variations of pressure and temperature inside the computational domain and the presence of a free surface add more difficulties to the development of an accurate mathematical model. The mathematical model for two-phase flow in a RH degasser was developed using the commercial software Ansys-CFX 11. In the present approach, the mathematical model was developed to simulate two phase flow in a physical model of the RH degasser, using water to simulate steel. In this physical model, the variations of pressure are much less significant and an isothermal domain can be considered. Different models for turbulence and also for the interphase drag and non-drag forces have been considered. An Eulerian-Eulerian approach has been adopted. The predictions of the model in terms of melt circulation rate were compared to experimental results obtained in a physical model of a RH degasser. In this model, water was used to simulate liquid steel and air was used to simulate argon. The melt circulation rate in the physical model was determined by the injection of a solution of potassium chloride at the upleg snorkel and measuring the variation of its concentration with time at the downleg snorkel. Images taken from the physical model at the upleg snorkel and of the vacuum chamber were also used to validate the predictions of the model. The predictions of melt circulation rates with the different versions of the mathematical model were close to the experimental results, but none of the models could exactly reproduce the variation of the melt circulation rate with the gas flow rate. These results indicate that some

adjustments are still required to improve the quality of the predictions of the mathematical model.

1 – INTRODUÇÃO

Para atender a crescente demanda de aços de elevada qualidade, a indústria siderúrgica tem investido em novas tecnologias nas diversas etapas que compõem a fabricação do aço. Em particular, no desenvolvimento das novas técnicas para melhorar o desempenho do processo RH de refino secundário, que tem como objetivo principal produzir aços livres de intersticiais (“interstitial free”) e os aços ultra-baixos de carbono (“ultra low carbon”) – ULC, com teores de carbono na faixa de 30 ppm, aplicado principalmente na indústria automobilística.

O desenvolvimento de novas tecnologias aplicadas ao refino secundário sob vácuo resultou da necessidade da desgaseificação do aço, que tem como objetivo promover remoção de gases como hidrogênio, oxigênio e nitrogênio. Quando dissolvidos no banho, esses elementos causam defeitos, como por exemplo, hidrogênio em chapas grossas e lingotes causam fragilidade interna do produto final. Através do processo de desgaseificação a vácuo é possível alcançar níveis de 1,5 ppm de hidrogênio no aço em apenas 30 min.

O processo RH consiste na circulação do aço líquido entre a panela e a câmara de vácuo, através das pernas de subida (onde é injetado o argônio) e de descida. Durante todo o tratamento, a panela funciona como um reservatório de aço líquido, enquanto ocorre a descarburização e desgaseificação do aço.

No presente trabalho foi desenvolvido um modelo matemático para simular o escoamento tridimensional de fluidos no reator RH de refino secundário. O modelo foi usado para avaliar os efeitos de algumas variáveis sobre a taxa de circulação. Para a validação do modelo matemático desenvolvido, foram utilizadas experiências com um modelo físico. O modelo desenvolvido permite uma análise mais detalhada do padrão de escoamento do líquido no equipamento, bem como das interações entre líquido e gás.

2 – OBJETIVOS

Os objetivos do presente estudo são:

- desenvolver um modelo matemático para previsão dos perfis de velocidades tri-dimensionais dos fluidos no reator RH de refino secundário, utilizando o software Ansys- CFX:
- Usando o modelo desenvolvido, avaliar:
 - ✓ Efeito da vazão de gás sobre a taxa de circulação de líquido;
 - ✓ Efeito dos modelos de interação gás - líquido sobre os perfis de velocidade e taxas de circulação;
 - ✓ Validar o modelo desenvolvido usando experiências com um modelo físico;
 - ✓ Selecionar os modelos de interação gás-líquido que fornecem os melhores resultados.

3 – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A cada ano a demanda por aços com ultra-baixos teores de carbono tem aumentado, e para isso têm sido desenvolvidas novas técnicas para melhorar o desempenho do processo RH de refino secundário. O processo RH tem como principal objetivo promover a descarburização do aço, remoção de gases (H, N, O), e inclusões, ajuste de composição química e aquecimento.

3.1 – Descrição do Processo RH

O desgaseificador a vácuo RH (“Ruhrstal Heraeus”) é um dos vários processos de desgaseificação a vácuo, que tem ampla aceitação em todo o mundo para o tratamento do aço líquido. Neste reator é realizada a redução de teores de vários elementos, como C, H e N. A fig. 3.1 mostra uma vista esquemática do desgaseificador a vácuo RH, que é composto por um vaso cilíndrico, com duas pernas (“snorkels”) de subida e descida.

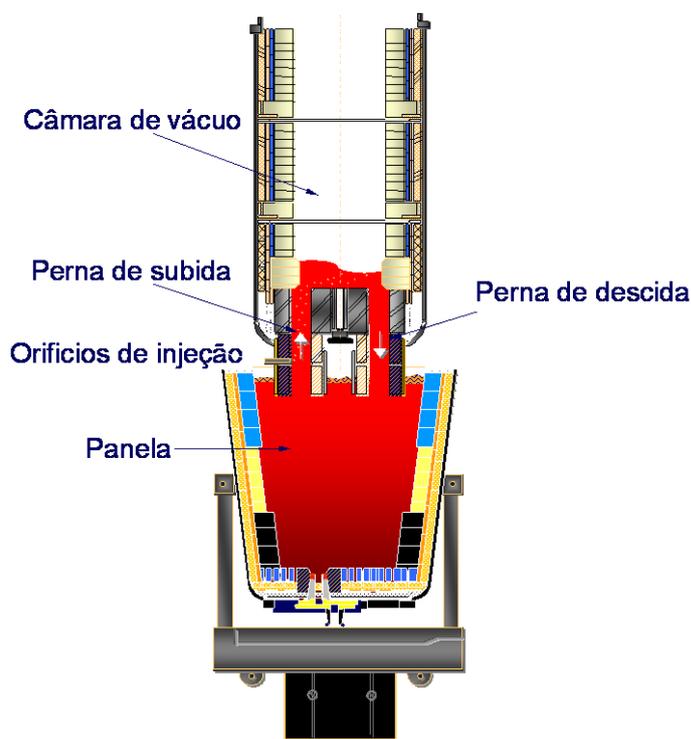


Fig. 3.1 – Esquema de um reator RH (Almeida et alii, 2005).

Neste equipamento, a câmara de vácuo é conectada a um sistema de bombas capazes de obter pressões abaixo de 67 Pa (0,5 torr). A câmara tem na sua base dois tubos refratários chamados de pernas ou “snorkels”, que são usados para promover a circulação do aço entre a câmara e a panela. Em uma das pernas, encontram-se vários bicos de injeção de gás, ligados a um sistema de distribuição e controle de vazão. A panela, que contém o aço líquido, é colocada sob a câmara de vácuo. O processo começa quando a panela é suspensa ou a câmara de vácuo abaixa até que os “snorkels” (perna de subida e descida) penetrem a camada da escória e fiquem imersos no aço. A pressão na câmara de vácuo é, então, reduzida ao valor de trabalho. O processo consiste na circulação do aço líquido através da perna de subida até a câmara de vácuo. Esta circulação é promovida pela injeção de argônio na perna de subida. O aço circula através do vaso e volta para a panela através do outro “snorkel”, chamado de perna de descida. Durante todo o tratamento, a panela funciona como um reservatório de aço líquido, enquanto ocorre a descarburização e degaseificação do aço.

3.2 – Evolução do Processo RH

Com base na patente de A. Lorenz (“Degassing of melted metals”), em 1957, na Alemanha, foram desenvolvidos os primeiros estudos utilizando-se modelos físicos do reator RH, nome dado em homenagem a essas duas empresas, R (Ruhrstahl) e H (Heraeus), sendo que no ano seguinte foi construída uma planta piloto de 70 t, com o vaso de reação com um pouco mais de 6 m de altura.

A partir desse projeto inicial, o processo vem apresentando constantes evoluções, principalmente em seus sistemas periféricos (sistemas de vácuo, controle, etc.), possibilitando, atualmente, o tratamento de panelas com mais de 300 t de aço líquido e alcançando mais de 11 m de altura do vaso de reação. Desde então, estudos foram feitos com o intuito de melhorar o tempo de processamento do reator e a qualidade do produto, variando assim sua geometria e aumentando sua capacidade.

Uma das evoluções ocorridas no processo RH foi a instalação de lança de oxigênio no interior do vaso superior, com o objetivo de auxiliar a descarburização. Outras funções importantes deste tipo de acessório são a de fornecimento complementar de calor através de reações exotérmicas do Al (adição controlada efetuada para controle térmico) formando

Al_2O_3 e da pós-combustão de CO em CO_2 . A figura 3.2 ilustra a evolução geométrica do reator RH.

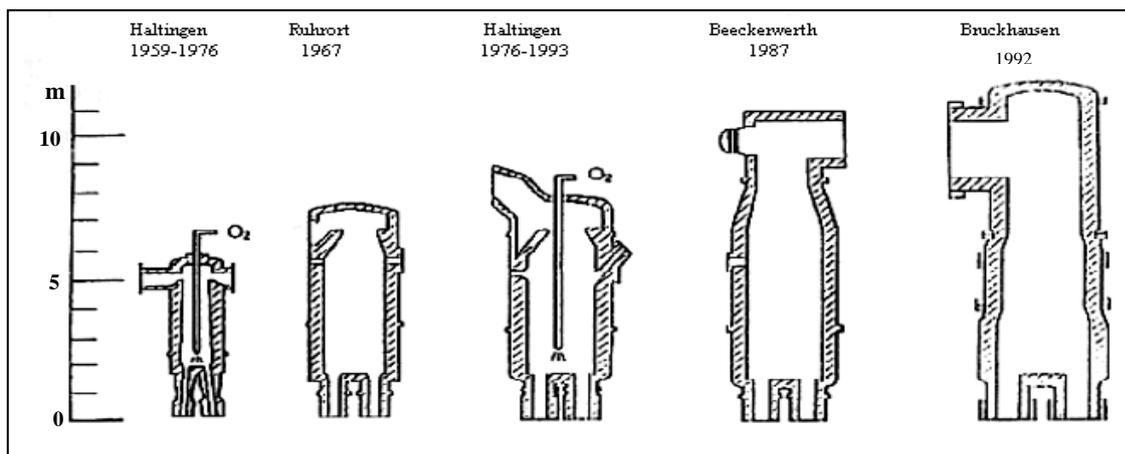
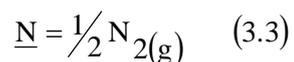
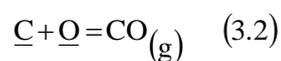
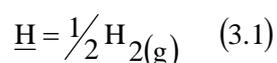


Fig. 3.2 – Evolução da geometria dos vasos de tratamento do processo RH (Vargas, 2000).

3.3 – Aspectos Termodinâmicos do Processo RH

Através do processo de RH, podem ser obtidos teores bastante baixos de elementos que se encontram dissolvidos no aço. As reações envolvendo esses elementos são:



Termodinamicamente, a redução da pressão parcial favorece a diminuição dos teores dos elementos que se encontram dissolvidos no aço, tais como hidrogênio, nitrogênio, carbono e oxigênio.

No caso da descarbonização (reação (3.2)), por exemplo, a constante de equilíbrio (K_{eq}) pode ser expressa por:

$$K_{\text{eq}} = \frac{P_{\text{CO}}}{h_{\text{C}} \times h_{\text{O}}} \quad (3.4)$$

onde:

P_{CO} é a pressão parcial de CO (atm);

h_C é a atividade henryana do carbono;

h_O é a atividade henryana do oxigênio.

Para uma dada temperatura, tem-se que o teor de carbono (%C) em equilíbrio com o oxigênio é expresso por:

$$\ln \%C = \ln \left[\frac{P_{CO}}{(f_C) \times (f_O \times \%O)} \right] - \frac{2203,6}{T} - 5,12 \quad (3.5)$$

onde:

f_C = coeficiente de atividade henryana do carbono;

f_O = coeficiente de atividade henryana do oxigênio;

%O = Teor de oxigênio no aço;

T = Temperatura (K).

A figura 3.3 apresenta um diagrama de equilíbrio para a reação de descarbonização para diferentes pressões de CO. Uma redução na pressão parcial de CO faz com que menores teores, tanto de oxigênio quanto de carbono, sejam obtidos.

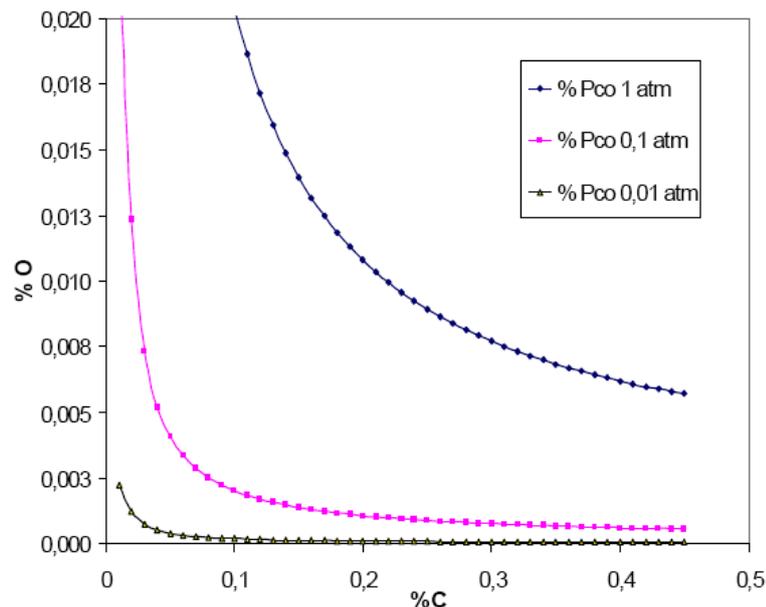


Fig. 3.3 – Relação % C x % O de equilíbrio para diferentes pressões a T= 1600°C.

3.4 – Taxa de Circulação do Aço no Reator RH

A taxa de circulação é definida como a quantidade de aço líquido que passa por um plano perpendicular à perna de descida por unidade de tempo.

As taxas de circulação e de descarburação têm um efeito relevante sobre a produtividade. A taxa de descarburação é favorecida com o aumento a taxa de circulação do aço.

Seshadri et alii (1986) constataram que a eficiência do processo de desgaseificação à vácuo RH depende da taxa de circulação do aço. Este parâmetro exerce uma significativa influência sobre a taxa de descarburação, desoxidação, retirada de hidrogênio bem como a eficiência da mistura na panela. Como tal, uma melhoria da eficiência do processo pode ser obtida por uma compreensão das variáveis que influenciam este parâmetro no processo.

Têm sido utilizadas diversas técnicas na avaliação da taxa de circulação em desgaseificadores RH. Algumas delas envolvem medições nas unidades industriais, utilizando traçadores para avaliar suas concentrações ao longo do tempo. São também realizados ensaios com modelos físicos, onde são usados traçadores para acompanhamento do processo de mistura e modelamento matemático do escoamento tri-dimensional do aço no processo RH.

A taxa de circulação depende da forma e dos diâmetros das pernas, do raio da câmara de vácuo, da posição e número de bicos de injeção de gás, das condições de operação, tais como a pressão de vácuo, a vazão do gás e a profundidade das pernas.

Nakanishi et alii (1975) utilizaram um marcador radioativo para determinar a taxa de circulação em uma unidade de RH que operava com 150 t de aço na Chiba Kawasaki, com as pernas com diâmetro de 30 cm. Nesse trabalho, a técnica envolveu a injeção do marcador próximo à perna de subida, envolvido por uma cápsula de alumínio, e monitoramento da intensidade de radiação através de um sensor na região da perna de descida.

Oguchi et alii (1979) correlacionaram as taxas de circulação com a vazão argônio para duas e três pernas, usando um modelo físico do desgaseificador a vácuo RH e estudaram a desoxidação e as reações de descarburação em função da taxa de circulação. Com os resultados obtidos, os autores concluíram que, embora a área total das três pernas fosse a

mesma com relação às duas pernas, a configuração com três pernas apresentou melhores resultados, tanto na taxa de circulação como na taxa de descarburização.

Ajmani et alii (2004) desenvolveram um modelo matemático para a mistura de ferro-ligas, e para a validação do modelo foram realizados ensaios no desgaseificador a vácuo no processo RH. Cerca de 65kg de cobre puro (99,9%) cortados em pequenos pedaços foram adicionados na câmara de vácuo. A capacidade da panela era de 130t. Como o ponto de fusão do cobre é muito menor do que do aço e fluxo do aço líquido é altamente turbulento, o cobre é misturado no aço líquido num espaço de tempo muito curto. Para analisar a mudança no teor de cobre no aço líquido com o tempo, amostras de aço líquido foram retiradas manualmente do RH em pequenos intervalos de tempo. A fig. 3.4 mostra a comparação dos resultados do modelo matemático com o ensaio realizado na planta.

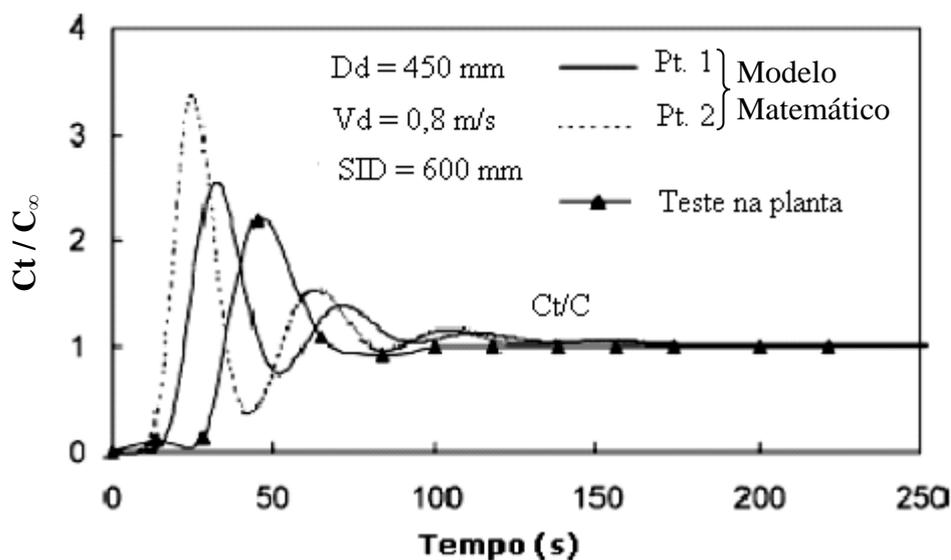


Fig. 3.4 – Comparação da concentração de traçador no ponto 1 e no ponto 2 com o teste em planta, sendo Dd o diâmetro da perna de descida, Vd a velocidade média na perna de descida e SID a profundidade de imersão das pernas (Ajmani et al, 2004).

Na figura 3.4 são apresentadas três curvas, sendo que, para as simulações com o modelo matemático, o ponto 1 representa o sensor posicionado próximo à base da câmara de vácuo entre as pernas, e o ponto 2 representa o sensor ligeiramente acima do sensor no ponto 1. A terceira curva representa os testes feitos na planta. Estes resultados mostram a variação da concentração do cobre (C_t/C_∞) com o tempo (t), considerando C_t , a concentração de cobre no tempo t e C_∞ a concentração de cobre assumindo homogeneização perfeita.

Park et alii (2000) desenvolveram um modelo matemático para investigar a taxa de circulação de um aço líquido. Taxas de circulação foram determinadas em um modelo físico com escala 1/10 e no equipamento industrial para validar os resultados do modelo matemático. A taxa de circulação do aço líquido foi medida através do tempo de mistura. O tempo de mistura foi medido usando um traçador de Cu e a taxa de circulação foi avaliada.

Durante a circulação do aço líquido, foram injetados 125kg de Cu no desgaseificador a vácuo RH. Após a injeção de Cu, em espaços de tempo entre 12 a 30 segundos, foram recolhidas amostras de aço. O teor de cobre era determinado através de espectroscopia de emissão. A Fig. 3.5 mostra a velocidade na perna de descida obtida pelo método proposto e os resultados do modelo matemático. Quando a vazão de gás aumentou de 1,5 l/min para 4,0 l/min, a velocidade média da água aumentou de 0,115 m/s para 0,155 m/s.

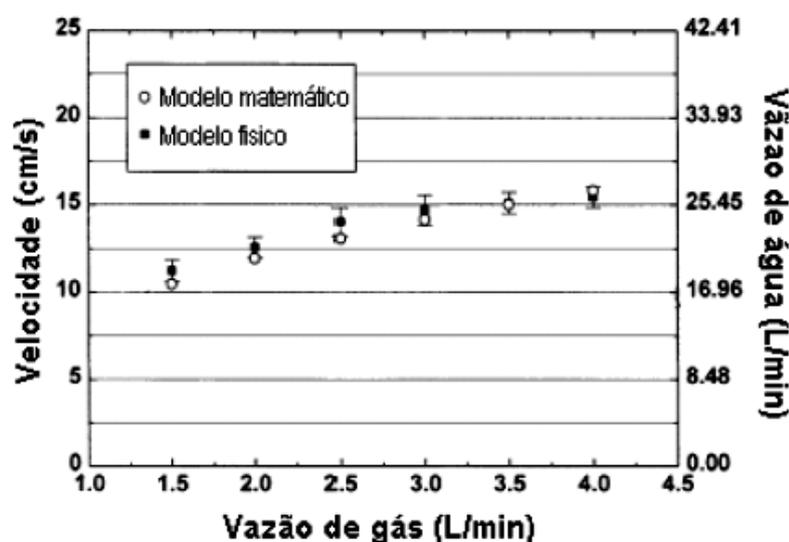


Fig. 3.5 – Comparação das velocidades na perna de descida obtidas no modelo físico e previstas pelo modelo matemático (Park et al, 2000).

Diversas equações também foram propostas para estimar a taxa de circulação do aço no reator RH.

Kurokawa (1987) propôs uma equação para avaliar a taxa de circulação no processo RH utilizando correlações empíricas desenvolvidas através dos conceitos de balanço de energia em equipamentos industriais. Outros autores também propuseram equações para estimar a taxa de circulação. Essas equações são expressas por:

Equação de Kurokawa (1987):

$$Q=3,33 \times D^{4/3} \times W^{1/3} \times \tau^{-0,741} \quad (3.6)$$

Equação de Kuwabara et alii (1988):

$$Q'=11,4 \times D^{1,33} \times G^{0,33} \times (\ln (P_1 / P_2))^{0,33} \quad (3.7)$$

Equação de Seshadri e Costa (1986):

$$Q=5,89 \times G^{0,33} \quad (3.8)$$

Equação de Ono et alii (1981):

$$Q=3,38 \times 10^{-3} \times D_M^{0,3} \times D_d^{1,1} \times G^{0,31} \times H^{0,533} \quad (3.9)$$

Equação de Watanabe et alii (1966):

$$Q=0,02 \times D_M^{1,5} \times G^{0,33} \quad (3.10)$$

onde:

Q é a taxa de circulação do aço (ton/min);

Q' é a taxa de circulação do aço (kg/s)

D é o diâmetro das pernas (cm);

D_u é o diâmetro da perna de subida (cm);

D_d é o diâmetro da perna de descida (cm);

G é a taxa total de injeção de gás inerte na perna de subida (NI/min);

H é a profundidade de imersão dos bicos de injeção de gás na perna de subida em relação ao nível do aço na câmara de vácuo (cm);

W é massa do aço líquido na panela (ton);

τ é o tempo da mistura completa (s);

P₁ é a pressão na câmara de vácuo (torr);

P₂ é a pressão na perna de descida na linha dos bicos de injeção de gás (torr).

Ultima técnica diferente foi utilizada por Kato et alii (1993). Estes autores realizaram estudos teóricos e experimentais para entender quantitativamente o efeito do escoamento do aço sobre a taxa de reação de descarburização do desgaseificador a vácuo RH. O modelo de descarburização permitiu prever a distribuição de concentração de carbono na panela durante o tratamento. Um modelo físico em escala 1/5 de um desgaseificador a vácuo RH, feito de material acrílico, foi usado para as experiências com água. Foi utilizado um tipo de hélice como medidor da velocidade do líquido, sendo a velocidade média que corta a seção transversal do fluxo na perna fixada em 0,35 m/s. O escoamento do líquido foi visualizado através de partículas de poliestireno (0,001 m de diâmetro e densidade de $1.04 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$) dispersadas na água.

3.4.1 – Efeito da vazão de gás na perna de subida

Park et alii (2001) desenvolveram estudos utilizando modelo matemático para cálculo do perfil de escoamento tri-dimensional do aço no desgaseificador RH. Para simular os campos de velocidade, foi estimada a força de empuxo gerada pelo gás. Esta força foi calculada através da equação (3.11):

$$f = g(\rho_l - \rho_g) \times V_p \times \alpha(1 - \alpha) \quad (3.11)$$

onde:

g é a aceleração da gravidade (m/s^2);

ρ_l e ρ_g são a densidade do líquido e gás, respectivamente (kg/m^3);

V_p é o volume da pluma;

α é a fração média de volume do gás.

O volume total da pluma foi calculado somando os volumes das plumas formadas à frente de cada bico e considerando a forma e a trajetória da pluma. Além disso, a superposição entre as plumas também foi considerada. A fim de investigar o efeito da vazão de gás na circulação do aço, calcularam a taxa de circulação do aço através de um modelo matemático variando a vazão do gás na faixa de 0,028 a 0,0072 Nm^3/s .

A fig. 3.6 mostra os resultados obtidos. A taxa de circulação do aço mostra uma tendência a aumentar enquanto a vazão do gás aumenta. O comportamento da taxa de circulação do aço

com o aumento da vazão do gás difere quando o diâmetro das pernas e a pressão do vácuo no vaso são diferentes.

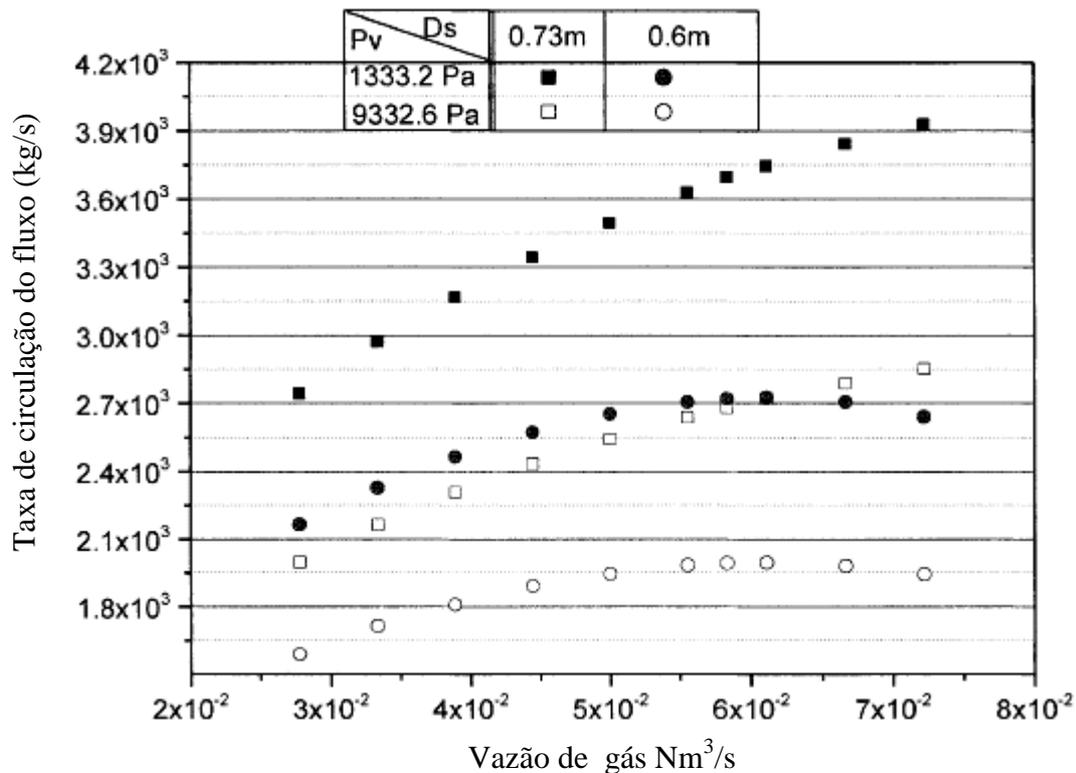


Fig. 3.6 – Taxa de circulação em função da vazão de gás. D_s é o diâmetro das pernas e P_v é a pressão de vácuo. (Park et alii, 2001)

Quando a pressão do vácuo no vaso é $1333,2\text{ Pa}$ e o diâmetro das pernas é $0,73\text{ m}$, há aumento da circulação do aço com vazões do gás crescentes. Quando a pressão do vácuo no vaso é $9332,6\text{ Pa}$, a taxa de circulação do aço é menor. O aço apresenta um comportamento diferente quando o diâmetro das pernas é $0,6\text{ m}$. Há um aumento da taxa de circulação do aço, mas com um valor máximo para a vazão do gás na faixa de $0,061\text{ Nm}^3/\text{s}$. A partir do ponto máximo, a taxa de circulação diminui.

Nakanishi et alii (1975) desenvolveram experimentos para determinar a velocidade do aço líquido na entrada e saída das pernas de subida e descida, respectivamente. Durante os experimentos perceberam que a taxa de circulação do aço cresce com o aumento da vazão de argônio injetado na perna de subida.

Nascimento (2009) investigou a taxa de circulação do aço em um modelo físico utilizando KCl como traçador. A partir desses experimentos, avaliou-se o efeito da vazão do gás na perna de subida do desgaseificador a vácuo RH. Na fig. 3.7 pode-se observar que há um aumento na taxa de circulação do aço com o aumento na taxa de injeção de gás. Isso se deve à força de empuxo gerada pelo gás no líquido. O volume de aço líquido na perna de subida tende a diminuir para vazões de gás mais altas, pois a perna de subida passa a ser ocupada por um grande volume de gás e a quantidade de líquido arrastado diminui. Com isso, há uma diminuição na taxa de circulação para vazões mais elevadas.

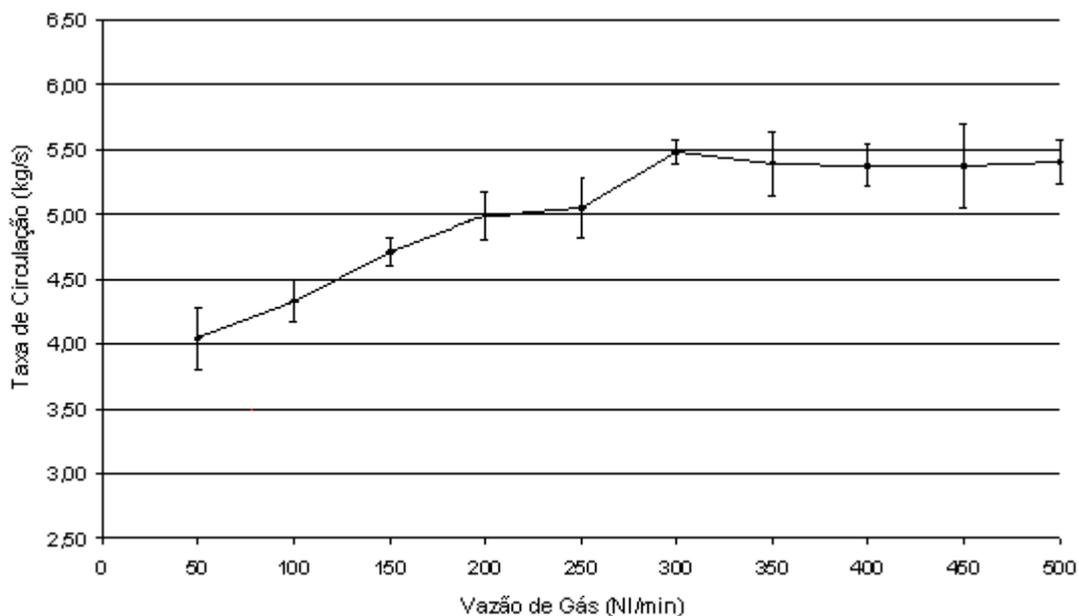


Fig. 3.7 – Taxa de Circulação em função da vazão de gás (Nascimento, 2009).

Park et alii (2000) também desenvolveram um modelo matemático para investigar o efeito da vazão de argônio sobre a taxa de circulação do aço em um desgaseificador a vácuo RH. A fig. 3.8 mostra a taxa de circulação do aço para diferentes vazões de gás. À medida que a vazão do gás aumenta, a taxa de circulação do aço também aumenta. No entanto, para vazões de gás superiores a $220 \text{ Nm}^3/\text{h}$, a taxa de circulação do aço decresce. O comportamento da curva é semelhante ao apresentado na figura 3.7. Diversos trabalhos têm identificado variações similares da taxa de circulação com o aumento da vazão de gás injetado.

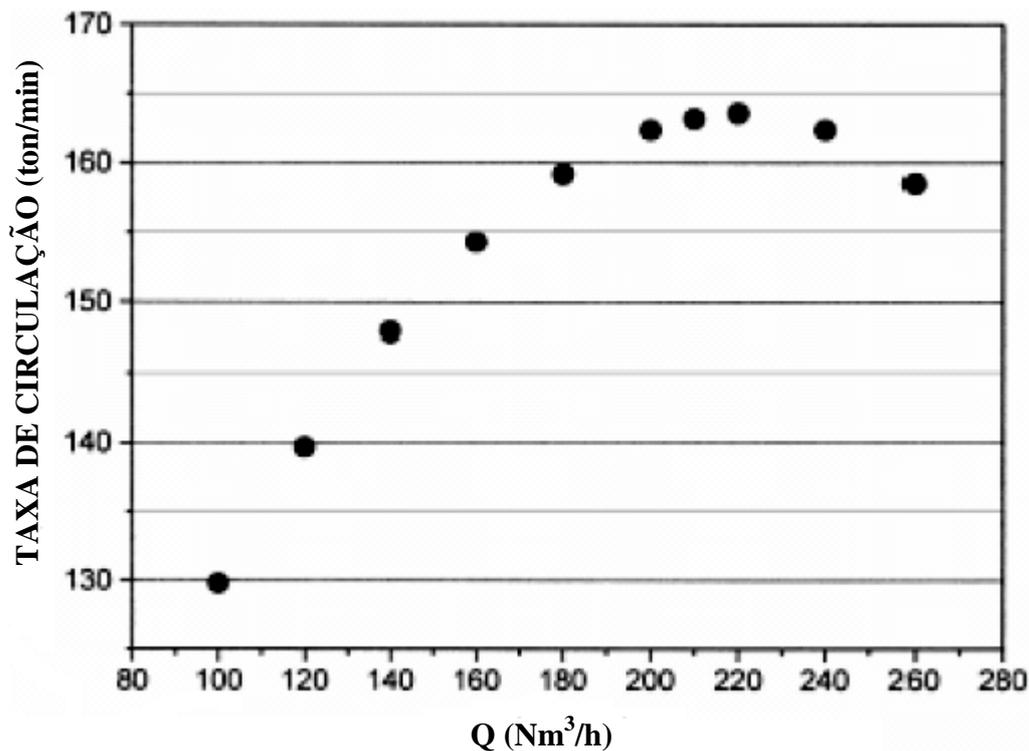


Fig. 3.8 – Taxa de circulação em função da vazão de gás, Q (Park et alii, 2000).

3.4.2 – Efeito do número de bicos de injeção

Park et alii (2001) investigaram a variação da circulação do aço em função do número de bicos usados para injeção do gás. O diâmetro das pernas foi de 0,73 m e a pressão do vácuo no vaso de 1333,2 Pa. As vazões de gás variaram na faixa de 0,042 e 0,056 Nm³/s. A figura 3.9 mostra que a circulação do aço aumenta com o aumento de número de bicos. Para ambas as vazões, a taxa de circulação do aço tende a crescer aumentando a quantidade de bicos de 6 para 14. Entretanto, para 14 e 16 bicos a taxa de circulação do aço tende a se estabilizar e a partir de 16 bicos a taxa de circulação se mantém aproximadamente constante.

A tendência de aumento da taxa de circulação do aço com o aumento do número de bicos, para uma mesma vazão de gás, pode ser explicada através da figura 3.10, que mostra a área da pluma perto da superfície do vaso de vácuo para 6 e 12 bicos de injeção. A vazão de gás é 0,042Nm³/s para ambos os casos.

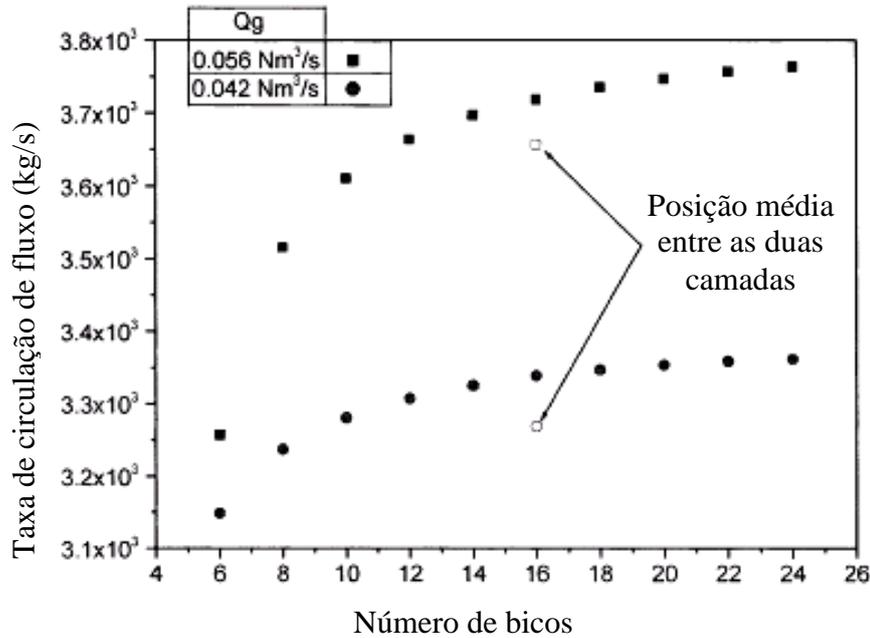


Fig. 3.9 - Taxa de circulação em função bicos. (Park et alii, 2001)

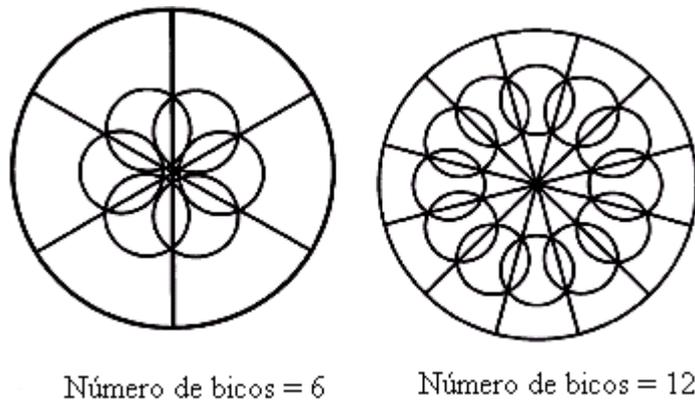


Fig. 3.10 - Cálculo da área da pluma perto da superfície do vaso de vácuo para 6 e 12 bicos (Park et alii, 2001).

Inoue et alii (1992) determinaram, através de um modelo físico, o efeito do número de bicos na taxa de circulação do aço. A descarburização foi simulada através da dessorção de CO_2 em uma solução de NaOH . Foram utilizados 1, 8 e 16 bicos, nas posições mostradas na figura 3.11.

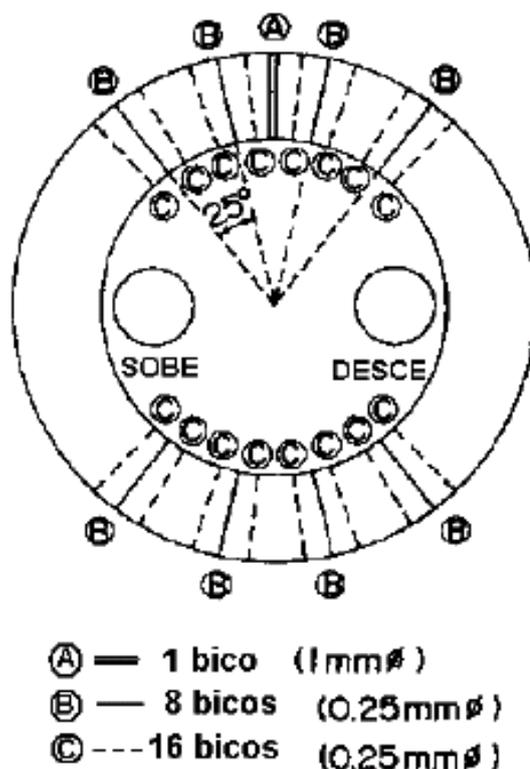


Fig. 3.11 – Dispersão dos bicos com configurações de 1, 8 e 16 furos no interior da câmara de vácuo (Inoue et alii, 1992).

Através dessa investigação, os autores perceberam que o aumento no número de bicos foi eficaz considerando uma vazão constante de gás. Pelas análises realizadas, a taxa de dessorção de CO₂ foi aumentada pela injeção de gás dentro da câmara de vácuo.

Hanna et alii (1992) utilizaram um modelo físico para investigar o efeito do número de bicos na taxa de circulação do aço. A fig. 3.12 mostra os resultados obtidos nessa investigação. Pode-se observar que com um aumento no número de bicos de 4 para 8 há um aumento na taxa de circulação, mas a partir desse valor, a taxa de circulação do aço tende a decrescer ou a estabilizar.

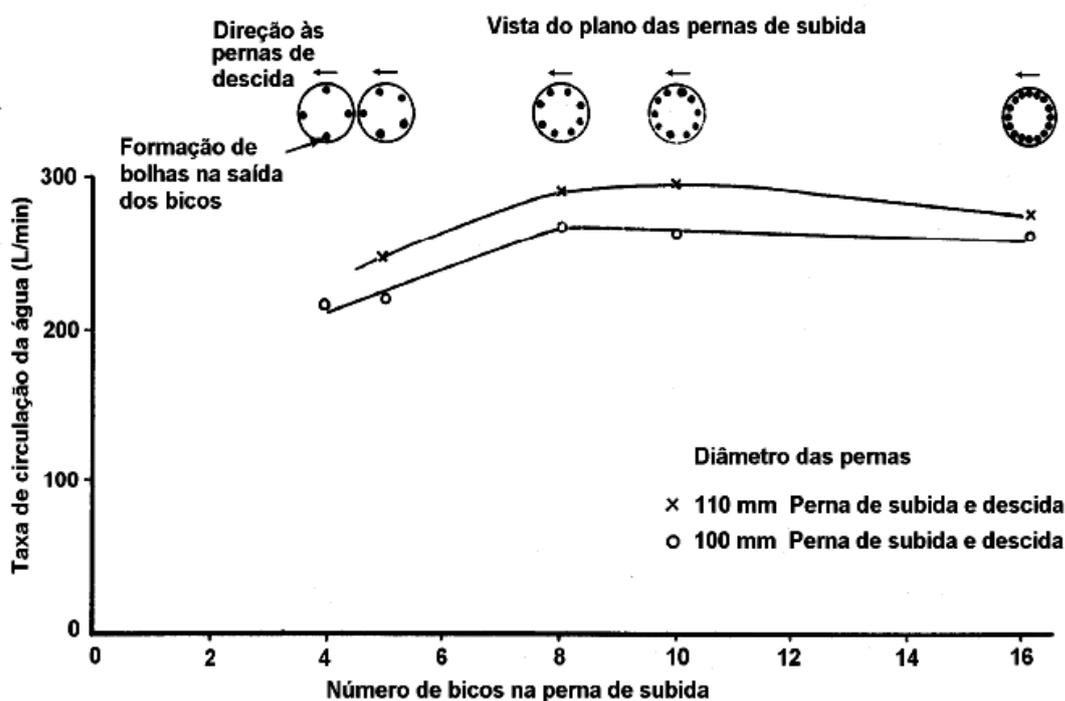


Fig. 3.12 – Efeito do aumento do número de bicos na taxa de circulação no modelo de degaseificador RH (Hanna et alii, 1992).

Nakanishi et alii (1975) desenvolveram estudos em um modelo físico para investigar os efeitos do número e diâmetro dos bicos de injeção de gás. Utilizaram no experimento parafina e água com injeção de argônio e tinta vermelha como traçador. No sistema com água, os autores observaram que a taxa de circulação aumenta com o aumento de número de bicos e à medida que o diâmetro dos bicos aumenta. Para um único bico de injeção, a taxa de circulação tende a decrescer. O traçador não teve uma boa penetração no sistema com parafina, isso devido à sua alta viscosidade, o que não permitiu que o traçador alcançasse o fundo da panela.

Park et alii (2000) utilizaram simulações numéricas, para avaliar a taxa de circulação do aço e explicar a saturação através da superposição das plumas e da trajetória do gás na perna de subida. Os autores perceberam que à medida que o volume total da pluma de um bico aumenta, a pluma se sobrepõe uma sobre a outra, causando uma diminuição do volume total da pluma, como mostrado na fig. 3.13. Com isso, perceberam que ao diminuir a área de contato entre o gás-líquido, a força que age sobre o fluido diminuirá mesmo para vazões de gás maiores.

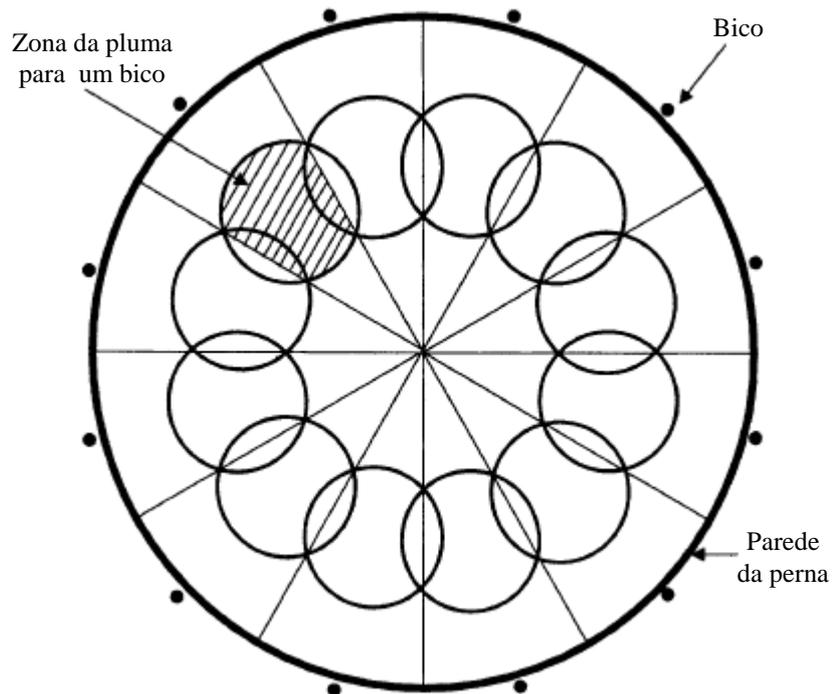


Fig. 3.13 - Pluma sobreposta quando o número de bicos é igual a 12 (Park et alii, 2000).

Conforme mostrado na Fig. 3.13, a região hachurada é a área efetiva de uma pluma e o volume total das plumas é dado pelo produto do número de bicos pelo volume efetivo de uma pluma.

3.4.3 – Efeito do diâmetro das pernas

Park et alii (2001) constataram que a taxa de circulação do aço no RH é sempre mais elevada quando o diâmetro da perna é maior. A diferença no volume de sobreposição entre as plumas pode explicar esta tendência. A fig. 3.14 mostra a seção transversal da pluma para diâmetros das pernas iguais a 0,6 e 0,73 m, com a vazão de gás de $0,05 \text{ Nm}^3/\text{s}$. Com o aumento do diâmetro das pernas, há diminuição na área de sobreposição da pluma. Em consequência, o volume total da pluma aumenta e a força de empuxo torna-se maior.

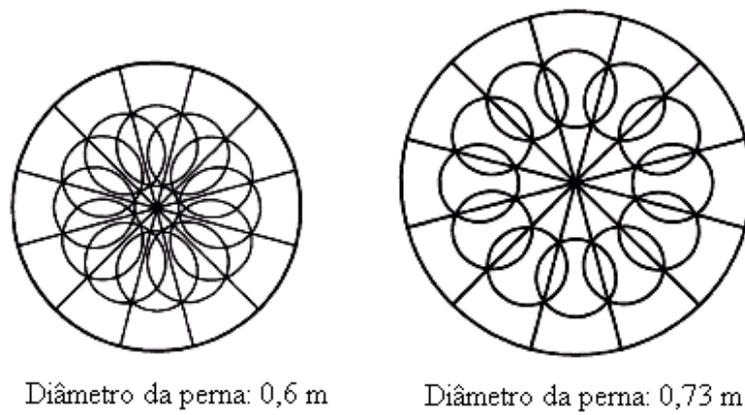


Fig. 3.14 - Comparação da área da pluma para o diâmetro das pernas 0,6 e 0,73 m. (Park et alii, 2001).

Hanna et alii (1992) também constataram que a taxa de circulação aumenta com o aumento do diâmetro das pernas. De acordo com os resultados obtidos, os autores observaram um aumento de 10% na taxa de circulação quando os diâmetros das pernas aumentam de 100 mm para 110 mm.

Kondo et alii (1992) realizaram vários experimentos no desgaseificador a vácuo RH em Chiba Work's, aumentando diâmetro interno das pernas e observaram um aumento na taxa de circulação do aço. A fig. 3.15 mostra os resultados obtidos. Pode-se observar o efeito da área da seção transversal das pernas na taxa de circulação do aço líquido.

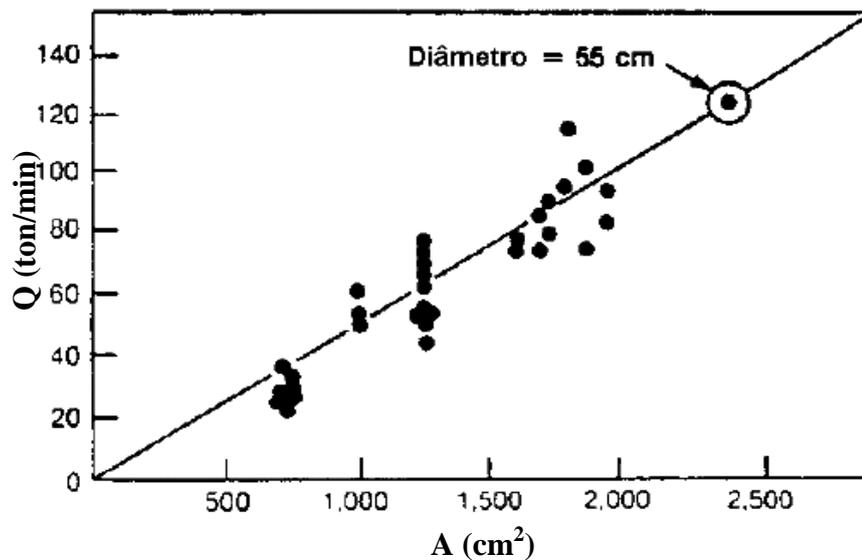


Figura 3.15 – Relação entre a taxa de circulação e a área da seção transversal das pernas (Kondo et alii, 1992).

Vargas (2000) observou que o diâmetro das pernas tem um efeito significativo na taxa de circulação do aço. A fig. 3.16 mostra um aumento substancial na taxa de circulação quando o diâmetro das pernas se elevou de 150 mm para 170 mm, variando de 12% na vazão de 100 NI/min até 26% na vazão de 300 NI/min. O aumento na taxa de circulação com a elevação do diâmetro das pernas pode ser entendido considerando as perdas de carga que ocorrem nas pernas, que tendem a crescer com a velocidade do fluido ao quadrado. Quanto maior for o diâmetro das pernas, menor a velocidade do líquido, mesmo para taxas de circulação mais altas.

Takahashi et alii (1995) também observaram o efeito positivo do aumento do diâmetro das pernas sobre a taxa de circulação do aço.

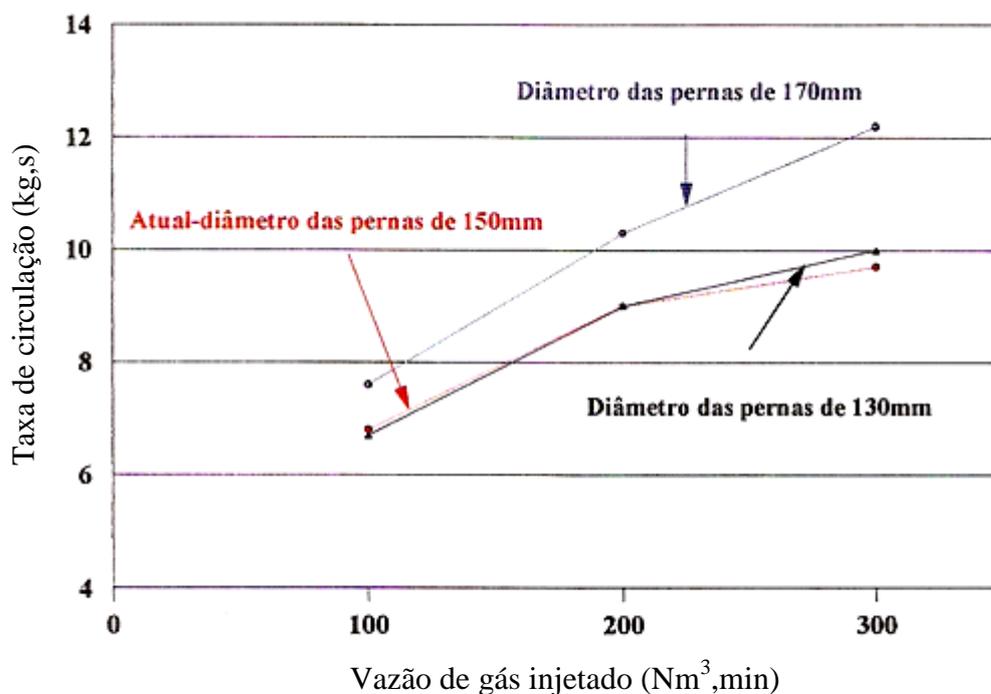


Fig. 3.16 – Evolução da taxa de circulação com vazão de gás injetado – Diâmetro das pernas de 170 mm e 130 mm (Vargas, 2000).

3.4.4 - Efeito da profundidade de imersão das pernas

Park et alii (2001) investigaram as taxas da circulação do aço em diferentes profundidades submersas do snorkel. Alguns resultados são apresentados na fig. 3.17. A posição do bico é

0,25 m acima da parte inferior do snorkel. A taxa de circulação do aço alcança um valor de saturação em uma profundidade submersa de 0,65 m, quando o diâmetro do snorkel é de 0,6 m. No outro caso, onde o diâmetro do snorkel é de 0,73 m, há aumentos da taxa de circulação do aço sem o valor de saturação.

Vargas (2000) estudou o efeito da profundidade de imersão das pernas sobre a taxa de circulação e observou que a redução da profundidade de imersão provoca uma diminuição na taxa de circulação. Esse efeito se torna mais significativo com a profundidade de imersão na faixa de 60 a 90 mm. Na faixa de 90 a 120 mm, o aumento da taxa de circulação com a profundidade de imersão fica menos pronunciado, como mostrado na figura 3.18.

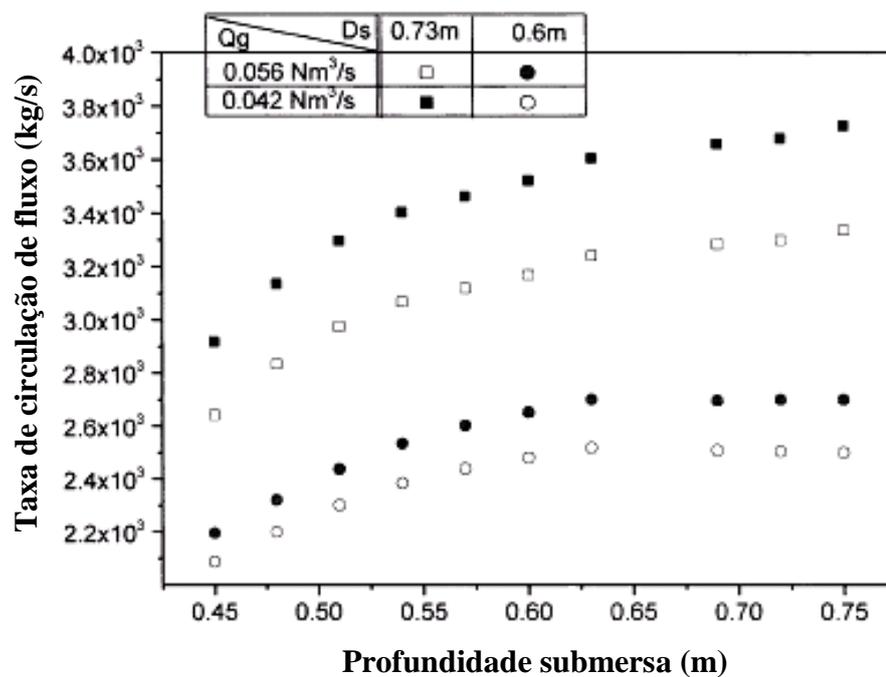


Fig. 3.17 – Variação da taxa de circulação do aço em função da profundidade submersa dos “snorkels” (Park et alii, 2001).

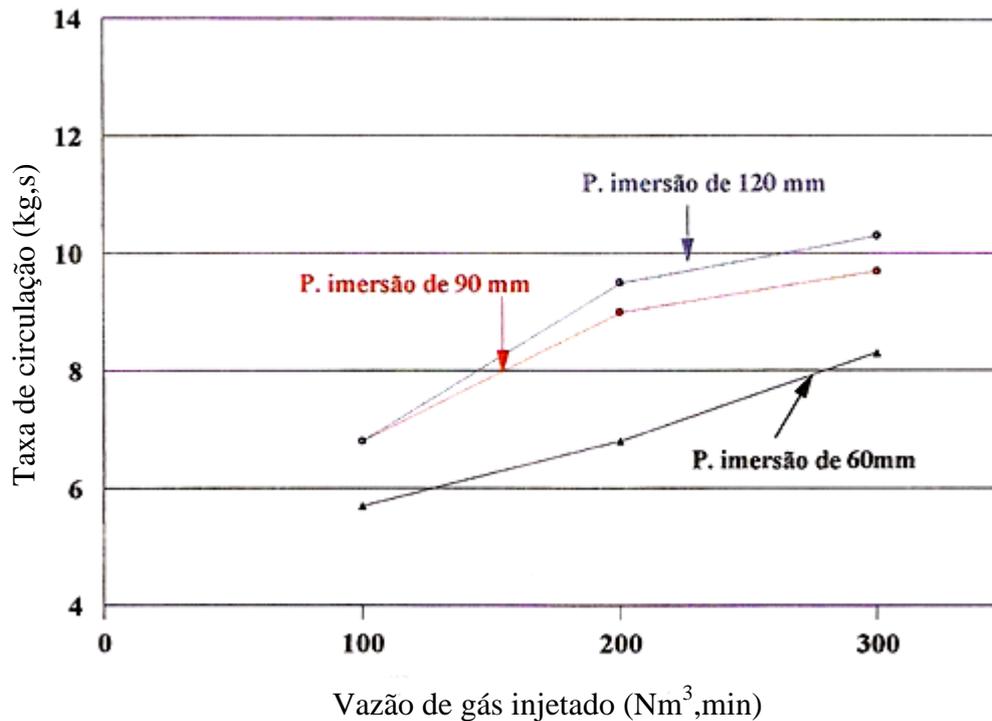


Fig. 3.18 – Variação da taxa de circulação com a vazão de gás injetado, para profundidades de imersão das pernas de 60, 90 e 120 mm (Vargas, 2000).

3.4.5 - Efeito da pressão de vácuo

Park et alli (2001) investigaram o efeito da pressão de vácuo sobre a taxa de circulação. Os resultados são mostrados na fig. 3.19. A circulação do aço diminui com o aumento da pressão de vácuo. Conseqüentemente, para aumentar a circulação do aço, a pressão do vácuo no vaso deve ser reduzida rapidamente e mantida a uma pressão mais baixa possível. À medida que a pressão diminui, a vazão de gás exerce uma força de empuxo maior devido à expansão das bolhas de gás. A força de empuxo das bolhas de gás injetadas induz a taxa de circulação do aço.

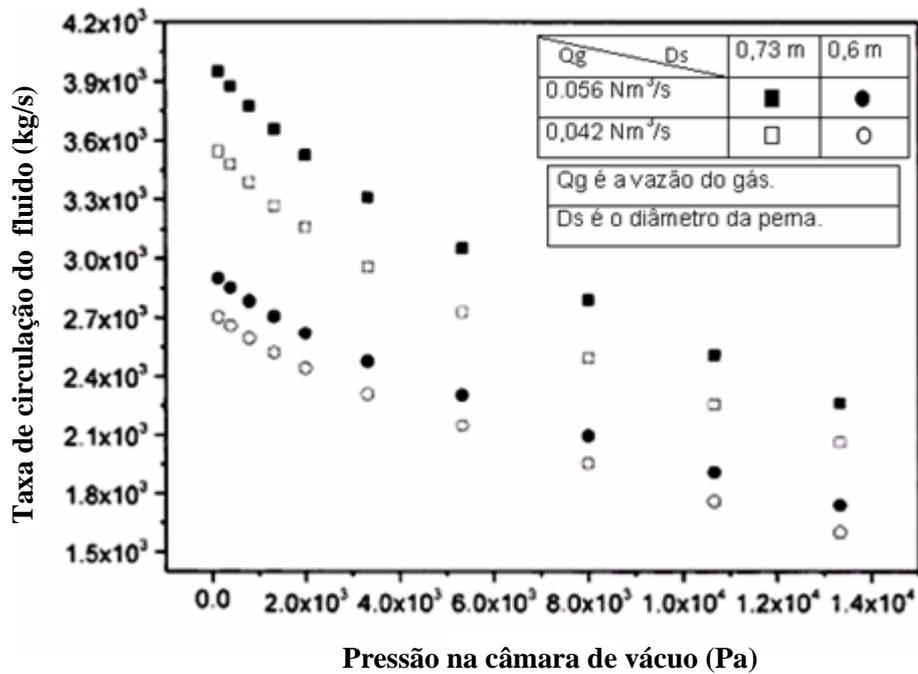


Fig. 3.19 – Variação da taxa de circulação do aço em função da pressão de vácuo na câmara de vácuo (Park et alii, 2001).

3.4.6 – Efeito do número de pernas

Obata et alii (1999) propuseram uma nova câmara de vácuo com multipernas. No modelo desenvolvido, a perna de descida é colocada no centro da panela e três pernas de subida são utilizadas para a injeção de argônio. Li e Tzukahashi, (2000) também propuseram uma câmara de vácuo com multipernas e os resultados deste modelo foram comparados com um modelo simples com duas pernas, como mostrado na figura 3.20.

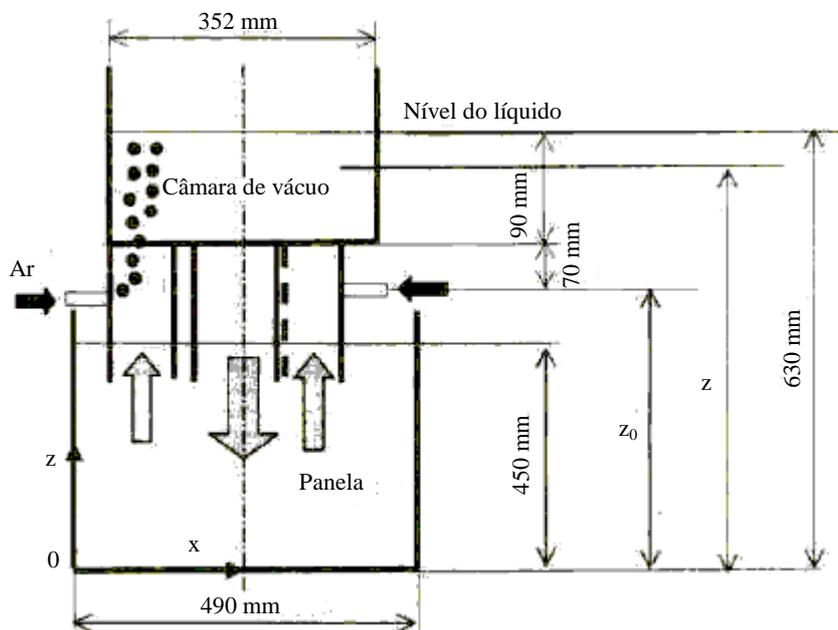
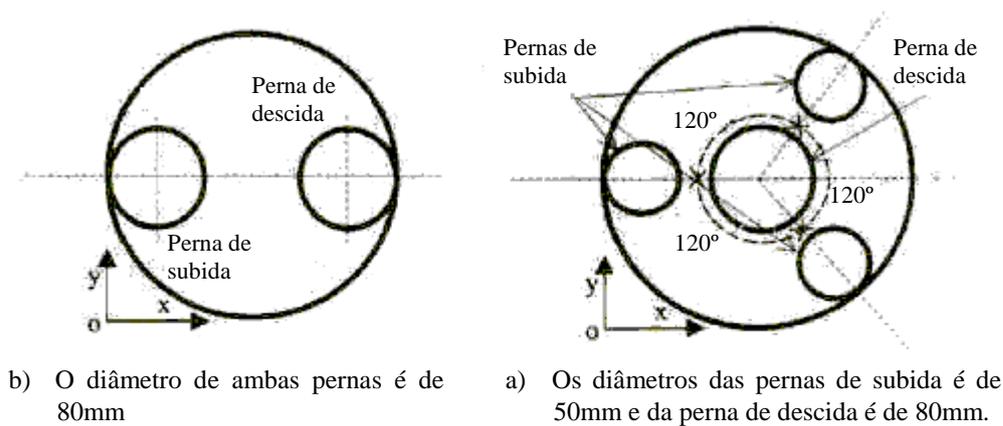


Fig. 3.20 – Vista esquemática do modelo físico do desgaseificador RH em (a) com duas pernas e em (b) com multipernas (Li e Tzukihashi, 2000).

Os autores concluíram que as taxas de circulação do modelo físico com quatro pernas são maiores que com duas pernas. A conclusão foi baseada no fato de que no modelo físico com as multipernas, o escoamento tende a ser mais uniforme e a velocidade média do líquido na panela maior que no modelo físico com duas pernas.

Li e Tzukihashi (2000) desenvolveram um modelo matemático com abordagem pseudo-bifásico considerando como domínio toda a estação RH – panela, pernas e vaso. Dessa forma

pode-se determinar a taxa de circulação e compará-la com a calculada e medida em um modelo físico. Este modelo representa o passo intermediário entre os modelos monofásicos e os bifásicos. Através dos resultados obtidos, os autores observaram maiores taxas de circulação obtidas no sistema de RH com multipernas, como mostrado na figura 3.21.

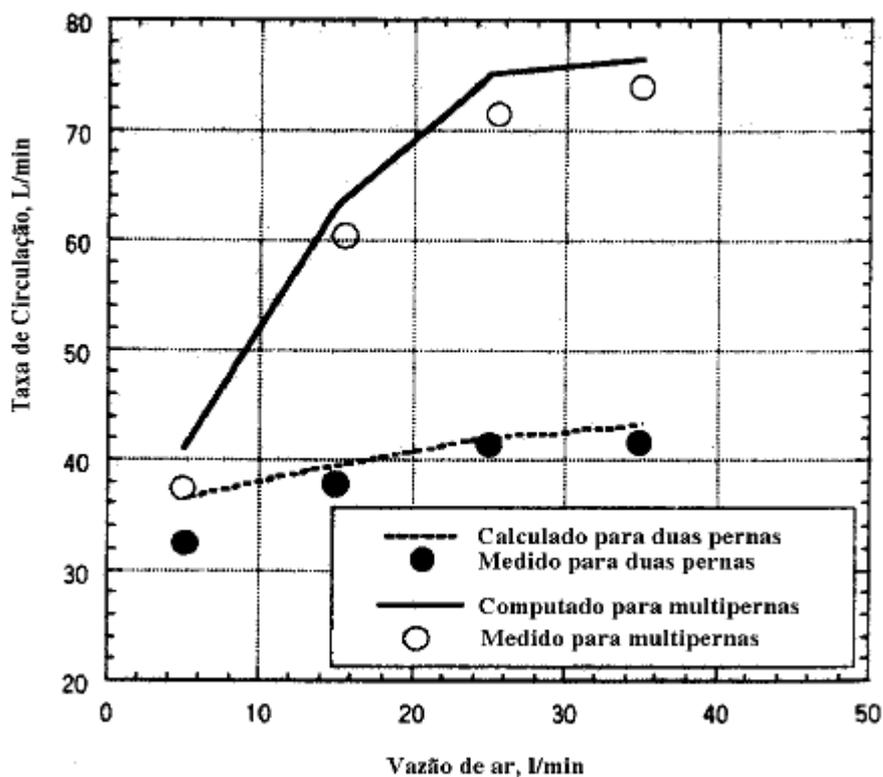


Fig. 3.21 – Efeito da vazão de gás nas taxas de circulação do modelo físico de um desgaseificador à vácuo RH (Li e Tzukahashi, 2000).

Kitamura et alii (2000) desenvolveram um novo processo baseado no desgaseificador a vácuo RH, alterando o número de pernas. O processo foi denominado de REDA (“Revolutionary degassing activator”) e consiste de uma larga perna imersa no aço líquido e com injeção de gás no fundo da panela. Os testes industriais foram realizados na usina de Yawata situada no Japão, onde utilizaram 175 t de aço líquido na aciaria 1 e 350 t de aço líquido na aciaria 3. Utilizando o cobre como traçador, a taxa de circulação foi determinada através da medida de tempo de mistura. Os resultados obtidos da taxa de circulação em função da vazão de argônio, para o REDA com capacidade de 350 t e mais dois equipamentos com capacidade de 300 t de aço líquido, sendo um com as pernas de diâmetro de 1000 mm e outro de 750 mm, são mostradas na figura 3.22. Através dos resultados obtidos, os autores observaram que para o processo REDA uma baixa vazão de argônio permite obter taxa de recirculação igual à do

RH, pois a agitação promovida pelo gás injetado numa porção mais profunda do banho é maior.

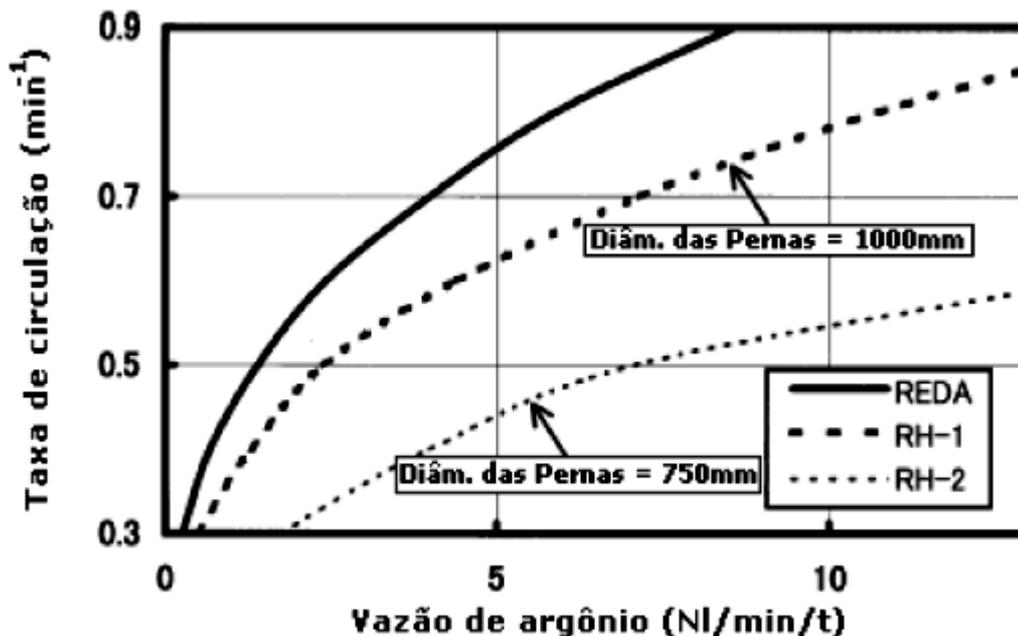


Fig. 3.22 – Taxa de circulação do RH e REDA (Kitamura et alii, 2000).

3.5 – Cinética de Descarburização no Reator RH

Sakaguchi e Ito (1995), Kishimoto et alii (1993), Kuwabara et alii (1998), Inoue et alii (1992), Yamaguchi et alii (1992), Kitamura et alii (1996), Takahashi et alii (1995), Yamana et alii (1992), Tembergen et alii (2007), Endoh et alii (1990), Kato et alii (1993), Park et alii (2003), desenvolveram alguns estudos para determinar a relação entre taxa de descarburização e a taxa de circulação.

Kato et alii (1993) desenvolveram estudos teóricos e experimentais para compreender quantitativamente o efeito da taxa de circulação do aço sobre a reação de descarburização em um desgaseificador à vácuo RH. Os cálculos hidrodinâmicos do escoamento do fluido na panela foram validados através de experiências feitas em um modelo físico.

O modelo de descarburização permite prever a distribuição de concentração de carbono na panela durante o tratamento. A fig. 3.23 mostra o efeito da taxa de circulação do fluido sobre a variação do teor de carbono com o tempo de tratamento na panela e na câmara de vácuo. Os autores observaram que a taxa de descarburização aumenta com a taxa de circulação do aço.

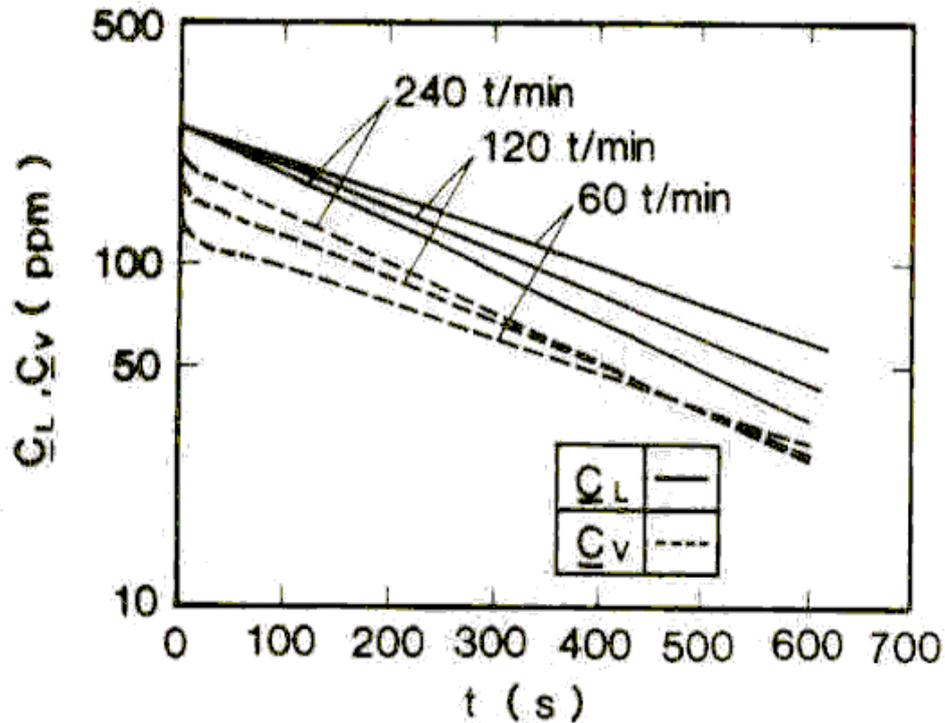


Fig. 3.23 - Influência da taxa de circulação na mudança do teor de carbono com o tempo na panela e na câmara de vácuo, sendo C_L a concentração de carbono na panela e C_V a concentração de carbono na câmara de vácuo (Kato et alii, 1993).

Guo e Irons (2000) também utilizaram experimentos para determinar a relação da taxa de descaburação com a taxa de circulação. Segundo os autores a cinética de descaburação no desgaseificador RH pode ser dividida em dois estágios. Durante o primeiro estágio, a pressão parcial de CO em equilíbrio com o carbono e o oxigênio é muito maior que a pressão parcial na câmara de vácuo. Com isso perceberam que a descaburação ocorre no seio do aço líquido, fenômeno este denominado autonucleação. No segundo estágio, a descaburação ocorre na superfície do aço exposta ao vácuo, fazendo com que a taxa de reação diminua. Neste estágio a taxa de descaburação é controlada pela difusão do carbono na fase líquida. Os autores também mostraram que a reação de dessorção de CO_{2aq} de soluções alcalinas pode ser usada para simular a descaburação na região de controle por difusão do carbono.

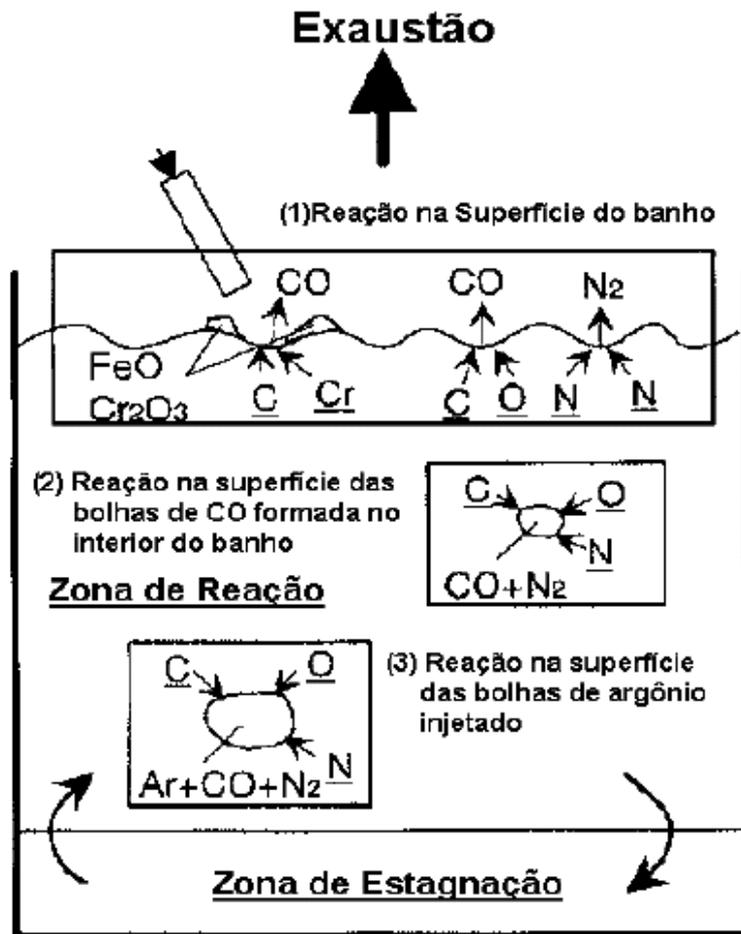


Fig. 3.24 – Regiões onde ocorrem às reações de descarbonação e desgaseificação do aço (Kitamura et alii, 1996).

Yamaguchi et alii (1992), com base no mecanismo de controle misto, que envolve a transferência de massa de carbono e oxigênio no aço líquido na câmara de vácuo e o transporte de carbono e oxigênio pelo fluxo de circulação, desenvolveram um novo modelo cinético para a reação de descarbonação no desgaseificador a vácuo RH. O modelo foi desenvolvido para esclarecer o efeito da concentração de oxigênio na taxa de descarbonação e também considera a transição entre as regiões de controle por difusão de carbono e controle por difusão do oxigênio na descarbonação. A transição pode variar com o valor do coeficiente volumétrico de transferência de massa do carbono, ak_C , para a taxa de circulação, Q .

A equação 3.12 estabelece a relação da constante cinética com a taxa de circulação e o coeficiente volumétrico de transferência de massa.

$$K_C = \frac{1}{W \left[\frac{1}{Q} + \frac{1}{ak_C \cdot \rho} \right]} \quad (3.12)$$

onde:

W = massa de aço na panela (kg);

Q = taxa de circulação (kg/s);

ak_C = coeficiente volumétrico de transferência de massa (m³/s);

ρ = densidade do aço líquido (kg/m³);

K_C = constante cinética de descarburização (s⁻¹).

Através deste modelo, os autores consideraram que em baixas concentrações de carbono, a taxa de descarburização é controlada pela transferência de massa de carbono, e que uma equação de primeira ordem pode descrever a cinética de descarburização. O coeficiente volumétrico de transferência de massa de carbono, ak_C, foi determinado e seu valor depende da concentração de carbono e da taxa de circulação, Q. A equação 3.13 foi obtida por uma análise de regressão.

$$ak_C \propto A^{0,32} \times Q^{1,17} \times C_V^{1,48} \quad (3.13)$$

onde:

A = área da seção reta da câmara de vácuo (m²);

C_V = concentração de carbono na câmara de vácuo (%).

Com os resultados obtidos, os autores fizeram a comparação com os dados obtidos no desgaseificador a vácuo RH em Chiba Works e perceberam uma discrepância entre a taxa de descarburização calculada e os resultados obtidos nas concentrações mais baixas de oxigênio, onde a transferência de massa do oxigênio é a etapa que determina a taxa de reação. Isto indica que há um suprimento extra de oxigênio dentro da câmara de vácuo que pode resultar da escória arrastada para dentro da câmara de vácuo ou da entrada de ar atmosférico.

Tembergen et alii (2007) utilizaram uma nova unidade do desgaseificador a vácuo RH, onde lanças são usadas para injetar pós sobre o aço líquido, com objetivo de redução dos teores de enxofre e carbono a níveis cada vez menores. O novo processo é chamado de RH-TOP, onde

a remoção de elementos dissolvidos como hidrogênio e nitrogênio são similares aos processos existentes. Os autores consideraram que o aço líquido dentro do desgaseificador a vácuo RH está dividido em um vaso de reação, onde ocorre a reação de descarburização (câmara de vácuo) e um vaso de mistura (panela). Também perceberam que, de forma geral, a taxa de remoção do hidrogênio é maior do que a do carbono, isso devido o coeficiente de transferência de massa do hidrogênio ser maior que a do carbono (cerca de três vez maior). Através do balanço de massa do carbono no vaso de reação e no vaso de mistura, em que a concentração inicial de carbono é constante, os autores obtiveram as seguintes equações que expressam a variação do teor de carbono com o tempo:

$$(C_1 - C_e) = (C_1^0 - C_e) \times \exp[-K \cdot t] \quad (3.14)$$

$$K = \frac{Q'}{V_M} \times \frac{ak}{Q' + ak} = \beta \times \rho \times A \quad (3.15)$$

onde:

C_1 = concentração de carbono na panela (%);

C_e = concentração de carbono no aço líquido em equilíbrio com fase gasosa (%);

C_1^0 = concentração inicial de carbono na panela (%);

K = constante cinética da reação (min^{-1});

t = tempo (s);

Q' = taxa de circulação (t/min);

V_M = volume do aço no vaso de mistura (m^3);

ak = coeficiente volumétrico para a descarburização (min^{-1});

β = coeficiente de transferência de massa do carbono no aço líquido (m/kg.s);

ρ = densidade do aço líquido (kg/m^3);

A = área interfacial do metal exposto ao vácuo (m^2).

A figura 3.25 mostra os resultados calculados indicando o efeito da taxa de circulação e do coeficiente volumétrico de descarburização na constante cinética de reação de descarburização. O diagrama mostra três regiões distintas. Os autores observaram que na região (A) a constante cinética da reação aumenta ligeiramente com o aumento da taxa de circulação. Na região (B), a constante cinética da reação aumenta ligeiramente com o aumento da taxa de descarburização ak . Na região (C), a constante cinética de descarburização é afetada igualmente

pela taxa de circulação Q' e pelo coeficiente volumétrico ak . O diagrama pode ser usado para avaliar as condições que favorecem a obtenção de maiores taxas de descarburização.

Os pontos (I), (II) e (III) no diagrama representam três fases da investigação desenvolvida em um desgaseificador a vácuo RH com capacidade de 270 t. Os autores observaram no início da investigação que as condições estavam no ponto (I), mas com o aumento do tamanho das pernas, as condições foram melhoradas para o ponto (II) e por fim, com o aumento do coeficiente volumétrico para a descarburização pela agitação do aço líquido, houve um aumento da taxa de reação interfacial entre o gás e o aço líquido, com isso as condições foram melhoradas para o ponto (III).

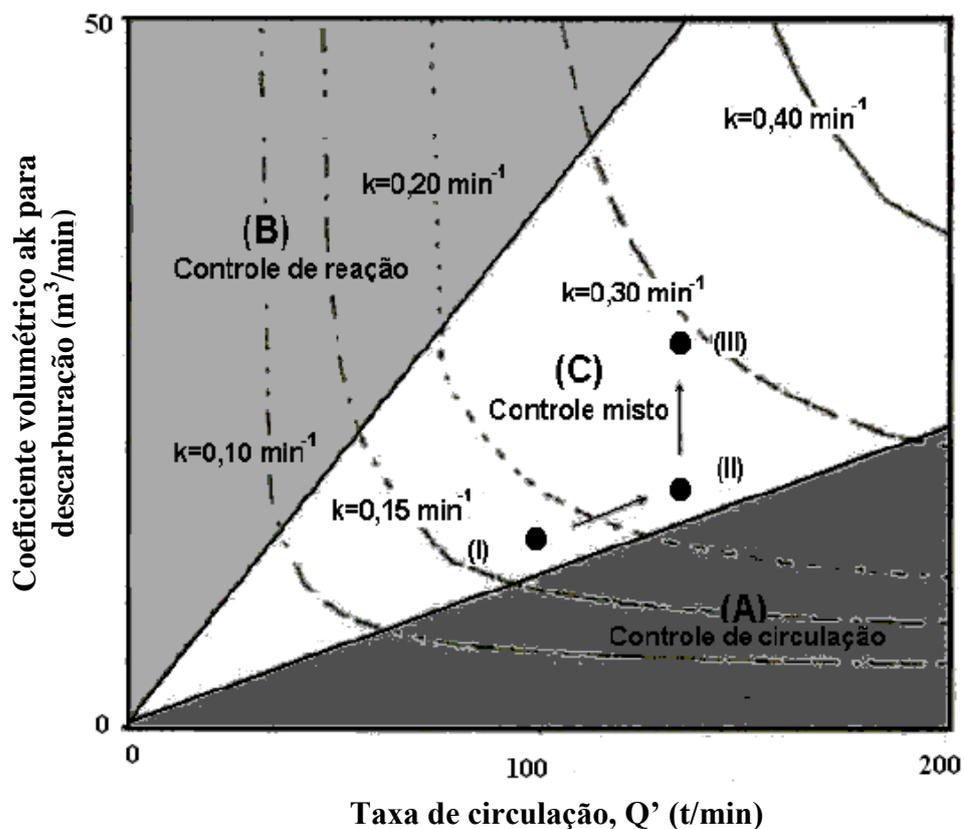


Fig. 3.25 – Coeficiente volumétrico de transferência de massa da descarburização pela taxa de circulação e taxa constante (Tembergen et alii, 2007).

A seguir serão apresentados e analisados os diversos modelos matemáticos e físicos desenvolvidos para avaliar o desempenho do processo RH.

3.6 – Modelamento do Processo RH

A fluidodinâmica computacional (CFD – *Computational Fluid Dynamics*) e os modelos físicos são as ferramentas mais usuais para análise das variáveis do processo RH, devido à não interferência no processo industrial. A fluidodinâmica computacional é uma ferramenta utilizada para simulação de escoamento de fluido e transferência de calor e também pode fornecer uma grande quantidade de informações sobre o sistema, com custos relativamente baixos e maior rapidez. Contudo, os modelamentos aplicados a um processo industrial apresentam limitações, pois nem sempre é possível simular, tanto em modelos matemáticos como nos físicos todas as situações que de fato ocorrem em escala industrial. Portanto, é necessário conhecer os métodos numéricos e o entendimento das simplificações formuladas, para utilização adequada do modelamento matemático, uma vez que os resultados são influenciados diretamente por estas simplificações. Os modelos matemáticos desenvolvidos são validados utilizando a modelagem física e/ou dados industriais.

3.6.1 – Modelamento matemático do escoamento do aço no processo RH

O modelamento matemático do escoamento de fluidos no processo de RH deve considerar a presença das duas fases, líquido e gás. Os escoamentos com duas ou mais fases podem ser encontrados em praticamente todos os ramos das industriais, onde ocorre a interação entre as fases por meio de transferência de massa, quantidade de movimento e calor. Como por exemplo nas aciarias, a injeção de gás no refino secundário, a flotação de inclusões e o fenômeno de emulsificação de escória no lingotamento contínuo, entre outros. Os principais tipos de escoamento multifásicos são:

- Gás-líquido;
- Gás-sólido;
- Líquido-sólido;
- Líquido-líquido.

No desgaseificador a vácuo RH, o gás pode ser encontrado sob duas formas: a fase contínua que se encontra na câmara de vácuo e a fase dispersa nas bolhas. Devido à relevância da interação bolha-líquido ser muito maior do que a dos fenômenos interfaciais na superfície livre, o presente trabalho será modelado somente na fase dispersa do escoamento líquido-gás, sendo desconsiderada a fase contínua (superfície livre).

A tabela III.1 mostra um esquema dos principais pontos de discussão sobre escoamentos dispersos líquido-gás, com as abordagens utilizadas.

Tabela III.1 – Esquema dos pontos de discussão do escoamento disperso líquido-gás (Carneiro, 2009).

Escoamento multifásico disperso líquido-gás		
Morfologia	Turbulência	Quantidade de movimento
Modelo de partículas	Modelos de duas equações	Forças de arraste
Modelo de dois fluidos		Forças de não arraste

A seguir será detalhados cada um dos pontos de discussão.

- Morfologia da fase dispersa

Modelos de partículas

A formulação matemática dos modelos de partículas baseia-se na idéia de que a fase dispersa é constituída por um número finito de corpos. Dessa forma, cada volume de controle contém a fase contínua, cujo comportamento é regido pelas equações da conservação de massa e de quantidade de movimento e um conjunto de partículas que obedece às leis de Newton. Esta abordagem é conhecida como formulação Euler-Lagrange.

Jakobsen et alii (1997) admitiram que essa abordagem é simples e eficaz, pois a composição da fase dispersa por partículas torna fácil descrever as forças que agem nessa fase, bem como as interações partícula-partícula e partícula-fluido.

Modelos de dois fluidos

Essa formulação também é conhecida por Euler-Euler e considera que tanto a fase dispersa quanto a fase contínua obedecem às equações da continuidade e de conservações de quantidade de movimento. Isso decorre da concepção de que as fases são meios contínuos.

3.6.2 – Exemplos de modelamento matemático

Nakanishi et alii (1975), Shirabe et alii (1983), Tsujino et alii (1989), Kato et alii (1993), He et alii (1994), Miki et alii (1997), Ahrenhold et alii (1999), Li e Tzukihashi (2000) e Ajmani et alii (1999) investigaram o processo de refino secundário do aço RH através da utilização de modelos matemáticos.

Nakanishi et alii (1975) desenvolveram modelo matemático com domínio bidimensional e usaram o modelo $k-\omega$ para simular a turbulência. Os resultados indicaram aço se movia diretamente da perna de descida para a perna de subida. Os autores chamaram tal fenômeno de “escoamento em curto-circuito”. Contudo, esse comportamento deve indicar que a modelagem numérica realizada não representa o escoamento real. Caso isso ocorresse na realidade o fenômeno de mistura no RH deveria ser imensamente prejudicado, pois a transferência de massa e o calor na panela seria mínima. Os autores apontaram a utilização do domínio bidimensional como principal causa.

Para corrigir os problemas de “curto-circuito” foram introduzidos os modelos tridimensionais.

Kato et alii (1993) utilizaram um modelo matemático tridimensional realizado apenas na panela, a fim de investigar os efeitos da quantidade de aço e geometria da panela no escoamento do aço e na descarburização, sem prever a taxa de circulação. Incorporam os efeitos da turbulência através do modelo de $K-\epsilon$. Para calcular o efeito na variação da concentração de carbono, os autores utilizaram um traçador. Para tal simulação, consideraram 240 e 300 toneladas de aço líquido. Os efeitos dessa variável no escoamento podem ser visualizados nas fig. 3.26 e 3.27. Observando as figuras não se nota diferenças entre os dois casos. Os autores observaram que uma maior velocidade de descarburização é obtida quando se tem menor massa de aço na panela. O efeito desta mesma variável no perfil de concentração do carbono na panela (calculado e observado) está apresentado na fig. 3.28. Na fig. 3.29 são apresentados os resultados dos testes variando-se a relação da altura do banho e o diâmetro interno da panela (H/D), onde foi constatado que esse efeito é insignificante. Os cálculos hidrodinâmicos do escoamento do fluido na panela foram validados através de experimentos em um modelo físico. O modelo de descarburização possibilita a previsão da distribuição de concentração de carbono na panela durante um tratamento no RH.

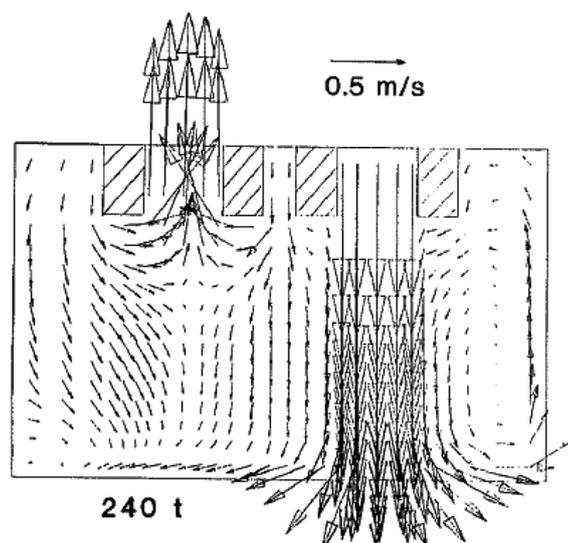


Fig. 3.26 – Perfil de escoamento do aço em uma panela com 240t de um desgaseificador a vácuo RH (Kato, 1993).

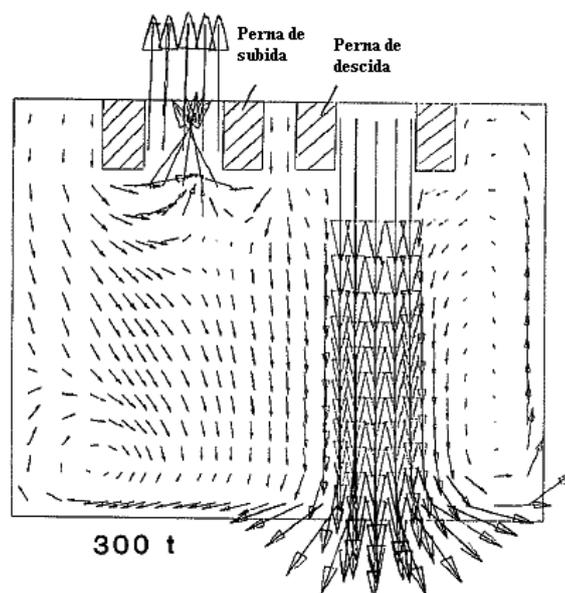


Fig. 3.27 – Perfil de escoamento do aço em uma panela com 300t de um desgaseificador a vácuo RH (Kato, 1993).

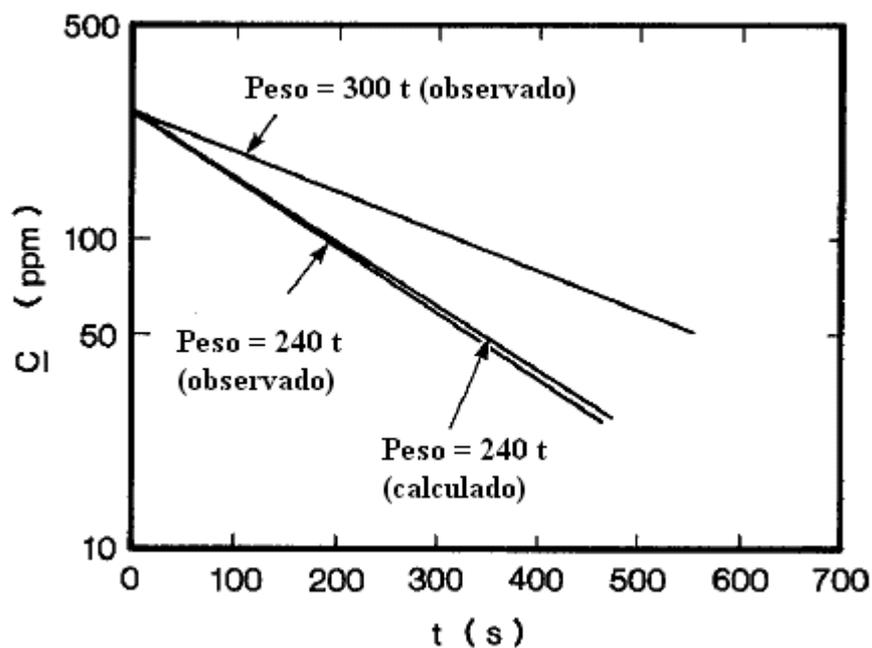


Fig. 3.28 – Comparação da taxa de descarburização do aço na panela com 240t, 300t e o observado (Kato, 1993).

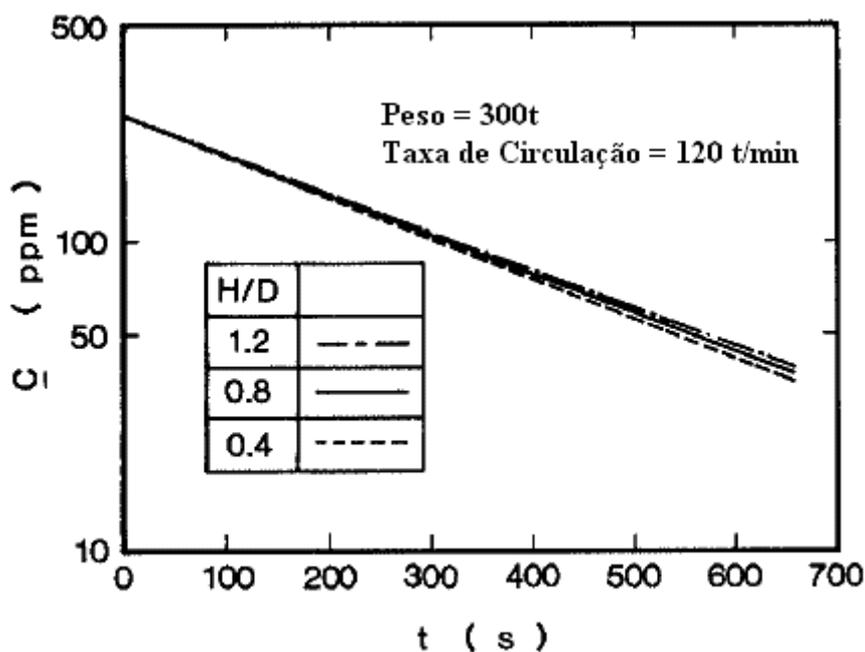


Fig. 3.29 – Efeito da altura (H) e do diâmetro da panela (D) da descarburização do aço (Kato, 1993).

Tsujino et alii (1989) investigaram os efeitos da taxa de circulação no escoamento do aço e na distribuição de um traçador a partir de um modelo matemático tridimensional. Os autores

adotaram o modelo $k-\varepsilon$ para simular a turbulência. Foi observado um aumento das velocidades e melhores condições de homogeneização para maiores taxas de circulação. Os autores também investigaram os efeitos das diferentes posições das pernas no perfil de escoamento do aço e na distribuição do traçador, não obtendo diferenças significativas. Foram resolvidas as equações de conservação de massa e quantidade de movimento para o aço líquido e um traçador injetado na perna de descida. Foi testada a influência da taxa de circulação (com diâmetro de pernas fixo) e da distância entre o centro das pernas sobre o escoamento. Os autores observaram que ao reduzir a vazão de líquido pela metade não ocorreu a formação de curto-circuito observado na simulação bidimensional.

Park et alii (2000) desenvolveram um modelo matemático para calcular o perfil de velocidades tri-dimensional do desgaseificador a vácuo RH, a fim de avaliar as taxas de circulação e de descarburização. Foi utilizado o modelo de turbulência $K-\varepsilon$ de baixo número de Reynolds. A Fig. 3.30 mostra o perfil de velocidades no plano de simetria a uma pressão de vácuo de 10 torr e com a de vazão de gás $200 \text{ Nm}^3/\text{h}$. O aço líquido sobe para a câmara de vácuo devido à força de empuxo gerada pelo gás. A Fig. 3.31 mostra o perfil de velocidades na superfície da câmara de vácuo. Para validação do modelo matemático, os autores compararam as velocidades com os resultados experimentais e obtiveram uma boa concordância entre eles. O modelo matemático permite prever a diminuição da taxa de circulação quando a vazão do gás excede o valor saturação. A solução do escoamento foi obtida através de uma formulação eulariana monofásica. Os autores utilizaram tal metodologia para calcular a taxa de circulação em um modelo físico, bem como em uma unidade industrial e observaram uma boa concordância entre a o modelo matemático e o físico. Constataram o fenômeno de saturação no caso industrial, como observado na fig. 3.8 e também uma queda na taxa de circulação.

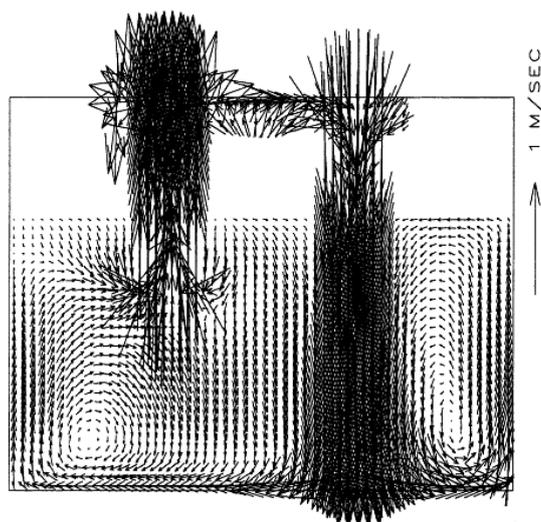


Fig. 3.30 – Perfil de velocidade no plano de simetria a uma pressão de 10 torr e vazão de gás de 200 Nm³/h (Park et alii, 2000)

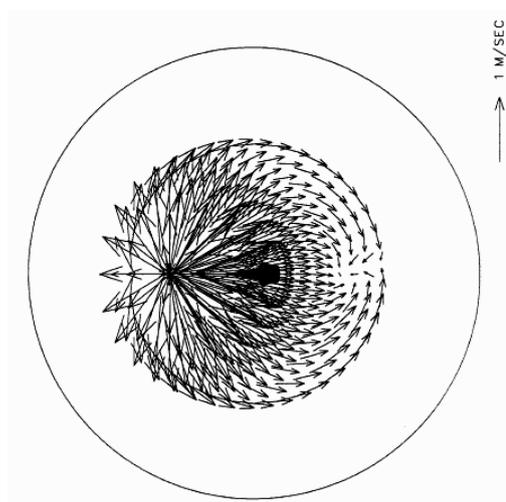


Fig. 3.31 – Perfil de velocidade do aço na superfície da câmara de vácuo (Park et alii, 2000).

Ajmani et alii (1999) propuseram um modelo matemático para escoamento tridimensional para investigar o efeito do diâmetro das pernas, profundidade de imersão e velocidades do aço na perna de descida no tempo de homogeneização, através da dispersão do traçador com o tempo. Os autores constataram que com os aumentos do diâmetro das pernas, da profundidade de imersão e da velocidade do aço na perna de descida houve uma diminuição no tempo de homogeneização, conforme apresentado nas figuras 3.32 e 3.33.

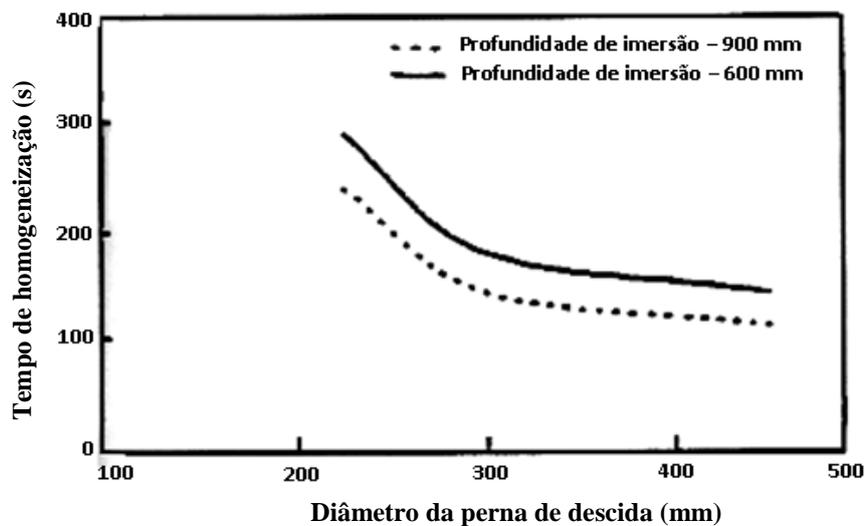


Fig. 3.32 – Gráfico comparativo da evolução do tempo de homogeneização em função do diâmetro da perna de descida e profundidade de imersão das pernas (Ajmani, 1999).

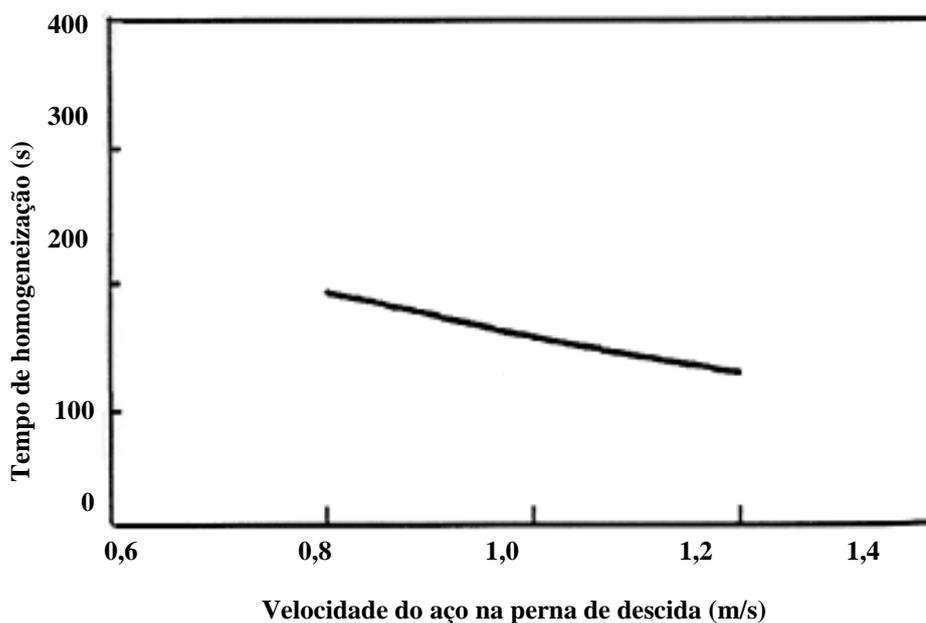


Fig. 3.33 – Gráfico comparativo da evolução do tempo de homogeneização em função da velocidade do aço na perna de descida (Ajmani, 1999).

Miki et alii (1997), Shirabe et alii (1983) desenvolveram modelos matemáticos para avaliar o comportamento das inclusões no desgaseificador a vácuo RH. Miki et alii (1997) levaram em consideração o mecanismo de remoção via aderência às bolhas de argônio, já Shirabe et alii

(1983) consideram somente os mecanismos de flotação e coalescimento das inclusões. Os autores constataram que o desgaseificador a vácuo RH é eficiente na remoção de inclusões maiores que $5\mu\text{m}$, que se dá através dos mecanismos de colisão e posterior flotação e de aderência as bolhas de argônio. Os autores também observaram que inclusões menores que $5\mu\text{m}$ dificilmente são removidas neste processo. No estudo realizado, os autores deram pouca atenção para os aspectos da influência do gás e não foi apresentada nenhuma validação.

3.6.3 – Modelos de turbulência

Ao longo do tempo vários modelos de turbulência têm sido propostos. A característica básica e comum a quase todos estes modelos é a de trabalhar com uma velocidade suavizada com o tempo. Esta velocidade é determinada através de uma média das velocidades instantâneas, avaliada ao longo de um dado período de tempo. Quando comparado com o tempo associado às flutuações de velocidade, este intervalo de tempo é grande, mas pequeno em relação às variações com o tempo, que ocorrem em virtude de uma alteração na queda de pressão no sistema, por exemplo. A definição desta velocidade suavizada é vista graficamente na figura 3.34 e expressa matematicamente através da equação:

$$\bar{V}_z = \frac{1}{t_0} \int_t^{t+t_0} V_z dt \quad (3.16)$$

onde t_0 é o intervalo de tempo usado para se fazer a integração e v_z é o valor instantâneo da velocidade.

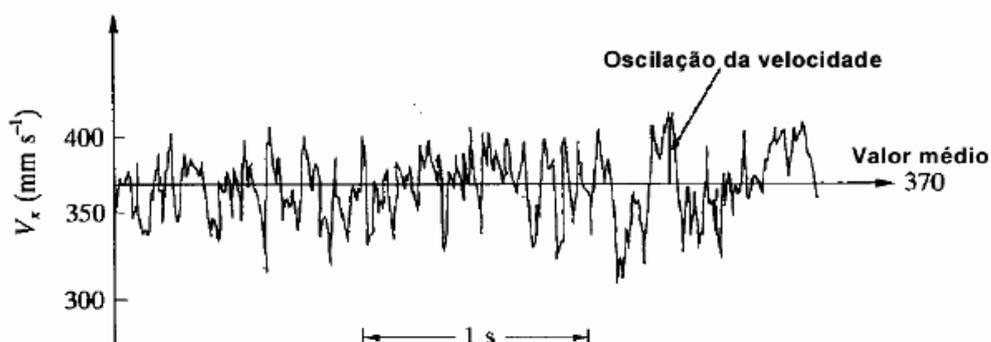


Figura 3.34 - Oscilação de uma componente de velocidade em torno de um valor médio (Guthrie, 1993).

Os valores instantâneos da velocidade podem, então, ser escritos como uma soma da velocidade suavizada e de uma flutuação de velocidade:

$$V_z = \bar{V}_z + V'_z \quad (3.17)$$

onde v'_z é a flutuação de velocidade.

Modelos de duas equações

Nesses modelos, empregam-se duas equações diferenciais adicionais para se estimar a viscosidade turbulenta. Não é necessária a especificação arbitrária de nenhum parâmetro. Nesta categoria, encontram-se os populares modelos k- ϵ e k- ω (nas suas diversas formas), de emprego bastante difundido. Estes modelos têm tido um sucesso bastante grande na previsão de características de escoamentos turbulentos em várias áreas de aplicação, inclusive na metalurgia. O foco do trabalho será nestes modelos, por serem os modelos mais empregados em problemas metalúrgicos.

Neste projeto, pretende-se determinar o modelo que melhor se ajusta ao escoamento que se dá no reator RH. O foco do trabalho será nos modelos k- ϵ e k- ω , por serem os modelos mais empregados em problemas metalúrgicos.

3.6.4 - Transferência de quantidade de movimento

O RH e diversos outros equipamentos siderúrgicos baseiam seu funcionamento nas iterações entre o gás e o líquido. Com isso se torna necessário que a transferência da quantidade de movimento provocado pelo gás na água seja modelada com similaridade ao processo real.

A seguir serão apresentadas as forças de arrasto e não-arrasto.

Forças de arraste

Em qualquer escoamento multifásico no qual há diferença de velocidade entre a fase contínua e a dispersa estará presente a força de arrasto, oriunda do campo de tensões entre o atrito e a pressão. Segundo Drew (1983), a descrição da força de arrasto (F_d) é expressa pela equação 3.18:

$$F_D = \frac{3}{8} \frac{\alpha_g \rho_l C_D}{d_b} U_{rel} |U_{rel}| \quad (3.18)$$

O parâmetro C_D , conhecida por coeficiente de arrasto, tem sido determinado analítica e experimentalmente desde o início da pesquisa em mecânica de fluidos. Não há um valor universal para tal coeficiente. Existem diversas correlações para seu cálculo, cada qual possuindo uma aplicabilidade distinta. O valor de C_D pode se alterado pela deformação das bolhas, assim como a presença de outras bolhas.

Forças de não-arraste

É possível encontrar na literatura grande variedade de forças que surgem entre as fases do escoamento multifásico disperso e que não são oriundas do arrasto entre as fases. As chamadas forças de não-arrasto (interfaciais) possuem origens e efeitos diferentes.

A força de sustentação (lift force) é uma das mais conhecidas, originada da assimetria do campo de velocidade, ao redor de uma partícula imersa.

Méndez et alii (2005) consideraram as forças de massa virtual e a de dispersão turbulenta nos escoamentos bifásicos. Os autores admitiram que embora a força de arrasto fosse de grande relevância, as forças de não-arrasto podem desempenhar papel importante, principalmente se a determinação da dispersão de gás e sua velocidade são relevantes.

O fenômeno de saturação da taxa de circulação no reator RH está diretamente ligado à distribuição de gás na perna de subida, então, investigar os efeitos das forças de não-arrasto neste escoamento é de grande importância.

3.6.5 – Modelos físicos do processo RH

Nakanishi et alii (1975), Seshadri et alii (1986), Inoue et alii (1992), Kato et alii (1993), Hanna et alii (1994), Kamata et alii (1998) Furtado et alii (1998) e Ahrenhold et alii (1999) desenvolveram estudos aplicados ao processo de degaseificação a vácuo RH. Estes autores utilizaram modelos físicos, que são ferramentas eficazes utilizadas para a validação de modelos matemáticos e para previsões aplicadas às unidades industriais. Apesar de ser uma ferramenta muito utilizada, ela apresenta algumas limitações, como a de não simular com precisão adequada a expansão das bolhas de gás decorrente dos efeitos térmicos e de pressão na câmara de vácuo. Isso se dá devido às pressões de ensaio nos modelos físicos serem bem menores do que nos processos industriais. Os ensaios usando essa ferramenta objetivam medir a taxa de circulação e determinar os efeitos de algumas variáveis nessa taxa de circulação e no escoamento do líquido no equipamento RH. Estes estudos empregam métodos semelhantes, substituindo aço-argônio por água-ar, usando condições isotérmicas estacionárias.

No presente trabalho, o modelamento físico será usado para validar as previsões do modelamento matemático.

A metodologia do trabalho desenvolvido é descrita no próximo item.

4 – METODOLOGIA

O presente trabalho foi desenvolvido em três etapas:

- 1) modelamento matemático do escoamento bifásico no reator RH de refino secundário, para prever as taxas de circulação em diferentes condições operacionais.
- 2) validação do modelo matemático desenvolvido usando experiências com modelo físico.
- 3) seleção da configuração do modelo que fornece previsões mais próximas dos resultados experimentais.

4.1 – Modelamento matemático

Como mencionado anteriormente, para desenvolvimento do modelo matemático de escoamento de fluidos no reator RH, foi utilizado o software comercial Ansys-CFX 11, que resolve as equações diferenciais de escoamento através do método de volumes finitos.

O modelo foi desenvolvido em três estágios:

- Modelo com uma fase (água), sem considerar a superfície livre da água na câmara de vácuo;
- Modelo bifásico (água-gás inerte), considerando superfície livre da água na câmara de vácuo;
- Modelo bifásico (água-gás inerte), sem considerar a superfície livre da água na câmara de vácuo, com previsão da taxa de circulação.

Para os dois primeiros estágios, a taxa de circulação é fornecida e o modelo determina os perfis de velocidade e de grandezas de turbulência no interior do RH. No terceiro estágio, a taxa de circulação é calculada pelo próprio modelo, que simula o escoamento das duas fases, gás e líquido. Os dois primeiros estágios são mais simples e permitem uma verificação da adequação do domínio selecionado e de algumas condições de contorno, sem analisar diretamente a injeção de gás.

O modelo matemático considera:

- escoamento tridimensional e turbulento;
- fluidos newtonianos e incompressíveis (não foi considerada a expansão do gás);
- sistema isotérmico.

As equações que descrevem matematicamente o escoamento dos fluidos no reator RH são:

- equação da continuidade;
- equação de conservação da quantidade de movimento (forma turbulenta das equações de Navier-Stokes);
- equação de conservação de energia cinética turbulenta (modelo k- ϵ);
- equação de conservação da taxa de dissipação da energia cinética de turbulência (modelo k- ϵ).

Quando outros modelos de turbulência, que não o k- ϵ são usados, outras equações de conservação são incorporadas.

Foi necessária ainda a utilização da equação de conservação de massa para simulação da dispersão de traçador injetado na perna de subida do RH. Esta simulação é transiente e permite a comparação com os resultados obtidos nos experimentos.

4.1.1- Condições de contorno

As seguintes condições de contorno foram adotadas para a solução das equações descritas anteriormente, para os três modelos.

Para o modelo com uma fase (água), sem considerar superfície livre da água na câmara de vácuo:

- Em todas as superfícies foram consideradas condições de não escorregamento, exceto na superfície superior da panela e na parte superior da câmara de vácuo, que foram consideradas como escorregamento livre;
- Foram fornecidos valores iguais de vazão de líquido tanto na superfície de entrada quanto na de saída.

Para o modelo bifásico (água-gás inerte), considerando superfície livre da água na câmara de vácuo:

- Em todas as superfícies foram consideradas condições de não escorregamento, exceto na superfície da panela, que foi considerada como escorregamento livre livre;
- Foram fornecidos valores iguais de vazão tanto na superfície de entrada quanto na de saída.

Para o modelo bifásico (água-gás inerte), sem considerar a superfície livre da água na câmara de vácuo e com previsão da taxa de circulação:

- Em todas as superfícies foram consideradas condições de não escorregamento para a água e escorregamento livre para o ar, exceto na superfície da panela e na parte superior da câmara de vácuo, que foi considerada como escorregamento livre para ambos fluidos;
- Foram fornecidos valores iguais de vazão de gás em cada bico injetor;
- A superfície superior da câmara de vácuo foi considerada como saída do gás que é injetado através dos bicos na perna de subida (condição de desgaseificação).

A figura 4.1 mostra as localizações das regiões citadas nas condições de contorno.



Figura 4.1 – Vista esquemática do RH indicando as superfícies citadas nas condições de contorno.

Após a obtenção do perfil de escoamento para os modelos sem previsão da taxa de circulação, foi ativado o algoritmo transiente bem como condições de contorno e iniciais para a equação de convecção-difusão do traçador injetado. Para injeção do traçador foi utilizada técnica de “pulse input”, que consiste em considerar uma certa massa do traçador (neste caso 10 g) durante a injeção, e após o término desta, o valor de massa de traçador injetado é considerado como 0 g, ocorrendo somente a dispersão do traçador inicialmente injetado no sistema.

Para o modelo com previsão da taxa de circulação, os valores das taxas de circulação foram obtidos diretamente através do programa de simulação, gerando uma superfície na seção transversal da perna de descida e calculando-se a quantidade de massa de água que passa por esta área por unidade de tempo.

4.1.2- Estudo de independência da malha

O estudo de independência de malha foi feito através da comparação dos resultados obtidos com malhas de tamanhos variados. A descrição das malhas utilizadas é apresentada a seguir para cada modelo.

Para o modelo com uma fase (água), sem considerar superfície livre da água na câmara de vácuo:

- Malha tetraédrica;
- Tamanho máximo dos elementos de volume de 1,75cm;
- Refinamento da malha no eixo axial das pernas cobrindo todo o diâmetro destas, com tamanho dos elementos de volumes de 1,0 cm e fator de expansão da malha de 1,2;
- aproximadamente 1.300.000 elementos de volume.

Para o modelo bifásico (água-gás inerte), considerando superfície livre da água na câmara de vácuo:

- Malha tetraédrica;
- Tamanho máximo dos elementos de volume de 1,75cm;
- Refinamento da malha no eixo axial das pernas cobrindo todo o diâmetro destas, com tamanho dos elementos de volumes de 1,0 cm e fator de expansão da malha de 1,2;

- aproximadamente 1.300.000 elementos de volume.

Para o modelo bifásico (água-gás inerte), sem considerar a superfície livre da água na câmara de vácuo com previsão da taxa de circulação:

- Malha tetraédrica;
- Tamanho máximo dos elementos de volume de 2,0 cm;
- Refinamento da malha no eixo axial das pernas cobrindo todo o diâmetro destas, com tamanho dos elementos de volumes de 0,94cm e fator de expansão da malha de 1,2;
- Refinamento da malha nos bicos injetores com tamanho de elementos de volume de 0,05cm e fator de expansão da malha de 1,2.
- 1.362.460 elementos de volumes.

Para o modelo com injeção de gás não foi feito um estudo de independência de malha na região dos bicos, foi apenas feito um refinamento nesta região. Para o restante do domínio, foi tomado como referência o estudo de independência de malha dos dois primeiros modelos.

4.2 – Modelo físico

A figura 4.2 mostra uma vista esquemática de um reator RH. Neste reator, o movimento do fluido é induzido pela injeção de gás por um dos *snorkels* (“perna de subida) e pela presença do vácuo na câmara superior. O fluido arrastado pelo gás circula, então, entre a câmara de vácuo e a panela. No vaso superior, acontecem as reações de refino do metal.

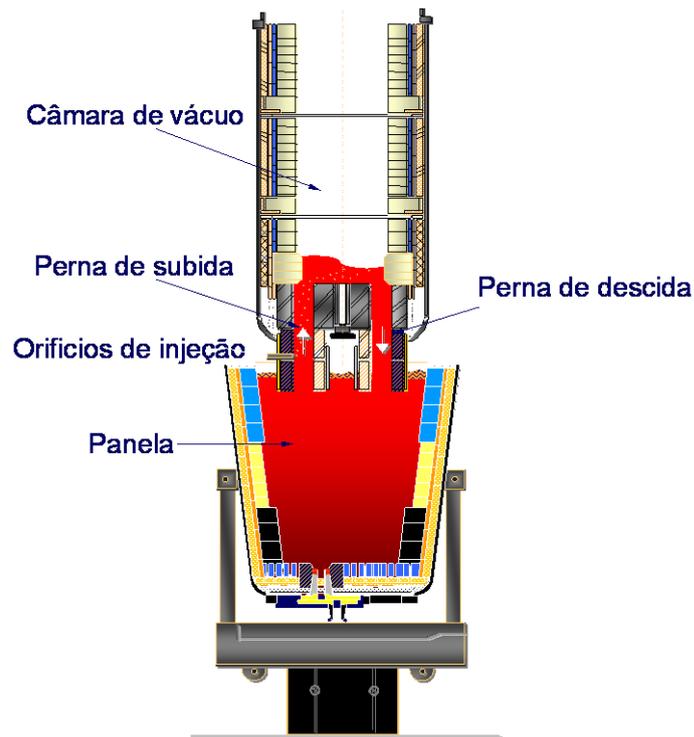


Figura 4.2 – Vista esquemática de um reator RH.

As experiências com este modelo foram utilizadas para validação das previsões do modelo matemático e para análise dos diferentes modelos de turbulência.

A validação quantitativa das previsões do modelo matemático para escoamento de fluidos foi feita através de injeção de traçadores (soluções salinas de KCl) e acompanhamento da variação de concentração do traçador em determinados pontos no interior do RH.

As medidas de concentração foram efetuadas utilizando-se sensores de condutividade elétrica. Esta condutividade varia em função da concentração de sal. Usando uma curva de calibração, pode-se transformar os dados de condutividade elétrica em concentração.

A figura 4.3 mostra o modelo físico do desgaseificador RH utilizado nos experimentos.

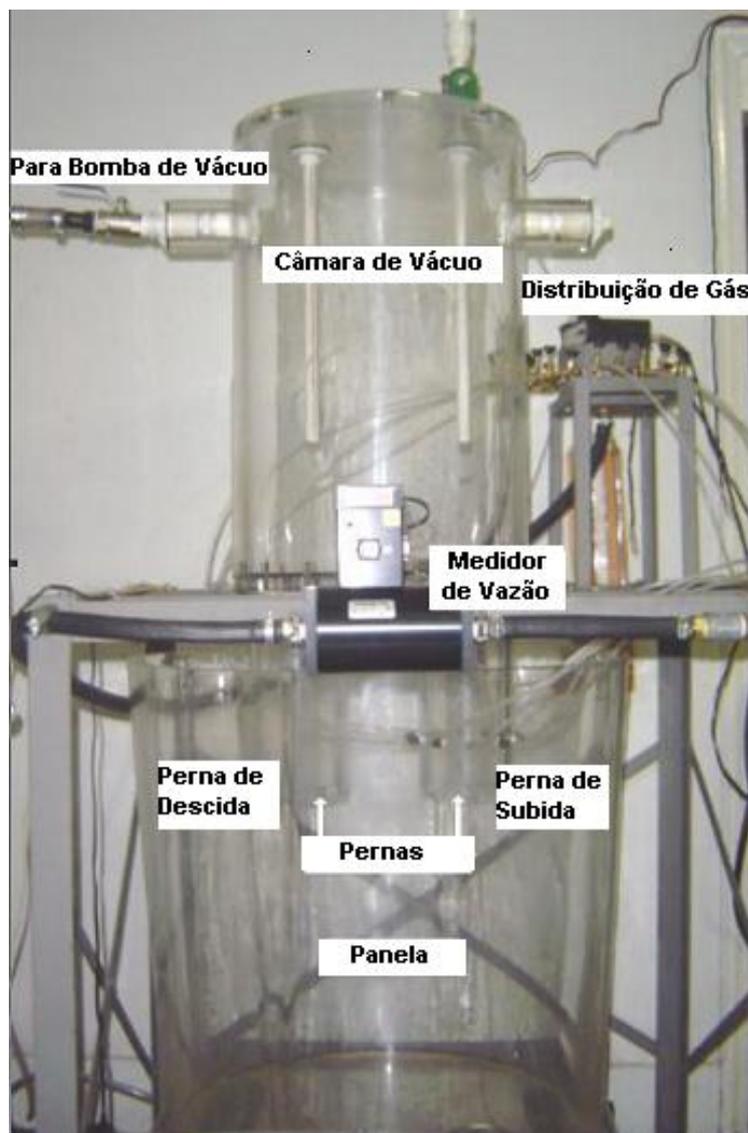


Figura 4.3 – Modelo físico do desgaseificador RH.

A Tabela IV.1 apresenta as dimensões do modelo físico e as características do sistema de injeção de gás. Estas dimensões correspondem a uma escala de 1:5 do desgaseificador RH da Usiminas.

Tabela IV.1 – Características do modelo físico do reator RH.

Parâmetros	Valores
Panela: Diâmetro Superior (m) Diâmetro Inferior (m) Altura da Panela (m) Nível do Líquido (m)	0,720 0,648 0,750 0,655
Câmara de Vácuo: Diâmetro (m) Altura (m) Nível do Líquido (m) Pressão relativa (Pa)	0,415 0,700 0,095 -2700
Pernas: Comprimento (m) Diâmetros (m) Profundidade de Imersão, abaixo do nível de fluido na panela (m) Distância entre os Centros (m)	0,312 0,12 0,120 0,300
Injeção de Gás: Vazão de Gás (l/min) Bicos na perna de subida: – Número – Diâmetros (mm) – Posição do 1º nível (na perna de subida, abaixo do nível do líquido) (m) – Posição do 2º nível (na perna de subida, acima do nível do líquido) (m)	50 - 500 5, 10 e 20 1,0; 1,5; 2,2; 2,8 0,04 0,01

Uma vista esquemática do sistema utilizado nos experimentos está mostrada na figura 4.4.

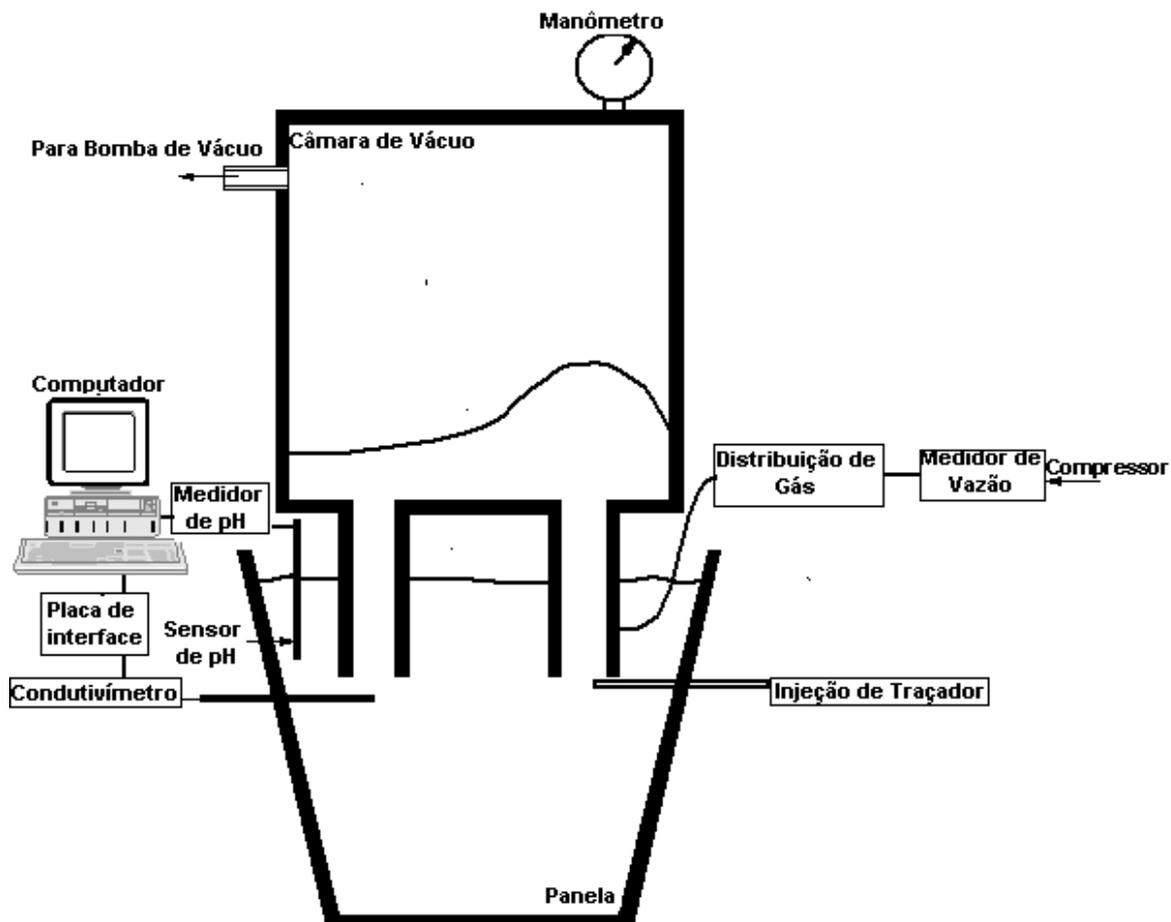


Figura 4.4 - Vista esquemática do sistema utilizado.

Os aparelhos utilizados nos experimentos são:

- Medidores de vazão da marca “Dwyer”: utilizados para medir a vazão do gás injetado na perna de subida e na câmara de vácuo. Estes aparelhos medem o fluxo de massa do gás e convertem para vazão em litros por minuto;
- Manômetro da marca “Dwyer” modelo 478-0: utilizado para medir a diferença de pressão entre a câmara de vácuo e a atmosfera;
- Compressor da marca “Wayne”: utilizado para fornecer o ar que é injetado na perna de subida do reator;
- Placa de aquisição da marca “Omega”: utilizada para aquisição de tensão no condutivímetro. Esta ainda possui um software que permite o armazenamento dos dados;
- Sensor de condutividade elétrica, confeccionado com placas de platina: utilizado para medir alterações na condutividade de uma solução salina;

Durante os experimentos, o ar injetado na perna de subida é fornecido por um compressor. As vazões são medidas por medidores de vazão de massa e controladas manualmente. Estas medidas não foram feitas para cada bico de injeção individualmente. Para equalizar a distribuição do fluxo de gás entre os bicos, o ar é injetado primeiro no centro de uma pequena câmara. Esta câmara é conectada com cada bico, usando tubos de mesmo diâmetro e tamanho.

A pressão na câmara de vácuo foi controlada por um sistema de válvulas e monitorada por um manômetro.

Os níveis de água na câmara de vácuo e na panela foram controlados e mantidos constantes em todos experimentos.

As vazões de ar na perna de subida variaram entre 50 a 500 l/min e diâmetro das pernas foi de 12 cm, em todos ensaios. As similaridades dinâmica e cinemática foram estabelecidas usando os números de Froude e Froude modificado. Foram usados bicos de 1, 1,5, 2,2, e 2,8 mm.

O número de Froude (Fr) considera a razão entre a força de inércia e a força da gravidade do líquido, atuantes no equipamento industrial e no modelo físico. O número de Froude modificado (Fr_m), considera a razão entre a força de inércia do gás nos bicos de injeção e a força de gravidade do líquido, sendo determinante no grau de penetração do jato gasoso.

$$Fr = \frac{\rho \cdot V^2 \cdot L^2}{\rho \cdot L^3 \cdot g} = \frac{V^2}{g \cdot L} \quad (4.1)$$

$$Fr_m = \frac{\rho_g Q^2}{d_o^5 g (\rho_l - \rho_g)} \quad (4.2)$$

onde:

Fr = número de Froude (adimensional);

V = velocidade característica do fluido (m/s);

g = aceleração da gravidade (m/s²);

L = dimensão característica (definida de acordo com a configuração do sistema, m);

ρ = densidade do fluido (kg/m^3).

ρ_g é a densidade do gás injetado (ar) (kg/m^3),

Q é a vazão volumétrica do gás injetado na perna de subida (m^3/s),

ρ_l é a densidade do líquido (água) (kg/m^3).

A seguir serão descritos os procedimentos adotados na execução dos ensaios para avaliação da taxa de circulação.

4.2.1 - Taxa de circulação

Para avaliar a taxa de circulação, o método usado por Seshadri e Costa (1986) foi utilizado. Neste procedimento, uma solução de cloreto de potássio é injetada na perna de subida na forma de um pulso. A concentração de KCl é, então, continuamente monitorada na perna de descida. Com a injeção da solução de KCl, a condutividade elétrica da água é afetada. A concentração de KCl é avaliada através do sinal que é obtido pelo condutivímetro, usando uma curva de calibração previamente determinada.

A Figura 4.5 ilustra curvas típicas que representam a variação da concentração de KCl na perna de descida como uma função do tempo. A taxa de circulação é estimada usando a equação abaixo.

$$\Gamma = \frac{V}{A/\Delta C} \rho \quad (4.2)$$

onde:

Γ é a taxa de circulação (kg/s);

V é o volume de água na panela (l);

A é a área abaixo da curva durante o primeiro pico (kg.s/l);

ΔC é a variação da concentração de KCl no final do experimento (kg/l);

ρ é a densidade da água (kg/l).

Para avaliar a confiabilidade dos experimentos, o balanço de massa de KCl foi acompanhado em todos os testes. Dez experimentos foram feitos para cada condição experimental.

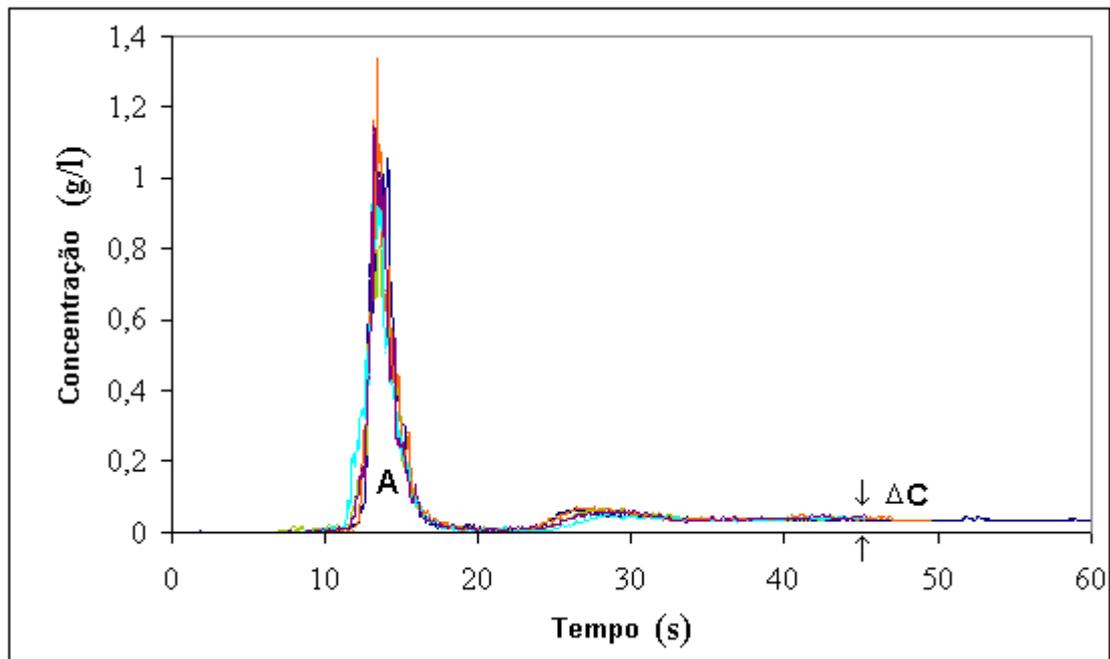


Figura 4.5 – Curvas típicas obtidas nos experimentos para avaliação da taxa de circulação.

A seguir serão apresentados e discutidos os resultados para cada etapa do modelamento matemático, bem como as comparações com os resultados do modelo físico.

5 - RESULTADOS E DISCUSSÃO

5.1- Modelamento Físico

A seguir serão apresentados e discutidos os resultados obtidos no modelamento físico do reator RH, avaliando os efeitos de diversos parâmetros operacionais e de projeto sobre a taxa de circulação.

5.1.1- Taxa de circulação

Vários parâmetros influenciam na taxa de circulação. Os efeitos de alguns destes parâmetros são apresentados e discutidos a seguir.

5.1.1.1- Efeito da vazão de gás e do diâmetro dos bicos

É intuitivo prever que quanto maior a vazão de gás injetado na perna de subida, maior será a taxa de circulação, mas é claro que existe um limite, pois, se houver somente gás na perna de subida não haverá circulação. A figura 5.1 apresenta resultados de taxa de circulação para bicos de 1, 1,5, 2,2 e 2,8 mm de diâmetro com 10 bicos e com vazões de gás de 50 a 500 l/min. As barras apresentadas para cada resultado representam o desvio padrão obtido para cada configuração.

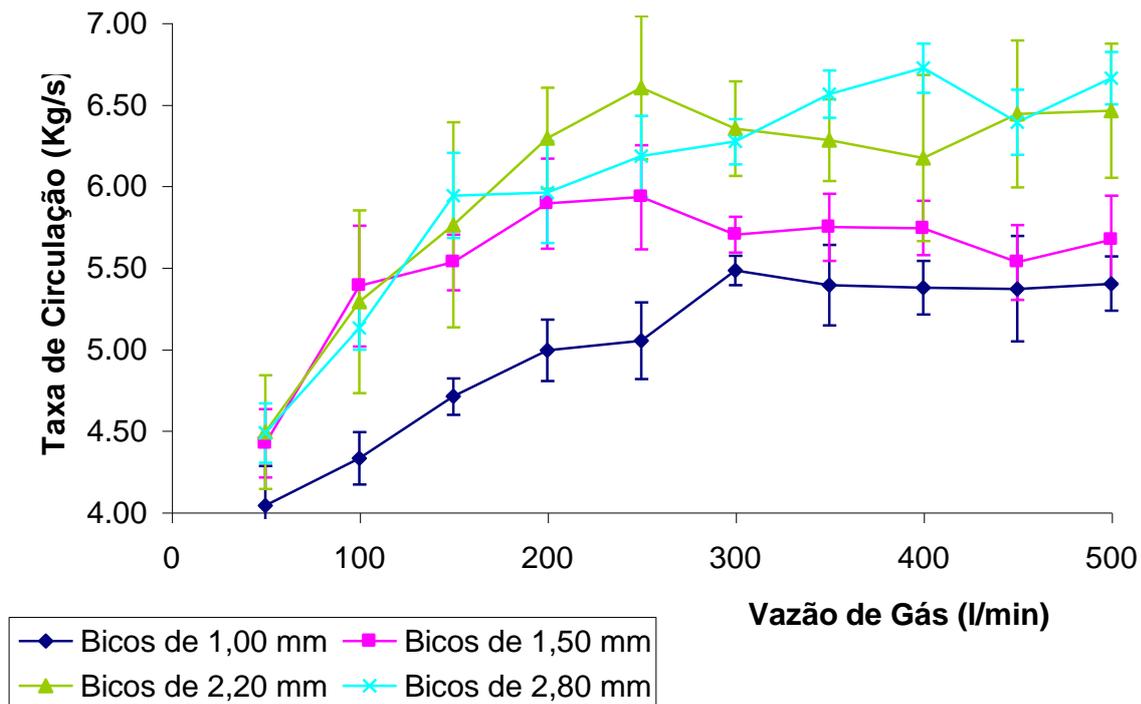


Figura 5.1 – Variação da taxa de circulação com a variação da vazão de gás para diferentes diâmetros de bicos.

Pode-se observar que, para vazões acima de 300 l/min, quanto maior o diâmetro do bico maior é a taxa de circulação. Isto pode ser explicado pelo fato de que quanto maior o diâmetro do bico menor será a velocidade do gás, logo a área ocupada pela pluma na perna de subida será maior pois, para vazões de gás maiores do que 300 l/min, todos os bicos apresentam uma pluma concentrada no centro da perna de subida, e como os jatos dos bicos maiores são mais dispersos, estes irão juntar-se em uma região mais próxima da parede da perna, resultando em uma área maior de pluma.

A figura 5.2 apresenta imagens da área da seção reta horizontal da perna de subida para vazão de 500 l/min e bicos de 1,0, 1,5, 2,2 e 2,8 mm sendo utilizados 10 bicos. Percebe-se a concentração da pluma na área central da perna e que, para os bicos de maior diâmetro, a pluma ocupa uma área maior.

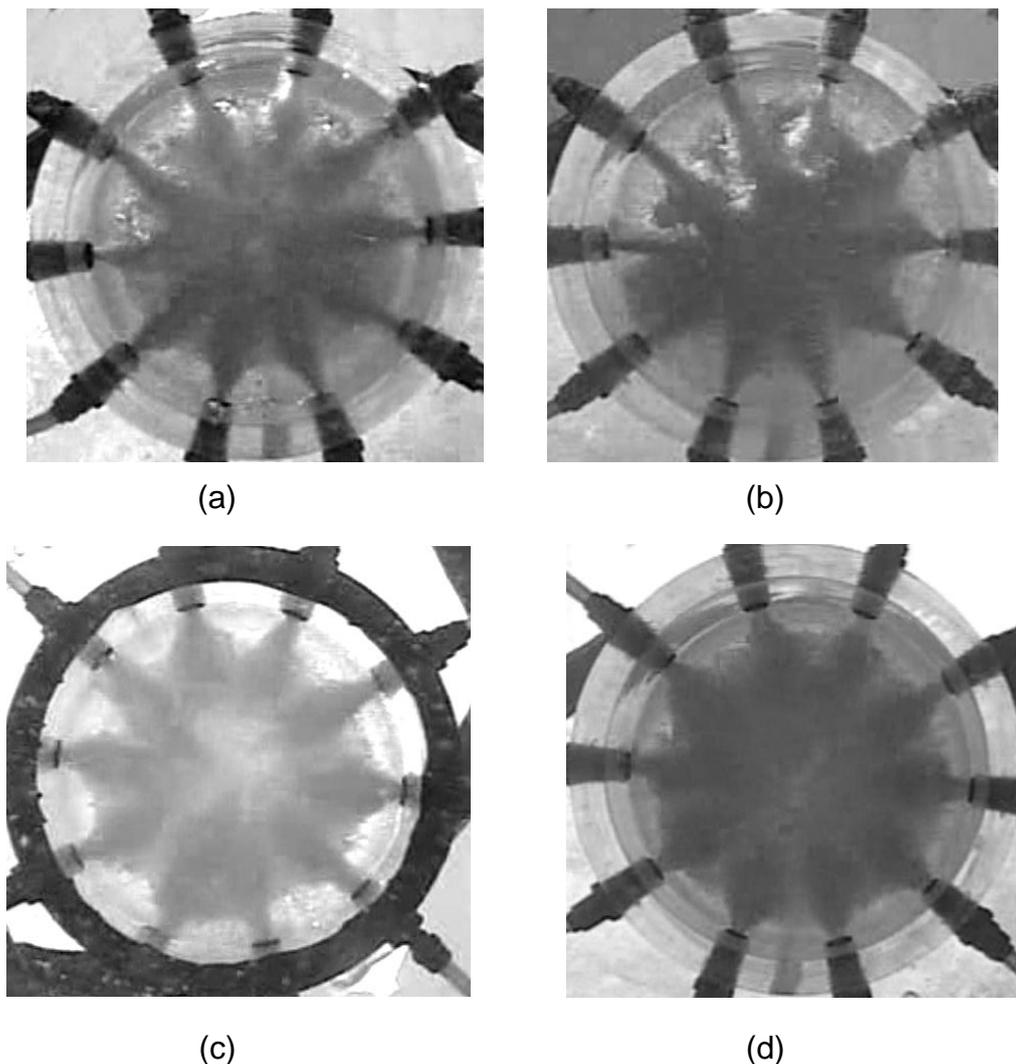


Figura 5.2 – Imagens das plumas formadas na perna de subida com vazão de 500 l/min e bicos de (a) 1,0, (b) 1,5, (c) 2,2 e (d) 2,8 mm.

5.2- Modelamento Matemático

Como mencionado anteriormente, para desenvolvimento do modelo matemático de escoamento de fluidos no reator RH, foi utilizado o software comercial Ansys-CFX 11, que resolve as equações diferenciais de escoamento através do método de volumes finitos.

O modelo foi desenvolvido em três estágios:

- Modelo com uma fase (água), sem considerar a superfície livre da água na câmara de vácuo;
- Modelo bifásico (água-gás inerte), considerando superfície livre da água na câmara de vácuo;

- Modelo bifásico (água-gás inerte), sem considerar a superfície livre da água na câmara de vácuo, com previsão da taxa de circulação.

A seguir serão apresentados resultados para cada etapa do modelamento matemático, bem como as comparações com os resultados do modelo físico.

5.2.1- Modelo com uma fase (água), sem considerar a superfície livre da água na câmara de vácuo.

A figura 5.3 apresenta os perfis de velocidade obtidos, para a taxa de circulação de 6kg/s.

A figura 5.4 apresenta curvas de variação de concentração de traçador na perna de descida prevista pelo modelo matemático e obtida experimentalmente. O traçador foi injetado na perna de subida no tempo $t = 0$ s. Observa-se uma boa concordância entre as duas curvas, indicando a adequação do modelo desenvolvido.

As figuras 5.5 e 5.6 apresentam os perfis de velocidade e curvas de dispersão de traçador, calculada e experimental, para a taxa de circulação de 7kg/s.

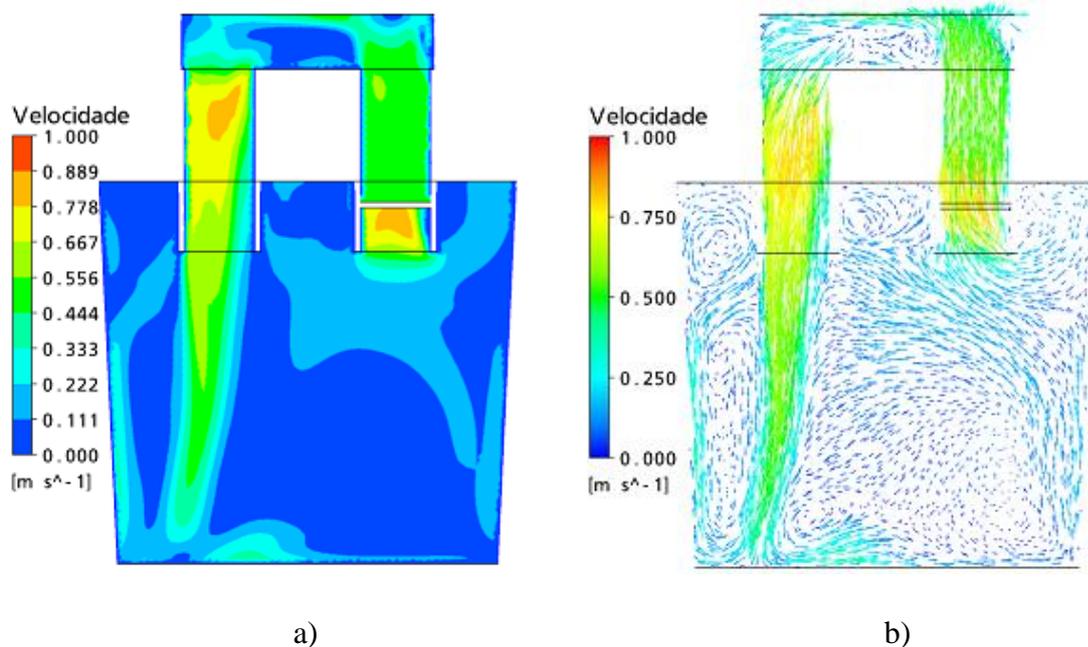


Figura 5.3 – (a) Perfil de velocidade representado por gráfico de contorno e b) Perfil de velocidade representado por vetores. Taxa de circulação de 6kg/s, sem simulação da superfície livre.

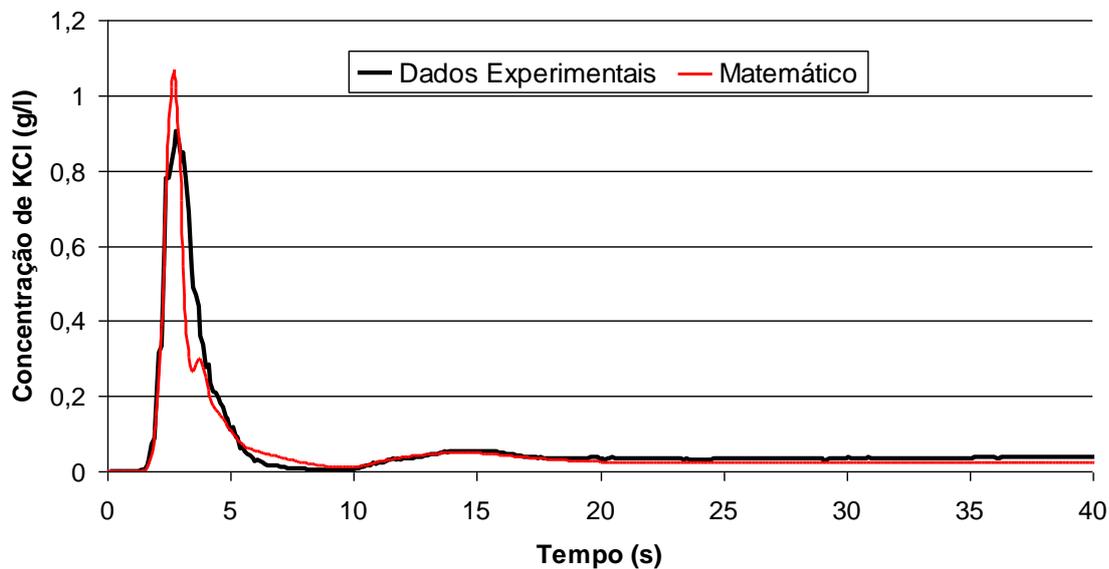


Figura 5.4 – Comparação das curvas de dispersão do traçador obtida no modelo físico e prevista pelo modelo matemático, para taxa de circulação de 6kg/s, sem simulação da superfície livre.

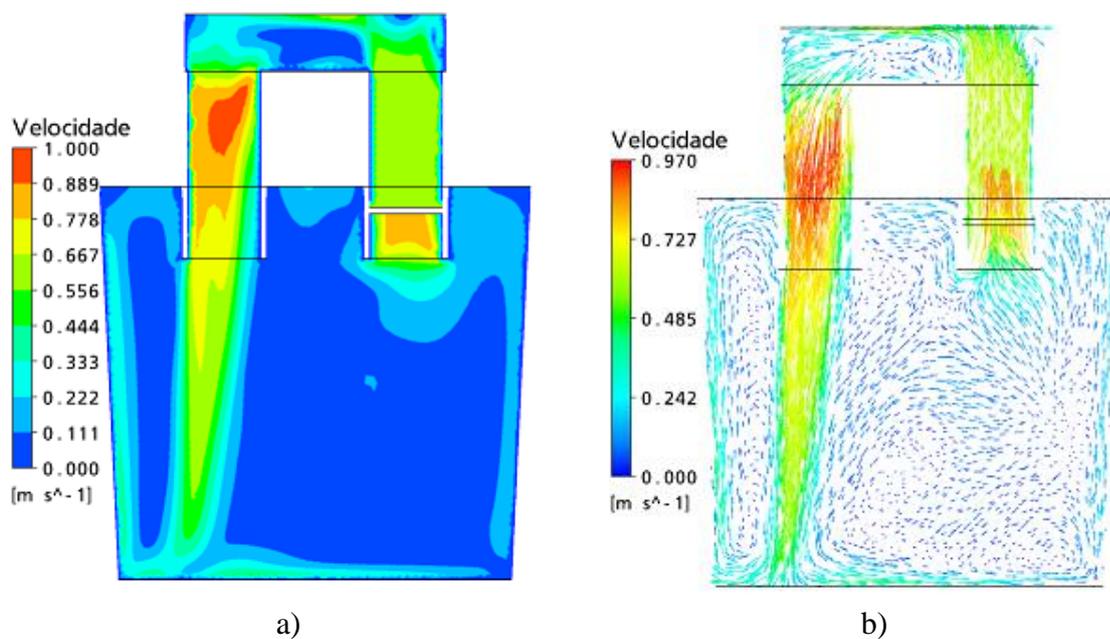


Figura 5.5 – (a) Perfil de velocidade representado por gráfico de contorno e b) Perfil de velocidade representado por vetores. Taxa de circulação de 7 kg/s, sem simulação da superfície livre.

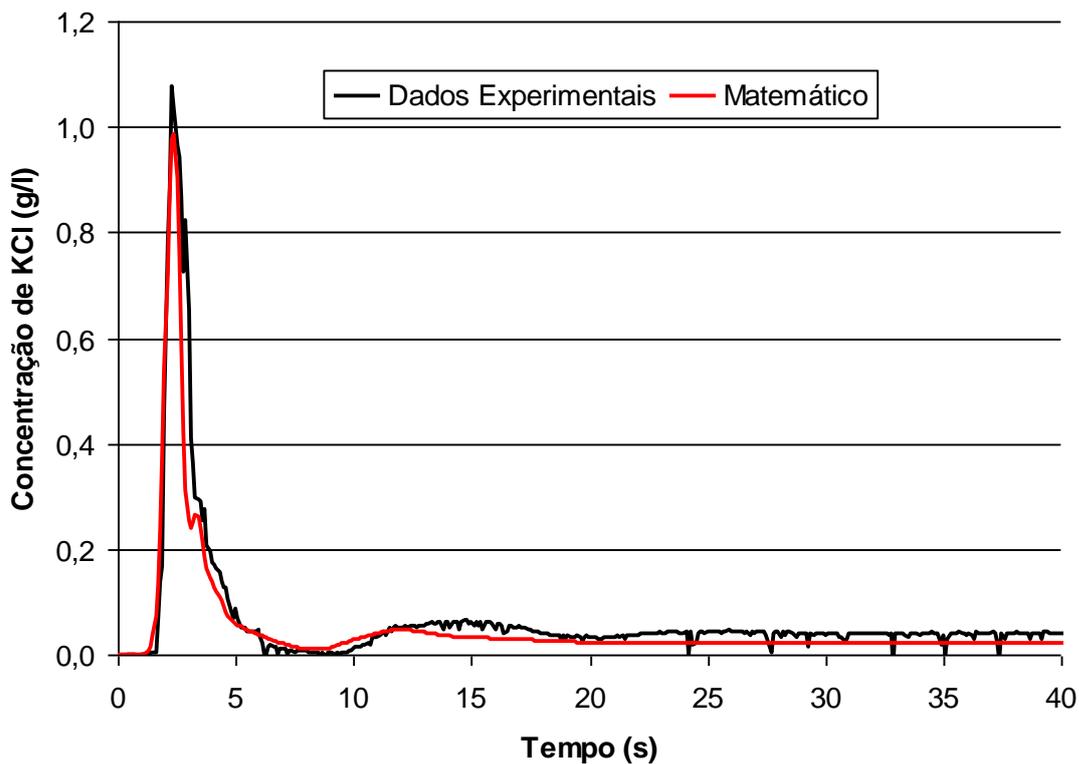


Figura 5.6 – Comparação das curvas de dispersão do traçador obtida no modelo físico e prevista pelo modelo matemático, para taxa de circulação de 7 kg/s, sem simulação da superfície livre.

Os perfis de velocidade para as duas taxas de circulação são bastante semelhantes, com duas regiões de recirculação bem definidas, uma abaixo da perna de subida e outra à esquerda da perna de descida. Como esperado, a magnitude das velocidades para a taxa de circulação de 7 kg/s é maior que a correspondente à taxa de 6 kg/s.

As curvas de dispersão de traçador apresentaram excelente concordância com os resultados experimentais, tanto em termos de intensidade como de localização dos picos de concentração. Esse resultado demonstra a adequação da configuração adotada nas simulações matemáticas.

Apesar deste tipo de modelo não poder ser utilizado para prever a taxa de circulação, pois esta já é predefinida, podem ser obtidas informações a respeito das velocidades do fluido, trajetória do traçador bem como tempo para homogeneização do banho.

5.2.2- Modelo bifásico (água-gás inerte), considerando superfície livre da água na câmara de vácuo.

As figuras de 5.7 a 5.9 apresentam, respectivamente, os perfis de velocidade, o perfil de contorno da superfície e a curva de dispersão de traçador calculados para uma taxa de circulação de 6kg/s. Na figura 5.9 é também apresentado o resultado experimental obtido no modelo físico.

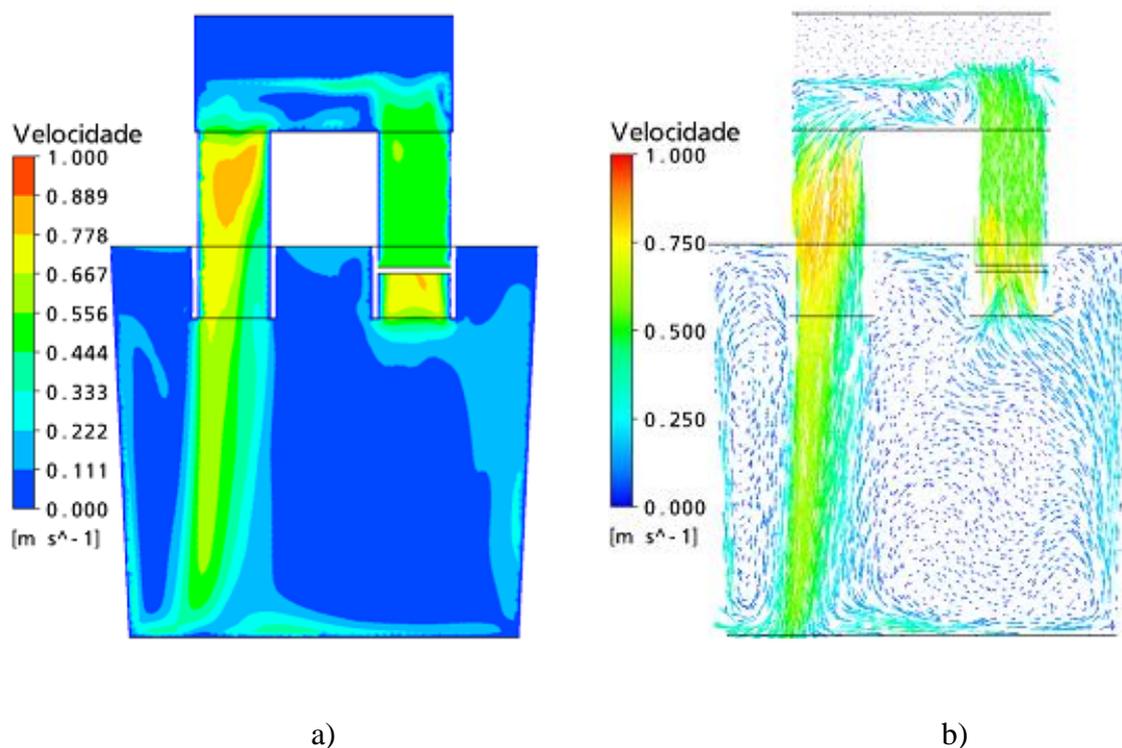


Figura 5.7- a) Perfil de velocidade representado por gráfico de contorno e b) Perfil de velocidade representado por vetores. Taxa de circulação de 6 kg/s, com simulação da superfície livre.

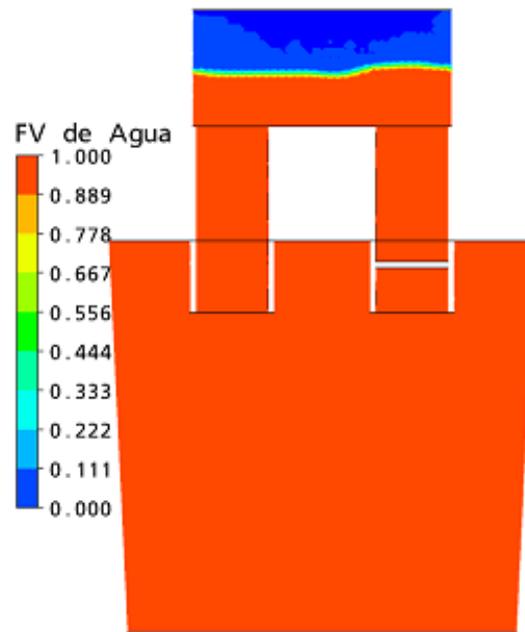


Figura 5.8 – Perfil da superfície livre do fluido na câmara de vácuo para taxa de circulação de 6 kg/s. (FV: fração de volume)

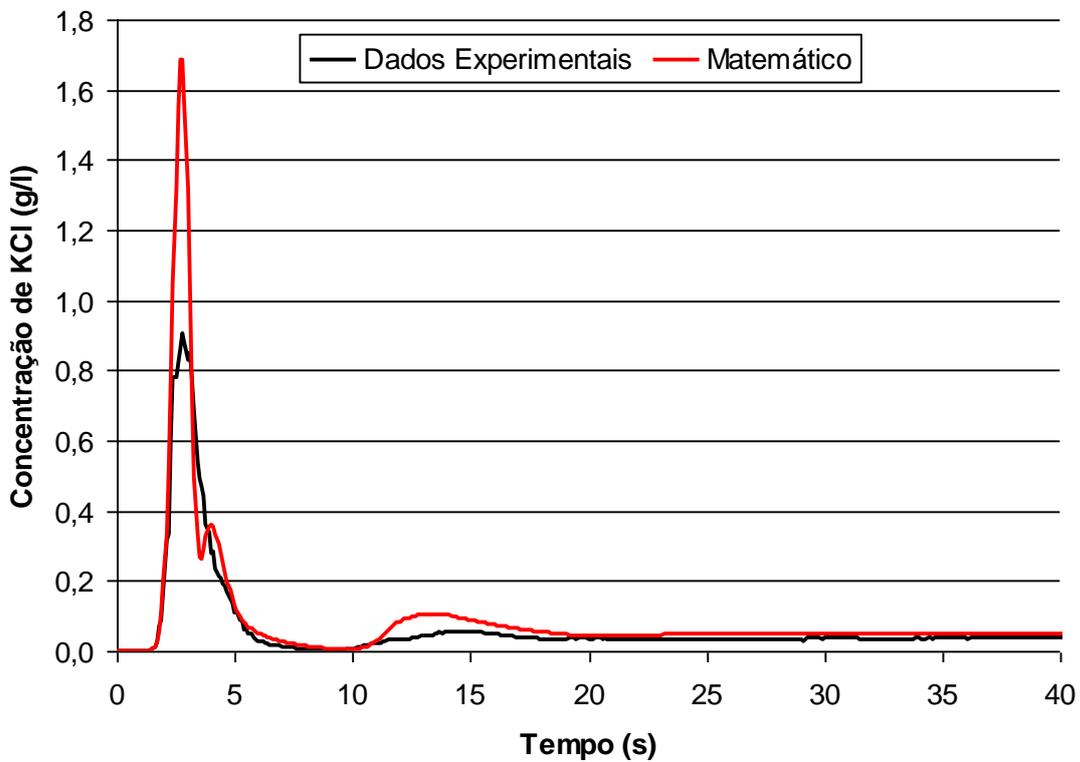


Figura 5.9- Comparação das curvas de dispersão do traçador obtida no modelo físico e prevista pelo modelo matemático, para taxa de circulação de 6 kg/s, com simulação da superfície livre.

A figura 5.10 mostra o perfil da superfície livre na câmara de vácuo para uma taxa de circulação de 7 kg/s.

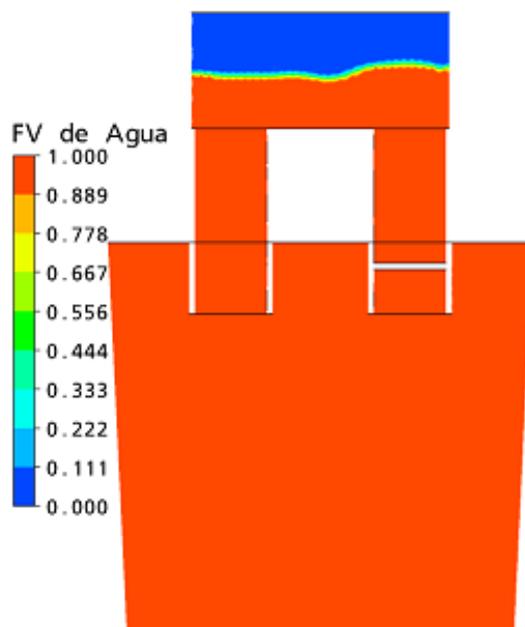


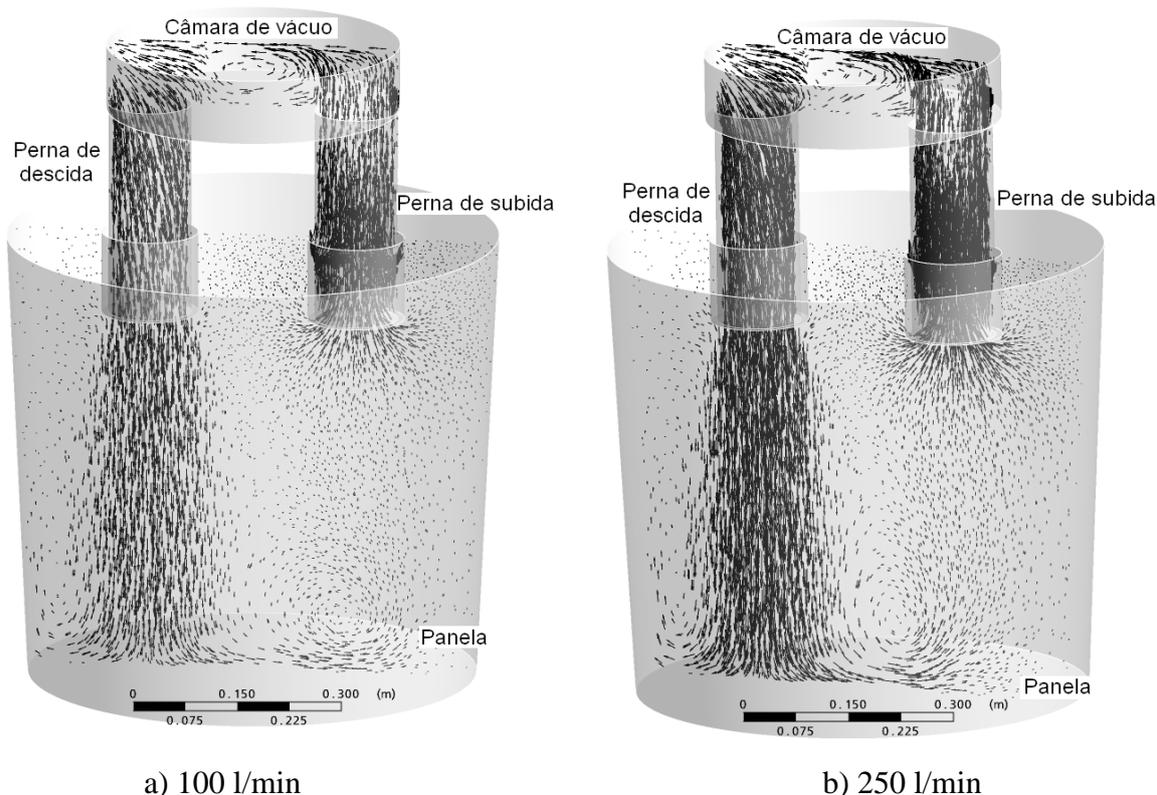
Figura 5.10 – Perfil da superfície livre do fluido na câmara de vácuo para taxa de circulação de 7 kg/s. (FV: fração de volume)

Comparando as figuras 5.8 e 5.10 observa-se que o contorno da superfície livre é bastante semelhante, com uma elevação no nível da região localizada acima da perna de subida. Para a taxa de circulação de 7 kg/s, esta elevação é ligeiramente superior. Os perfis de velocidade obtidos com o modelo de superfície livre são similares aos determinados sem o modelo da superfície livre. Estes resultados indicam que não há necessidade de se utilizar o modelo de superfície livre para se fazer previsões realistas dos perfis de velocidade e das curvas de dispersão de traçadores no interior do desgaseificador RH. Esta constatação é bastante relevante, uma vez que o modelo de superfície livre demanda um tempo maior de computação para alcançar a convergência

5.2.3- Modelo bifásico (água-gás inerte), sem considerar a superfície livre da água na câmara de vácuo, com previsão da taxa de circulação.

Neste modelo, a taxa de circulação é prevista através dos campos de velocidade gerados a partir da simulação matemática. A circulação é induzida pela injeção de gás através dos bicos localizados na perna de subida. Foram simuladas vazões de gás na faixa de 50 a 500 l/min (medidos nas condições padrão), que são as vazões utilizadas nos experimentos com o modelo físico.

A figura 5.11 (partes a, b e c) mostra perfis de velocidade superficial da água no plano de simetria do reator RH, obtido através do modelo com injeção de gás, para vazões de gás de 100, 250 e 500 l/min. A figura 5.12d mostra a imagem captada usando a técnica de plano de laser para vazão de gás de 500 l/min. Constata-se uma boa concordância com os perfis de velocidade previstos pelo modelo matemático.



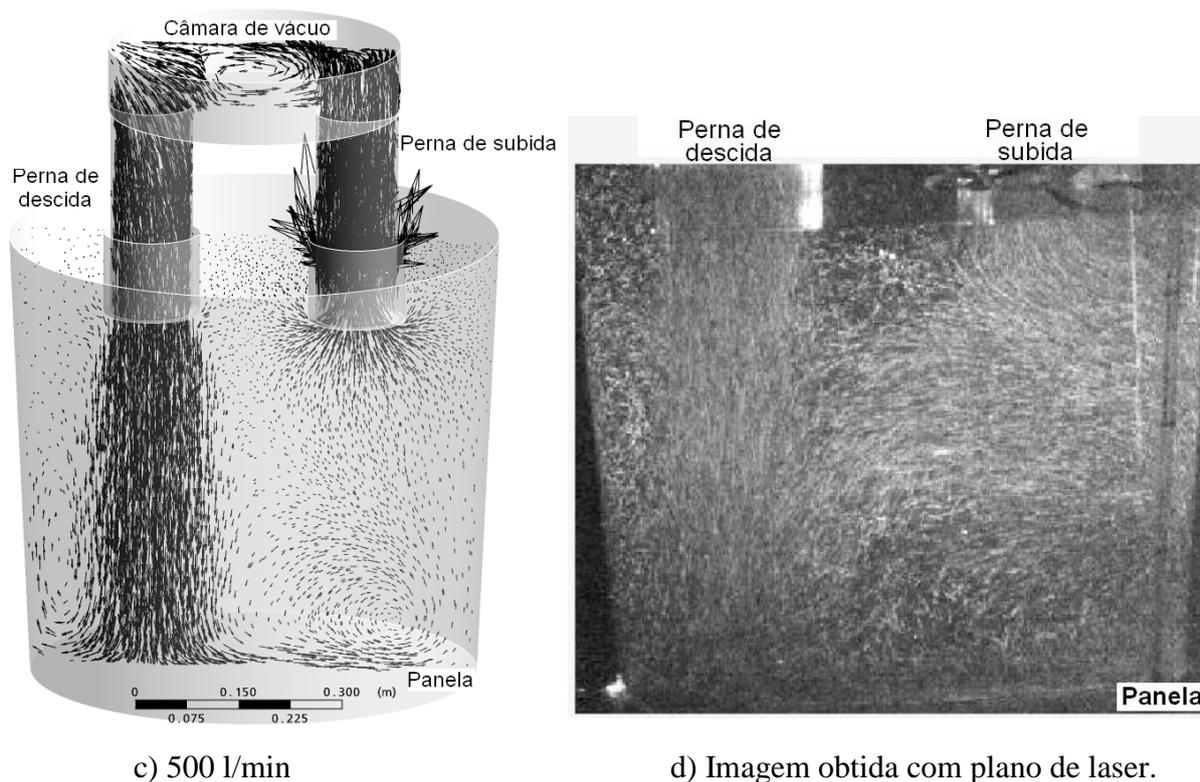
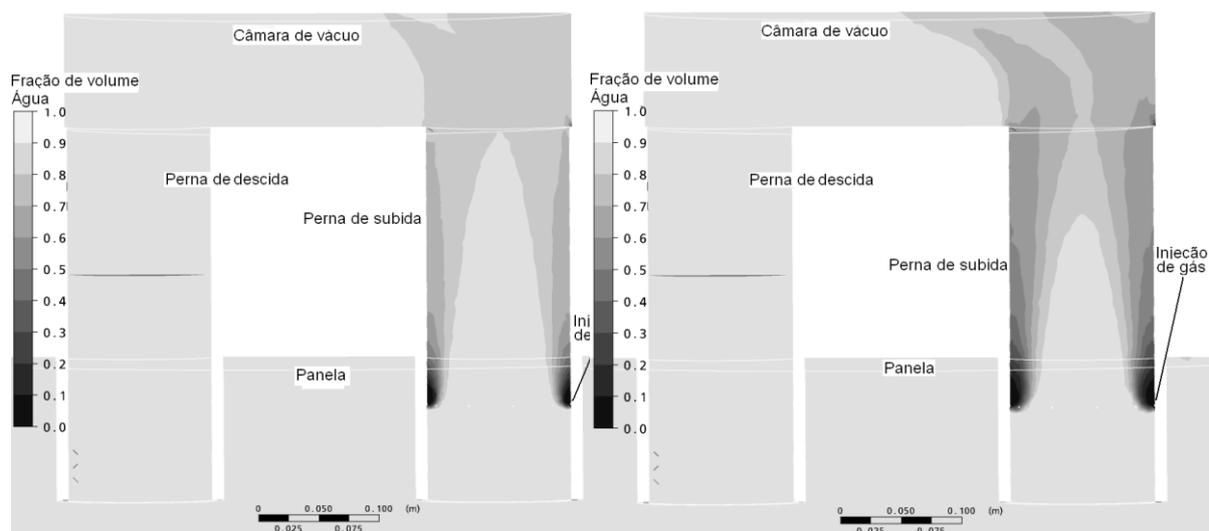


Figura 5.11 – a) Perfis de velocidade no plano de simetria do reator RH para diferentes vazões de gás.

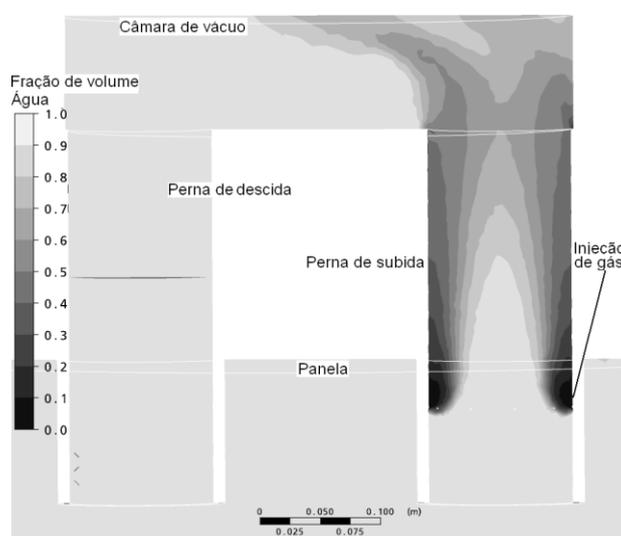
A figura 5.12 apresenta perfis de fração volumétrica para vazões de gás de 100, 250 e 500 l/min, com a utilização de bicos injetores de 1 mm. A vista apresentada é do plano de simetria vertical do reator RH, passando pelo centro dos bicos de injeção.

Há um aumento da penetração do gás no interior da perna de subida com o aumento na sua vazão. Os jatos de gás provenientes dos diferentes bicos de injeção passam a interagir a níveis cada vez mais baixos ao longo da altura da perna de subida à medida que a vazão de gás cresce.



a) 100 l/min

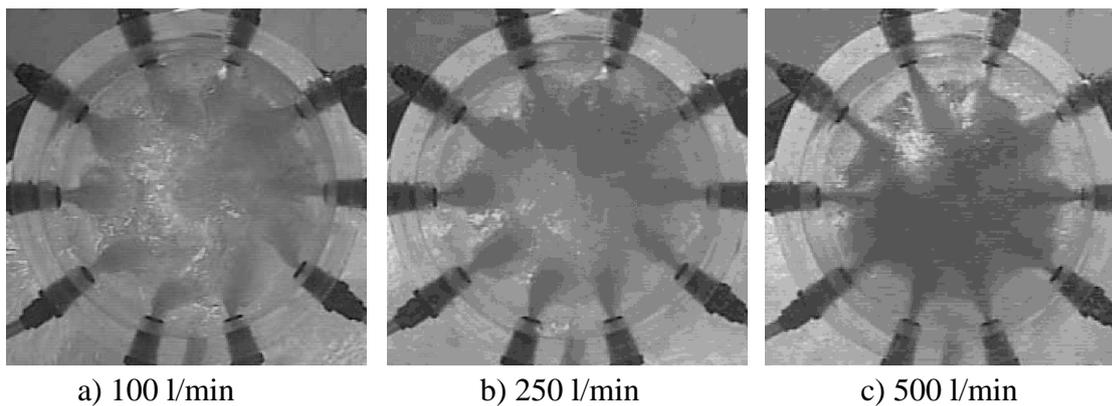
b) 250 l/min



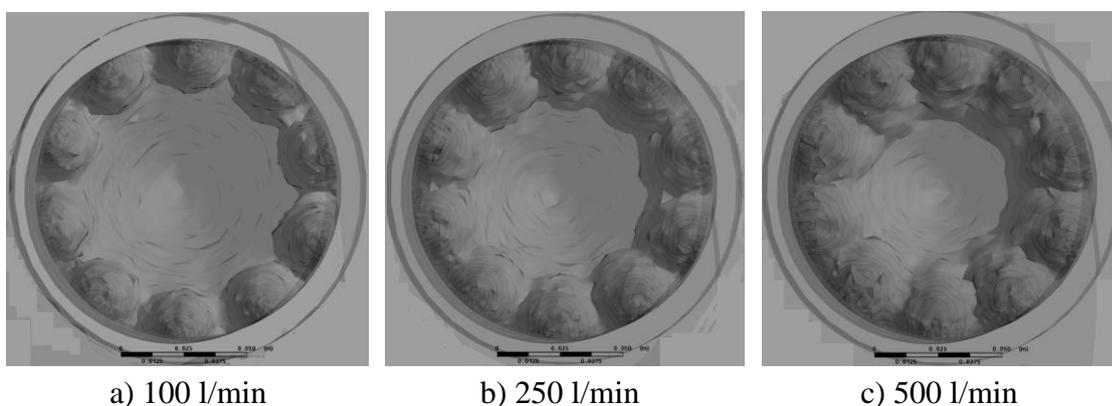
c) 500 l/min

Figura 5.12 – Fração volumétrica de água ao longo do plano de simetria do RH para diferentes vazões de gás.

A figura 5.13 compara as imagens da pluma na seção transversal da perna de subida obtidas através de imagens capturadas no modelo físico com aquelas previstas através do modelo matemático. O aumento da penetração do gás ao longo da perna de subida é também observada nestas imagens.



Imagens capturas no modelo



Imagens simuladas com o modelo matemático

Figura 5.13 – Imagens da pluma na seção transversal da perna de subida para diferentes vazões de gás. Comparação de imagens capturadas no modelo físico e previstas pelo modelo matemático.

A comparação entre as imagens dos modelos físico e matemático evidencia que a penetração do jato de gás prevista pelo modelo matemático é inferior àquela visualizada nas imagens obtidas no modelo físico. A consequência desta diferença é observada na figura 5.14, que apresenta as previsões de taxas de circulação para diferentes vazões de gás. Os resultados experimentais obtidos no modelo físico estão também representados na figura, incluindo barras de erro estimado a partir do desvio padrão dos resultados.

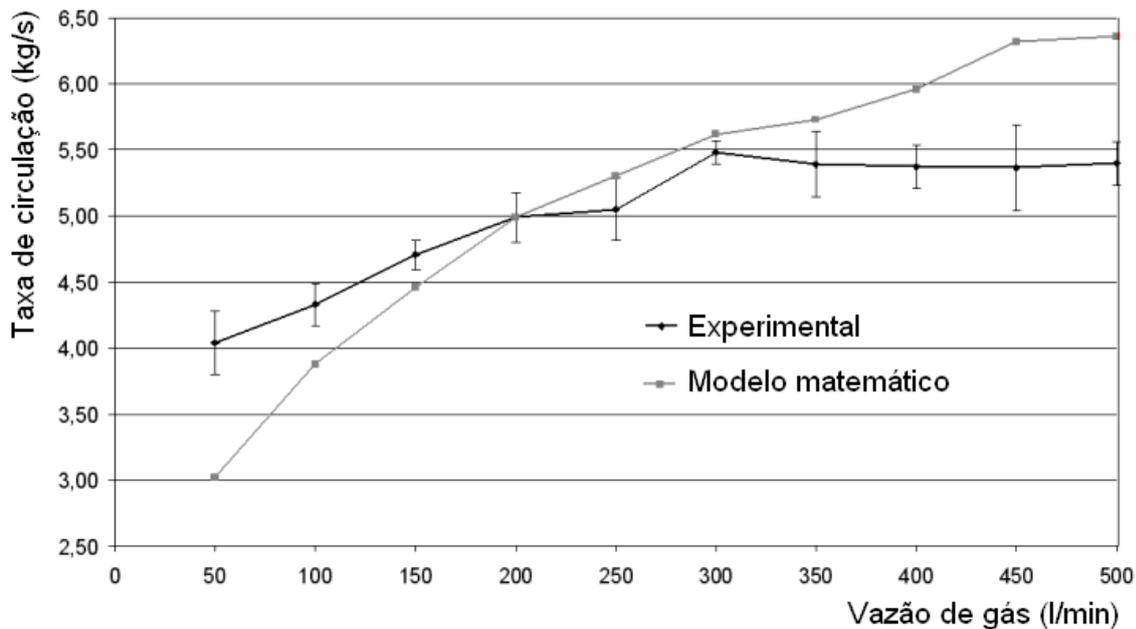


Figura 5.14 – Variação da taxa de circulação em função da vazão de gás injetado na perna de subida. Comparação entre as previsões do modelo matemático e os resultados experimentais.

Para vazões baixas, o modelo matemático fornece valores mais baixos que os resultados experimentais. Este comportamento se inverte para as vazões mais elevadas. Esta diferença na variação da taxa de circulação pode ser explicada pelas imagens vistas na figura 5.13. Nas vazões mais baixas, as penetrações menores previstas pelo modelo matemático vão acarretar um menor arraste de líquido pelo gás injetado. Nas vazões mais elevadas, os jatos de gás provenientes dos diferentes bicos coalescem no centro da perna de subida. Isto faz com que uma parte significativa da seção da perna de subida passe a ser ocupada pelo gás, reduzindo a taxa de circulação. As previsões do modelo matemático fornecem menores penetrações do jato, com isso a taxa de circulação cresce continuamente com o aumento na vazão de gás, não sendo observada nenhuma tendência de estabilização, decorrente do coalescimento dos jatos de gás.

A partir destes resultados, procurou-se então identificar as possíveis causas das diferenças entre as previsões do modelo matemático e os resultados experimentais.

No modelo matemático desenvolvido, a expansão do gás devido às variações de pressão não foi considerada. No modelo físico, as variações de pressão são bem pequenas e certamente

não foram responsáveis pelas diferenças observadas. No sistema industrial, esta expansão é bem mais significativa, pois decorre de grandes variações de pressão e também de elevação da temperatura. Os modelos de transferência de quantidade de movimento entre as fases líquida e gasosa considerados foram:

- força de arraste: modelo de arraste de Grace, com um expoente de correção da fração de volume igual a 2;
- força de dispersão turbulenta: modelo proposto por Lopez de Bertodano, com um coeficiente de dispersão turbulenta de 0,3.

Em escoamentos com uma fase dispersa, as bolhas de maior diâmetro têm tendência de aumentar os níveis de turbulência na fase contínua, devido ao rastro (*wake*) deixado atrás delas. O modelo de Sato foi utilizado para simular este efeito.

Estes modelos são normalmente desenvolvidos considerando condições que prevalecem em equipamentos usados nas indústrias químicas. Estas condições são diferentes das que ocorrem em equipamentos siderúrgicos, e certamente os modelos acima demandarão ajustes para se adequar a estas condições.

Para desenvolver as simulações matemáticas é também necessário especificar o diâmetro das bolhas formadas nos bicos de injeção. Szekely e Themelis forneceram resultados experimentais mostrando a variação do diâmetro das bolhas formadas em bicos de injeção em função do número de Reynolds e do diâmetro do orifício dos bicos. Baseando nestes resultados, foram estimados diâmetros de bolhas na faixa de 4 a 5 mm. Para verificar se este parâmetro tem efeito relevante sobre os resultados, foram realizadas simulações com diâmetros entre 2 e 5 mm. Não foram identificadas diferenças significativas entre os resultados para diâmetros nesta faixa.

Para verificar se outras combinações de forças de arraste e não arraste e de modelos utilizados para expressar as suas magnitudes trariam melhorias nas previsões do modelo matemático, diversas simulações foram desenvolvidas testando diferentes possibilidades. O modelo para cálculo da força de arraste proposto por Ishii e Zuber, que é mais adequado para escoamentos com elevados valores de frações de volume da fase dispersa, também foi testado. Este modelo considera a geometria das bolhas determinada através da avaliação do número adimensional de Eotvos. Uma das limitações de todos estes modelos é que eles

requerem a especificação de constantes *universais*. Estas constantes são normalmente determinadas ajustando as previsões do modelo a resultados experimentais. Os valores mais adequados destas constantes costumam variar bastante dependendo do sistema sendo estudado. A maior parte das constantes encontradas na literatura foram obtidas para colunas com borbulhamento de gases em condições bem diferentes das encontradas no RH. A melhor combinação de constantes e modelos forneceu os resultados apresentados na figura 5.15. Há uma melhora na previsão para baixas vazões, mas não houve alteração na região de altas vazões de gás. Isto indica que o modelo proposto ainda precisa de aperfeiçoamentos para melhor reproduzir os dados experimentais.

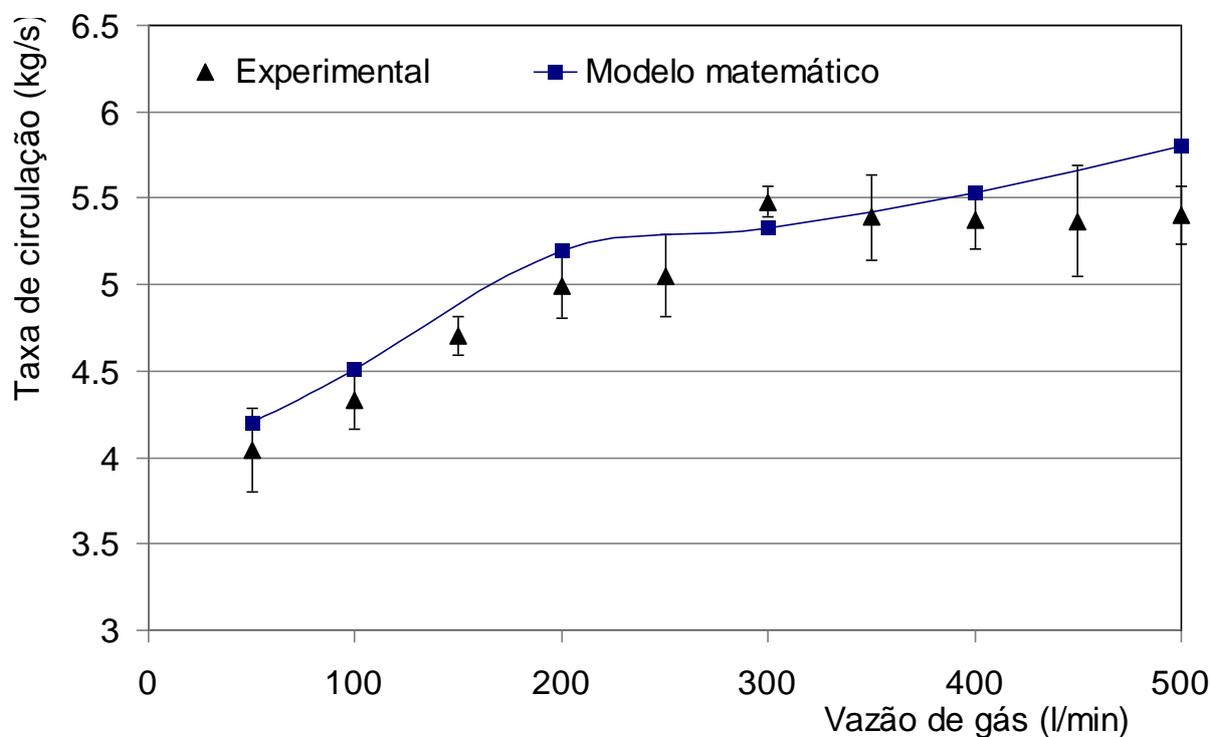


Figura 5.15- Variação da taxa de circulação em função da vazão de gás injetado na perna de subida. Comparação entre as previsões do modelo matemático e os resultados experimentais. Melhor configuração do modelo matemático.

6 – CONCLUSÕES

Neste projeto foi desenvolvido um estudo, através de modelamentos matemático e físico, de avaliação da taxa de circulação em um reator RH, avaliando o efeito de diferentes configurações do sistema de injeção de gases. O modelo físico foi construído em acrílico, em escala 1:5 em relação a um equipamento industrial.

Foram avaliados os efeitos da vazão de gás na perna de subida, dos diâmetros dos bicos injetores e da vazão de gás injetado na base da câmara de vácuo, ao longo da circunferência da perna de subida. A partir da análise dos resultados obtidos, pode-se tirar as seguintes conclusões:

- os diferentes modelos matemáticos desenvolvidos permitiram determinar o padrão de escoamento do líquido no interior do reator RH. Os perfis de velocidade e as curvas de dispersão de traçador calculados pelos modelos se aproximaram bastante dos resultados experimentais obtidos usando a técnica de plano de laser e injeção de traçador;
- as taxas de circulação previstas pelo modelo matemático de escoamento bifásico para as diferentes vazões foram próximas dos valores determinados experimentalmente; entretanto, a variação da taxa de circulação com a vazão de gás não foi bem reproduzida. O modelo matemático fornece taxas de circulação que crescem continuamente com o aumento da vazão. Os resultados experimentais apresentam uma tendência de estabilização e até decréscimo na taxa de circulação para vazões mais elevadas;
- a penetração do jato de gás no interior da perna de subida prevista pelo modelo matemático foi inferior à que foi observada no modelo físico. Esta diferença foi certamente o fator que levou aos comportamentos diferentes das taxas de circulação calculadas e experimentais. Diversos modelos para as forças de interação líquido e gás foram testados. A utilização do modelo de Ishii e Zuber trouxe melhorias na região de baixas vazões (até em torno de 250 l/min). Outras combinações de modelos, incluindo os fenômenos de quebra e coalescimento de bolhas, continuam sendo investigadas, procurando aperfeiçoar as previsões do modelo matemático, tanto em termos de taxa de circulação, quanto de penetração do jato de gás na perna de subida;

7- SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS

Para dar continuidade aos trabalhos desenvolvidos no presente projeto, tem-se as seguintes sugestões para trabalhos futuros:

- estudo a respeito da simulação da pluma na perna de subida, utilizando novas combinações de modelos expressando as interações entre gás e líquido, testando os modelos de quebra e coalescimento de bolhas. Este assunto é tema de uma tese de doutorado;
- utilizar configurações com outros diâmetros de pernas de subida e descida;
- simular injeção na câmara de vácuo, utilizando configurações dos bicos na câmara de vácuo no sentido de melhora na taxa de circulação, ou seja, facilitar o escoamento do fluido na câmara de vácuo, tal como, obstrução dos bicos de injeção na câmara próximos à perna de descida e injeção de gás na região superior à perna de descida;
- desenvolver um modelo matemático de um reator RH utilizando medidas de escala industrial, fazendo a consideração de transferência de calor, simulação da escória na panela e implementar um modelo de expansão das bolhas decorrente da elevação de temperatura e redução de pressão.

8 – REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Ahrenhold, F., Knopp, I., Liebig, H., Shutz, C-H., Tembergen, D., Experience with the Second RH degasser at the Beeckerwerth Steel of TKS , paper presented at ABM –Brazilian Metals Society Congress, May 19-21, Belo Horizonte, Brasil.

Ajmani, S.,K., Dash, S., K., Chandra, S. & Bhanu, C., Mixing Evaluation in the RH process using Mathematical modeling, ISIJ International, Vol. 44 (2004), N° 1, pp. 82-90.

Guo, D. & Irons, G.A., Modeling of Gas-Liquid Reactions in Ladle Metallurgy: Part I. Physical Modeling – Metallurgical and Materials Transactions B, Vol. 31, p 1447-1455, 2000.

Guo, D. & Irons, G.A., Modeling of Gas-Liquid Reactions in Ladle Metallurgy: Part II. Numerical Simulation – Metallurgical and Materials Transactions B, Vol. 31, 2000, p.1457 – 1464.

R. I . L. Guthrie. Engineering in process Metallurgy. Oxford Science Publications, 1992, 528 p.

Hanna, R.K., Jones, T., Blake, R.I., Millman M.S., Water modeling to aid improvement of degasser performance for production of ultra-low carbon interstitial free steel, Iron & Steelmaking, Vol.21, N°1, p. 111-119, 1992.

Inoue, S., Furuno, Y., Usui, T. & Miyahara, S., Acceleration of Decarburization in RH Vacuum Degassing Process, ISIJ International, Vol. 32, N°1, pp. 120-125, 1992.

Jakobsen, H.A. Sanna, B.H. Grevskott, S. Svendsen, H.F. Modeling of vertical bubble-driven flows. Industrial & Engineering Chemistry Research. V. 36, n° 10, p. 4052-4074, 1997.

J. Szekely, N. J. Themelis, Rate Phenomena in Process Metallurgy (New York, NY: John Wiley & Sons, 1971), 687.

Kato, Y., Nakato, H., Fuji, T., Ohmiya, S. and Takatori, S., Fluid Flow in a Ladle and Its Effect on Decarburization Rate in RH Degasser, ISIJ International, Vol. 33 (1993), N° 10, p. 1088-1094.

Kitamura, S-Y, Aoki, H., Miyamoto, K-I, Furuta, H, Yamashita, K and Yonezawa, K., Development of a Novel Degassing Process Consisting with Single Large Immersion Snorkel and a Bottom Bubbling Ladle, ISIJ International, vol. 40 (2000), n° 5, p 455- 459.

Kitamura, T., Miyamoto, K., TSUJINO, R., MIZOGUCHI, S. and KATO, K., Mathematical Model for Nitrogen Desorption and Decarburization Reaction in Vacuum Degasser, ISIJ International, vol. 36, 1996, p. 395 – 401.

Kondo, H., Kameyama, K., Nishikawa, H., Hamagami, K., Fujii, T., Comprehensive Refining Process by the Q-BOP-RH Route for Producing Ultra-Low-Carbon Steel, Iron & Steelmaker, vol.16, n°10, p. 111-119, outubro, 19 89.

Kurokawa, N: Proc. of 5th Conference for License of RH Process, Thyssen Stahl Aktiengesellschaft, Vienna, Duisburg, (1987), 61; Apud: Park, Y-G., Yi K-W., Ahn SB., The Numerical Calculation of Circulation Flow Rate in the Degassing Rheinstahl-Heraeus Process, ISIJ International, Vol.40, N°8, p . 749-755, 2000.

Li, B., and Fumitaka Tsukihashi, F., Effect of rotating magnetic field on two-phase flow in RH vacuum degassing vessel, ISIJ International, vol. 45 (2005), n° 7, p 972-978.

Li, B., and Fumitaka Tsukihashi, F., Modeling of circulating flow in RH degassing vessel water model designed for two- and multi-legs operations, ISIJ International, vol. 40 (2000), n° 12, p 1203-1209.

MÉNDEZ, C.G NIGRO, N. CARDONA, A. Drag and non-drag influences in numerical simulations of metallurgical ladles. Journal of Materials Processing Technology. V. 160, n° 3, p.296-305, 2005.

Miki, Y., Thomas, B.G., Denissov, A., Shimada, Y., Model of inclusions removal during RH degassing of steel, *Iron and Steelmaker*, vol. 24, n° 8, Iron and Steel Society, Warrendale, PA, 1997, p. 31-38.

“Multiphase Flow Modeling”, *Ansys CFX-Solver Modeling Guide*, Ansys, Inc., Canonsburg, PA, 2006, pp. 155-202.

Nakanishi, K., Szekely & Chang, C. W., Experimental and theoretical investigations of mixing phenomena in the RH-vacuum process, *Ironmaking & Steelmaking*, N°2, p.115- 124, 1975.

Nascimento, A. T. P. Modelamento matemático do Desgaseificador a Vácuo RH, Trabalho Final de Curso, UFMG, Belo Horizonte, 2009.

Obata, F., Waka, K., Uehara, K., Ito, K. and Kawata, Y.:*CAMP-ISIJ*, 12 (1999), 166, Apud: Li, B., and Fumitaka Tsukihashi, F., Modeling of circulating flow in RH degassing vessel water model designed for two- and multi-legs operations, *ISIJ International*, vol. 40, n° 12, p 1203-1209.

Obata, F., Waka, K., Uehara, K., Ito, K. and Kawata, Y.:*CAMP-ISIJ*, 13 (2000), 93, Apud: Li, B., and Fumitaka Tsukihashi, F., Modeling of circulating flow in RH degassing vessel water model designed for two- and multi-legs operations, *ISIJ International*, vol. 40, n° 12, p 1203-1209.

Park, Y-G. and Yi K-W, A new numerical model for predicting carbon concentration during RH degassing treatment, *ISIJ International*, Vol.43 (2003), N°9, p. 749-755.

Park, Y-G., Yi K-W., Ahn S-B., The Effect of Operating Parameters and Dimensions of the RH System on Melt Circulation Using Numerical Calculations, *ISIJ International*, Vol.41, N°5, p. 403-409, 2001.

Park, Y-G., Yi K-W., Ahn S-B., The Numerical Calculation of Circulation Flow Rate in the Degassing Rheinstahl-Heraeus Process, *ISIJ International*, Vol.40, N°8, p. 749-755, 2000.

Sakaguchi, K. and Ito, K., Measurement of the Volumetric Mass Transfer Coefficient of Gas-stirred Vessel under Reduced Pressure, *ISIJ International*, vol. 35 (1995), n° 11, p. 1348-1353.

Seshadri, V., Costa, S.L.S., Cold Model of RH Degassing, *Transactions of ISIJ*, Vol.26, Vol.26, p.133-138,1986.

Seshadri, V., P.S.B. Lacosqui, D.M. Moreira, I.A. da Silva, C.A. da Silva, V.A. Leão. A macroscopic model for inclusion removal in a RH degasser. Report presented in International Conference Advances in metallurgical processes and materials, Maio 27–30, 2007, Dnipropetrovsk, Ukraine, vol. 1.

Shirabe, K. and Szekely, J., A mathematical Model of Fluid Flow and Inclusion Coalescence in the RH Vacuum Degassing System, *Transactions ISIJ*, vol. 23, 1983, p 465-474.

Takahashi, M., Matsumoto, H. & Saito, T., Mechanism of Decarburization in RH Degasser, *ISIJ International*, Vol. 35, N°12, pp. 14 52-1458, 1995.

Tembergen, D., Teworte, R., Robey, R., Vacuum Ladle treatment using RH metallurgy, *MPT International* 3/2007.

Vargas, G.A. e Tavares, R. P., Modelagem Matemática e Física Do Desgaseificador a Vácuo RH da Companhia Siderúrgica Tubarão – CST, Dissertação de Mestrado, junho, 2000.

Yamaguchi, K., Kishimoto, Y., Saruraya, T., Fujii, T., Aratani, M. & Nishikawa, H., Effect of Refining Conditions for Ultra Low Carbon Steel on Decarburization Reaction in RH Degasser, *ISIJ International*, Vol. 32, N°1, p . 126-135, 1992.