

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas

Dissertação de Mestrado

**EFEITO DA CONFIGURAÇÃO DO BICO DA
LANÇA NA INTERAÇÃO JATO-BANHO
METÁLICO EM CONVERTEDOR LD**

Autor: Breno Totti Maia

Orientador: Prof. Roberto Parreiras Tavares

Março – 2007

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas

Breno Totti Maia

**EFEITO DA CONFIGURAÇÃO DO BICO DA
LANÇA NA INTERAÇÃO JATO-BANHO
METÁLICO EM CONVERTEDOR LD**

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
2007

AGRADECIMENTOS

Muitas foram às contribuições que culminaram com este documento. Contribuições feitas por pessoas que por minutos ou por meses, foram decisivas para a conclusão deste trabalho. A elas, minhas sinceras homenagens.

Ao professor Roberto Parreiras Tavares por mostrar o tamanho da minha capacidade.

Ao Grupo Gerdau pela grande lição ensinada sobre o poder da persistência. A pessoa que durante toda uma vida profissional e de convivência agiu incentivando e apoiando a educação continuada e o espírito criativo; Sávio Cota Fonseca.

À Lumar Metalúrgica por depositar confiança no trabalho. Na participação de sua equipe, Marcelo Duarte, Wellington, Alienísio e José Geraldo pela prontidão, agilidade e as diversas contribuições para que o experimento pudesse ser realizado.

Ao José Eduardo, pela ajuda voluntária no tratamento das imagens nas suas horas de folga.

Aos funcionários da UFMG, Sr. Urias, Eustaquio, Wederson pela ajuda voluntária na árdua tarefa de posicionar e montar os equipamentos.

Aos alunos da UFMG, Thiago Avila; pelos orçamentos, entrega de trabalhos, apoio tático e a grande experiência em modelos físicos e matemáticos; Jairo Atila; pela sensatez além dos vários testes nos horários e dias mais absurdos; Rafael; pela velocidade com que absorveu e contribuiu; André e Átila; sempre presentes nas piores horas; Harley; pela precisão, aferição e calibração dos instrumentos. A verdadeira equipe integrante do LASIP, que com grande sinergia interagiram com o experimento.

Aos amigos Bruno, Luziane, Reinaldo, Ronaldo, Otacílio, Thiago, Carlos Adão, Carlos Antonio, Marcos Gonçalves, Wagner Monteiro, pela espontaneidade em ajudar e por mostrar a imensidão de uma amizade.

Aos companheiros da Célula LD, meu melhor exemplo de equipe, companheirismo e empenho durante os testes com minhas intermináveis trocas de lanças e alterações dos parâmetros do processo.

Aos profissionais João Domingos de Athayde Junior da ACESITA, José Flavio Viana da USIMINAS, Leandro Almeida da Vallourec & Mannesmann e Celso Dias Barão da CST pelas informações fornecidas.

Aos meus pais, Geraldo Maia da Silva Filho e Zélia Lúcia Totti Maia, dois pilares inabaláveis do meu sucesso.

A minha esposa Alessandra e filhos Yan, Yuri e Isis, a força motriz de todas as minhas atitudes. Um reconhecimento aos meninos, meus ajudantes durante tantos testes em feriados e finais de semana.

A Deus, Essa imensa onda de altíssima frequência que rege o mundo.

SUMÁRIO

	Página
LISTA DE TABELAS	xiii
NOMENCLATURA	xiv
RESUMO	xvii
ABSTRACT	xviii
1 – INTRODUÇÃO	1
2 – OBJETIVOS	3
2.1 – Objetivos Gerais	3
2.2 – Objetivos Específicos	3
3 – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	4
3.1 – Histórico dos Processos de Fabricação de Aço em Convertedores a Oxigênio.....	4
3.2 – Fundamentos do Processo LD	10
3.3 – Balanço de Energia para Jatos Sônicos.....	16
3.4 – Comportamento do Jato Supersônico	30
3.5 – Modelamento Físico de Processo	53
3.6 – Estudos sobre Jatos Supersônicos Aplicados ao Convertedor LD	62
4 – METODOLOGIA	71
4.1 – Modelagem Física.....	71
4.2 – Experimentos	79
5 – RESULTADOS E DISCUSSÃO	88
5.1 – Avaliação da Profundidade de Penetração do Jato	88
5.2 – Avaliação dos Tempos de Mistura.....	100
5.3 – Determinação do Perfil de Movimentação do Banho	121

6 – CONCLUSÕES	129
7 – SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	131
8 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	132
9 - BIBLIOGRAFIA	135

LISTA DE FIGURAS

Figura 3.1 – Variante dos processos de refino a oxigênio LD – OBM / QBOP (adaptado de Mundim 1991).....	9
Figura 3.2 – Evolução da composição química do metal e escória e da velocidade de descarburização durante o refino LD (Mundim, 1991).	12
Figura 3.3 – Figura esquemática do sopro de oxigênio na presença de emulsão metal-gás-escória (Malynowskyj, 2004).....	13
Figura 3.4 – Ciclo de processo de uma corrida.....	14
Figura 3.5 – Ilustração usada para analisar a propagação de uma onda de som. (a) Propagação de onda de pressão através do fluido inativo, relativo a um observador estacionário. (b) Observador sobre a onda (Shapiro e Moran, 1988).	19
Figura 3.6 – Entrada e saída de massa de um volume de controle no estado estacionário para taxa de massa constante.	22
Figura 3.7 – Esquema do fluxo de gás por um bocal convergente-divergente (Mundim, 1985).	24
Figura 3.8 – Variação das propriedades do fluxo com a variação A/A^* (Glass e Smith , 1976).	28
Figura 3.9 – Elementos básicos para construção de bico supersônico.	31
Figura 3.10 – Distribuição de pressão para o escoamento em um bocal convergente-divergente para diferentes pressões (Staschower e Moreira, 2002 e Bray, 2004).....	32
Figura 3.11 – Processo de mistura turbulenta (Szekely e Themelis, 1971).....	38
Figura 3.12 – Determinação do ângulo de espalhamento de jato.	40
Figura 3.13 – Comprimento do núcleo supersônico com função do número de Mach na saída (Anderson e Johns, 1955 citado por Smith, 1966).	41
Figura 3.14 – Representação do espalhamento de jato em função da distância do bocal (Anderson e Johns, 1955 citado por Smith, 1966).....	42

Figura 3.15 – Características do espalhamento de jato em função do número de Mach e distância do bocal (Anderson e Johns, 1955 citado por Smith, 1966).....	42
Figura 3.16 - Queda da máxima pressão de impacto de jato como função do número de Mach e distância da seção crítica (Anderson e Johns, 1955 citado por Smith, 1966)....	43
Figura 3.17 – Comparação entre inclinações de jato (Smith, 1966).....	44
Figura 3.18 – Detalhes geométricos dos bicos de: a) 03 bocais e b) 04 bocais (Lee, Neilson e Gilchrist, 1977).....	45
Figura 3.19 – Espalhamento de jato para lança 03 bocais de 38mm de diâmetro da garganta e 15° de inclinação em relação ao eixo da lança (Lee, Neilson e Gilchrist, 1977).....	46
Figura 3.20 – Diagrama de impacto para várias distâncias a partir do eixo da lança para lança de 03 bocais (Lee, Neilson e Gilchrist, 1977).....	47
Figura 3.21 – Posição de máxima velocidade relativa do jato no eixo do bocal para lança de 04 bocais (Lee, Neilson e Gilchrist, 1977).....	48
Figura 3.22 – Diagrama de impacto para várias distâncias a partir do eixo da lança para lança de 04 bocais sendo: (a) $7,24 \times 10^5$ Pa e (b) $10,69 \times 10^5$ Pa (Lee, Neilson e Gilchrist, 1977).....	48
Figura 3.23 – Ângulo efetivo entre bocais adjacentes para: a) 03 bocais e b) 04 bocais (Lee, Neilson e Gilchrist, 1977).....	49
Figura 3.24 – Modelo de penetração do jato (Wakelin citado por Szekely e Themelis, 1971).....	51
Figura 3.25 – Similaridade geométrica entre o sistema real e o modelo.....	58
Figura 3.26 – Comparação entre altura de lança e o tempo de mistura (Meidani et alli 2004).....	65
Figura 3.27 – Bicos testados por Higuchi e Tago (2003). (a) Bico de lança normal. (b) Bico de lança com ângulo de torção.....	65
Figura 3.28 – Aparato experimental desenvolvido por Higuchi e Tago (2003).....	66
Figura 3.29 – Resultados obtidos por Higuchi e Tago (2003). (a) Relação entre altura do banho e a quantidade de projeção de partículas para vários ângulos de torção. (b) Relação entre o ângulo de torção e valor adimensional da projeção de partículas.....	67

Figura 3.30 – Pressão máxima de jato versus ângulo de torção.	68
Figura 3.31 – Relação entre o ângulo de torção e a distância do eixo da lança para o valor de máxima pressão.....	69
Figura 3.32 – Determinação do trajeto do jato.	70
Figura 3.33 – Ângulo de inclinação do trajeto do jato versus ângulo de torção.....	70
Figura 4.1 – Esquema de montagem do experimento do modelo físico.....	72
Figura 4.2 – Foto geral do modelo físico do conversor LD.	73
Figura 4.3 – Foto da instrumentação do modelo físico do conversor LD.	74
Figura 4.4 – Procedimento para liberação de vazão no modelo físico do conversor LD.	74
Figura 4.5 – Comparação entre (a) bico normal e (b) bico com torção.....	75
Figura 4.6 – Determinação da profundidade de penetração. (a) Banho estático. (b) Sopro com o efeito da penetração de jato no banho.....	81
Figura 4.7 – Foto dos sensores de condutividade elétrica utilizados.....	82
Figura 4.8 – Imagem do programa de aquisição de dados (DaqView).....	83
Figura 4.9 – Determinação do tempo de mistura posicionamento dos sensores de condutividade e ponto de injeção do traçador segundo Diaz-Cruz et alli (2002).....	83
Figura 4.10 – Condições de posição dos sensores de condutividade adotadas nos testes preliminares.	84
Figura 4.11 – Esquema do critério de avaliação da condutividade para determinação do tempo de mistura.....	85
Figura 4.12 – Resultados dos testes preliminares para o posicionamento dos sensores de condutividade na região do fundo do conversor.....	86
Figura 4.13 – Resultados dos testes preliminares para o posicionamento dos sensores de condutividade na lateral do conversor.....	87

Figura 5.1 – Imagem ilustrando a régua graduada utilizada para determinação da penetração de jato.	89
Figura 5.2 – Imagens ilustrando a penetração de jato para vazão $100\text{Nm}^3/\text{h}$ comparando alturas de lança e tipo de bico.	89
Figura 5.3 – Imagens ilustrando a penetração de jato para vazão $130\text{Nm}^3/\text{h}$ comparando alturas de lança e tipo de bico.	90
Figura 5.4 – Imagens ilustrando a penetração de jato para vazão $160\text{Nm}^3/\text{h}$ comparando alturas de lança e tipo de bico.	91
Figura 5.5 – Correlação entre o adimensional de penetração de jato e o número de Froude modificado no momento da descarga do gás para o bico normal.	92
Figura 5.6 – Correlação entre o adimensional de penetração de jato e o número de Froude modificado no momento da descarga do gás para o bico Rotox 10.	93
Figura 5.7 – Correlação entre o adimensional de penetração de jato e o número de Froude modificado no momento da descarga do gás para o bico Rotox 20.	93
Figura 5.8 – Correlação entre o adimensional de penetração de jato e o número de Froude modificado para a máxima penetração de jato para o bico normal.	94
Figura 5.9 – Correlação entre o adimensional de penetração de jato e o número de Froude modificado para a máxima penetração de jato para o bico Rotox 10.	95
Figura 5.10 – Correlação entre o adimensional de penetração de jato e o número de Froude modificado para a máxima penetração de jato para o bico Rotox 20.	95
Figura 5.11 – Imagens comparativas: (a) área de projeção de espalhamento de jato; (b) área de impacto sobre o fundo.	96
Figura 5.12 – Imagem ilustrando uma seção transversal horizontal vista do fundo do convertedor para o bico Rotox 20.	97
Figura 5.13 – Área formada pelo jato para vazão $100\text{Nm}^3/\text{h}$ comparando alturas de lança e tipo de bico.	98
Figura 5.14 – Área de formada pelo para vazão $130\text{Nm}^3/\text{h}$ comparando alturas de lança e tipo de bico.	99
Figura 5.15 – Área formada pelo jato para vazão $160\text{Nm}^3/\text{h}$ comparando alturas de lança e tipo de bico.	100

Figura 5.16 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão $100\text{Nm}^3/\text{h}$ em várias alturas para o bico normal, determinados pelo sensor de condutividade localizado no fundo do convertedor.....	101
Figura 5.17 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão $100\text{Nm}^3/\text{h}$ em várias alturas para o bico Rotox 10, determinados pelo sensor de condutividade localizado no fundo do convertedor.....	102
Figura 5.18 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão $100\text{Nm}^3/\text{h}$ em várias alturas para o bico Rotox 20, determinados pelo sensor de condutividade localizado no fundo do convertedor.....	102
Figura 5.19 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão $130\text{Nm}^3/\text{h}$ em várias alturas para o bico normal, determinados pelo sensor de condutividade localizado no fundo do convertedor.....	104
Figura 5.20 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão $130\text{Nm}^3/\text{h}$ em várias alturas para o bico Rotox 10, determinados pelo sensor de condutividade localizado no fundo do convertedor.....	104
Figura 5.21 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão $130\text{Nm}^3/\text{h}$ em várias alturas para o bico Rotox 20, determinados pelo sensor de condutividade localizado no fundo do convertedor.....	105
Figura 5.22 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão $160\text{Nm}^3/\text{h}$ em várias alturas para o bico normal, determinados pelo sensor de condutividade localizado no fundo do convertedor.....	106
Figura 5.23 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão $160\text{Nm}^3/\text{h}$ em várias alturas para o bico Rotox 10, determinados pelo sensor de condutividade localizado no fundo do convertedor.....	106
Figura 5.24 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão $160\text{Nm}^3/\text{h}$ em várias alturas para o bico Rotox 20, determinados pelo sensor de condutividade localizado no fundo do convertedor.....	107
Figura 5.25 – Correlação entre a pressão estagnante versus a vazão de sopro.....	108
Figura 5.26 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão $100\text{Nm}^3/\text{h}$ em várias alturas para o bico Normal, determinados pelo sensor de condutividade localizado na parede do convertedor.....	109
Figura 5.27 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão $100\text{Nm}^3/\text{h}$ em várias alturas para o bico Rotox 10, determinados pelo sensor de condutividade localizado na parede do convertedor.....	109

Figura 5.28 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão $100\text{Nm}^3/\text{h}$ em várias alturas para o bico Rotox 20, determinados pelo sensor de condutividade localizado na parede do convertedor.....	110
Figura 5.29 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão $130\text{Nm}^3/\text{h}$ em várias alturas para o bico Normal, determinados pelo sensor de condutividade localizado na parede do convertedor.....	111
Figura 5.30 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão $130\text{Nm}^3/\text{h}$ em várias alturas para o bico Rotox 10, determinados pelo sensor de condutividade localizado na parede do convertedor.....	111
Figura 5.31 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão $130\text{Nm}^3/\text{h}$ em várias alturas para o bico Rotox 20, determinados pelo sensor de condutividade localizado na parede do convertedor.....	112
Figura 5.32 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão $160\text{Nm}^3/\text{h}$ em várias alturas para o bico Normal, determinados pelo sensor de condutividade localizado na parede do convertedor.....	113
Figura 5.33 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão $160\text{Nm}^3/\text{h}$ em várias alturas para o bico Rotox 10, determinados pelo sensor de condutividade localizado na parede do convertedor.....	113
Figura 5.34 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão $160\text{Nm}^3/\text{h}$ em várias alturas para o bico Rotox 20, determinados pelo sensor de condutividade localizado na parede do convertedor.....	114
Figura 5.35 – Análise de resíduos para os valores de tempo de mistura determinados pelo sensor de condutividade localizado no fundo do convertedor.....	115
Figura 5.36 – Análise de resíduos para os valores de tempo de mistura determinados pelo sensor de condutividade localizado na parede do convertedor.....	115
Figura 5.37 – Superfície de contorno para os tempos de mistura para o sensor localizado no fundo do convertedor.....	117
Figura 5.38 – Superfície de contorno para os tempos de mistura para o sensor localizado na parede do convertedor.....	117
Figura 5.39 – Sobreposição da superfície de contorno para os tempos de mistura de 4 e 6s para altura da lança ao banho de 0,117m.....	118
Figura 5.40 – Sobreposição da superfície de contorno para os tempos de mistura de 4 e 6s para altura da lança ao banho de 0,180m.....	119

Figura 5.41 – Sobreposição da superfície de contorno para os tempos de mistura de 4 e 6s para altura da lança ao banho de 0,250m.	120
Figura 5.42 – Imagem do fundo do convertedor mostrando as esferas grandes e pequenas utilizadas para caracterizar a movimentação do banho.....	122
Figura 5.43 – Projeções geradas na vazão $100\text{Nm}^3/\text{h}$ comparando alturas de lança e tipo de bico.....	125
Figura 5.44 – Projeções geradas na vazão $130\text{Nm}^3/\text{h}$ comparando alturas de lança e tipo de bico.....	126
Figura 5.45 – Projeções geradas na vazão $160\text{Nm}^3/\text{h}$ comparando alturas de lança e tipo de bico.....	127
Figura 5.46 – Projeções geradas na vazão $160\text{Nm}^3/\text{h}$ comparando alturas de lança e tipo de bico.....	128

LISTA DE TABELAS

Tabela III.2 – Comparativo das aciarias brasileiras a oxigênio.....	9
Tabela III.3 – Quadro comparativo de tempos em minutos de aciarias brasileiras a oxigênio.	15
Tabela III.4 – Condições para velocidade subsônicas e supersônicas segundo Shapiro e Moran (1988).	23
Tabela III.5 – Especificações e desempenhos das duas lanças utilizadas na British Steel Corporation (Lee, Neilson e Gilchrist, 1977).	45
Tabela III.6 – Comparação entre as propriedades do aço e da água (Brimacombe 1993 apud Barbosa 2002).	57
Tabela III.7 – Grupos adimensionais usados em processos metalúrgicos (Szekely e Themelis, 1971).	61
Tabela III.8 – Grupos adimensionais empregados na simulação de jato coerente (Meidani et alli, 2004).	64
Tabela IV.1 – Comparação das propriedades físicas do aço, oxigênio, água e ar, parâmetros de trabalho e números adimensionais no reator industrial e no modelo físico.	78
Tabela IV.2 – Matriz de experimentos.	80
Tabela V.1 – Resultados obtidos de modelos físicos de equipamentos siderúrgicos... ..	121
Tabela V.2 – Quadro com um resumo das observações relativas à movimentação das esferas grandes e pequenas.	124

NOMENCLATURA

A	- Área da seção transversal	m^2
A^*	- Área da seção crítica	m^2
A_o	- Área da seção estagnante	m^2
$A_{saída}$	- Área da saída do bocal	m^2
A_x	- Área do jato abaixo da saída do bico ao longo do eixo do jato	m^2
A_{TOTAL}	- Somatório da área de saída de todos os bocais	m^2
B_{maior}^{mod}	- Base maior do modelo	m
B_{maior}^{real}	- Base maior do equipamento real	m
B_{menor}^{mod}	- Base menor do modelo	m
B_{menor}^{real}	- Base menor do equipamento real	m
C_D	- Coeficiente de descarga	-
C_p	- Capacidade térmica do gás a pressão constante	$J.mol^{-1}.K^{-1}$
C_v	- Capacidade térmica do gás a volume constante	$J.mol^{-1}.K^{-1}$
D_b	- Diâmetro do banho	m
D_{conv}	- Diâmetro do convertedor	m
D_c	- Diâmetro da cavidade no banho	m
D_x	- Diâmetro do jato na altura x	m
$D_{saída}$	- Diâmetro de saída do bocal	m
D^*	- Diâmetro na seção crítica	m
F	- Força	N
F'_{fr}	- Taxa de trabalho das forças de fricção por unidade de massa	$m^2.s^{-2}$
Fr	- Número de Froude	-
Fr'	- Número de Froude modificado	-
g	- Aceleração da Gravidade	$m.s^{-2}$
Ga	- Número de Galileo	-
g_c	- Constante de conversão gravitacional	-
h	- Entalpia	J
H	- Distância da lança ao banho	m
H_c	- Altura da cavidade no banho	m
H^{mod}	- Altura do modelo	m
H^{real}	- Altura do equipamento real	m
L	- Comprimento característico	m
L_b	- Altura de banho estático	m
L_l	- Altura da lança	m
L_{MAX}	- Deslocamento do pico de pressão a partir do centro da lança	m
$L_{saída}$	- Distância do eixo da lança para o centro da saída do bico de lança	m
\dot{m}	- Vazão de massa	$kg.s^{-1}$
\dot{m}_1	- Vazão de massa no ponto 1	$kg.s^{-1}$
\dot{m}_2	- Vazão de massa no ponto 2	$kg.s^{-1}$

\dot{m}_{real}	- Vazão de massa real	$\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$
$\dot{m}_{teórica}$	- Vazão de massa teórica	$\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$
M	- Momento do jato por unidade de tempo	$\text{kg}\cdot\text{m}\cdot\text{s}^{-2}$
Ma	- Número de Mach	-
Ma ₁	- Número de Mach no ponto 1	-
Ma ₂	- Número de Mach no ponto 2	-
m_{ideal}	- Vazão de massa ideal	$\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$
Mo	- Número de Morton	-
m_{real}	- Vazão de massa real	$\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$
P	- Pressão	Pa
P _{atm}	- Pressão atmosférica	Pa
P*	- Pressão na área de seção crítica	Pa
P _j	- Penetração do jato	m
P _o	- Pressão na seção estagnante	Pa
P _{saída}	- Pressão na saída do bocal	Pa
P ₁	- Pressão no ponto 1	Pa
P ₂	- Pressão no ponto 2	Pa
Q	- Vazão volumétrica	$\text{m}^3\cdot\text{s}^{-1}$
Q _{saída}	- Vazão volumétrica por Bocal	$\text{m}^3\cdot\text{min}^{-1}$
Q _{total saída}	- Vazão volumétrica total do bico	$\text{m}^3\cdot\text{min}^{-1}$
R	- Constante dos gases ideais	$\text{J}\cdot\text{mol}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$
r _{2j}	- Raio para velocidade do jato igual à metade da máxima velocidade na seção transversal considerada	m
r*	- Raio da seção crítica	m
r _c	- Raio curvatura da cavidade no banho no ponto de estagnação	m
r _{saída}	- Raio na saída do bocal	m
r _x	- Raio do jato na altura X	m
Re	- Número de Reynolds	-
T	- Temperatura	K
T*	- Temperatura na área de seção crítica	K
T _o	- Temperatura na seção estagnante	K
T _{saída}	- Temperatura na saída do bocal	K
T ₁	- Temperatura no ponto 1	K
T ₂	- Temperatura no ponto 2	K
v	- Velocidade do fluido	$\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$
v ₁	- Velocidade média no ponto 1	$\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$
v ₂	- Velocidade média no ponto 2	$\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$
V	- Volume	m^3
V'	- Volume por unidade de massa	$\text{m}^3\cdot\text{kg}^{-1}$

V_B	- Volume do banho	m^3
v_s	- Velocidade do som no meio	$m.s^{-1}$
$v_{saída}$	- Velocidade na saída do bocal	$m.s^{-1}$
v_x	- Velocidade do jato abaixo da saída do bico ao longo do eixo do jato	$m.s^{-1}$
V_{max}	- Velocidade máxima do jato abaixo da saída do bico ao longo do eixo do jato	$m.s^{-1}$
x	- Distância abaixo da saída do bico ao longo do eixo do jato	m
W'	- Trabalho feito nas redondezas por unidade de massa	$m^2.s^{-2}$
We	- Número de Weber	-
We'	- Número de Weber modificado	-
z	- Posição do ponto em relação à vertical	m
α	- Ângulo do cone formado pelo contorno do jato	rad
β	- Ângulo de inclinação do trajeto do jato	rad
λ	- Fator de escala	-
γ	- Razão entre C_p e C_v do gás	-
μ	- Viscosidade dinâmica	$kg.m^{-1}.s^{-1}$
μ_B	- Viscosidade dinâmica do banho	$kg.m^{-1}.s^{-1}$
θ	- Ângulo de torção entre bocais	$^\circ$
ρ	- Densidade	$kg.m^{-3}$
ρ^*	- Densidade na área de seção crítica	$kg.m^{-3}$
ρ_{amb}	- Densidade do gás ambiente	$kg.m^{-3}$
ρ_B	- Densidade do banho	$kg.m^{-3}$
ρ_g	- Densidade do gás	$kg.m^{-3}$
ρ_l	- Densidade do líquido	$kg.m^{-3}$
ρ_o	- Densidade na seção estagnante	$kg.m^{-3}$
$\rho_{saída}$	- Densidade na saída do bocal	$kg.m^{-3}$
ρ_x	- Densidade abaixo da saída do bico ao longo do eixo do jato	$kg.m^{-3}$
ρ_1	- Densidade no ponto 1	$kg.m^{-3}$
ρ_2	- Densidade no ponto 2	$kg.m^{-3}$
σ	- Tensão superficial	$N.m^{-1}$
ν	- Viscosidade cinemática	$m^2.s^{-1}$

RESUMO

Com a crescente demanda de produção de aço, os convertedores LD vêm sendo acrescidos de novos equipamentos e técnicas que continuamente aprimoram os padrões operacionais.

A aciaria da Gerdau Barão de Cocais, operando inicialmente com um convertedor de 18 toneladas por corrida, também evoluiu em seus métodos e agregou tecnologia aos seus processos, permitindo alcançar a capacidade de 30 toneladas de aço vazado por corrida, com o mesmo “*lay-out*” desde sua inauguração em 1979.

O processo de produção de aço é dividido em etapas, sendo a principal o sopro de oxigênio no banho metálico. A redução do tempo de sopro significa o aumento direto da capacidade de produção, uma vez que as demais etapas do processo já se encontram otimizadas.

O estudo do sopro de oxigênio é complexo, pode ser dividido em: formação do jato supersônico, sua interação com atmosfera ambiente e finalmente sua interação com o banho metálico, tendo como consequência o refino da corrida.

Neste trabalho foi proposto o estudo da configuração do bico da lança, na interação jato-banho metálico. O estudo será feito utilizando-se um modelo físico de convertedor LD em escala reduzida, a partir de relações de similaridade. O objetivo é estabelecer relações entre as geometrias de bicos da lança, e importantes variáveis no refino primário do aço, contribuindo para redução do tempo de sopro.

ABSTRACT

Different technologies and new devices have been incorporated into BOF converters to increase their productivity in order to face the demand for steel production.

Gerdau Barão de Cocais Steelplant also introduced new techniques and technologies into its BOF converter. These improvements led to a increase in the capacity of the BOF converter from 18 to 30 tons of liquid steel per heat, with the same basic lay-out. Despite this significant increase, Gerdau Barão de Cocais is still looking for new developments that could lead to further increases in the productivity of its BOF converter.

The production of liquid steel in BOF converter involves a sequence of steps. The most important and time consuming step is the oxygen blow. Therefore, any reduction in this time can have a significant impact on the BOF productivity.

The study of oxygen blow is very complex and involves different phenomena, including the development of the supersonic jet, the interaction of the jet with the surrounding atmosphere and with the metallic bath, where the main reactions occur.

In the present work, different alternatives for the design of the lance tip have been evaluated and the interaction of the supersonic jet with the metallic bath have been characterized. The investigation was performed using a physical model of Gerdau Barão de Cocais BOF converter.

1 – INTRODUÇÃO

Os convertedores LD vêm ao longo do tempo sendo acrescidos de novos equipamentos e técnicas que mudaram a referência dos padrões operacionais para atender as freqüentes demandas de aumento de produção e qualidade de aços.

Neste contexto, a aciaria da Gerdau Barão de Cocais sofre limitações para implantação dessas novas tecnologias, principalmente, em função da sua escala. Entretanto, esta aciaria não deixa de sofrer as pressões freqüentes para aumentos de produção.

O convertedor, inicialmente projetado para vaziar 18 toneladas por corrida, sofreu modificações no seu perfil interno, com a evolução da qualidade dos materiais refratários e pequenas modificações em sua carcaça, que permitiram, com a mesma base civil e conjunto de moto-redutor, elevar sua capacidade de aço vazado para 30 toneladas de aço por corrida.

A produtividade da aciaria é diretamente influenciada pelos tempos de processo. Estes tempos de processo consistem em ciclos compostos pelas seguintes etapas: carregamento de ferro-gusa e sucata, sopro, vazamento de aço e finalmente vazamento de escória. Na etapa sopro, ocorre transformação do ferro-gusa e sucata em aço. O domínio destas transformações cria a possibilidade de redução dos tempos de processo e, conseqüentemente, ganho de produtividade.

A alternativa encontrada para atender as perspectivas de aumento de produtividade, sem o ônus do investimento de uma nova aciaria, é a redução do tempo de sopro. A expectativa de ganho de produção baseado na redução do tempo de sopro são os ganhos diários no número de corridas, sendo que a redução de 1 minuto por corrida representa atualmente o acréscimo de 1 corrida por dia no convertedor. Em valores anuais, estes ganhos representam aproximadamente US\$ 852.000,00. A meta traçada é para redução de 3 minutos por corrida.

O presente trabalho pretende, através de um modelo físico, caracterizar a interação jato – banho metálico, testando saídas de bocais de lança de sopro diferentes e variando os parâmetros de processo tais como: vazão de oxigênio, altura de lança, geometria do bico de lança, dentre outros que influenciam esta interação.

Com este estudo procurar-se-á verificar se algum destes bicos promove condições que favoreçam uma redução no tempo de sopro, possibilitando ganhos de produtividade.

Este estudo foi feito utilizando um modelo físico em escala 1/6 em relação ao convertedor industrial da Gerdau Barão de Cocais.

2 – OBJETIVOS

2.1 – Objetivos Gerais

O objetivo geral do presente trabalho é:

- Estudar a influência da geometria de bico da lança de sopro na interação jato-banho.

2.2 – Objetivos Específicos

Os objetivos específicos do presente trabalho são:

- Estabelecer uma relação entre a vazão de sopro e a profundidade de penetração no banho para as geometrias de bicos de lança testados;
- Estabelecer uma relação entre a altura de lança e a profundidade de penetração no banho para as geometrias de bicos de lança testados;
- Estabelecer uma relação entre a vazão de sopro e o perfil de movimentação do fluido no convertedor para as geometrias de bicos de lança testados;
- Estabelecer uma relação entre a altura de lança e o perfil de movimentação do fluido no convertedor para as geometrias de bicos de lança testados.

3 – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste item será apresentado um breve histórico do desenvolvimento do processo de transformação do ferro-gusa em aço através do oxigênio, e quadros comparativos com as evoluções dos diferentes reatores usados nesta transformação. A seguir, serão apresentados e discutidos os fundamentos da operação de uma aciaria LD e ênfase será dado à etapa sopro, considerando as transformações químicas durante o processo. Na seqüência serão discutidos os aspectos fluido-dinâmicos associados à etapa de sopro, buscando um detalhamento maior dos conceitos envolvidos. Em seguida serão discutidos o conceito de modelamento físico e condições de similaridade. Finalmente, serão apresentados e analisados estudos que abordaram a interação jato-banho metálico em convertedores LD.

3.1 – Histórico dos Processos de Fabricação de Aço em Convertedores a Oxigênio

Em 1949, Voest Linz e Alpine Donawitz levaram a cabo tentativas para oxidar o gusa líquido por sopro com oxigênio puro. Para esta série de ensaios, panelas de transferência de gusa foram primeiramente utilizadas como recipientes de ensaio. A primeira fábrica de aço via BOF (“*Basic Oxygen Furnace*”) entrou em operação na cidade de Linz no outono de 1952, e em Donawitz na primavera de 1953, daí a utilização da sigla “LD” em referência às cidades situadas na Áustria, onde o processo foi originalmente desenvolvido.

Segundo Barão (2004), em comparação com outras tecnologias de produção de aço como fornos Siemens-Martin, a utilização do processo LD trouxe vantagens, tais como:

- custos de investimentos e operacionais 40% a 50% mais baixos, respectivamente;
- melhoria significativa na qualidade do aço;
- maior reprodutibilidade de resultados (qualidade do aço constante);
- redução significativa nos tempos operacionais, trazendo grandes ganhos de produtividade.

O ciclo de processo em um LD, que será melhor discutido abaixo, definido pelo tempo de vazamento a vazamento de aço (“tap to tap”) é pelo menos 12 vezes mais rápido que nos fornos Siemens-Martin, passando de 8 a 9 horas necessários para fornos “open hearth” para no máximo 45 minutos no processo LD.

A rápida seqüência de operações de refino em aciarias de elevada capacidade e a operação simultânea de convertedores confere às aciarias LD uma grande produtividade. Por outro lado, com a aplicação de práticas de sopro adequadas, quase todas as reações de refino podem ser obtidas, conferindo ao processo grande versatilidade metalúrgica.

Segundo Mundim (1991), apesar do desenvolvimento quase explosivo do processo, os seus princípios básicos permaneceram praticamente constantes. Entretanto, desenvolvimentos consideráveis foram efetuados, não só na capacidade dos fornos, que alcança a ordem de 400 toneladas, mas também na sua forma e dispositivos de sustentação e basculamento, na forma e número dos bicos para sopro do oxigênio, na qualidade dos refratários, etc...

Um breve resumo de fatos históricos importantes na linha de evolução dos processos de sopro a oxigênio será apresentado a seguir.

Em 1967 surgiu o processo OBM (“*Oxygen Bottom Blowing*”), que consiste na injeção de gás endotérmico constituído por hidrocarbonetos como metano, gás natural, propano, pela parte inferior do convertedor, juntamente com o oxigênio. Esta foi uma patente semelhante à registrada por Bessemer em 1856, que reivindica “a injeção de uma corrente de ar, oxigênio ou matéria gasosa capaz de originar oxigênio suficiente para manter a combustão do carbono contido no gusa até que o refino se complete”.

Ao mesmo tempo, a partir de 1967, processo semelhante, denominado LWS (Loire, Wendel, Sprunck) adota ventaneiras duplas concêntricas, com injeção de oxigênio no tubo central e hidrocarbonetos líquidos no anel externo.

A diferença entre os processos OBM e LWS está relacionada ao estado do hidrocarboneto injetado para controle da temperatura, gasoso (OBM) ou líquido (LWS).

Em 1971, o processo OBM foi rebatizado para Q-BOP (“*Quiet Basic Oxygen Process*”), apenas para efeitos de utilização e comercialização na América do Norte.

No final da década de 70, eram travadas acirradas discussões entre os defensores dos processos LD e OBM, envolvendo aspectos de investimentos, custos operacionais, consumo de refratários e qualidade de aço. Os processos de sopro combinado nasceram da busca de conciliação das vantagens dos processos LD e OBM e das experiências visando aumentar a intensidade de agitação do metal durante o refino LD, sendo a primeira patente depositada em 1973 pela VOEST.

A Arbed, uma empresa siderúrgica, e o Irsid, um centro de pesquisa que atualmente tornou-se a Arcelor Research, ambas europeias, desenvolveram juntas tijolos básicos de porosidade dirigida, resultando no mais difundido processo de sopro combinado, denominado LBE (“*Lance Bubbling Equilibrium*”). Esse processo foi colocado em operação industrial em 1978.

Ainda no final da década de 70, uma série de empresas colocou em testes ou em operação industrial diferentes processos de sopro combinado, como LD-AB e LD-OB (Nippon Steel), LD-HC (Hainaut-Sambre-CRM), LD-KG (Kawasaki), LD-OTB (Kobe), STB (Sumitomo). Esses processos se diferenciam pelo tipo de gás injetado pelo fundo (oxigênio, argônio), tipo de elemento de injeção (tijolos de porosidade dirigida, ventaneiras simples, ventaneira dupla, etc), injeção simultânea de pós, pós-combustão do gás LD dentro do forno (Mundim, 1991). Estes desenvolvimentos contribuíram para a hegemonia dos fornos básicos a oxigênio.

Segundo Koller (1998), aproximadamente 60% do aço produzido no mundo é obtido através da rota alto-forno – convertedores a oxigênio.

Na Tabela III.1.é apresentado um quadro de comparação entre os processos e na Figura 3.1 são apresentadas as variações dos processos de refino a oxigênio decorrentes dos processos LD e OBM / QBOP. Nas Tabela III.1 e Figura 3.1, os diferentes processos estão indicados pelos índices numéricos de 1 a 7.

Segundo Mundim (1991), o processo LD foi rapidamente introduzido no Brasil, através da Companhia Siderúrgica Belgo-Mineira, cuja aciaria LD na usina de João Monlevade, entrou em funcionamento em 07 de outubro de 1957, menos de 5 anos após a de Linz. Em 1963 iniciaram a sua operação as usinas da Companhia Siderúrgica Mannesmann, em Belo Horizonte e Intendente Câmara, da Usiminas, em Ipatinga. A usina de Barão de Cocais iniciou a adoção do processo LD no ano de 1979, pela Cimetal Siderúrgica S.A., empresa integrante do Grupo Siderbrás.

A Tabela III.2 apresenta um quadro comparativo das aciarias brasileiras a oxigênio. Nesta tabela são apresentadas as datas de inauguração e as capacidades instaladas em número de fornos e capacidades nominais anuais. Na mesma tabela são apresentados dados de capacidades de 2003, segundo Barão (2004).

A Tabela III.2 mostra dois comportamentos distintos nas siderúrgicas brasileiras a oxigênio. O primeiro mostra que os equipamentos foram substituídos ou transformados em equipamentos que permitem maior capacidade de produção. Para exemplificar a substituição de equipamentos, a COSIPA passa da condição de 4 convertedores entre 85 e 100 toneladas para 3 convertedores de 170. Existe um ganho de produção, mas o objetivo maior é o ganho em escala. A USIMINAS caracteriza bem a transformação dos equipamentos existentes, mantendo 3 convertedores de 80, porém com aumento de capacidade anual produzida.

O segundo comportamento notado é a tendência de encerramento das atividades de equipamentos de pequenos volumes de produção, como ocorrido na Siderúrgica Barra Mansa.

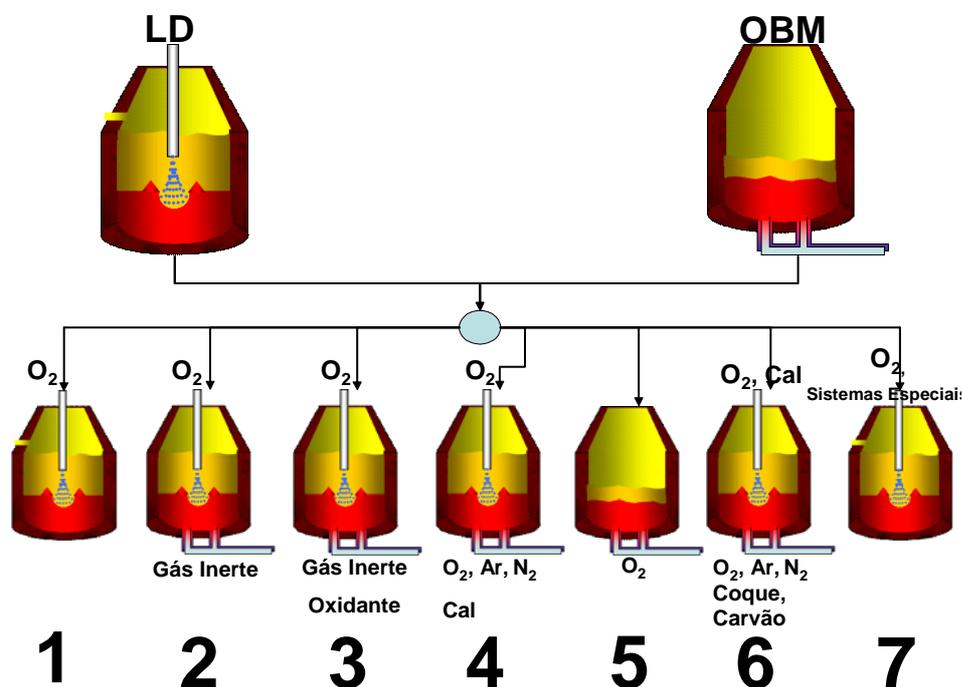


Figura 3.1 – Variante dos processos de refino a oxigênio LD – OBM / QBOP (adaptado de Mundim 1991).

Tabela III.2 – Comparativo das aciarias brasileiras a oxigênio.

Início de Operação	Localização	DADOS DO ANO DA INAUGURAÇÃO (Mundim, 1991)			DADOS DO ANO DE 2003 (Barão, 2004)		
		Empresa	Fornos (#)	Capacidade Anual (x1000 t)	Empresa	Fornos (#)	Capacidade Anual (x1000 t)
1957	João Monlevade - MG	Belgo-Mineira	2 x 100	1000	Belgo-Mineira	2 x 110	1140
1963	Belo Horizonte - MG	Mannesmann	2 x 70	750	Vallourec & Mannesmann	1 x 74	550
1963	Ipatinga - MG	USIMINAS	3 X 80	1600	USIMINAS	3 X 80	1843
1965	Piçaguera - SP	COSIPA	2 x 85	1378			
1971	Barra Mansa - RJ	Barra Mansa	2 x 15	120			
1972	Timóteo - MG	ACESITA	1 X 35	245			
1973	Piçaguera - SP	COSIPA	2 x 100	1622			
1975	Ipatinga - MG	USIMINAS	2 X 160	1800	USIMINAS	2 X 175	2687
1977	Volta Redonda - RJ	CSN	3 x 200	4600	CSN	3 X 225	5460
1979	Barão de Cocais - MG	Cimetal	1 x 18	200	GERDAU (Barão Cocais)	1 x 30	320
1979	Timóteo - MG	ACESITA	1 X 80	520	ACESITA	2 X 80	750
1983	Serra - ES	CST	2 x 280	3300	CST	2 X 315	4810
1986	Ouro Branco - MG	AÇOMINAS	2 X 200	2000	GERDAU AÇOMINAS	2 X 220	3050
1986	Piçaguera - SP	COSIPA	2 x 130	1200	COSIPA	3 X 170	4100

A Gerdau Barão de Cocais, pela sua capacidade anual de produção, está dentro do contexto das empresas que optaram pelo encerramento ou substituição de seus equipamentos por outros de maior capacidade, entretanto, ao longo dos anos as transformações e adaptações no convertedor têm conferido a esta unidade diferenciais competitivos que a mantém em operação até os dias atuais.

3.2 – Fundamentos do Processo LD

O processo LD envolve a realização de uma seqüência de etapas. Estas etapas são descritas a seguir, tomando como base a prática operacional da Gerdau Barão de Cocais.

Iniciando pelo carregamento, o vaso é basculado a um ângulo de 45° com relação à vertical. A sucata sólida é carregada no vaso com ajuda de uma canaleta. A canaleta consiste em uma caçamba aberta no topo e em uma das laterais, permitindo o deslizamento da sucata quando a caçamba é inclinada. O ferro-gusa é carregado no vaso sobre a sucata.

O vaso é basculado para a posição vertical, para que ocorra o sopro de oxigênio por intermédio de uma lança de oxigênio. A lança de oxigênio é refrigerada a água, contento na sua extremidade os bocais de saída de oxigênio. O conjunto de bocais e sua geometria determinam a configuração do bico de lança. A lança de oxigênio segue um padrão de altura em relação ao banho metálico durante o sopro, denominada “distância lança-banho”. Este padrão de altura é determinado pelas etapas de sopro.

O processo de sopro consiste em 04 etapas distintas: Ignição, Formação da Escória, Descarburacão e Oxidação para acerto da temperatura. Para iniciar o processo, a lança é abaixada até uma altura que permita a ignição da corrida, ou seja, que ocorra a oxidação de algum elemento do banho pelo oxigênio soprado.

Imediatamente após a ignição da corrida, inicia-se a etapa formação de escória. Esta etapa tem duração aproximada de 03 a 05 minutos. Esta etapa, também denominada de

primeiro período da descarburização, é caracterizado pela oxidação quase completa do silício e uma oxidação acentuada do manganês, enquanto a velocidade de descarburização aumenta à medida que os teores destes dois elementos diminuem. A evolução da composição química do metal e da escória durante o sopro é mostrada na Figura 3.2, caracterizando 03 das 04 etapas distintas, de acordo com a variação da velocidade de reação de descarburização.

Durante a etapa inicial de formação da escória, todos os escorificantes são adicionados por intermédio de silos aéreos. Os silos aéreos, localizados acima do convertedor, armazenam cal calcítica, cal dolomítica e dolomita crua como escorificantes, minério de ferro e sucata utilizados como refrigerantes e o coque e ferro-silício utilizados como energéticos. Os materiais escorificantes são adicionados durante o sopro, provocando o aumento dos percentuais de CaO e MgO na escória. A incorporação destes óxidos básicos dependem da temperatura do banho e dos percentuais de FeO e SiO₂, que determinam a velocidade de dissolução da cal.

A formação de escória nos primeiros minutos após a ignição tem grande importância no controle da vida do refratário, pois não é removida a escória que vem junto nas panelas de ferro-gusa nem impurezas da sucata carregada. A composição da escória continua alterando durante o período de sopro. A escória formada contém CaO, SiO₂, FeO, MgO; MnO, P₂O₅, entre outros.

Durante o sopro de oxigênio, a taxa de descarburização varia de acordo com a curva mostrada na Figura 3.2 ($-d\%C/dt$). O segundo estágio de descarburização envolve principalmente a oxidação do carbono, após a oxidação do Si. As condições no reator são de elevação de temperatura e da existência da emulsão metal-gás-escória que favorecem a descarburização, sendo a velocidade da reação determinada somente pela disponibilidade de oxigênio.

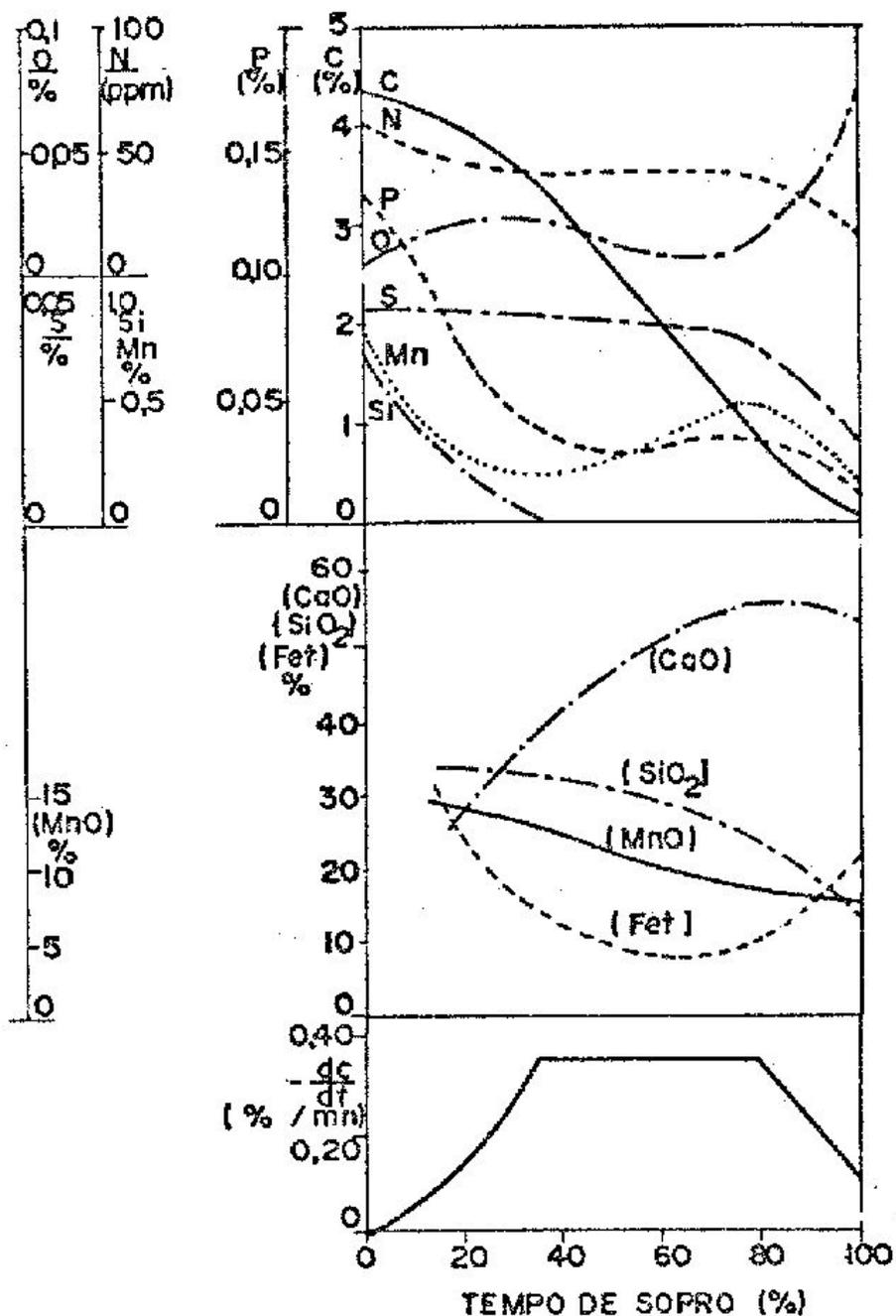


Figura 3.2 – Evolução da composição química do metal e escória e da velocidade de decarburização durante o refino LD (Mundim, 1991).

Na Figura 3.2 esta etapa é representada pelo trecho onde $-d\%C/dt$ é constante. A reação de oxidação forma dois produtos, CO e CO₂ com análise variando entre 55 a 70 % de CO e 45 a 30% de CO₂. A intensa geração de CO no seio da emulsão metal-escória

provoca o “espumamento” da escória e a formação da emulsão metal-gás-escória, que ocupa maior parte do volume do forno, conforme pode ser visto na Figura 3.3.

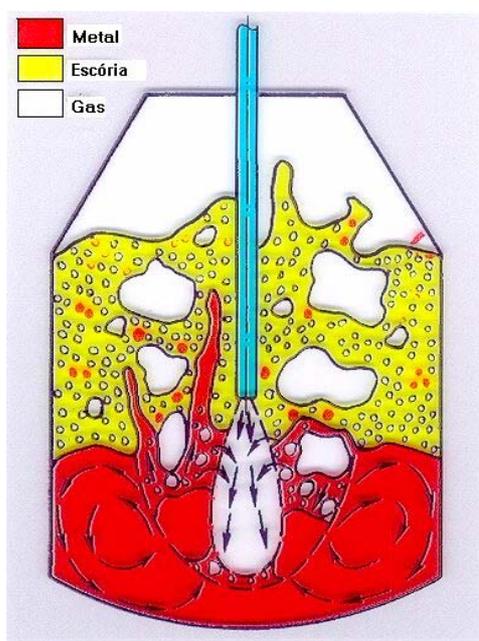


Figura 3.3 – Figura esquemática do sopro de oxigênio na presença de emulsão metal-gás-escória (Malynowskyj, 2004).

As reações de descarburização são exotérmicas e elevam a temperatura do banho metálico. O término desta etapa é determinado quando a velocidade de descarburização passa a ser controlada não mais pela disponibilidade de oxigênio, mas pela difusão do carbono até a interface de reação.

A última etapa do sopro objetiva o aumento da temperatura do banho metálico, principalmente em processos onde o aporte térmico é comprometido por maiores quantidades de sucata enfiada. Esta etapa é caracterizada pela velocidade decrescente de descarburização e por um aumento gradativo da oxidação do manganês e ferro, na medida em que o teor de carbono no banho diminui. A diminuição da geração de gases provoca a destruição gradual da emulsão, com o coalescimento das partículas metálicas e seu retorno ao banho. A determinação da temperatura de final de sopro considera as perdas térmicas de processamentos e manuseios da corrida posterior à etapa de refino primário.

Este conjunto determina o tempo total de sopro que varia de 21 a 23 minutos. A composição típica do aço líquido no final de sopro é 0,03 a 0,05% de carbono, em torno de 0,17% de manganês, 0,018% de fósforo, 0,018% de enxofre. O teor de manganês, fósforo e enxofre no aço dependem das porcentagens destes elementos no ferro-gusa líquido e da sucata sólida e do volume de oxigênio soprado.

Após a realização das amostragens de temperatura do banho, o convertedor LD é basculado para o vazamento do aço líquido em uma panela de aço. Durante o vazamento, ocorrem adições de materiais desoxidantes e ligas, de acordo com a qualidade do aço a ser produzida. Em seguida, o convertedor é basculado para realizar o vazamento de escória, que acontece do lado contrário do vazamento de aço. Finalmente o convertedor é basculado novamente para a posição de vazamento de aço no ângulo de 45° em relação a vertical, onde ele estará preparado para receber novo carregamento.

O ciclo de produção do LD na aciaria de Barão de Cocais é governado pela seqüência de movimentos do convertedor e equipamentos (lanças de sopro e temperatura). Na Figura 3.4 pode ser visto o ciclo de processo de uma corrida e sua relação com ângulo de inclinação do convertedor.

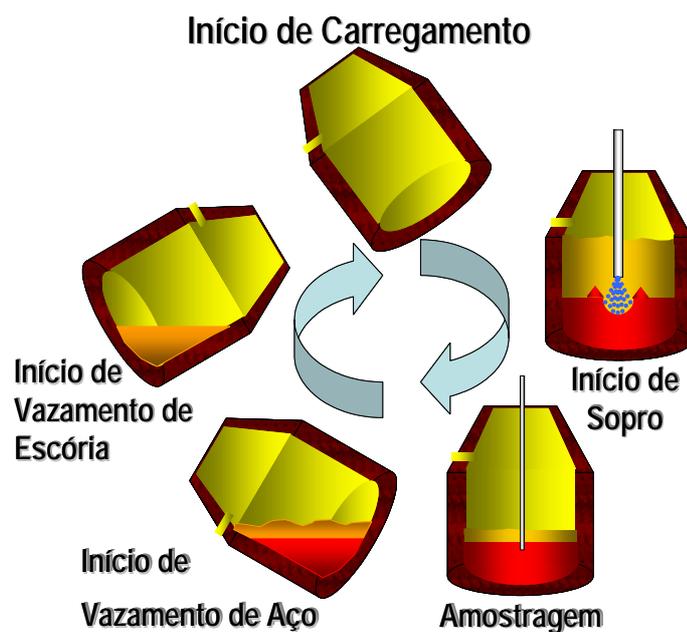


Figura 3.4 – Ciclo de processo de uma corrida.

O conjunto de operações citadas acima compõe o tempo de ciclo de produção do LD, denominado tempo de processo, atualmente, com tempos entre 38 e 40 minutos por corrida. Outra forma de medir a produtividade de uma aciaria é através do conceito do “*tap-to-tap*” que considera o tempo de vazamento a vazamento. Neste caso são incorporados todos os eventos de uma corrida à outra, incluindo paradas provocadas por causas externas ou falta de matéria prima.

Com o objetivo de comparar o desempenho de tempos da aciaria de Barão de Cocais com outras plantas integradas no Brasil, foi realizado em agosto de 2005 uma pesquisa cujos resultados são apresentados na Tabela III.3.

Tabela III.3 – Quadro comparativo de tempos em minutos de aciarias brasileiras a oxigênio.

Empresa	Tap-to-tap	Tempo processo	Tempo Sopro	Tempo demais etapas	%Tempo Sopro
ACESITA	121	62	26	36	41.9
CST	48	37	18	20	47.3
Gerdau (Barão de Cocais)	44	39	23	16	59.0
USIMINAS (aciaria 2)	48	31	14	17	44.5
Vallourec & Mannesmann	44	34	20	14	58.8

Conforme se vê na tabela apresentada acima, o sopro é a etapa que consome a maior parte do ciclo de uma corrida, correspondendo, na média das usinas pesquisadas, a cerca de 50% do tempo. Desta forma, a redução do tempo de sopro implica em um aumento direto na produtividade tanto para Gerdau Barão de Cocais quanto para as demais usinas.

Evidenciado a importância na redução do tempo de sopro, é necessário compreender os mecanismos que afetam a velocidade de descarburização, sendo considerado neste caso a influência da vazão de oxigênio, sua penetração e mistura no banho metálico. Desta forma, uma discussão sobre os aspectos fluído-dinâmicos da injeção do oxigênio e as perturbações provocadas por ele no banho metálico torna-se relevante. Essa discussão será feita a seguir.

3.3 – Balanço de Energia para Jatos Sônicos

O objetivo deste item é apresentar e discutir as equações que descrevem o fluxo de oxigênio através da lança, as relações estabelecidas nos bocais de lança e sua interação com a atmosfera do forno e no banho metálico.

Nos processos industriais, para atingir a oxidação desejada dos elementos através da agitação, é necessário que o oxigênio atinja o banho metálico em altas velocidades, comparáveis com a do som. Para compreender melhor o comportamento do jato de oxigênio é interessante desenvolver equações de escoamento de fluidos com comportamento de jatos sônicos.

Os conceitos envolvidos em jatos sônicos têm origem nas equações de conservação de energia, conservação de massa e equações de estado aplicadas em sistemas no estado estacionário. Para simplificar os cálculos desenvolvidos, o oxigênio será considerado como gás ideal.

Pela equação de conservação de energia, freqüentemente denominada de equação de Bernoulli, é estabelecida uma relação entre a velocidade do fluido, a mudança de energia potencial, a energia associada ao nível de pressão e o trabalho feito pelo fluido, conforme equação abaixo:

$$\Delta \left(\frac{v^2}{2} \right) + g \times \Delta z + \int_1^2 V' dP + W' + F'_{fr} = 0 \quad (3.1)$$

Onde “v” - velocidade do fluido ($m \cdot s^{-1}$), “g” – gravidade ($m \cdot s^{-2}$), “ Δz ” - diferença entre a posição vertical dos dois pontos tomados como referência (m), “V’” – volume por unidade de massa ($m^3 \cdot kg^{-1}$), “dP” – diferença de pressão em dois pontos (Pa), “W’” – trabalho feito pelo fluido nas redondezas por unidade de massa ($m^2 \cdot s^{-2}$) e finalmente “F’_{fr}” – taxa de trabalho das forças de fricção por unidade de massa ($m^2 \cdot s^{-2}$).

O primeiro termo expressa a variação de energia cinética, o segundo a variação de energia potencial, e a integral de “P” fornece a energia pressurizada, “W” e “F” são formas de trabalho realizado ou sofrido pelas redondezas.

Uma primeira simplificação da equação de Bernoulli para descrever o comportamento de jatos sônicos consiste em considerar um tubo na horizontal, assumir regimes turbulentos, desprezando os efeitos das forças de fricção e, finalmente, assumir que nenhum trabalho nas vizinhanças é realizado. Com estas simplificações obtém-se:

$$\frac{v_2^2}{2} - \frac{v_1^2}{2} + \int_1^2 \frac{1}{\rho} dP = 0 \quad (3.2)$$

Onde “ v_1 ” – velocidade média no ponto 1 (m.s^{-1}), “ v_2 ” – velocidade média no ponto 2 (m.s^{-1}), “ dP ” – variação de pressão em dois pontos (Pa) e “ ρ ” – densidade (kg.m^{-3}).

A equação 3.2 mostra a relação da velocidade em dois pontos como função da pressão.

Segundo Glass e Smith (1976), para estabelecer o comportamento do oxigênio ao longo do duto, o escoamento é considerado unidimensional. Isto significa que a velocidade, temperatura e pressão são constantes ao longo da seção transversal do duto.

Para que a equação acima esteja adequada, as premissas abaixo devem ser atendidas:

- a vazão de gás no duto é constante;
- não existe fluxo de calor entrando ou saindo do gás, enquanto ele escoar por esta porção do duto;
- os efeitos de fricção na parede são desprezíveis.

Ainda segundo Glass e Smith (1976), um gás movendo com velocidade inferior 61m/s pode, em muitos casos, ser tratado como sendo um fluido incompressível (densidade constante), e um gás movendo com velocidades próximas de 305m/s tem que ser tratado

como fluido compressível. Desta forma, para descrever os aspectos fluido-dinâmicos dos jatos de oxigênio é necessário considerar as propriedades termodinâmicas de um fluido compressível.

Para fluidos compressíveis, a equação 3.2 é diferenciada em termos da velocidade média, considerando o escoamento unidimensional. A equação é desenvolvida para obter uma relação entre a velocidade, a pressão e a densidade do fluido, conforme a equação 3.3.

$$\bar{v} \times d\bar{v} + \left(\frac{dP}{d\rho} \right) \times \left(\frac{d\rho}{\rho} \right) = 0 \quad (3.3)$$

Introduzindo o conceito de velocidade do som, será desenvolvida uma solução para os termos diferenciais da equação 3.3.

Shapiro e Moran (1988) descrevem a onda de som como uma onda de pressão que provoca uma pequena perturbação que propaga através de um gás, líquido ou sólido, com uma velocidade “ v_s ” e que depende das propriedades do meio, conforme apresentado na Figura 3.5. O subscrito “s” corresponde ao fluxo máximo correspondente à velocidade do som.

A Figura 3.5(a) mostra uma onda de pressão, gerada por um pequeno deslocamento do pistão, movendo-se para direita com velocidade de magnitude “ v_s ”. A Figura 3.5(a) mostra a onda do ponto de vista de um observador estacionário. Na Figura, a pressão, densidade e a temperatura do lado direito não foram perturbados como o fluido do lado esquerdo da onda. Depois que a onda passa, o fluido da esquerda está em movimento estacionário com uma magnitude de velocidade de “ Δv ”.

Na Figura 3.5(b) é utilizado o ponto de vista de observador sobre a onda, utilizado como volume de controle. Para este observador essa onda aparenta estar movendo da direita através do fluido em uma onda estacionária com velocidade “ v_s ”, pressão “P”,

densidade “ ρ ” e temperatura “ T ” (ponto 1) para esquerda com velocidade “ $v_s - \Delta v$ ”, pressão “ $P + \Delta P$ ”, densidade “ $\rho + \Delta \rho$ ” e temperatura “ $T + \Delta T$ ” (ponto 2).

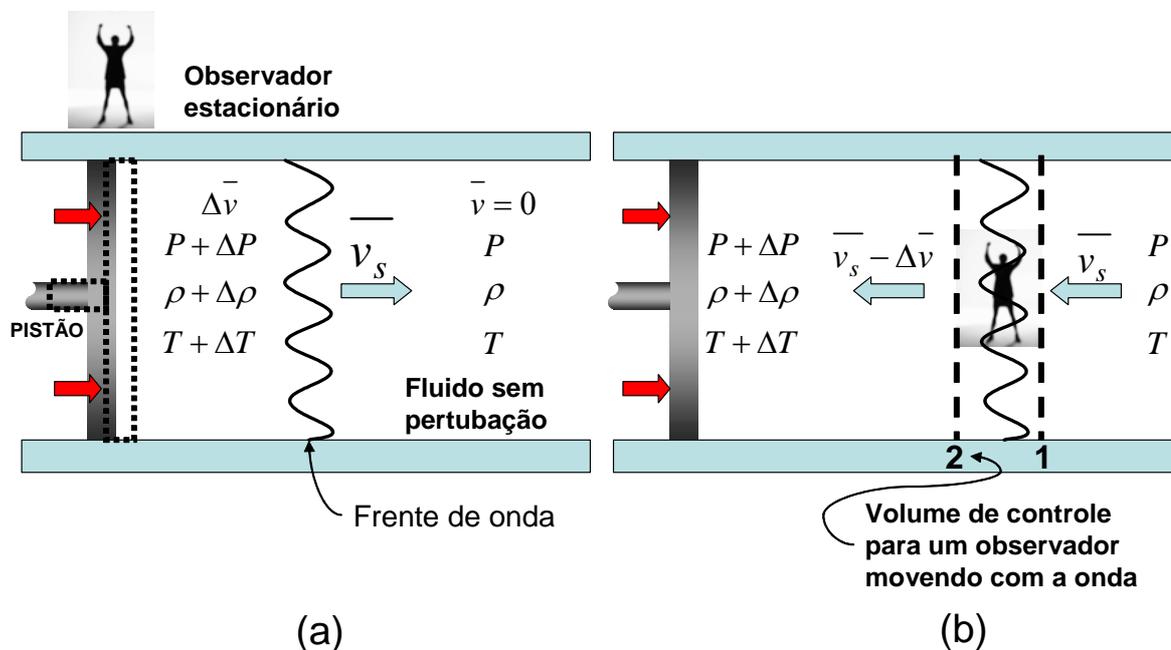


Figura 3.5 – Ilustração usada para analisar a propagação de uma onda de som. (a) Propagação de onda de pressão através do fluido inativo, relativo a um observador estacionário. (b) Observador sobre a onda (Shapiro e Moran, 1988).

Então, no estado estacionário, o princípio de conservação de massa para o volume de controle da Figura 3.5(b) fica:

$$\dot{m}_1 = \dot{m}_2 \quad \text{ou}$$

$$\rho \times A \times \bar{v}_s = (\rho + \Delta \rho) \times A \times (\bar{v}_s - \Delta \bar{v}) \quad (3.4)$$

Onde “ \dot{m}_1 ” – vazão de massa no ponto 1 ($\text{kg} \cdot \text{s}^{-1}$), “ \dot{m}_2 ” – vazão de massa no ponto 2 ($\text{kg} \cdot \text{s}^{-1}$), “ A ” – área transversal (m^2), “ v_s ” – velocidade do som no meio ($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$).

Rearranjando a equação 3.4 e considerando o distúrbio suficientemente pequeno para desprezar os efeitos combinados da variação de velocidade e densidade, tem-se:

$$\Delta \bar{v} = \left(\frac{\bar{v}_s}{\rho} \right) \times \Delta \rho \quad (3.5)$$

Novamente fazendo uso da Figura 3.5 para determinar a velocidade de um fluido compressível, será aplicada, sobre o volume de controle, a equação do movimento, considerando uma pequena espessura de onda provocada pelo deslocamento do pistão e desprezando as forças de fricção nas paredes. Nesse caso, somente as forças na direção do fluxo devido à pressão são relevantes. Desse modo, tem-se.

$$F = \dot{m}_1 \times \bar{v}_1 = \dot{m}_2 \times \bar{v}_2 \quad \text{ou}$$

$$P \times A - (P + \Delta P) \times A = \dot{m} \times (\bar{v}_s - \Delta \bar{v}) - \dot{m} \times \bar{v}_s \quad (3.6)$$

Onde “F” – força (N).

A equação 3.6 fornece a diferença de pressão provocando o deslocamento do fluido em uma mesma seção, com taxa de massa constante em qualquer ponto. Desenvolvendo a equação 3.6, tem-se:

$$\Delta \bar{v} = \frac{\Delta P}{\rho \times \bar{v}_s} \quad (3.7)$$

Igualando a equação 3.5 com 3.7, obtém-se uma relação entre a variação de pressão e a variação da densidade como determinantes da velocidade do som no fluido, apresentada na equação 3.8:

$$\bar{v}_s = \left(\frac{\partial P_s}{\partial \rho_s} \right)^{1/2} \quad (3.8)$$

Onde “ ∂P_s ” – derivada da pressão no meio (Pa) e “ $\partial \rho_s$ ” – derivada da densidade no meio (kg.m^{-3}).

Para ondas de som, as diferenças de pressão, densidade e temperatura através da onda são muito pequenas, sendo a velocidade do som uma propriedade intensiva que depende do meio no qual se propaga. Desta forma, como apresentado na equação 3.8, estas pequenas diferenças podem ser interpretadas como derivadas de pressão, densidade e temperatura.

Combinando as equações 3.3 e 3.8, fica estabelecida uma relação entre a variação de velocidade e a densidade, conforme apresentado na equação 3.9.

$$\frac{d\rho}{\rho} = - \frac{\bar{v} \times d\bar{v}}{\bar{v}_s^2} \quad (3.9)$$

A equação 3.9 mostra que o aumento da velocidade está associado com a redução da densidade do fluido.

Até o momento, as equações desenvolvidas consideraram uma seção de área constante para simplificar as deduções que levam ao conceito de velocidade sônica; entretanto, variações na seção do duto provocam variações na velocidade sônica e precisam ser detalhadas.

Para desenvolver uma relação entre a área da seção do duto e a velocidade do fluido, será considerado um volume de controle no estado estacionário e com taxa de massa constante, conforme visto na Figura 3.6.

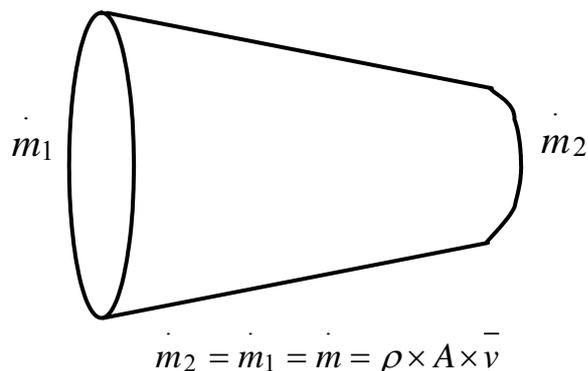


Figura 3.6 – Entrada e saída de massa de um volume de controle no estado estacionário para taxa de massa constante.

Expressando a vazão mássica apresentada na Figura 3.6 na forma diferencial, tem-se:

$$\frac{d\rho}{\rho} + \frac{d\bar{v}}{\bar{v}} + \frac{dA}{A} = 0 \quad (3.10)$$

Onde “A” – área transversal (m²), “dA” – diferença de área transversal (m²).

Combinando as equações 3.10 e 3.9, estabelece-se uma relação entre a velocidade e a área, conforme apresentado na equação 3.11.

$$\frac{dA}{A} = -\frac{dv}{v} \times (1 - Ma^2) \quad (3.11)$$

Onde “Ma” – número adimensional de Mach.

O número adimensional de Mach representa uma relação entre a velocidade do fluido e a velocidade do som apresentada na equação 3.12.

$$Ma = \frac{\bar{v}}{v_s} \quad (3.12)$$

A análise das equações 3.11 e 3.12 permitem a identificação de quatro casos particulares apresentados na Tabela III.4.

Tabela III.4 – Condições para velocidade subsônicas e supersônicas segundo Shapiro e Moran (1988).

CASO	SEÇÃO	Nº MACH	VELOCIDADE	ÁREA	DUTO
1	Bocal Subsônico	$Ma < 1$	$dv > 0$	$dA < 0$	Duto converge na direção do fluxo
2	Bocal Supersônico	$Ma > 1$	$dv > 0$	$dA > 0$	Duto diverge na direção do fluxo
3	Difusor Supersônico	$Ma > 1$	$dv < 0$	$dA < 0$	Duto converge na direção do fluxo
4	Difusor Subsônico	$Ma < 1$	$dv < 0$	$dA > 0$	Duto diverge na direção do fluxo

A análise dos casos 1 e 2 são de especial interesse, uma vez que, para um escoamento subsônico ($Ma < 1$), a seção do bocal deve diminuir para que a velocidade aumente. Com o aumento da velocidade, o número de Mach tende para o valor unitário ($Ma = 1$), determinando a seção mínima e única (A^*), onde pode ocorrer escoamento sônico, denominada de “seção crítica” ou “garganta”. A partir da garganta, para atingir número de Mach maior do que o valor unitário ($Ma > 1$, velocidades supersônicas) é necessário aumentar a seção de saída.

Fica claro que para converter um fluxo subsônico para um fluxo supersônico é necessário o uso de bocais convergente-divergente, mas para uma avaliação mais precisa, os efeitos das variações de temperatura, densidade e pressão precisam ser levados em conta.

Considerando a região entre os dois pontos arbitrários da Figura 3.7, onde será desenvolvido um balanço de energia envolvendo entalpia e a energia cinética na seção, obtém-se a equação 3.13.

$$h_1 + \frac{\bar{v}_1^2}{2} = h_2 + \frac{\bar{v}_2^2}{2} \quad (3.13)$$

Onde “h” - entalpia (J) e “ \bar{v}_1 ” – velocidade média no ponto 1 (m.s^{-1}), “ \bar{v}_2 ” – velocidade média no ponto 2 (m.s^{-1}).

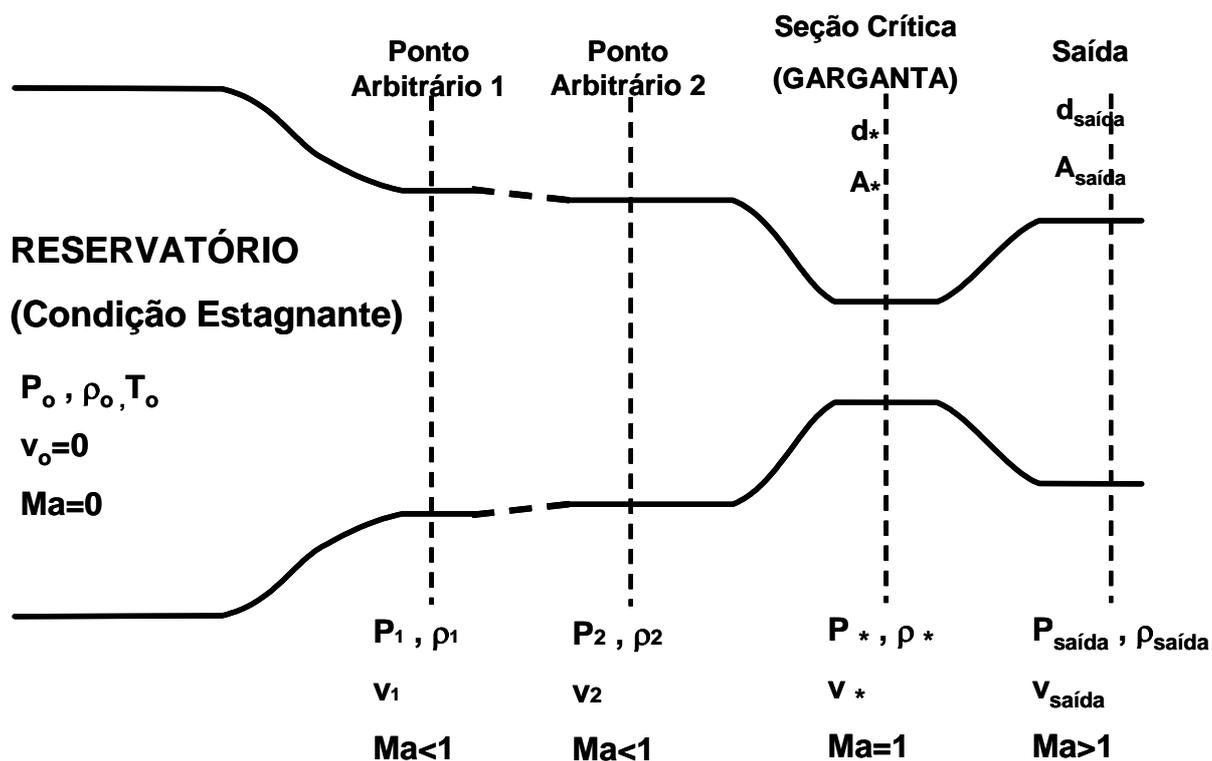


Figura 3.7 – Esquema do fluxo de gás por um bocal convergente-divergente (Mundim, 1985).

O desenvolvimento da equação 3.13 para obtenção de expressões relacionando a pressão, temperatura e densidade do gás é trabalhoso. Considerando um processo adiabático isoentrópico para um gás ideal, tem-se que:

$$\frac{P}{P_o} = \left(\frac{T}{T_o} \right)^{\frac{\gamma}{\gamma-1}} \quad (3.14)$$

Sendo:

$$\gamma = \frac{\overline{C_p}}{\overline{C_v}}$$

Onde “P” – pressão (Pa), “P_o” - pressão na seção estagnante (Pa), “T” – temperatura (K), “T_o” – temperatura na seção estagnante (K), “γ” - constante adiabática do gás, “C_p” – capacidade térmica do gás a pressão constante (J.mol⁻¹.K⁻¹) e “C_v” - capacidade térmica do gás a volume constante (J.mol⁻¹.K⁻¹).

Com esta consideração, é possível re-escrever a equação (3.13) nas seguintes formas:

$$T_2 \times \left(1 + \frac{(\gamma - 1)}{2} \times Ma_2^2 \right) = T_1 \times \left(1 + \frac{(\gamma - 1)}{2} \times Ma_1^2 \right) \quad (3.15)$$

$$\rho_2^{(\gamma-1)} \times \left(1 + \frac{(\gamma - 1)}{2} \times Ma_2^2 \right) = \rho_1^{(\gamma-1)} \times \left(1 + \frac{(\gamma - 1)}{2} \times Ma_1^2 \right) \quad (3.16)$$

$$P_2^{\frac{(\gamma-1)}{\gamma}} \times \left(1 + \frac{(\gamma - 1)}{2} \times Ma_2^2 \right) = P_1^{\frac{(\gamma-1)}{\gamma}} \times \left(1 + \frac{(\gamma - 1)}{2} \times Ma_1^2 \right) \quad (3.17)$$

Onde “T₁” – temperatura no ponto 1 (K), “T₂” – temperatura no ponto 2 (K), “ρ₁” – densidade no ponto 1 (kg.m⁻³), “ρ₂” – densidade no ponto 2 (kg.m⁻³), “P₁” – pressão no ponto 1 (Pa), “P₂” – pressão no ponto 2 (Pa), “Ma₁” - Número de Mach no ponto 1, “Ma₂” - Número de Mach no ponto 2.

As equações de 3.15 a 3.17 tratam da alteração dos valores de temperatura, densidade e pressão entre os pontos 1 e 2. A partir deste desenvolvimento, é possível estabelecer as variações de propriedades com relação a dois pontos de especial interesse: no reservatório e na “garganta”.

O reservatório, local onde é armazenada grande quantidade de fluido, será considerado o início do trajeto. O reservatório propicia ao fluido o acondicionamento em condição “estagnante”.

Glass e Smith (1976) definem a condição estagnante como sendo a região onde a seção transversal é tão grande que, para todos os propósitos de velocidade, o número de Mach é essencialmente zero. Desta forma, esta região do duto é em essência um reservatório onde existe “estagnação”. O subscrito “o” será usado para indicar as condições de estagnação, conforme apresentado na Figura 3.7.

As equações de 3.15 a 3.17 podem ser desenvolvidas para as condições no reservatório considerando que a velocidade é tão pequena que o número de Mach pode ser considerado igual a zero. Desta forma, obtém-se:

$$T_o = T_1 \times \left(1 + \frac{(\gamma - 1)}{2} \times Ma_1^2 \right) \quad (3.18)$$

$$\rho_o^{(\gamma-1)} = \rho_1^{(\gamma-1)} \times \left(1 + \frac{(\gamma - 1)}{2} \times Ma_1^2 \right) \quad (3.19)$$

$$P_o^{\frac{(\gamma-1)}{\gamma}} = P_1^{\frac{(\gamma-1)}{\gamma}} \times \left(1 + \frac{(\gamma - 1)}{2} \times Ma_1^2 \right) \quad (3.20)$$

Por sua vez, as reduções da seção do duto vão até uma seção mínima, denominada pelo subscrito “*”, chamada de seção crítica ou “garganta”, determinada pelo número de Mach igual a 1. Isto significa que a velocidade do fluido é igual à velocidade do som no meio. Nestas condições, as equações de 3.15 a 3.17 podem ser escritas nas seguintes formas:

$$T_* \times \left(1 + \frac{(\gamma-1)}{2}\right) = T_1 \times \left(1 + \frac{(\gamma-1)}{2} \times Ma_1^2\right) \quad (3.21)$$

$$\rho_*^{(\gamma-1)} \times \left(1 + \frac{(\gamma-1)}{2}\right) = \rho_1^{(\gamma-1)} \times \left(1 + \frac{(\gamma-1)}{2} \times Ma_1^2\right) \quad (3.22)$$

$$P_*^{\frac{(\gamma-1)}{\gamma}} \times \left(1 + \frac{(\gamma-1)}{2}\right) = P_1^{\frac{(\gamma-1)}{\gamma}} \times \left(1 + \frac{(\gamma-1)}{2} \times Ma_1^2\right) \quad (3.23)$$

Onde “T*” – temperatura na seção crítica (K), “ρ*” – densidade na seção crítica (kg.m⁻³)
 “P*” – pressão na seção crítica (Pa).

Comparando-se o lado direito das equações de 3.15 a 3.17 e as equações de 3.21 a 3.23, nota-se que os termos são relativos ao ponto de referência 1. Portanto, igualando-se os termos da esquerda é possível estabelecer uma relação entre o reservatório e a garganta.

Uma relação importante é obtida realizando novamente do balanço de massa, conforme esquema apresentado na Figura 3.6, aplicado em um ponto qualquer do duto e na seção crítica. Esta relação determina a área crítica como função do número de Mach e da seção qualquer do duto, conforme apresentado na equação 3.24.

$$\frac{A}{A_*} = \left(\frac{1 + \left(\frac{\gamma-1}{2}\right) \times Ma^2}{\left(\frac{\gamma+1}{2}\right)} \right)^{\left(\frac{\gamma+1}{2 \times (\gamma-1)}\right)} \times \frac{1}{Ma} \quad (3.24)$$

As equações de 3.15 a 3.17 e 3.24 podem ser expressas na forma gráfica em função do número de Mach, conforme visto na Figura 3.8.

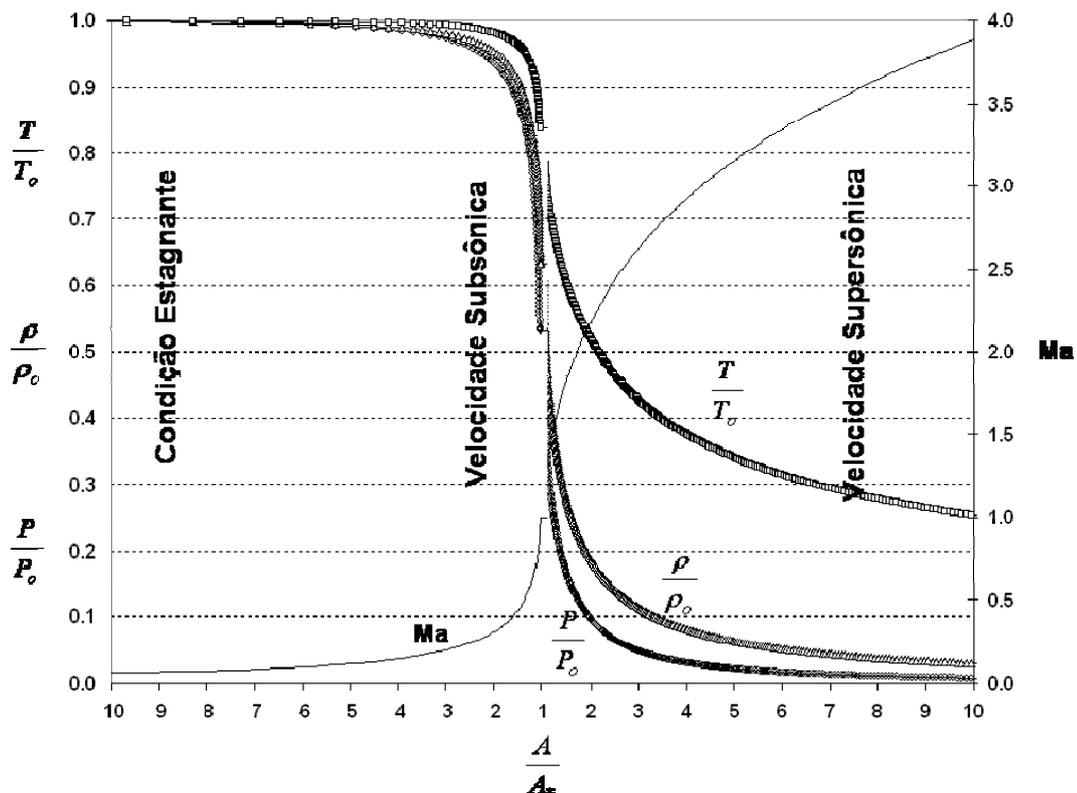


Figura 3.8 – Variação das propriedades do fluxo com a variação A/A^* (Glass e Smith , 1976).

A velocidade do oxigênio aproximando do bico de lança deveria ser muito alta exceto pelo fato que altas velocidades resultariam em grandes perdas de pressão (a perda de pressão é diretamente proporcional ao quadrado da velocidade). O limite inferior para a velocidade de aproximação é imposta na prática por limitações no diâmetro da lança. Uma faixa razoável para o número de Mach está entre 0,1 e 0,2. Desta condição verifica-se na Figura 3.8 que a área do duto da lança será 3 vezes a da garganta A/A^* .

As mudanças nas propriedades do fluxo são graduais em todos os casos, exceto quando a relação A/A^* está próxima da unidade, onde as características do fluxo são alteradas rapidamente com pequenas alterações na seção.

Mudanças rápidas de área exageram o efeito de mudança das propriedades apresentado na Figura. Como é desejável que o escoamento seja relativamente suave, as mudanças de área nas proximidades da garganta devem ser graduais.

Glass e Smith (1976) citam que existe uma diferença entre os valores calculados e os valores reais de vazão em um determinado tipo de lança. A vazão real é frequentemente relacionada ao valor teórico através do coeficiente de descarga, “ C_D ”, conforme equação abaixo:

$$\dot{m}_{real} = C_D \times \dot{m}_{teórica} \quad (3.25)$$

Onde “ C_D ” – Coeficiente de Descarga, “ \dot{m}_{real} ” – vazão de massa real (kg.s^{-1}) e “ $\dot{m}_{teórica}$ ” – vazão de massa teórica (kg.s^{-1}).

O valor de “ C_D ” depende das perdas associadas ao atrito. Para bicos com bom acabamento, valores da ordem de 0,99 podem ser obtidos. Bicos com valores de “ C_D ” entre 0,96 e 0,98 podem ser construídos sem cuidados excessivos na porção convergente ou na garganta do bico. A porção divergente, em muitos casos práticos, não tem nenhum efeito sobre a vazão.

A maneira na qual a seção divergente termina na face do bico de lança será alterada provavelmente com o acréscimo de metal e escória e ou a erosão local na base da seção divergente. Isto mostra que o raio de curvatura no canto de saída deve ser bem pequeno. Grandes raios na parede da saída da passagem divergente resultarão na instabilidade do jato entre o fluxo de oxigênio e a parede do duto de passagem. Isto tende a reduzir a capacidade de penetração do jato.

Descrito o comportamento do jato dentro do duto, é necessário descrever o comportamento na atmosfera do forno e sua interação com o banho.

3.4 – Comportamento do Jato Supersônico

O assunto será iniciado mostrando as características práticas para obtenção de um bico com jatos supersônicos. Em seguida será discutido o trajeto do jato a partir da saída do bico e suas interações com a atmosfera ao redor, e finalmente a interação com o banho líquido.

No início do sopro de oxigênio, o espaço entre o bico de oxigênio e a carga do forno é ocupado por gases quentes consistindo de monóxido de carbono vindo do banho, misturando ou não com o ar infiltrado, dependendo do sistema de captação de gases.

Após alguns minutos de sopro, a formação de escória fluída é iniciada e rapidamente aumenta a evolução de monóxido de carbono do banho, resultando na escória espumante que alcança e engloba a lança. Esta emulsão é uma complexa mistura de partículas de metal líquido e bolhas de gás dispersa em uma fase contínua de escória. Nestas circunstâncias, é praticamente impossível caracterizar o comportamento do jato em um forno ou desenvolver experimentos que possam ser extrapolados para as condições de operação. A maioria dos estudos do comportamento dos jatos é desenvolvida em atmosferas de gases inertes.

Segundo Glass e Smith (1976), o jato supersônico é obtido através de uma simples seção divergente com fácil usinagem com mínimos detalhes no desenho, concentrados nos seguintes pontos:

- transição da seção da garganta para a seção cônica divergente;
- metade do ângulo do cone divergente;
- a área da saída da seção divergente.

Os elementos básicos considerados para um bom projeto de bico são apresentados na Figura 3.9.

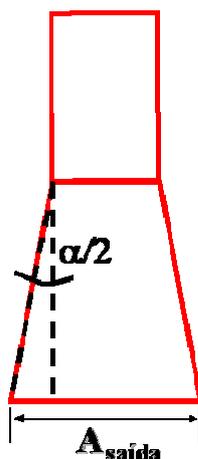


Figura 3.9 – Elementos básicos para construção de bico supersônico.

Staschower e Moreira (2002) citam que nos escoamentos compressíveis subsônicos ($Mach < 1$) o escoamento é “avisado” do obstáculo à frente e as linhas de corrente se ajustam para que o escoamento contorne o obstáculo de forma suave. No caso supersônico ($Mach > 1$) as ondas sônicas não conseguem “avisar” o escoamento supersônico da presença de um obstáculo. Assim, a natureza cria uma onda de descontinuidade, denominada ondas de choque.

Glass e Smith (1976) citam que as ondas de choque são superfícies de descontinuidade nas propriedades do fluxo. A pressão, temperatura e densidade aumentam quando o fluxo passa através da onda de choque, enquanto a velocidade do gás diminui.

Staschower e Moreira (2002) e Bray (2004) apresentam regimes de escoamentos possíveis em um bocal convergente-divergente na Figura 3.10, que são caracterizados pela variação da pressão local P , dividida pela pressão de estagnação, ou de reservatório (P_0), em função da posição do eixo axial do bocal.

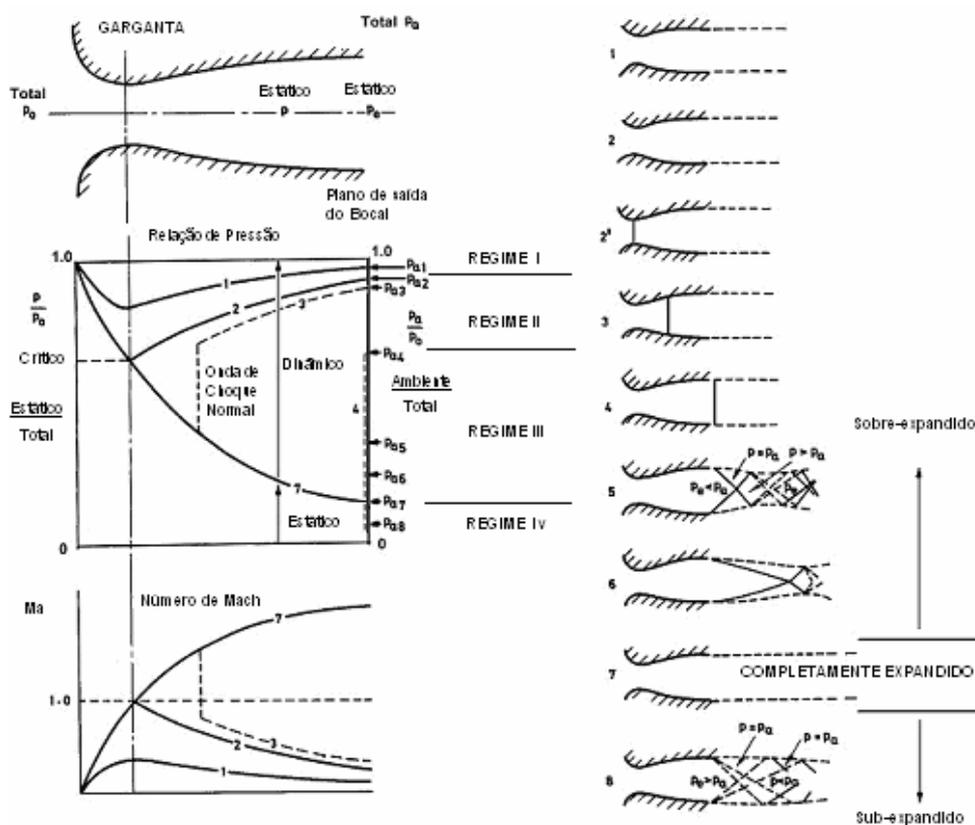


Figura 3.10 – Distribuição de pressão para o escoamento em um bocal convergente-divergente para diferentes pressões (Staschower e Moreira, 2002 e Bray, 2004).

Staschower e Moreira (2002) explicam que no regime I o escoamento é totalmente subsônico, a vazão em massa aumenta com o decréscimo da pressão de retorno (contrapressão). No regime II o escoamento na garganta é sônico, isto é, $Mach = 1$.

Bray (2004) cita que a condição para o escoamento subsônico é $(P/P_{atm}) < (P^*/P_{atm})$. Neste modo de operação o gás acelera para a garganta, mas esta é meramente um ponto de mudança e descarga para porção divergente do bocal, agindo como um difusor, reduzindo a velocidade e conseqüentemente o número de Mach. Em alguns casos, as válvulas convergente-divergentes comportam-se como um medidor Venturi. Na prática, esta condição ocorre somente no início da operação dos bocais convergente-divergentes.

Se a pressão ambiente (P_{atm}) é reduzida tal que seja igual à pressão na garganta (P^*), condições sônicas serão alcançadas na garganta e tanto o fluxo na seção convergente, quanto o fluxo na seção divergente serão subsônicos, conforme apresentado na curva 2.

Lembrando que se o fluido não é isoentrópico deve existir uma perda de pressão total, isto ocorre se a pressão ambiente (P_{atm}) é justamente abaixo que a definida na curva 2, então, uma velocidade subsônica é obtida na saída.

Staschower e Moreira (2002) explicam à medida que a pressão de retorno é reduzida abaixo da curva 2, uma onda de choque normal aparece à jusante da garganta e interior ao bocal. Como o escoamento é subsônico após o choque, ocorre uma desaceleração acompanhada de um aumento de pressão através do duto divergente do bocal como ilustrado pela curva 3.

Bray (2004) explica a curva 3 como um modo de operação onde o fluido acelera até velocidades sônicas na garganta e supersônicas na seção divergente. A onda de choque normal, então, restabelece a velocidade sônica. A onda de choque normal deverá ocorrer em algum ponto na seção divergente, na qual, todas as condições de fluxo na garganta e na saída são atendidas. Como a pressão ambiente está menor que a pressão gerada pela onda de choque normal, esta se move até alcançar a saída do bocal.

Staschower e Moreira (2002) citam que quando a pressão de retorno (P_{atm}) é reduzida ainda mais, o choque move-se mais à jusante da garganta até se estabelecer no plano de saída do bocal (curva 4). No regime II, assim como no regime I, o escoamento de saída é subsônico. Como as propriedades do escoamento na garganta são constantes para todas as condições no regime II, a vazão em massa neste regime não varia. A partir do regime II, o bocal tem a vazão no seu valor máximo e permanece constante.

No regime III, exemplificado na curva 5, a pressão de retorno (P_{atm}) é mais alta que a pressão de saída ($P_{saída}$), mas não o suficiente para manter um choque normal no plano de saída. O escoamento ajusta-se para a pressão de retorno através de uma série de choques de compressão oblíquos fora do bocal.

Bray (2004) explica um sistema de ondas de choque oblíquo completamente desenvolvimento (curva 6) como ondas de choque refletidas sobre uma linha de simetria, mas, as expansões onde elas golpear na superfície livre do jato, constroem

uma padrão característico de onde de choque. Com a pressão ambiente reduzida, as ondas de choque tornam-se mais oblíquas, até desaparecer, e o regime é isoentrópico (curva 7) é estabelecido. Esta condição, onde não se formam ondas de choque é chamada de projeto do bocal.

Staschower e Moreira (2002) citam que baixando a pressão de retorno para curva 8, ocorre um efeito interessante. O escoamento é isoentrópico da câmara de pressão à saída do bocal, em seguida passa por um processo de expansão reversível, para o valor mais baixo de pressão na região de descarga. Um bocal operando nestas condições é dito subexpandido, uma vez que a expansão adicional ocorre fora dele.

Kawakami (1966) cita que em geral, quando a pressão estática na saída do bocal é maior do que a pressão de retorno, ondas de expansão são produzidas na periferia da saída do bocal, e ondas de compressão aparece em condições reversíveis. Ondas de choque normais são produzidas atrás do bocal quando a diferença de pressão é muito grande. Neste caso, o jato passa através do plano descontínuo com um considerável pulso da pressão estática e a conversão de parte da energia em calor que provoca a redução na pressão total e na velocidade.

Glass e Smith (1976) citam que ondas de choque sempre envolvem perdas no sistema em termos de energia total do sistema. As perdas aumentam com o número de Mach e com o ângulo de choque superior a 90° . Um jato supersônico contendo várias ondas choque terá uma menor energia cinética para uma distância abaixo do bocal que um jato equivalente sem estas ondas. Porém, é praticamente impossível ter um fluxo supersônico de um bico completamente livre de ondas de choque, mas se os ângulos de choque são mantidos relativamente baixos, as perdas podem ser desconsideradas.

Kawakami (1966) explica que para reduzir as ondas de choque é necessário adotar uma correta relação entre a área da seção transversal de saída do bocal e a área da seção transversal da garganta (A/A^*) no lado divergente para uma razão de pressão pretendida (P/P_0), e uma forma entre as seções transversais para produzir menores ondas de choque.

A efetividade máxima do momento do jato é produzida no bico quando a pressão estática na saída do bico ($P_{saída}$) é essencialmente igual a pressão atmosférica (P_{atm}). Altos momentos na saída do bico podem ser obtidos quando a $P_{saída}$ é menor que a P_{atm} , mas a estrutura das ondas de choque determinadas nesta pressão desbalanceada resultará em uma menor efetividade do momento a distâncias abaixo do bocal. Também os sistemas de exaustão de gases do convertedor podem criar alguma pressão de retorno ou uma redução de pressão no vaso, alterando a pressão atmosférica do local.

Segundo Smith (1966), bicos de lança de BOF (“*Basic Oxigen Furnace*”) são normalmente desenhados para fornecer um jato completamente expandido dentro de uma vazão nominal média na faixa esperada de tempos de sopro. Na prática estas vazões estão compreendidas em 20% acima e abaixo do nominal. O efeito de exceder a vazão projetada está na produção de um jato de baixa expansão (sub-expandido). Neste caso o jato possui uma pressão acima da pressão ambiente quando deixa o bocal e sofre uma expansão adiantada com formação de ondas de choque depois de sair do bocal, com baixa eficiência em converter esta pressão adicional em velocidade. Por sua vez, sopros com vazões abaixo do projetado produzem jatos de alta expansão (sobre-expandido). Neste caso, na saída a pressão do jato é menor que a pressão ambiente contraindo sobre o bocal e novamente acarretando a formação de ondas de choque com baixa eficiência na conversão de pressão em velocidade.

Segundo Szekely e Themelis (1971), em saídas supersônicas, ondas de choque são freqüentemente produzidas por sobre-expansão ou sub-expansão do gás no bocal. A relação da área de saída para a área da seção crítica (garganta) tem forte relação com a pressão ambiente e a pressão estagnante usada, conforme pode ser visto na equação 3.26 abaixo:

O jato supersônico deixando a seção divergente do bico, inicia o processo de interação com a atmosfera que o circunda. As relações são agora estabelecidas entre o gás do jato e o gás da atmosfera.

$$\frac{A}{A_*} = \left(\frac{\left[1 + \left(\frac{P}{P_o} \right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}} \right] \times \left(\frac{P}{P_o} \right)^{\frac{1}{\gamma}}}{\left(\frac{\gamma-1}{2} \right)^{\frac{1}{2}} \times \left(\frac{2}{\gamma+1} \right)^{\left(\frac{1}{2} \times \frac{\gamma+1}{\gamma-1} \right)}} \right) \quad (3.26)$$

Onde “A” – área da seção transversal (m²), “A*” – área da seção crítica (m²), “P” – pressão (Pa).

O processo de mistura do jato acontece essencialmente à pressão atmosférica, considerada constante. Assim vazão de massa aumenta através da mistura com o gás ambiente e o aumento da distância enquanto a velocidade média deve diminuir.

Szekely e Themelis (1971), assumindo que a pressão do jato é igual à pressão do ambiente consideraram que o momento total em qualquer seção do jato é igual ao momento inicial no bocal. Desta forma, pode-se escrever:

$$\rho_{saída} \times v_{saída}^2 \times \pi \times r_{saída}^2 = \int_0^{A_x} \rho_x \times v_x^2 \times dA \quad (3.27)$$

Onde “ $\rho_{saída}$ ” - densidade na saída do bocal (kg.m⁻³), “ $v_{saída}$ ” - velocidade na saída do bocal (m.s⁻¹), “ $r_{saída}$ ” - raio na saída do bocal (m), “ ρ_x ” - densidade abaixo da saída do bico ao longo do eixo do jato (kg.m⁻³), “ v_x ” - velocidade do jato abaixo da saída do bico ao longo do eixo do jato (m.s⁻¹) e “ A_x ” – área do jato abaixo da saída do bico ao longo do eixo do jato (m²).

Segundo Kawakami (1966) a equação 3.27 está baseada em suposições: 1) o momento do gás é constante ao longo de todo o jato, 2) a função de distribuição de velocidade é

constante ao longo de todo jato e 3) a distribuição de velocidade do jato apresenta curva de probabilidade Gaussiana (distribuição normal).

A taxa de transporte de momento corresponde a uma força de impacto. Desde que o momento e a força de impacto sejam constantes com a distância, a pressão média deve diminuir com a distância da saída do bico, pelo aumento da área (taxa de espalhamento).

A força exercida por um jato quando impacta sobre uma superfície suficientemente larga e plana, perpendicular ao eixo do jato, é igual ao somatório dos termos de massa vezes a velocidade através do jato imediatamente acima do plano de impacto. Esta força total dividida pela área do jato no plano de impacto determina a pressão média.

Ainda, a velocidade em jatos turbulentos varia de zero na periferia para máxima sobre o eixo (depois que a mistura turbulenta está bem estabilizada) e a pressão de impacto sobre o eixo do jato é geralmente muito maior do que a pressão média exercida pelo mesmo.

Então, a taxa de redução de velocidade na linha central (taxa de perda) e a taxa de aumento do diâmetro (taxa de espalhamento) são características básicas dos jatos. Estas discussões assumem que o jato está completamente imerso em uma atmosfera gasosa homogênea e que não interage com qualquer superfície líquida ou sólida.

O processo de mistura turbulenta no contorno do jato não tem efeito imediato no fluxo sobre a linha central. De fato, existe no jato uma região cônica no qual o fluxo não é afetado no processo de mistura. A base deste cone está na saída do bocal e o apêx está no eixo do jato.

Quando o jato uniforme de gás com velocidade inicial, " $v_{saída}$ " é descarregado do bocal para o fluido, uma superfície de separação tangencial é criada entre o jato e o ambiente que o envolve. A instabilidade desta superfície cria redemoinhos que se movem na direção do fluxo. Neste caminho, momento, calor e massa são transferidos entre o jato e o ambiente, formando uma borda com espessura finita. Esta região é chamada de

“camada de contorno de jato”, sendo normalmente turbulenta, exceto em raros casos de velocidades muito baixas.

Kawakami (1966) explica que o jato supersônico causa o fenômeno de mistura (difusão) enquanto viaja através da atmosfera engolfando-a para dentro do jato, e desta forma reduzindo sua velocidade. A velocidade do jato supersônico é reduzida pela transferência de calor com a atmosfera e pelo surgimento de ondas de choque. Por esta causa, a relação entre a velocidade de saída e a velocidade do jato abaixo da saída do bico ao longo do eixo do jato pode indicar o grau de mistura ($v_x/v_{saída}$). Esta relação também significa queda na concentração de oxigênio.

A camada de contorno de jato adjacente no ponto de saída do bocal tem espessura inicial zero. Após o bocal, o contorno do jato aumenta de espessura, pelo entranhamento com o fluido ao redor, e as porções do núcleo do jato são desaceleradas. Esta espessura conduz a um aumento da seção transversal do jato e a uma gradual “erosão” do núcleo turbulento.

A parte do jato na qual existe o fluxo do núcleo potencial, onde a velocidade é igual velocidade na saída do bocal, é chamada de “região inicial do fluxo”. A região do fluxo no cone onde não ocorrem perdas devido à mistura turbulenta é denominada “núcleo potencial”. As regiões do jato descritas acima são apresentadas na Figura 3.11.

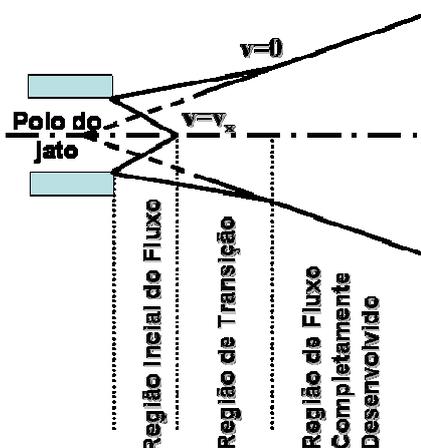


Figura 3.11 – Processo de mistura turbulenta (Szekely e Themelis, 1971).

Na Figura 3.11, a outra superfície da camada contorno do jato é assumida em contato com um do gás estacionário. Desta forma, a componente axial de velocidade naquela superfície é igual a zero. Na direção do jato, a vazão de massa aumenta e a velocidade reduz, mas o momento total permanece constante, conforme comentado anteriormente.

O envelope externo do jato adquire a forma de um cone regular, tendo a origem no chamado “pólo do jato”. O pólo do jato está localizado a uma distância muito curta à frente do bocal de saída.

Jatos turbulentos tipicamente se espalham a uma taxa constante, exceto, talvez, para uma curta porção do jato logo à frente da saída do bocal. As linhas externas de um jato turbulento podem, desta forma, ser descritas por duas linhas. O ângulo efetivo de espalhamento de jato está relacionado com o diâmetro do jato e a distância à frente do bocal, conforme descrito pela equação:

$$\tan \beta = \frac{\left(\frac{D_x}{2} \right)}{x} \quad (3.28)$$

Onde “ β ” – ângulo de espalhamento do jato = metade do ângulo do cone formado pelo contorno do jato (rad), “ D_x ” – diâmetro do jato na altura x (m), “ x ” – distância abaixo da saída do bico, medido ao longo do eixo do jato (m).

A representação da equação 3.28, para uma lança com bocal único, é apresentada na Figura 3.12.

Na Figura 3.12 à distância de alcance dos jatos, “ x ”, é usualmente apresentada através de uma medida relativa, sendo dividida pelo diâmetro de saída do bocal. Desta forma, o número adimensional “ $x/D_{saída}$ ” representa uma característica do jato para descrever os resultados de qualquer tamanho particular de bico.

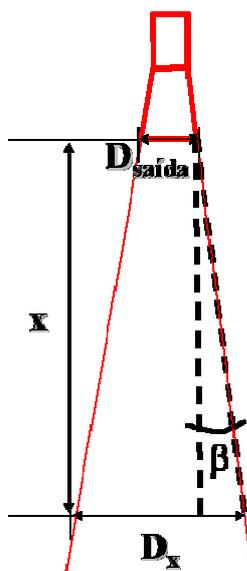


Figura 3.12 – Determinação do ângulo de espalhamento de jato.

Com exceção da porção inicial do jato, a velocidade no eixo cai de acordo com a relação abaixo:

$$\frac{v_x}{v_{saída}} = \frac{6}{\left(\frac{x}{D_{saída}}\right)} \quad (3.29)$$

Onde “ v_x ” – velocidade do jato na linha central abaixo do bocal ($m.s^{-1}$), “ $v_{saída}$ ” – velocidade do jato na saída do bocal ($m.s^{-1}$) e “ $D_{saída}$ ” – diâmetro na saída do bocal (m).

O trabalho desenvolvido por Anderson e Johns (1955) e apresentado por Smith (1966) mostra o resultado do experimento para determinação do comprimento do núcleo supersônico em termos do diâmetro da garganta, como uma função do número de Mach na saída, conforme pode ser visto na Figura 3.13.

A Figura 3.13 mostra que, para número de Mach em torno de 2.5, o comprimento do núcleo supersônico está entre 30 e 40 r^* . O parâmetro “ r^* ” representa o raio do diâmetro crítico. Esta faixa de valores representa uma referência para o posicionamento da lança

no interior do converteador, contribuindo para determinar a penetração do jato no banho metálico.

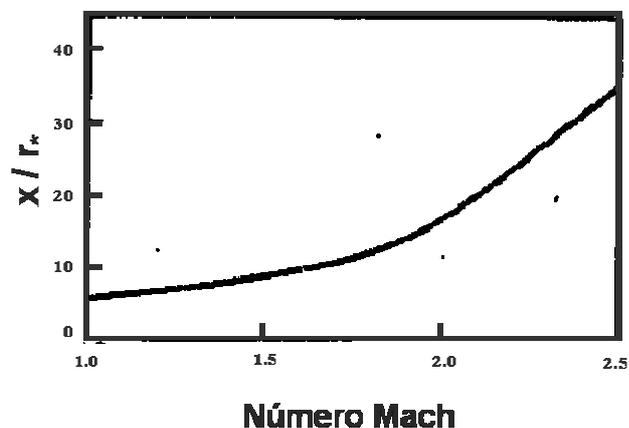


Figura 3.13 – Comprimento do núcleo supersônico com função do número de Mach na saída (Anderson e Johns, 1955 citado por Smith, 1966).

A característica de espalhamento do jato para uma lança com um único bocal é apresentada na Figura 3.14, em termos do raio relativo como função da distância da garganta.

Na Figura 3.14, “ r_{2j} ” é o raio na qual a velocidade local do jato é a metade da máxima velocidade na seção transversal considerada e “ r_* ” é o raio da seção crítica (garganta). O raio do jato (r_x), que consiste no núcleo supersônico e nas regiões subsônicas, é aproximadamente duas vezes “ r_{2j} ”. O raio do jato (r_x) é o ponto do raio acima do qual nenhum impacto de pressão é detectável. O espalhamento do jato é correlacionado com o número de Mach, na Figura 3.15.

A Figura 3.15 mostra que quanto maior o número de Mach, menor é o espalhamento de jato, para uma mesma distância do bocal.

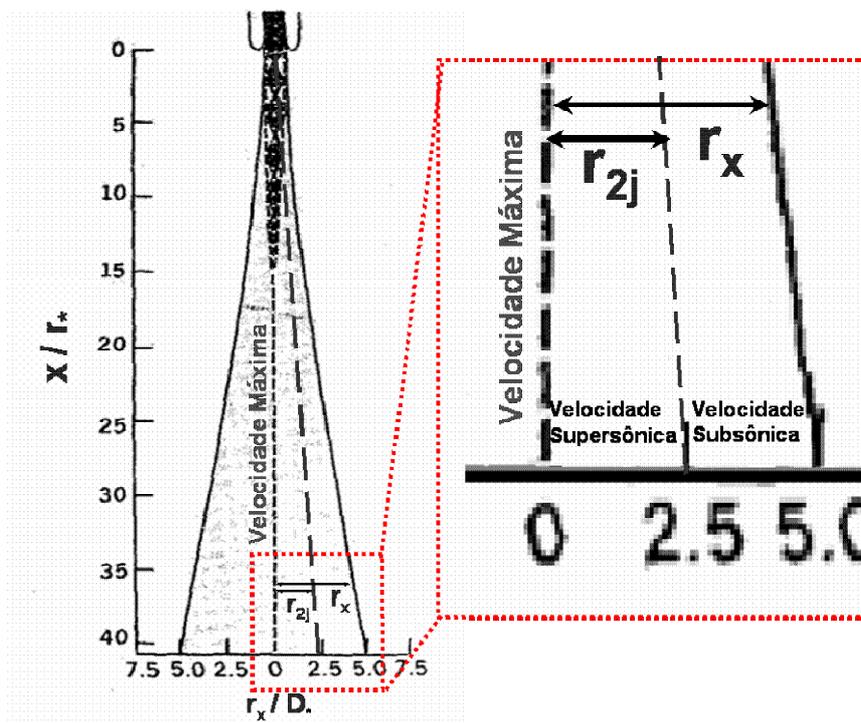


Figura 3.14 – Representação do espalhamento de jato em função da distância do bocal (Anderson e Johns, 1955 citado por Smith, 1966).

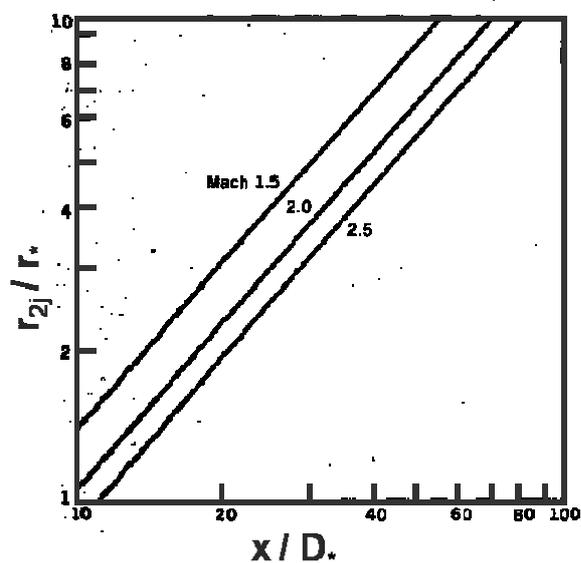


Figura 3.15 – Características do espalhamento de jato em função do número de Mach e distância do bocal (Anderson e Johns, 1955 citado por Smith, 1966).

Outro resultado do trabalho de Anderson e Johns (1955) mostra a queda da máxima pressão de impacto ao longo do eixo do jato, como uma função da distância da garganta, para vários números de Mach. Este resultado é apresentado na Figura 3.16.

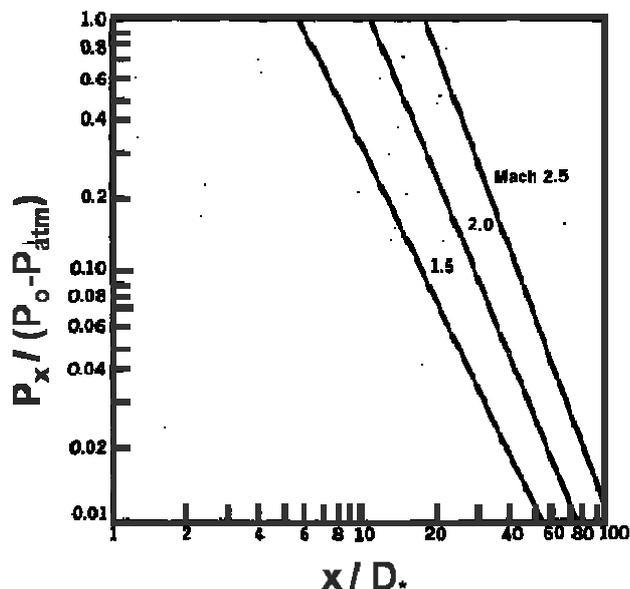


Figura 3.16 - Queda da máxima pressão de impacto de jato como função do número de Mach e distância da seção crítica (Anderson e Johns, 1955 citado por Smith, 1966).

Na Figura 3.16, “ P_x ” é a pressão acima da pressão atmosférica, medida pelo impacto em um corpo de prova sobre o eixo do jato a uma distância “ x ” da saída do bico e “ $(P_0 - P_{atm})$ ” é a pressão no reservatório estagnante menos a pressão do ambiente, como condição na saída do bocal.

Para estrutura de múltiplos jatos, Smith (1966), apresenta a Figura 3.17, que descreve o campo de vazão para um jato simples de uma lança com múltiplos bocais para casos com 5° e 10° de inclinação com relação ao centro.

O centro da saída do bocal está a aproximadamente um diâmetro da linha de centro da lança sendo este um típico “*lay-out*” de muitas lanças de 03 bocais em operação. Para 10° ou inclinações maiores, o contorno interno do jato corre paralelo com a linha de centro da lança e os jatos não tem uma interseção. Para o caso de 5°, o contorno interno do jato cruza com a linha de centro da lança próximo a 30 diâmetros abaixo e a borda

dos jatos seriam interseccionadas depois de alcançar este ponto. Com jatos de inclinação menores que 5° , a sobreposição aumentaria a ação dos jatos e provavelmente aproximaria de uma lança de jato único com a mesma vazão total. Para jatos com inclinação maiores que 10° , o poder de penetração do jato seria reduzido e uma maior quantidade de projeção seria diretamente direcionada para as superfícies dos fornos.

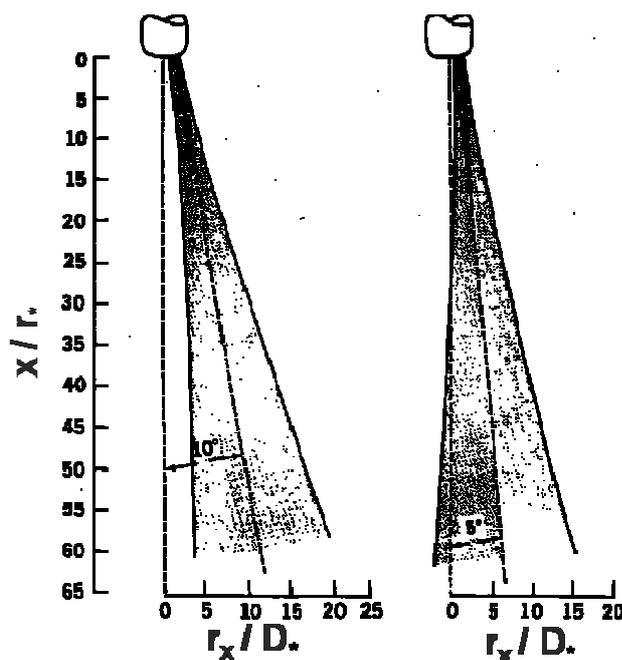


Figura 3.17 – Comparação entre inclinações de jato (Smith, 1966).

Lee, Neilson e Gilchrist (1977) comparando lanças de 03 e 04 bocais com ângulos de 15° e 10° respectivamente, com o objetivo de determinar o ângulo de espalhamento de jato, demonstraram o efeito da sobreposição na velocidade de jatos. O estudo consistiu em medir a velocidade através da pressão de impacto registrada por um tubo de Pitot. As lanças testadas foram feitas em escala de 1/6 em relação à usada na British Steel Corporation conforme apresentado na Tabela III.5.

Para lanças de 03 bocais, a média do ângulo de espalhamento (semi-ângulo no qual o contorno de jato espalha) medido da saída do bocal com relação ao eixo do bocal foi de $7,5^\circ$. O valor do ângulo de espalhamento de jato foi verificado até uma distância superior a 45 diâmetros de saída, conforme pode ser visto na Figura 3.19.

Tabela III.5 – Especificações e desempenhos das duas lanças utilizadas na British Steel Corporation (Lee, Neilson e Gilchrist, 1977).

Número de Bocais	Diâmetro da Garganta (mm)	Ângulo do bocal	Pressão (Pa)		Vazão de Oxigênio (m ³ /min.)		Características do Convertedor		
			Operação	Desejado	Operação	Desejado	Projeção	Qualidade	Refratário
3	38	15°	10,69x10 ⁵	7,45x10 ⁵	380	324	Alta	Boa	Boa
4	34	10°	10,69x10 ⁵	7,24x10 ⁵	405	336	Baixa	Ruim	Ruim

*Baseada na Pressão de Retorno = 1.10×10^5 (Pa)

As características geométricas dos bicos de 03 e 04 bocais são apresentadas na Figura 3.18.

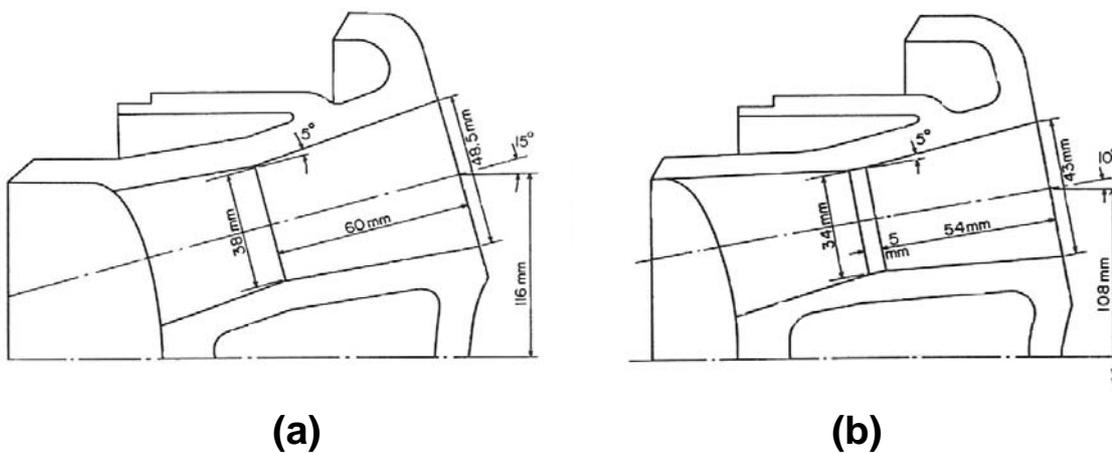


Figura 3.18 – Detalhes geométricos dos bicos de: a) 03 bocais e b) 04 bocais (Lee, Neilson e Gilchrist, 1977).

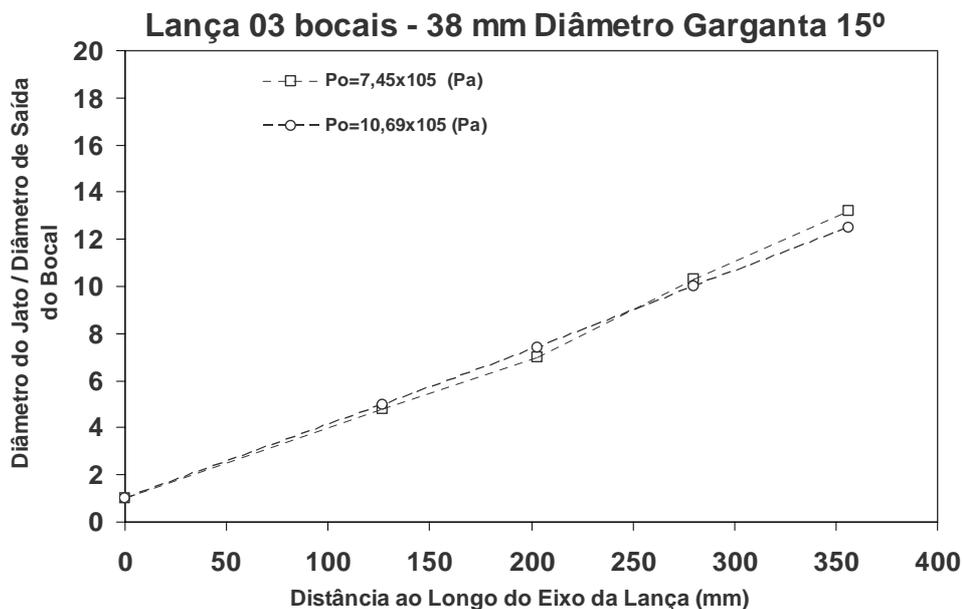


Figura 3.19 – Espalhamento de jato para lança 03 bocais de 38mm de diâmetro da garganta e 15° de inclinação em relação ao eixo da lança (Lee, Neilson e Gilchrist, 1977).

Este resultado extrapola os limites estabelecidos por Smith (1966), sendo notado para lança de 03 bocais um pequeno desvio dos jatos individuais com a posição teórica em direção à linha de centro da lança, expressa pela equação 3.28.

Lee, Neilson e Gilchrist (1977) citam que, nesta condição, persistem ao longo do trajeto 03 jatos distintos com mínimo de interferências entre eles. Desta forma, cada jato entranha com o ar secundário de forma similar ao outro, existindo uma rápida queda na velocidade acompanhada de rápido aumento de diâmetro efetivo do jato, conforme pode ser visto na Figura 3.20 para as duas pressões estagnantes testadas, variando as distâncias ao longo do eixo da lança.

Os diagramas apresentados na figura dão uma indicação do fluxo de distribuição de momento sobre a superfície da carga no convertedor (assumindo que a superfície não é perturbada pelos jatos). Também pode ser visto no diagrama que as posições e áreas de impacto são praticamente as mesmas para as duas pressões testadas, mas pressões menores fornecem menores momentos no impacto e presumivelmente sopros macios.

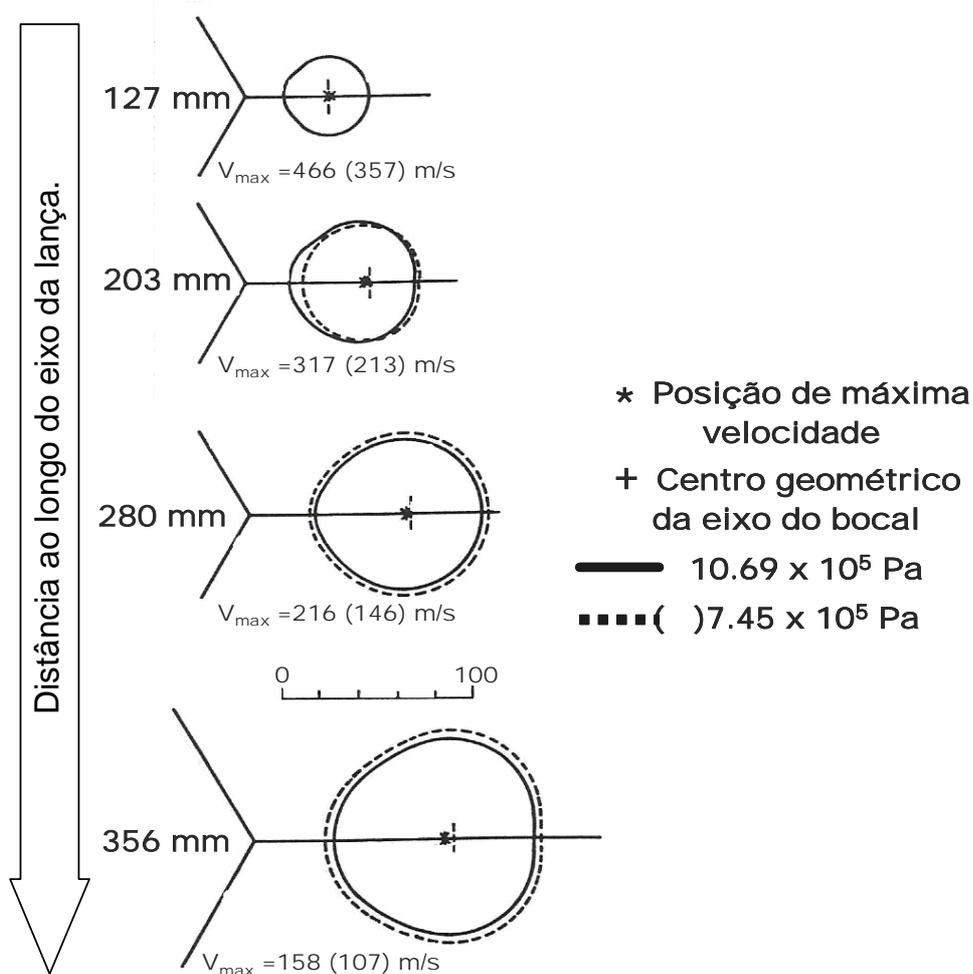


Figura 3.20 – Diagrama de impacto para várias distâncias a partir do eixo da lança para lança de 03 bocais (Lee, Neilson e Gilchrist, 1977).

Para lança de 04 bocais e 10° de inclinação ocorreram desvios dos jatos com relação a vertical principalmente para baixos valores de pressão, conforme pode ser visto na Figura 3.21.

Para lança de 04 bocais, independente da pressão utilizada, ocorre o fenômeno do coalescimento de jato. No coalescimento o jato move progressivamente em direção o eixo da lança promovendo o aumento da velocidade. Os jatos dos bocais formam uma única configuração de formas irregulares de impacto, próximas ao centro do banho conforme pode ser visto na Figura 3.22.

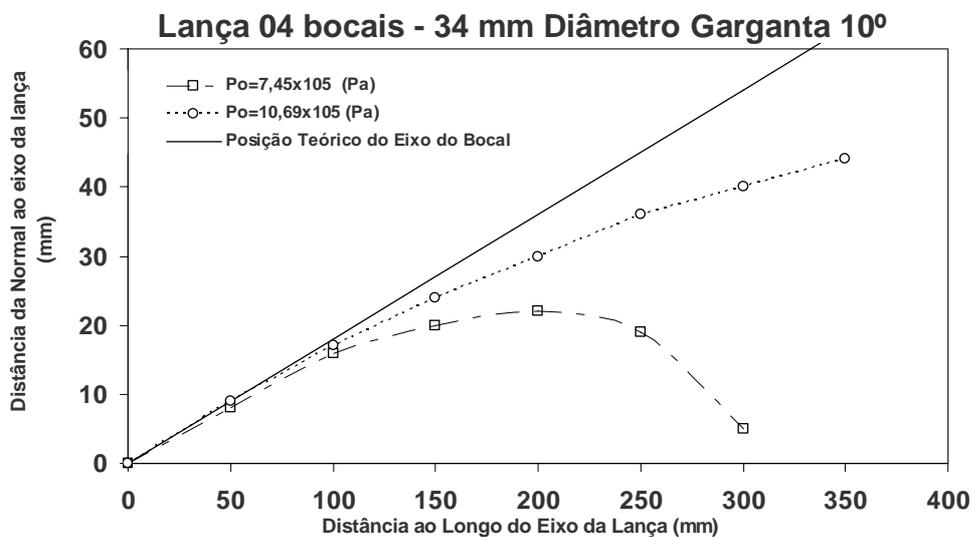


Figura 3.21 – Posição de máxima velocidade relativa do jato no eixo do bocal para lança de 04 bocais (Lee, Neilson e Gilchrist, 1977).

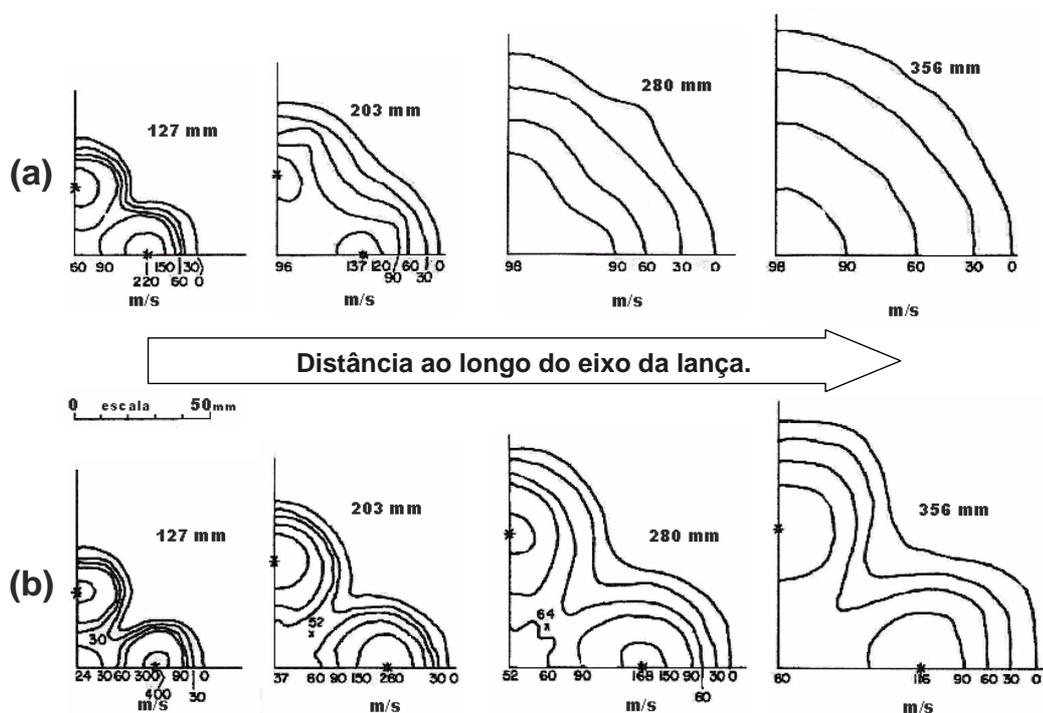


Figura 3.22 – Diagrama de impacto para várias distâncias a partir do eixo da lança para lança de 04 bocais sendo: (a) $7,24 \times 10^5$ Pa e (b) $10,69 \times 10^5$ Pa (Lee, Neilson e Gilchrist, 1977).

O grau de coalescência aumenta com a queda de pressão estagnante. Para pressões maiores não existe uma completa coalescência e sempre permanece alguma incidência dos quatro jatos originais.

Lee, Neilson e Gilchrist (1977) explicam o fenômeno da coalescência de jato tomando uma vista no plano de direção Y-Y, apresentada na Figura 3.23.

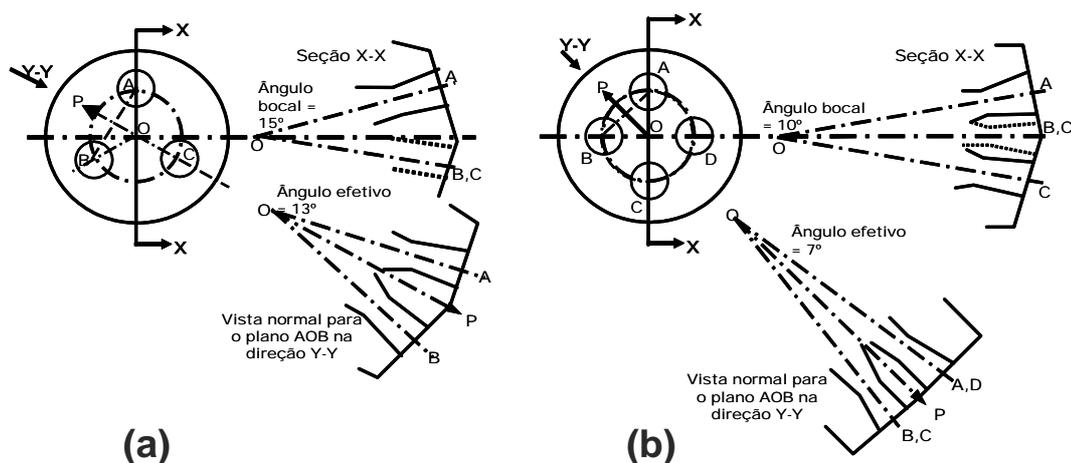


Figura 3.23 – Ângulo efetivo entre bocais adjacentes para: a) 03 bocais e b) 04 bocais (Lee, Neilson e Gilchrist, 1977).

A Figura 3.23 mostra que o ângulo entre o eixo de dois bocais é 26° para uma lança de 03 bocais e 14° para 04 bocais. Desta forma neste plano os semi-ângulos efetivos (ângulos de espalhamento) são 13° e 7° , sendo menores que os respectivos ângulos entre os bocais e o eixo da lança. Um jato interferirá com outro se seus contornos encontrarem algum outro ao longo da linha OP, a bissetriz do ângulo entre os eixos dos bocais. Para lanças de 03 bocais os contornos de jato divergem um do outro em um ângulo de $+5,5^\circ$ ($13,0^\circ - 7,5^\circ$). Com lanças de 04 bocais este ângulo de divergência é de $-0,5^\circ$ ($7,0^\circ - 7,5^\circ$), significando o sinal negativo que o efeito de contorno de jato deve ser em algum lugar ao longo da linha OP.

Igualmente importante é o efeito da sucção entre os jatos adjacentes que suga o ar secundário para os limites de volume avaliados no centro da lança.

Para este caso, coalescência é por definição causada pela fusão dos jatos, em estágios prematuros, determinando os graus de coalescência mais severos, sendo a sucção apenas um efeito.

Para ambos, jatos supersônico e subsônico, as taxas de espalhamentos e de perda são fortemente afetadas pela relação entre a densidade de gás do jato e a densidade do gás ao redor do jato, isto é, do gás ambiente. Quando esta relação é menor do que 1, a densidade do jato é menor que a ambiente, então, o jato espalha mais rapidamente e v_x cai rapidamente. Por outro lado, quando a relação é maior do que 1, a densidade do jato é mais alta e o jato espalha vagorosamente, e v_x reduz lentamente. Apesar da densidade do gás do jato gradualmente aproximar-se da densidade do gás ambiente (ρ_{amb}), para efeito de comparação, a densidade do jato é considerada como a densidade do gás na saída do bocal.

Lee, Neilson e Gilchrist (1977) consideram que os modelos de jato saindo para atmosfera ambiente fornecem previsões com razoável precisão do caminho no qual o jato espalha e interfere com outro, apesar das velocidades obtidas serem menores que as esperadas nos convertedores.

Segundo Szekely e Themelis (1971), no ponto onde o gás atinge a superfície do líquido, uma depressão é formada, a superfície é instável e oscila em ambas as direções laterais e verticais. A transferência de momento do jato de gás causa a circulação do banho líquido e também provoca a elevação das bordas ao redor da depressão. Após uma determinada profundidade da cavidade, uma pequena ondulação originada ao redor da periferia quebra em pequenas gotas que são ejetadas para o ambiente e que quando retornam arrastam pequenas bolhas de gás. A Figura 3.24 ilustra a forma da cavidade quando o gás atinge a superfície do banho.

A profundidade da depressão no banho líquido pode ser correlacionada com o momento do jato através de um balanço de energia na base da cavidade, conforme a equação abaixo:

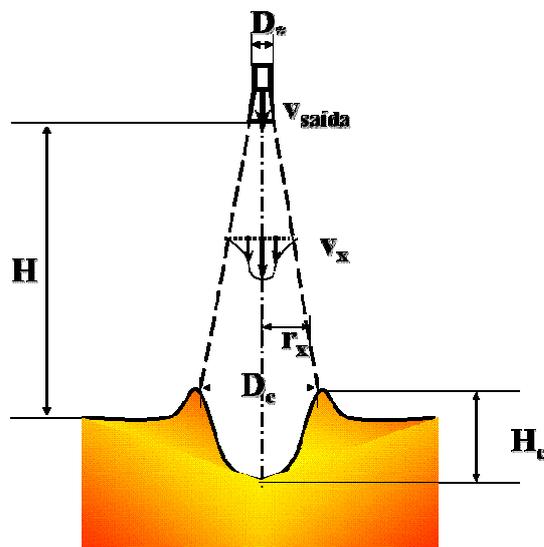


Figura 3.24 – Modelo de penetração do jato (Wakelin citado por Szekely e Themelis, 1971).

$$\frac{1}{2} \times \rho_{saída} \times v_x^2 = g \times \rho_B \times H_c + \frac{2 \times \sigma}{r_c} \quad (3.30)$$

Onde “ $\rho_{saída}$ ” – densidade na saída do bocal (kg.m^{-3}), “ ρ_B ” – densidade do banho (kg.m^{-3}), “ v_x ” – velocidade do jato abaixo da saída do bico ao longo do eixo do jato (m.s^{-1}), “ g ” – aceleração da gravidade (m.s^{-2}), “ H_c ” - altura da cavidade no banho (m), “ r_c ” - raio da cavidade no banho no ponto de estagnação (m) e “ σ ” – tensão superficial (N.m^{-1}).

Na equação 3.29 o primeiro termo mostra que a energia cinética proveniente do gás é decomposta em duas componentes, sendo a profundidade de penetração contida na componente da energia potencial e o diâmetro da cavidade determinado pela componente da tensão superficial.

Segundo Wakelin citado por Szekely e Themelis (1971), com o impacto do jato a camada da superfície move rapidamente em direção às paredes do vaso e penetra na maior parte do banho. Um vórtex é formado no banho pelo fluido retornando para o

centro do vaso após defletir nas paredes. Uma região de fluido estagnado de forma cônica é encontrado no fundo do banho abaixo da cavidade formada com o impacto do jato.

Díaz-Cruz *et alli* (2002) descrevem de forma mais detalhada o comportamento do banho durante o sopro. Segundo os autores, primeiro ondula a superfície com curtos comprimentos de onda e uma penetração de jato bastante rasa. Logo em seguida a penetração de jato fica mais profunda e a topografia do comprimento de onda do banho aumenta. Na seqüência, o comprimento de onda aumenta o bastante para alcançar o diâmetro inteiro do vaso, produzindo uma rasa penetração. A simulação matemática prediz que não há uma profundidade de penetração de jato fixa, confirmando o observado no modelo físico.

O revolvimento do gás é particularmente intenso na cratera de jato. Este fenômeno é observado na superfície gás-líquido quando os comprimentos de onda das ondulações de superfície são relativamente curtos. A intensidade deste processo de mistura diminui quando o comprimento de onda das superfícies de ondulações torna-se maiores. Estes padrões de onda são cíclicos com o tempo.

Os fortes fenômenos de tensão de cisalhamento na interface são promovidos pelo campo de velocidade da fase gasosa sobre a fase líquida. O campo de velocidade da fase líquida indica fluxos para as paredes do vaso com forte recirculação ao longo do fundo. A fase gasosa mostra forte recirculação na região cilíndrica e com intensidade considerável no cone do vaso. Realmente, na indústria, ocorrem relatos de altas taxas de desgaste dos refratários nas zonas mais altas do forno.

Segundo Díaz-Cruz *et alli* (2002), baixa altura de lança em relação ao banho provoca menos projeção de material (“*splashing*”) que em alturas intermediárias. As maiores quantidades de projeções são alcançadas com lanças altas em relação ao banho metálico, podendo ser separados por zonas de atuação das alturas de lança.

As zonas de atuação das alturas de lança podem ser divididas em três, sendo a primeira zona considerada de penetração, ocorrendo à formação de uma cratera funda. A segunda é chamada de zona de “*splashing*” e a terceira e última zona segue um padrão de covas (“*dimpling*”), causado pela baixa transferência de impacto de gás para a fase líquida.

Na prática as zonas são classificadas como modos de operação: “sopro mole”, “sopro mole-duro” e o “sopro duro”. Estes são associados a uma combinação dos fatores como relação carga enfundada e volume do convertedor, quantidade e tipo de sucata, quantidade e instante da adição de escorificantes, além da distância da lança ao banho estático.

O sopro mole é caracterizado por uma baixa penetração de jato no banho, provocando uma maior oxidação da escória e menor taxa de descarburização, sendo apropriado para redução dos teores de fósforo. O sopro duro, ao contrário, é caracterizado pela forte penetração do jato, acelerando a descarburização, sendo adequado para reduzir o tempo de sopro. As interações entre jato e banho podem ser estudadas através do uso de modelos físicos. Os fundamentos do modelamento físico de processos são apresentados a seguir.

3.5 – Modelamento Físico de Processo

Apresentadas as equações matemáticas que descrevem os fenômenos de escoamento do oxigênio e sua interação com banho metálico, será abordado neste item o uso de modelos físicos para representar processos industriais, suas vantagens e o uso de relações de similaridade, que devem ser obedecidas para garantir que os modelos físicos representem efetivamente o processo industrial.

Carneiro (1996) apresenta a evolução de conceitos e definições desenvolvidos por vários estudiosos da análise dimensional e semelhança de modelos físicos. Abaixo estão transcritos os resumos dos conceitos e definições finais.

O princípio da homogeneidade dimensional decorre da condição de que toda equação, ou, de um modo mais geral, toda relação funcional que exprima matematicamente uma lei natural ou um processo físico, deve ser invariante relativamente a qualquer mudança do sistema de unidades empregado.

Em um sistema coerente de unidades de medida, as unidades de um pequeno número de grandezas são independentes e adotadas como unidades fundamentais ou de base. As unidades das demais grandezas, chamadas unidades derivadas, são dependentes dessas unidades fundamentais, de acordo com leis físicas ou fórmulas de definição. Essa dependência é expressa, nas fórmulas simbólicas propostas por Maxwell, sob a forma de produtos das unidades fundamentais elevados a expoentes, positivos, negativos, nulos, inteiros ou fracionários, que Fourier designava como expoentes de dimensão, e que hoje são conhecidos simplesmente como dimensões.

Como consequência desse princípio, demonstra-se que uma equação na qual figurem “ n ” parâmetros pode ser reduzida a uma equação entre “ $n-r$ ” grupos adimensionais, sendo “ r ” o número de unidades básicas que seria estritamente necessário para descrever o fenômeno. Esses grupos adimensionais são monômios, isto é, produtos de potências dos parâmetros originais, e são denominados “números Π ”. Esse teorema é conhecido como “Teorema de Π ” ou Vaschy-Buckingham, mas, conhecido apenas por Buckingham.

Os parâmetros que figuram nas equações podem ser variáveis, constantes físicas específicas e constantes físicas universais. São geralmente parâmetros dimensionais, cujos valores numéricos dependem das unidades de medida adotadas, mas alguns deles podem ser adimensionais.

Quando figuram nas equações diversas grandezas do mesmo tipo, uma delas é escolhida como “representativa”, e as demais são substituídas por suas relações com essa grandeza. Esse tipo especial de variáveis adimensionais é às vezes designado como “fatores de forma”, por analogia com as relações entre comprimentos, adimensionais,

que são necessárias para descrever a geometria de um corpo, referindo-a a uma dimensão representativa.

Muitas vezes é necessário recorrer a funções, expressas em forma adimensional, para descrever a distribuição contínua de grandezas físicas do mesmo tipo. Por analogia com as descrições de um contorno geométrico por meio de função das coordenadas, expressa em forma adimensional, essas funções podem ser designadas com “funções de forma”.

Portanto a relação funcional matemática que descreve um processo físico envolverá, no caso mais geral, produtos de potências designados como “números Π ”; relações entre grandezas físicas de um mesmo tipo e uma delas escolhida como representativa, designadas como fatores de forma; e as funções, expressas em forma adimensional, descrevendo a variação contínua de um mesmo tipo de grandeza física, designadas como funções de forma.

Na análise dimensional é sempre adotada a forma explícita em que uma das variáveis, a variável dependente, é a incógnita do problema. Todas as demais variáveis e constantes físicas universais ou específicas constituem os dados do problema. Devem ser consideradas, em bloco, como variáveis independentes. A variável dependente deverá figurar em apenas um “número Π ”, que é a incógnita do problema em forma adimensional.

Embora a análise dimensional seja incapaz, por si só, de descobrir a formulação completa de uma lei física, ela fornece indicações preciosas sobre combinações dos parâmetros envolvidos, de modo a reduzir o número total de variáveis a incluir nas equações. É assim um valioso guia para a elaboração de teorias que se proponham a interpretar resultados experimentais.

Além de incluir obrigatoriamente todos os parâmetros que possam ter influência no problema estudado, o que exige pelo menos uma cuidadosa análise qualitativa baseada em observações e pesquisas experimentais, a análise dimensional incorpora, de modo

indireto, as leis físicas em que se baseiam as fórmulas dimensionais das constantes físicas universais ou específicas que figuram entre esses parâmetros.

Uma das principais aplicações da análise dimensional é o estabelecimento das condições de semelhança física, que devem relacionar os protótipos com os modelos utilizados nas experiências.

Para que o modelo possa representar o protótipo, isto é, para que os resultados obtidos em ensaios com modelos possam ser estendidos aos protótipos, é preciso que haja semelhança, a começar pela semelhança geométrica. Em princípio todos os “números Π ”, fatores de forma e funções de forma devem ter no modelo o mesmo valor que apresentam no protótipo. Em muitos casos introduzem-se distorções, isto é, adotam-se no modelo escalas diferentes para grandezas de uma do mesmo tipo. As conseqüências destas distorções devem ser cuidadosamente analisadas, para evitar erros de interpretação dos resultados.

A dificuldade de reproduzir em modelos todas as condições impostas pela semelhança física é tanto maior quanto mais complexo o processo físico, e a análise dimensional, além de orientar o modo como devem ser executados os modelos, passa a ter como papel principal o de advertir contra conclusões simplistas, revelando as grandes discrepâncias que podem existir entre o comportamento do modelo e do protótipo.

Segundo Barbosa (2002), o modelamento físico de processos é uma técnica freqüentemente utilizada com os objetivos principais de realizar experiências preliminares para a construção de uma instalação e de estudar o comportamento de uma planta existente, a fim de melhorar suas condições operacionais.

A construção de um modelo físico, em escala real ou reduzida, utilizando materiais alternativos, possibilita a visualização e a mensuração de parâmetros importantes do processo de forma econômica. Seus resultados devem nortear decisões no processo industrial, seja na alteração de padrões de operação, seja na definição da instalação de novos equipamentos e tecnologias.

Para se proceder à construção de um modelo físico é necessário observar todas as possíveis variáveis existentes no sistema analisado bem como as leis que regem suas interações. Na construção do modelo físico deve-se sempre buscar o emprego de materiais que sejam facilmente manipuláveis, que admitam modificações e que apresentem flexibilidade para alteração dos parâmetros importantes do processo estudado.

Modelos físicos, para processos que envolvam aço líquido, são geralmente construídos em acrílico e utilizam a água como fluido. A água é normalmente o fluido utilizado para representar o aço líquido, pois as suas viscosidades cinemáticas são semelhantes, conforme apresentado na Tabela III.6, que mostra uma comparação entre diversas propriedades do aço e da água.

Tabela III.6 – Comparação entre as propriedades do aço e da água (Brimacombe 1993 *apud* Barbosa 2002).

Propriedade	Unidade	Símbolo	Água	Aço
Temperatura	°C	T	25	1600
Viscosidade dinâmica	kg.m ⁻¹ .s ⁻¹	μ	1,0x10 ⁻³	6,4x10 ⁻³
Viscosidade cinemática	m ² .s ⁻¹	ν	1,00x10 ⁻⁶	9,13x10 ⁻⁷
Densidade	kg.m ⁻³	ρ	1,00x10 ³	7,08x10 ³
Tensão Superficial	N.m ⁻¹	σ	0,0728	1,600

O dimensionamento do modelo físico e estabelecimento de suas condições de operação são baseados no princípio da similaridade.

3.5.1 – Similaridade

A similaridade é um princípio geral da natureza e, em termos mais precisos, estabelece que as configurações de espaço e de tempo de um sistema são definidas por relações intrínsecas do mesmo, as quais não dependem da natureza e das unidades nas quais as grandezas são medidas (Barbosa, 2002).

Dois corpos são similares quando exibem uma relação constante entre os valores de grandezas correspondentes, denominada relação de similaridade ou escala.

O princípio de similaridade está relacionado à quatro tipos de similaridades: geométrica, mecânica, térmica e química.

A similaridade geométrica consiste basicamente na similaridade de formas. Sistemas são geometricamente semelhantes quando a razão de quaisquer comprimentos ou medidas entre o real e o modelo fornecem um valor constante “ λ ”, onde esta razão é normalmente chamada de fator de escala, conforme mostrado na equação 3.31.

$$\frac{B_{maior}^{real}}{B_{maior}^{mod}} = \frac{B_{menor}^{real}}{B_{menor}^{mod}} = \frac{H^{real}}{H^{mod}} = \lambda \quad (3.31)$$

Onde “ B_{maior}^{mod} ” – base maior do modelo (m), “ B_{maior}^{real} ” – base maior do equipamento real (m), “ B_{menor}^{mod} ” – base menor do modelo (m), “ B_{menor}^{real} ” – base menor do equipamento real (m), “ H^{real} ” – altura do equipamento real (m), “ H^{mod} ” – altura do modelo (m), “ λ ” – fator de escala.

A Figura 3.25 representa a similaridade geométrica descrita pela equação 3.31.

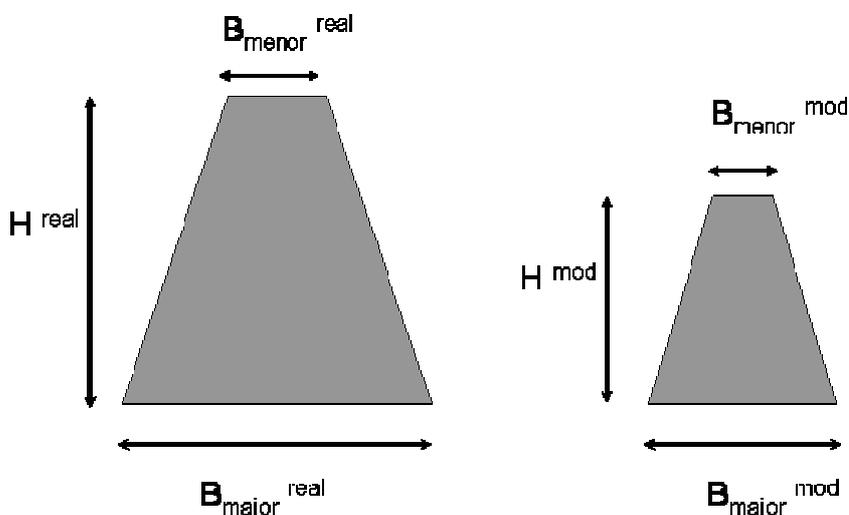


Figura 3.25 – Similaridade geométrica entre o sistema real e o modelo.

Para garantir a similaridade geométrica, deve-se ter máxima atenção ao fator de escala adotado para representação do sistema em estudo.

A similaridade mecânica compreende as similaridades estática, cinemática e dinâmica. Todas podem ser vistas como uma extensão do conceito de similaridade geométrica em sistemas estáticos ou submetidos a forças. Sistemas geometricamente similares são também estaticamente similares quando, sob tensão constante, suas deformações relativas são tais que eles permaneçam geometricamente similares. No caso de deformação elástica, por exemplo, a condição de equivalência de tensões correspondentes é que elas estejam relacionadas com a razão do módulo de elasticidade.

A similaridade cinemática está relacionada com sistemas sólidos ou fluidos em movimento e estabelece que sistemas geometricamente similares em movimento são cineticamente similares quando partículas correspondentes traçam trajetórias geometricamente similares no mesmo intervalo de tempo. Esta similaridade é de particular interesse em engenharia de processos, uma vez que ela assegura similaridade geométrica das linhas de fluxo nos dois sistemas.

A similaridade dinâmica está associada com as forças que aceleram ou retardam massas que se movimentam em sistemas dinâmicos. Sistemas em movimento, geometricamente similares, são também dinamicamente similares se as relações entre forças da mesma natureza são iguais (Vieira, 1989).

No modelamento de sistemas metalúrgicos que envolvam análise do escoamento, a necessidade de se obter a similaridade dinâmica é talvez um dos mais importantes critérios para se definir o modelo físico.

Para estabelecer as condições necessárias à completa similaridade dinâmica, todas as forças importantes, como os efeitos das forças viscosas, de pressão e de gravidade no sistema devem ser considerados. As condições de ensaio devem ser estabelecidas de modo que todas as relações entre forças sejam iguais nos escoamentos reais e do

modelo. Relação entre as forças é determinada pela análise dimensional das forças presentes.

As condições de similaridade são normalmente expressas através da igualdade de números adimensionais no modelo e na unidade industrial.

3.5.2 – Números Adimensionais

No item anterior, foi apresentado o conceito de similaridade e sua importância na representação de sistemas industriais. Uma forma de estabelecer um número mínimo de variáveis independentes que controlam o comportamento do sistema é arranjá-las na forma de números adimensionais, através do desenvolvimento de uma análise dimensional.

Szekely e Themelis (1971) apontam duas formas de abordar a análise dimensional. A primeira, desenvolvida por Rayleigh, assume que as relações entre diferentes quantidades físicas em um sistema podem ser expressas como o produto das funções nas potências. Por sua vez, o Teorema de Buckingham define quantos grupos adimensionais são esperados da análise dimensional de um sistema. A diferença entre os métodos está no fato do primeiro reduzir a quantidade de variáveis agrupando-os em números dimensionais em uma relação entre as variáveis envolvidas e o segundo determina o número mínimo de grupos adimensionais para descrever o sistema.

Essa análise é aplicada com o objetivo de determinar os grupos adimensionais que definem as condições de escoamento do fluido no sistema desejado, de tal forma que o modelo físico a ser construído esteja em similaridade com a escala industrial (Barbosa, 2002).

A vantagem da análise dimensional está na redução da quantidade de variáveis que passam a ser representadas por números adimensionais. A técnica tem desvantagens, por exemplo, se a equação incorporar muitas variáveis, algumas das quais supérfluas. Nesse caso, os números adimensionais podem não ter sentido. Outro caso ocorre

quando inadvertidamente alguma informação é omitida. Nessa situação, os números adimensionais resultantes podem levar a conclusões errôneas. De forma geral, a análise dimensional é usada para confirmar suspeitas de relações físicas ou para sistemas envolvendo um número limitado de variáveis, onde o problema de seleção das variáveis significantes não existe (Szekely e Themelis, 1971).

Alguns destes grupos dimensionais ganharam importância e tem nomes próprios. Na Tabela III.7 são apresentados alguns grupos adimensionais de interesse e suas aplicações.

Tabela III.7 – Grupos adimensionais usados em processos metalúrgicos (Szekely e Themelis, 1971).

Grupo	Fórmula	Nomenclatura	Quantidade Representada	Aplicação
Froude (Fr)	$\frac{v^2}{g \times L}$	μ = viscosidade μ_l = viscosidade líquido	(forças inerciais)/ (forças gravitacionais)	Escoamento regido por gravidade.
Froude modificado (Fr')	$\frac{\rho_g \times v^2}{(\rho_l - \rho_g) \times g \times L}$	L = comprimento característico ρ = densidade do fluido ρ_l = densidade do líquido	(forças inerciais)/ (forças gravitacionais)	Comportamento do escoamento em sistemas gás-líquido.
Galileo (Ga)	$\frac{g \times \rho^2 \times L^3}{\mu^2}$	ρ_g = densidade do gás v = velocidade do fluido	((força inercial)x(força gravitacional))/ (força viscosa) ²	Escoamento em banhos com líquidos viscosos.
Mach (Ma)	$\frac{v}{v_s}$	v_s = velocidade do som no fluido		Fluxos compressíveis.
Reynolds (Re)	$\frac{L \times v \times \rho}{\mu}$	g = gravidade g_c = constante de conversão gravitacional	(forças inerciais)/ (forças viscosas)	Escoamento de fluidos.
Weber (We)	$\frac{\rho \times L \times v^2}{g_c \times \sigma}$	σ = tensão superficial	(forças inerciais)/ (forças de tensão superficial)	Formação de bolhas, jatos líquidos atomizados.

3.6 – Estudos sobre Jatos Supersônicos Aplicados ao Convertedor LD

Na literatura são encontrados estudos aplicados a pontos específicos do convertedor, como, por exemplo, escoamento na saída do bico de lança e penetração do jato no banho. Neste item serão apresentados e discutidos alguns destes trabalhos e, quando pertinente, os números adimensionais usados em cada situação.

O estudo realizado por Meidani *et alli* (2004) foi desenvolvido para estabelecer uma relação entre o impacto penetrante do jato, com a superfície líquida do vaso, através de bicos de lança com proteção do jato principal.

A proteção de jato principal é feita através de uma cortina gasosa saindo de bocais da periferia do bico de lança (saída protetora) e mantém a coerência do jato principal por distâncias maiores, quando comparados com jatos sem proteção. Esta tecnologia comercialmente é denominada “CO-JET”, como referência a coerência de jato.

A Figura 3.26 apresenta o esquema do bico de saída principal e das saídas protetoras, que promovem a coerência de jato.

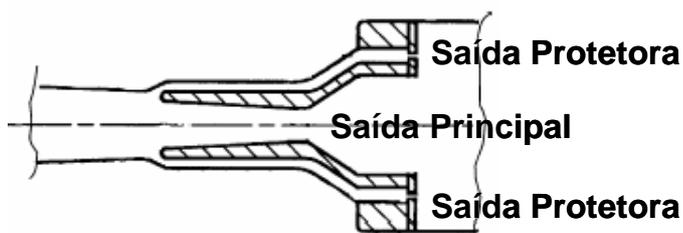


Figura 3.26 – Vista esquemática de um bico com saídas de jato de proteção (Meidani *et alli* 2004).

As variáveis, independentes e dependentes, escolhidas para representar o sistema como apresentado, foram:

Com os fatores que influem sobre P_j , foram desenvolvidas correlações envolvendo números adimensionais com a finalidade de obter relações entre os fatores associados ao

fenômeno e reduzir o número de experimentos necessários para sua determinação. Desta forma, a equação 3.33 pode ser escrita como função dos seguintes números adimensionais:

$$P_j = f(M, H, g, \rho_B, \mu_B, \sigma) \quad (3.32)$$

Onde “ P_j ” – penetração do jato (m), “ M ” – momento do jato por unidade de tempo (kg.m.s^{-2}), “ H ” – distância lança-banho (m), “ g ” – gravidade (m.s^{-2}), “ ρ_B ” – densidade do banho (kg.m^{-3}), “ μ_B ” – viscosidade do banho ($\text{kg.m}^{-1}.\text{s}^{-1}$), “ σ ” – tensão superficial do banho (N.m^{-1}).

$$\frac{P_j}{H} = f(Fr', Re', We') \quad (3.33)$$

Onde “ Fr' ” – número de Froude modificado, “ Re' ” – número de Reynolds modificado e “ We' ” – número de Weber modificado.

A equação 3.32 indica que a penetração do jato no banho líquido depende da altura do bico de lança ao banho estático (H), dos números de Froude, Reynolds e Weber modificados para o líquido, refletindo relações com forças da gravidade, viscosas e forças de tensão superficial para o jato.

A Tabela III.8 apresenta os números de Froude, Reynolds e Weber modificados, desenvolvidos por Meidani.

As análises dos números adimensionais permitiram a simulação de jato supersônico com ar com número de Mach de 2,15 e uma vazão em torno de $4,25 \text{ Nm}^3/\text{min.}$, possibilitando estudos do efeito da coerência de jato provocado por diferentes diâmetros de saída de jato de proteção sobre o banho metálico, em diferentes alturas de lança.

Tabela III.8 – Grupos adimensionais empregados na simulação de jato coerente (Meidani *et alli*, 2004).

Grupo	Fórmula	Nomenclatura	Quantidade Representada	Aplicação
Weber modificado (We*)	$\frac{\rho_g \times v_j^2 \times D_{saída}^2}{(H \times \sigma)}$	μ_B = viscosidade do banho $D_{saída}$ = diâmetro saída do bocal	(forças inerciais)/ (forças de tensão superficial)	Formação de bolhas, atomização de jato líquido.
Reynolds modificado (Re*)	$\left(\frac{v_j^2 \times D_{saída}^2 \times \rho_g \times \rho_B}{\mu_B^2} \right)^{\frac{1}{2}}$	H = distância lança-banho ρ_B = densidade do banho	(forças inerciais)/(forças viscosas)	Vazão de fluido
Froude modificado (Fr*)	$\frac{\rho_g \times v_j^2 \times D_{saída}^2}{\rho_B \times g \times H^3}$	ρ_g = densidade gás v_j = velocidade do jato g = gravidade σ = tensão superficial líquido	(forças inerciais)/ (forças gravitacionais)	Comportamento do escoamento em sistemas gás-líquido.

O experimento concluiu que diâmetros maiores para saídas protetoras do jato são mais eficientes para coerência do jato principal. O tempo de mistura também é menor com diâmetros de saída de proteção maiores. Em relação à distância da lança ao banho, a coerência de jato mostra ser mais eficiente, atingindo um menor tempo de mistura, para lanças mais próximas do banho, conforme pode ser visto na Figura 3.26.

Higuchi e Tago (2003), com objetivo de estudar o efeito da geometria do bico de lança na ocorrência de projeção de partículas metálicas para fora do convertedor durante o sopro, desenvolveram um experimento comparando uma lança normal e outra com a introdução de uma nova característica geométrica do bico. Esta nova característica constitui-se de um ângulo de torção. A ilustração do ângulo de torção em comparação com a lança normal pode ser visto na Figura 3.27.

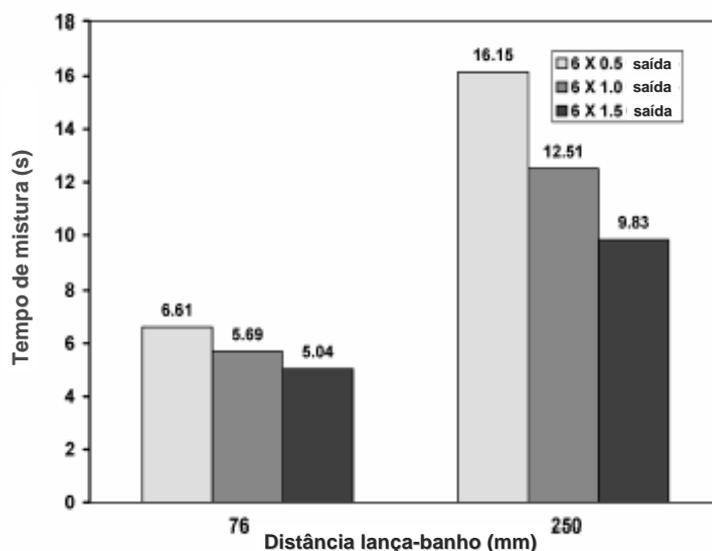


Figura 3.26 – Comparação entre altura de lança e o tempo de mistura (Meidani *et alli* 2004).

Vista Lateral

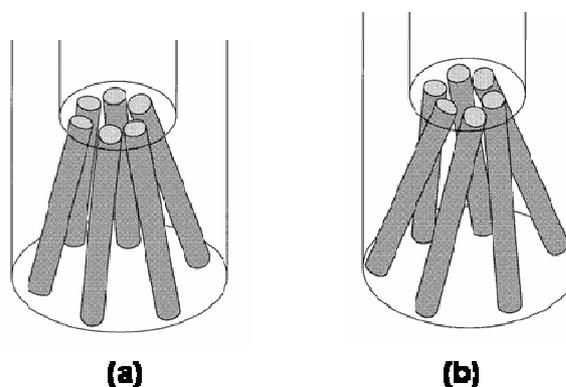


Figura 3.27 – Bicos testados por Higuchi e Tago (2003). (a) Bico de lança normal. (b) Bico de lança com ângulo de torção.

Para quantificar o efeito das partículas projetadas do banho para fora do convertedor, na parte superior do vaso cilíndrico foram posicionadas camadas de algodão. O objetivo do algodão é absorver as partículas projetadas. Os testes foram feitos com sopro de duração de 120s a uma vazão de $1,4 \times 10^{-2} \text{ Nm}^3/\text{s}$, em um vaso cilíndrico de acrílico com diâmetro interno de 0,5m e altura de 1,1m, na escala 1/10 de um convertedor comercial de 250t.

Um esquema do aparato desenvolvido por Higuchi e Tago pode ser visto na Figura 3.28.

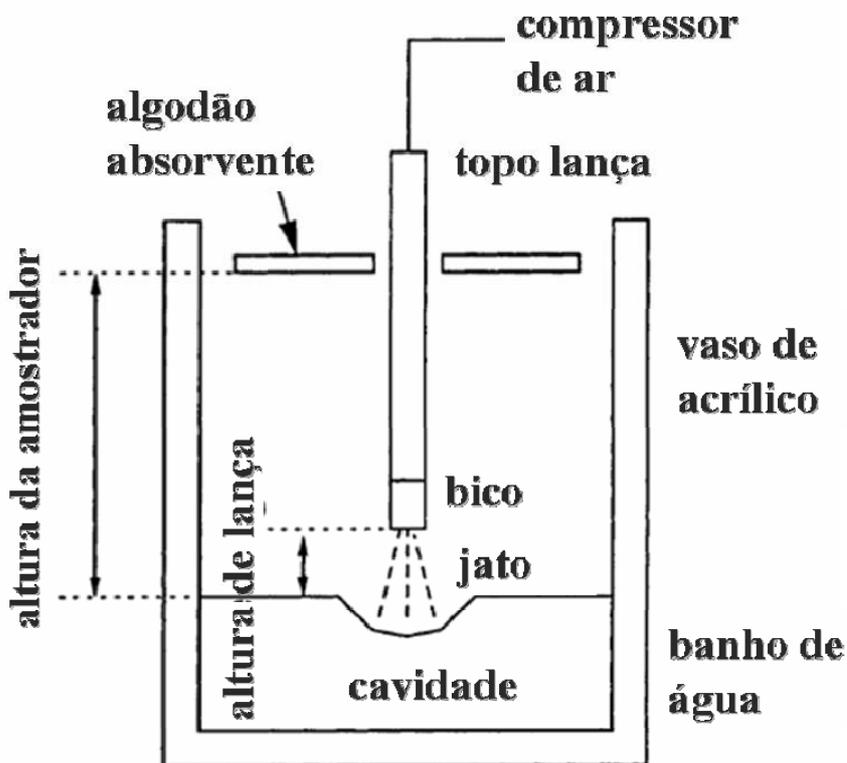
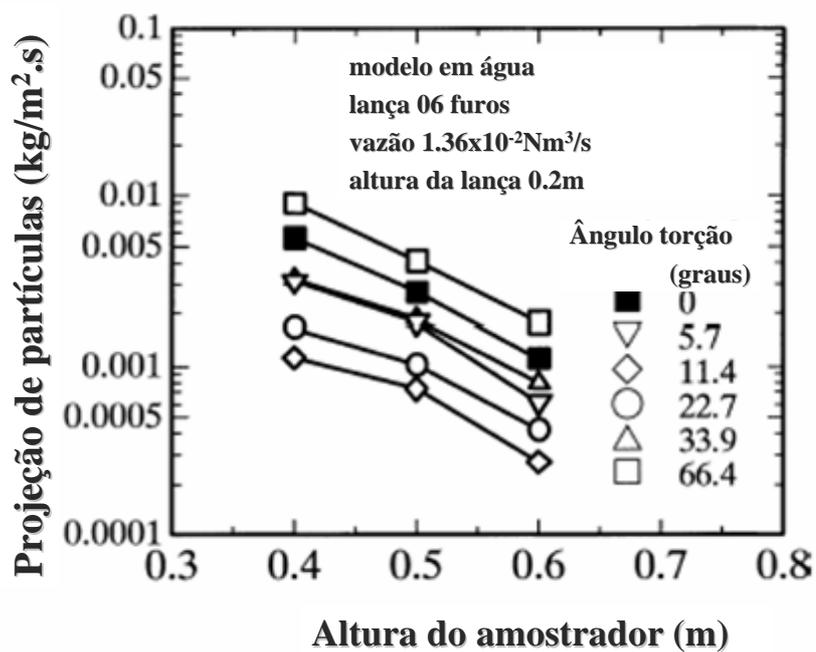


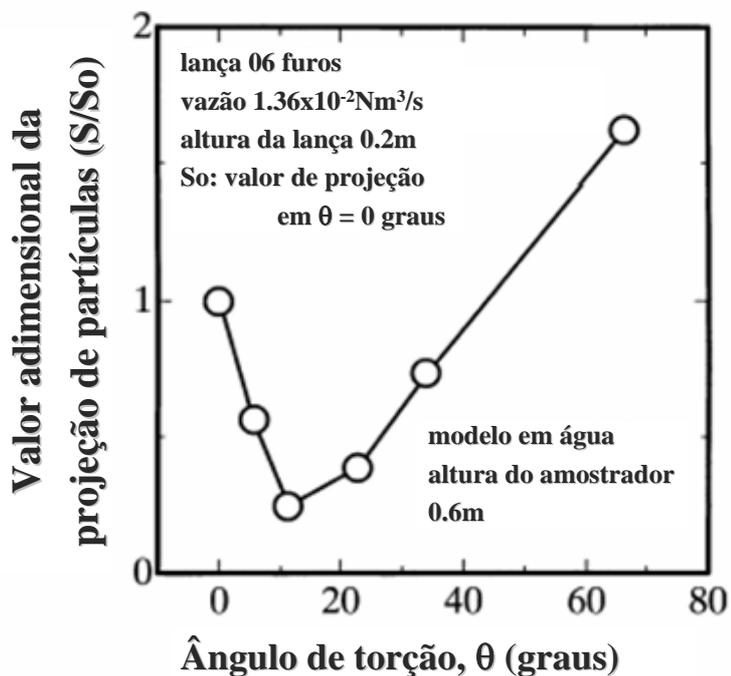
Figura 3.28 – Aparato experimental desenvolvido por Higuchi e Tago (2003).

Foram testados vários ângulos de torção, incluindo a lança normal representada pelo ângulo de torção igual a 0° . O ângulo que promove a menor taxa de projeção de partículas foi de $11,4^\circ$, conforme apresentado na Figura 3.29 (a).

Para obter uma comparação entre os ensaios, foi avaliada a quantidade de projeções através de um número adimensional, expresso pela relação de S/S_0 , onde “S” representa o peso do algodão somado ao peso das partículas projetadas e “ S_0 ” representa apenas o peso do algodão antes dos testes. Os resultados dos efeitos do ângulo de torção sobre a quantidade relativa de partículas projetadas são apresentados na Figura 3.29(b).



(a)



(b)

Figura 3.29 – Resultados obtidos por Higuchi e Tago (2003). (a) Relação entre altura do banho e a quantidade de projeção de partículas para vários ângulos de torção. (b) Relação entre o ângulo de torção e valor adimensional da projeção de partículas.

As dimensões de saída do bico foram mantidas constantes e considerando que, na lança normal não existe coalescência, ou seja, interação entre a jatos, o núcleo potencial de jato permanece constante. O núcleo potencial de jato é caracterizado pela pressão máxima do jato para uma determinada distância da saída do bico. Esta consideração foi aplicada aos bicos com ângulo de torção, pois as dimensões de saída do bico são as mesmas da lança normal, e os resultados são apresentados na Figura 3.30. A figura mostra que para todos os ângulos testados, a máxima pressão foi a mesma, não havendo coalescência entre os jatos.

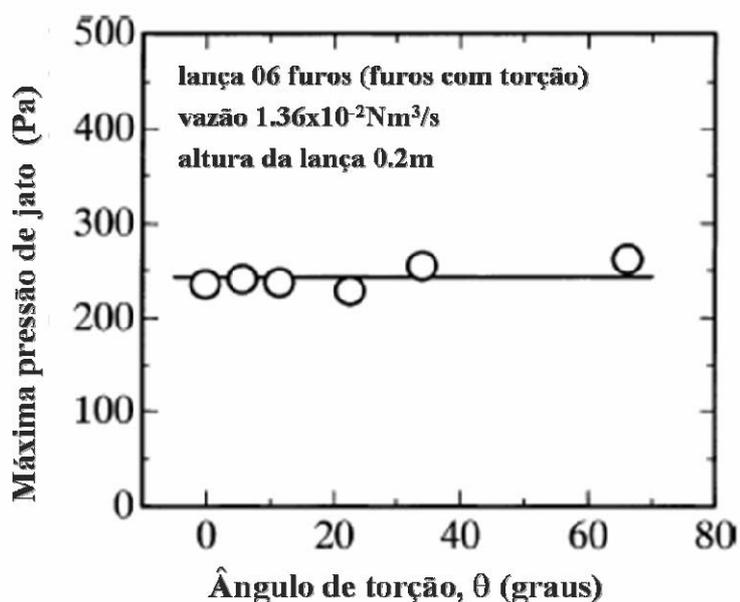


Figura 3.30 – Pressão máxima de jato *versus* ângulo de torção.

Em seguida, foi determinado o ponto de máxima pressão a partir do centro da lança, mostrando, novamente, que o ângulo de 11,4° apresenta maior distância do eixo da lança, portanto menor coalescência entre jatos, conforme a Figura 3.31.

O trajeto do jato pode ser determinado através de medidas práticas dos pontos de máxima pressão para várias alturas e distâncias do eixo da lança ou através do ângulo de inclinação dos bocais com relação à vertical, sendo o cálculo expresso pela equação 3.34, considerando apenas os aspectos geométricos do bico.

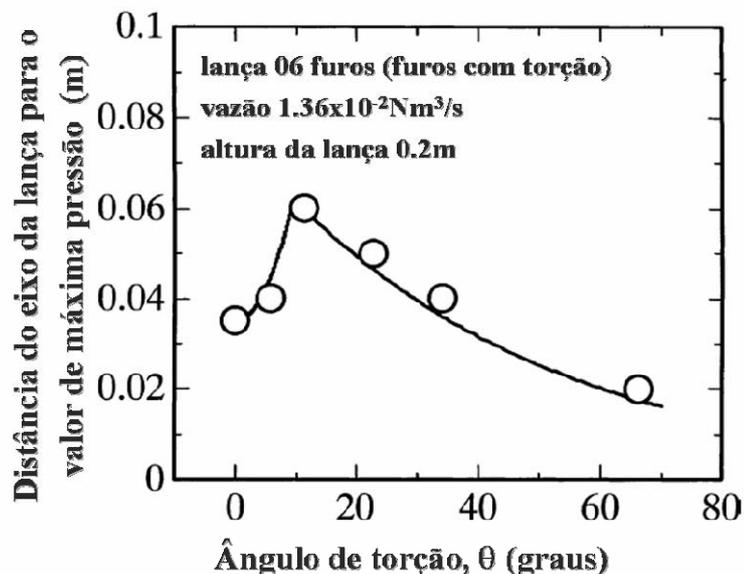


Figura 3.31 – Relação entre o ângulo de torção e a distância do eixo da lança para o valor de máxima pressão.

$$L_{MAX} - L_{saída} = x \times \tan \beta \quad (3.34)$$

Onde “ L_{MAX} ” – deslocamento do pico de pressão a partir do centro (m), “ $L_{saída}$ ” – distância do eixo da lança para o centro da saída do bico de lança (m), “ x ” – distância abaixo da saída do bico ao longo do eixo do jato (m) e “ H ” – altura do bico de lança em relação à superfície do banho (m).

A representação da equação 3.34 é apresentada na Figura 3.32.

O próximo passo foi comparar o ângulo de inclinação do jato calculado e o ângulo de torção do bico, apresentado na Figura 3.33.

O ângulo de torção de saída com $11,4^\circ$ é o mais próximo do ângulo de inclinação do trajeto do jato (β) calculado em 20° , sugerindo que com este ângulo de torção não há coalescimento com outros jatos, produzindo um jato mais alinhado para lanças com 06 bocais.

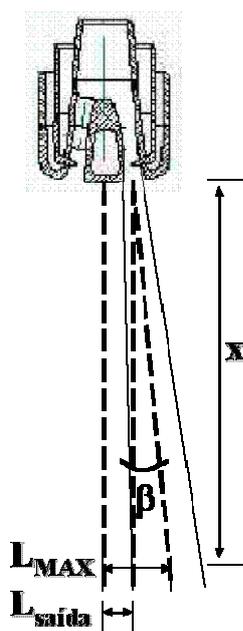


Figura 3.32 – Determinação do trajeto do jato.

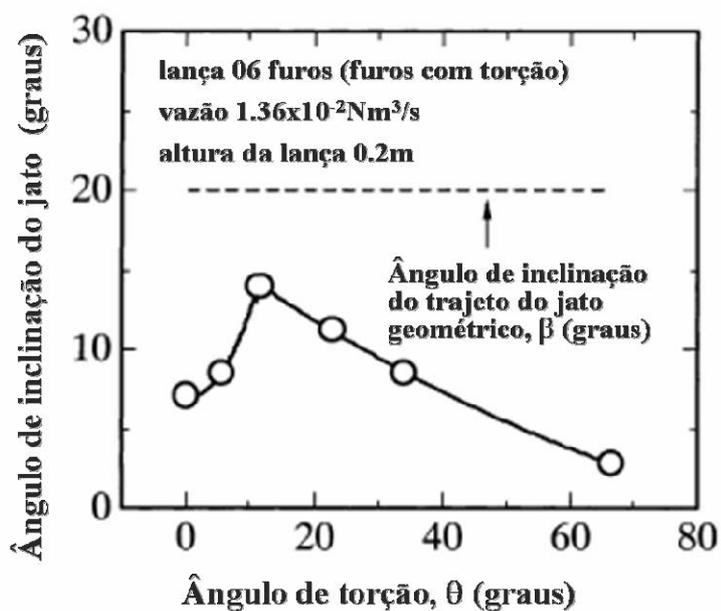


Figura 3.33 – Ângulo de inclinação do trajeto do jato *versus* ângulo de torção.

Os resultados apresentados mostram metodologias e resultados de trabalhos desenvolvidos a partir de modelos físicos. Estes resultados contribuiriam para nortear a metodologia do presente trabalho, que será apresentada a seguir.

4 – METODOLOGIA

Neste capítulo será descrita a metodologia usada no presente trabalho, incluindo o dimensionamento do modelo em acrílico e as configurações dos bicos propostos para comparação. Em seguida, será apresentada uma análise dimensional do sistema buscando determinar os números adimensionais que podem representar a interação jato-banho. Depois de determinados os parâmetros do modelo, será proposta uma matriz de experimentos e, finalmente, serão descritas as técnicas para avaliar a penetração do jato no banho e a movimentação do fluido.

4.1 – Modelagem Física

4.1.1 – Definição dos equipamentos e procedimentos do experimento

O experimento a frio foi feito com modelo usando água para simular o banho metálico e sopro de ar simulando o oxigênio dos convertedores comerciais. Um vaso cilíndrico com a parte superior cônica foi feito de resina acrílica, com as dimensões apresentadas na Figura 4.1. Este vaso representa o convertedor LD da Gerdau – Barão de Cocais.

O vaso cilíndrico de acrílico foi preenchido com água na altura que representa o nível do banho metálico. Esse vaso, inicialmente foi envolvido por um recipiente retangular, também em acrílico, e preenchido completamente com água para evitar distorções óticas e proteger o tanque interno durante o impacto do jato.

Nos testes preliminares, o uso do recipiente externo mostrou-se desnecessário, sendo retirado, ficando somente o vaso cilíndrico. O modelo foi construído na escala de 1/6 em relação ao convertedor da Gerdau – Barão de Cocais de 30 toneladas de aço vazado.

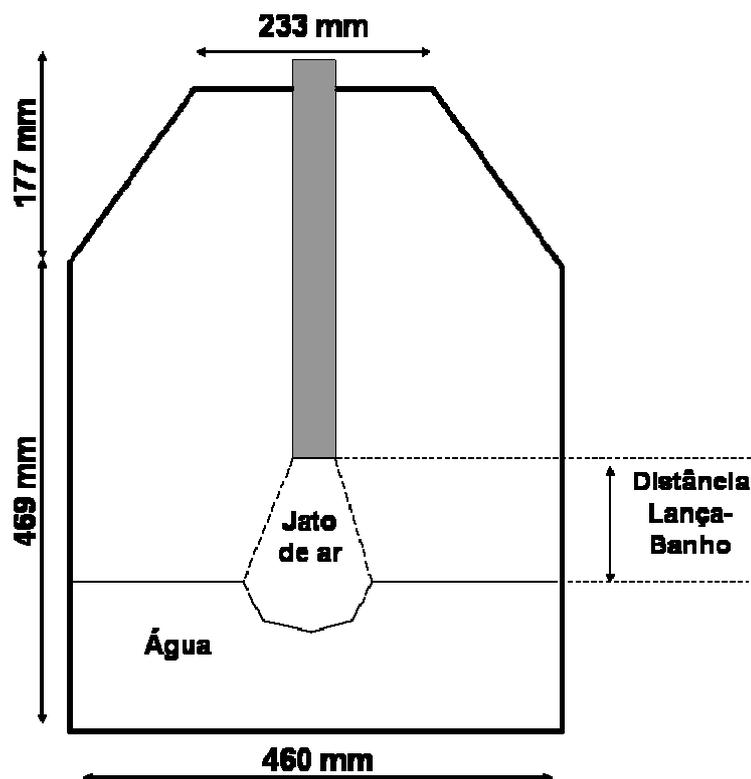


Figura 4.1 – Esquema de montagem do experimento do modelo físico.

Os bicos de lança testados foram conectados ao sistema de ar comprimido em uma distância específica acima do centro do banho, compondo a matriz de teste e representado as situações práticas de “sopro duro” e “sopro mole”. Um compressor 22,5kW foi utilizado para produzir $7,87 \times 10^5$ Pa de pressão máxima e uma vazão máxima de $189 \text{ m}^3/\text{h}$.

Medidores de vazão e pressão foram usados para controlar e monitorar as condições do ar antes da entrada do bico, para garantir a obtenção das condições especificadas para o experimento. A pressão de trabalho do ar foi obtida como resposta do controle de vazão para as condições da matriz de experimentos e durante os testes preliminares apresentaram diferença inferior a 5% entre os valores calculados e os medidos para os valores de vazão e pressão. A Figura 4.2 abaixo apresenta os equipamentos após a montagem.

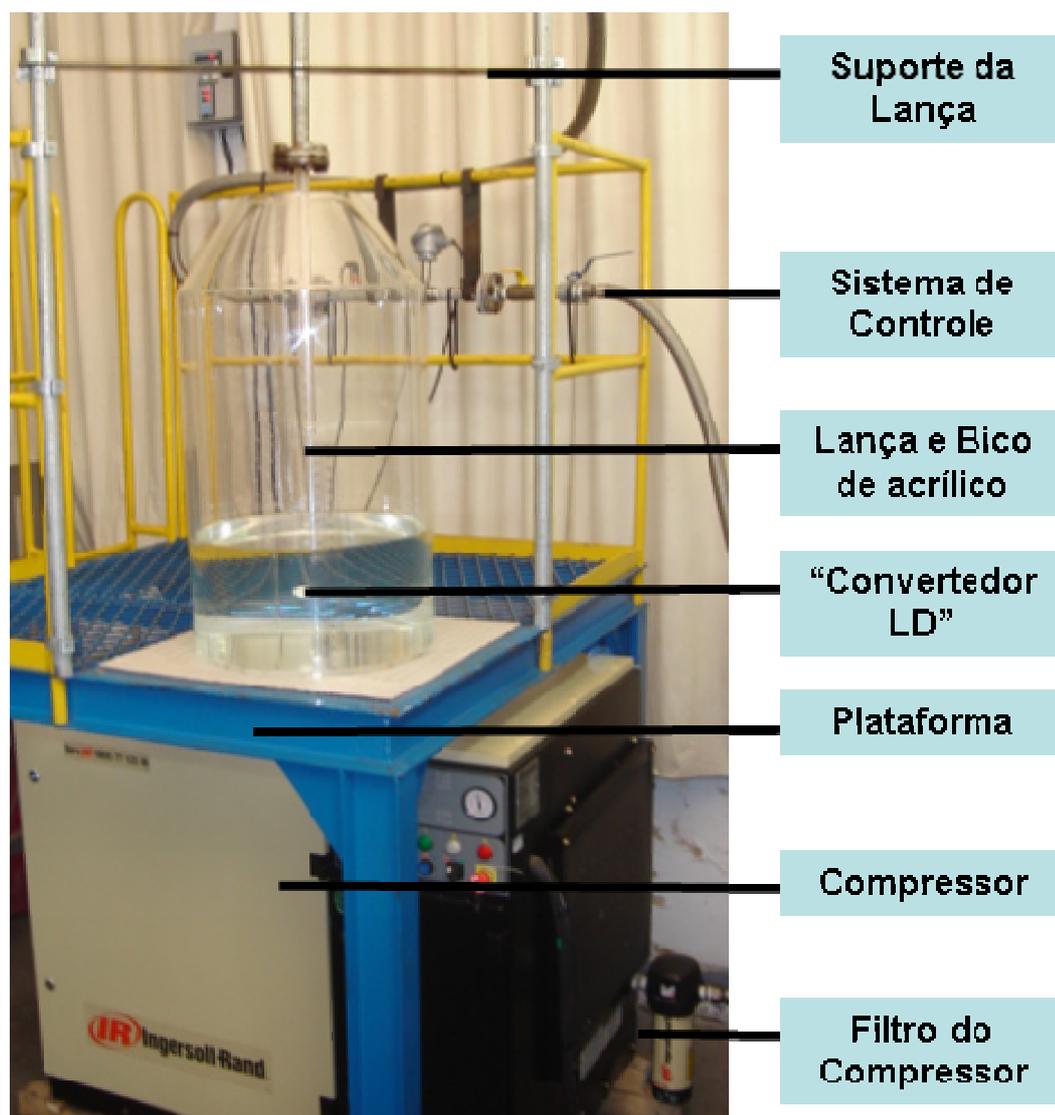


Figura 4.2 – Foto geral do modelo físico do convertedor LD.

O sistema de controle é composto por três válvulas de esfera de uma polegada, um medidor de pressão marca Contech, modelo UGE006_1 e um medidor de vazão tipo turbina marca Contech, modelo DMY2030. Todos esses dispositivos estão posicionados em um trecho reto da tubulação, conforme apresentado na Figura 4.3.

O controle da vazão foi feito manualmente através de duas válvulas esféricas: a de proteção dos instrumentos e a controladora da vazão. A terceira válvula tem como função apenas servir de alívio para a descarga do compressor, evitando danos ao medidor de vazão. O procedimento para liberação de vazão para o experimento é apresentado na Figura 4.4.

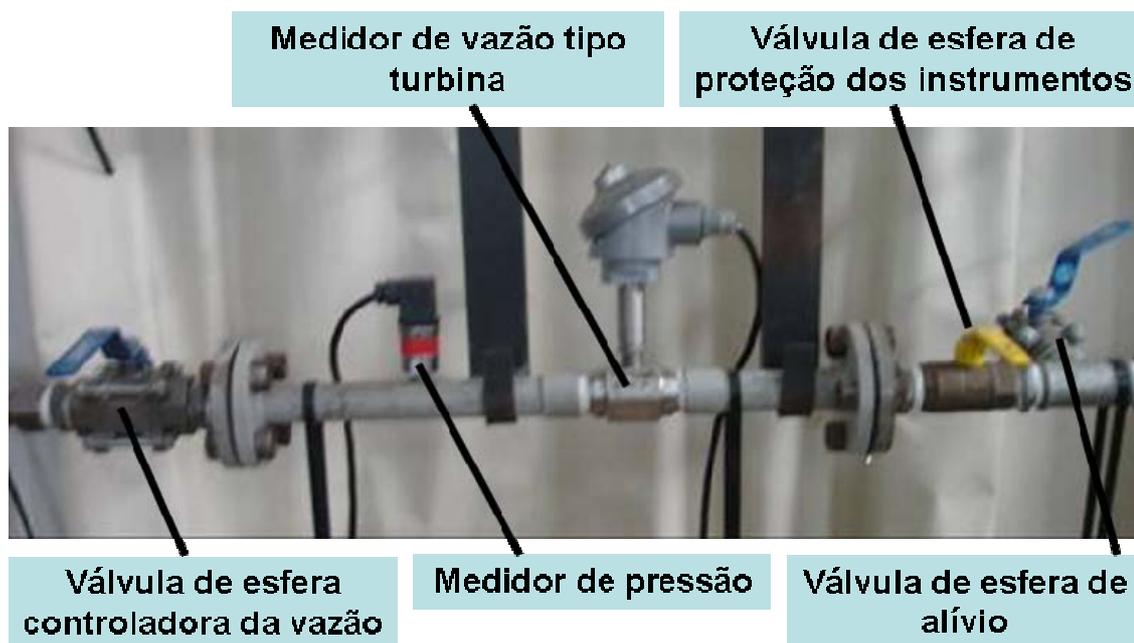


Figura 4.3 – Foto da instrumentação do modelo físico do convertidor LD.

PROCEDIMENTO PARA SOPRO NO MODELO FÍSICO E PROTEÇÃO DO MEDIDOR DE VAZÃO

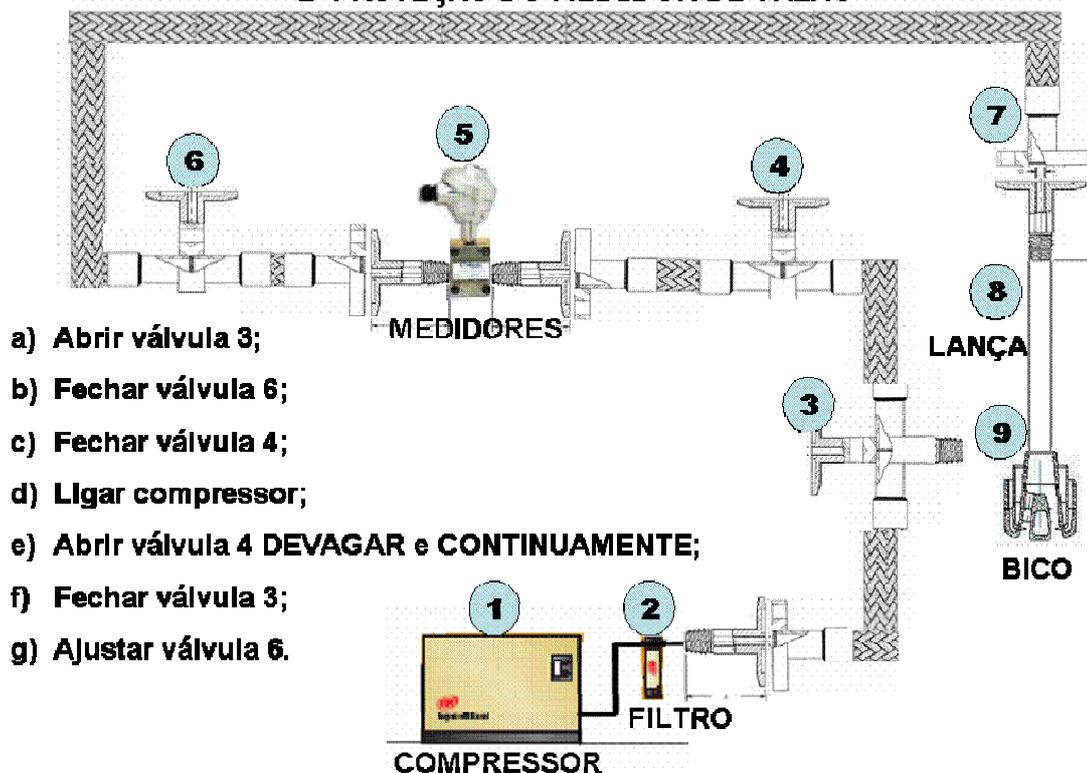


Figura 4.4 – Procedimento para liberação de vazão no modelo físico do convertidor LD.

Na Figura 4.5, a lança com ângulo de rotação 0° , corresponde ao bico normal (a). O bico com ângulo de torção (θ) é definido na Figura 4.5 (b). O eixo da lança está no ponto “P”, a entrada do bocal está no ponto “E” e a saída no ponto “S”. O ponto “B” é a projeção do eixo do bocal sobre a superfície do banho. No bico normal o ponto “P”, a entrada “E” e a saída “S” do bocal estão alinhados, conseqüentemente o ponto “B” também está no mesmo alinhamento. No bico com torção, o ponto “B” está alinhado com a entrada “E” e a saída “S”, não interceptando o ponto “P”, ou seja, o centro da lança. Desta forma, o ângulo de torção é definido pela intersecção de duas linhas no ponto “S”, sendo a primeira linha, determinada entre dois bocais de saída passando pelo ponto “P” e a segunda linha, a que une os pontos “E”, entrada e “S”, saída de um dos bocais

4.1.3 – Números Adimensionais

Nos experimentos propostos, a profundidade de penetração do jato e o perfil de movimentação do fluido no convertedor foram avaliados.

A Tabela IV.1 mostra as propriedades físicas do aço e do oxigênio no processo e as propriedades físicas da água e do ar usados nos experimentos. Nesta tabela podem ser vistos os parâmetros de operação.

Na Tabela IV.1 também são apresentados os valores dos grupos adimensionais utilizados por Diaz-Cruz *et alli* (2002) e Meidani *et alli* (2004), ambos envolvendo penetração de jato, assumindo que os efeitos das forças gravitacionais e inerciais superam as forças superficiais e viscosas na fase líquida, sendo que o número adimensional que melhor caracteriza o fenômeno é o número de Froude modificado.

Estes números adimensionais foram usados devido à semelhança de objetivos entre o presente trabalho e o desenvolvido por Meidani *et alli* (2004), avaliação da penetração de jato e tempos de mistura, e por proporcionarem, posteriormente, base para comparação de resultados com os experimentos propostos. É importante salientar que as

propriedades físicas do aço foram consideradas constantes para as condições apresentadas na tabela.

Na determinação da escala do modelo do conversor de 1/6 foi levada em consideração a disponibilidade de área no Laboratório de Simulação de Processos (LASIP) da Escola de Engenharia da UFMG. A escala de 1/5 para as características da lança foi calculada para atender as condições de similaridade e conciliar com a disponibilidade de compressores disponíveis no mercado que estivessem dentro dos valores orçados para o experimento.

Tabela IV.1 – Comparação das propriedades físicas do aço, oxigênio, água e ar, parâmetros de trabalho e números adimensionais no reator industrial e no modelo físico.

	Sistema			Industrial	Modelo Físico
	Simbolo	Unidade	Banho	Aço Líquido	Água
Características da Fase Líquida	ρ	kg/m ³	Densidade *	7048	1000
	ν	kg/m.s	Viscosidade *	0,0055	0,001
	σ	N/m	Tensão Superficial *	1,6000	0,0728
Características da Fase Gasosa			Gás	Oxigênio	Ar
	PM	g	Peso Molecular	32	28,97
	ρ_0	kg/m ³	Densidade nas condições de T ₀ , P ₀	19,04	11,24
	ν	kg/m.s	Viscosidade	2,03E-05	1,78E-05
	P ₀	Pa	Pressão Absoluta	1,47E+06	9,61E+05
	T ₀	K	Temperatura	298	298
Características do Vaso			Escala	1	1/6
	D _{conv}	m	Diâmetro Forno	2,762	0,460
	H ^{real}	m	Altura Forno	4,456	0,743
	H _b	m	Altura do Banho Metálico	1,336	0,223
	H	m	Altura Lança Banho	1,000	0,534
Características da Lança			Escala	1	1/5
	D _{lança}	m	Diâmetro Lança	0,0603	0,0121
	C _{lança}	m	Comprimento Lança	11,0390	2,2078
	θ	graus	Ângulo do Bocal em relação a vertical	7°	7°
Características do Bocal Lança	D _{SAÍDA}	m	Diâmetro Saída Bocal	0,0223	0,0045
	D _*	m	Diâmetro Crítico Bocal	0,0162	0,0032
	H _{BOCAL}	m	Altura do Bocal	0,0349	0,0070
	α	graus	Ângulo Cone Divergente	9,9°	9,9°
	L _{SAÍDA}	m	Distância Centro Bico-Centro Bocal	0,0325	0,0045
	NF	#	Números de Bocais	4	4
Condições Estagnantes	P _{SAÍDA} /P ₀	#	Pressão adimensional	0,0738	0,1252
	T _{SAÍDA} /T ₀	#	Temperatura adimensional	0,48	0,56
	P _*	Pa	Pressão na seção crítica	7,81E+05	5,09E+05
	ρ_*	kg/m ³	Densidade na seção crítica	12,06	7,12
	T _*	K	Temperatura na seção crítica	249,37	249,37
	D _*	m	Diâmetro na seção crítica		0,00
	Ma	#	Número de Mach	2,35	2,01
	A/A _*	#	Área adimensional	2,32	1,72
	D _{SAÍDA}	m	Diâmetro de saída da bocal	0,0247	0,0042
	P _{SAÍDA}	Pa	Pressão na saída do bocal	1,088E+05	1,203E+05
	$\rho_{SAÍDA}$	kg/m ³	Densidade na saída do bocal	2,92	2,52
	T _{SAÍDA}	K	Temperatura na saída do bocal	143	166
	V _{SOM}	m/s	Velocidade do som no meio	228	258
	V _{SAÍDA}	m/s	Velocidade na saída do bocal	535	519
	A _{SAÍDA}	m ²	Área da saída do bocal	4,78E-04	1,42E-05
A _{TOTAL SAÍDA}	m ²	Área da total saída dos bocais	1,91E-03	5,66E-05	
Q _{TOTAL SAÍDA}	Nm ³ /h	Vazão Normalizada	7645	189	
Números Adimensionais	Fr*	#	Froude Modificado	0,031	0,032
	Re*	#	Reynolds Modificado	3,112E+05	1,162E+05
	We*	#	Weber Modificado	1,695E+03	1,550E+03

(*) As propriedades físicas foram tiradas de Barbosa (2002).

4.2 – Experimentos

Para cumprir os objetivos propostos, os experimentos foram realizados variando as configurações do bico, vazões de sopro e alturas de lança.

A matriz de testes que combina os parâmetros citados é apresentada na Tabela IV.2.

A matriz de experimentos foi realizada com três réplicas e a ordem de execução foi aleatória. O tratamento dos dados foi feito utilizando o software estatístico “MINITAB”.

Os experimentos foram executados conforme a matriz da Tabela IV.2 para dois ângulos de torção: 10° e 20°; denominados doravante de respectivamente de “Rotox 10” e “Rotox 20”, em alusão a “ROTação” do banho metálico pelo “OXigênio”; em comparação com o bico normal com 0° de ângulo de torção,.

4.2.1 – Avaliação da Área de Impacto

Para determinar a profundidade de penetração, uma filmadora foi usada para gravar em tempo padronizado os resultados experimentais mostrando o movimento do banho. As imagens gravadas de ponto fixo permitiram a comparação e a determinação da profundidade de penetração do jato.

A profundidade de penetração é uma medida direta da comparação da altura do banho estático com o banho durante o sopro. A Figura 4.6 ilustra o banho estático e durante o sopro, com o efeito da penetração de jato no banho.

Nos experimentos, a altura do banho “ L_b ” foi fixada e a altura da lança em relação ao banho, “ H ”, uma condição a ser testada, através do controle da altura de lança “ L_l ”, apresentado na Tabela IV.2. Os experimentos permitiram medir a profundidade da massa de líquido deslocada “ P_j ”, denominado na prática de “Penetração de Jato”.

Tabela IV.2 – Matriz de experimentos.

Configuração do Bico	Vazão de Sopro (Nm ³ /h)	Distância Lança-Banho (m)
Normal	100	0,180
Torção 20°	100	0,180
Normal	160	0,180
Torção 20°	160	0,180
Normal	130	0,117
Torção 20°	130	0,117
Normal	130	0,250
Torção 20°	130	0,250
Torção 10°	100	0,117
Torção 10°	160	0,117
Torção 10°	100	0,250
Torção 10°	160	0,250
Torção 10°	130	0,180
Torção 10°	130	0,180
Torção 10°	130	0,180
Normal	100	0,180
Torção 20°	100	0,180
Normal	160	0,180
Torção 20°	160	0,180
Normal	130	0,117
Torção 20°	130	0,117
Normal	130	0,250
Torção 20°	130	0,250
Torção 10°	100	0,117
Torção 10°	160	0,117
Torção 10°	100	0,250
Torção 10°	160	0,250
Torção 10°	130	0,180
Torção 10°	130	0,180
Torção 10°	130	0,180
Normal	100	0,180
Torção 20°	100	0,180
Normal	160	0,180
Torção 20°	160	0,180
Normal	130	0,117
Torção 20°	130	0,117
Normal	130	0,250
Torção 20°	130	0,250
Torção 10°	100	0,117
Torção 10°	160	0,117
Torção 10°	100	0,250
Torção 10°	160	0,250
Torção 10°	130	0,180
Torção 10°	130	0,180
Torção 10°	130	0,180
Normal	100	0,180
Torção 20°	100	0,180
Normal	160	0,180
Torção 20°	160	0,180
Normal	130	0,117
Torção 20°	130	0,117
Normal	130	0,250
Torção 20°	130	0,250
Torção 10°	100	0,117
Torção 10°	160	0,117
Torção 10°	100	0,250
Torção 10°	160	0,250
Torção 10°	130	0,180
Torção 10°	130	0,180
Torção 10°	130	0,180

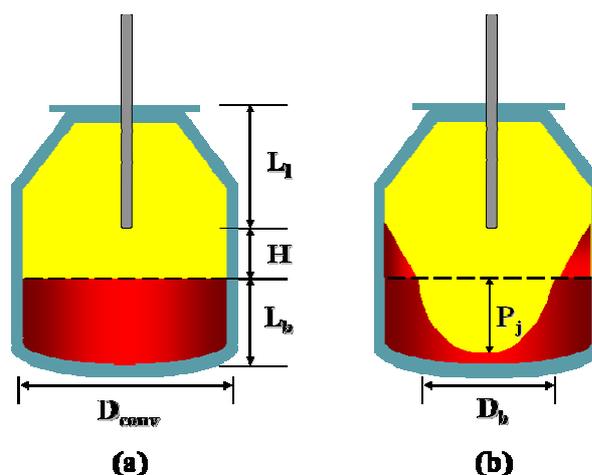


Figura 4.6 – Determinação da profundidade de penetração. (a) Banho estático. (b) Sopros com o efeito da penetração de jato no banho.

A condição de início das filmagens foi determinada pela estabilidade do menisco que determina o nível do banho estático, ou seja, o banho metálico em repouso. A partir deste momento, a válvula de controle do ar comprimido era aberta rapidamente, pois previamente a vazão de teste já havia sido ajustada.

As imagens foram processadas no *software* “Acrobat Premiere”, onde foram agrupadas por vazão de sopros em matriz correlacionando a distância da lança ao banho e ângulo de torção.

4.2.2 – Avaliação dos tempos de mistura

A avaliação dos tempos de mistura foi feita utilizando um traçador adicionado à água. Na parede e no fundo do vaso acrílico foram instalados dois sensores de condutividade elétrica, construídos no próprio laboratório, utilizando placas de platina. As placas de platina foram escolhidas, devido a sua alta resistência à corrosão, alta condutividade elétrica e por apresentar uma resistência mecânica adequada às condições do experimento. A Figura 4.7 mostra os sensores de condutividade elétrica utilizados.

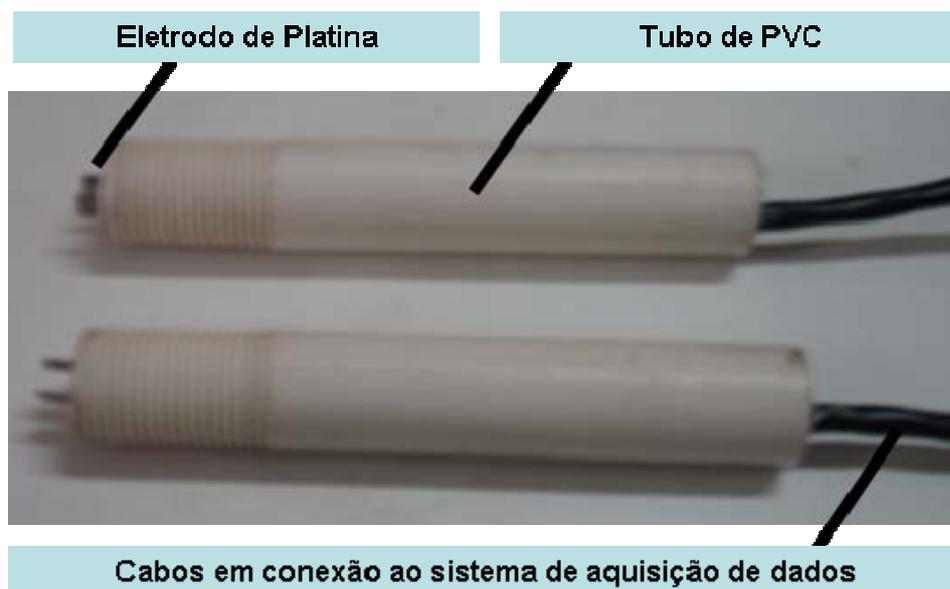


Figura 4.7 – Foto dos sensores de condutividade elétrica utilizados.

Um computador, equipado com placa de aquisição de dados e o *software* “*Daq View*” permitiu a coleta e o processamento dos dados em uma taxa de aquisição de 10Hz, através da variação da condutividade *versus* tempo, nos pontos de medição instalados. A Figura 4.8 mostra uma imagem da tela do programa durante a coleta de dados.

Diaz-Cruz *et alli* (2002) utilizaram uma solução 2M de KCl como traçador para medir a variação da condutividade elétrica da água após a injeção de 20 cm³ desta solução em um posição próxima da superfície do banho. Um sensor de condutividade foi colocado a 180° do ponto de injeção do traçador no fundo do vaso. No experimento proposto, a forma de injeção do traçador seguiu a que foi adotada por Diaz-Cruz *et alli* (2002), conforme apresentado na Figura 4.9.

No experimento desenvolvido no presente trabalho foi utilizada uma solução 1M de KCl como traçador. A posição dos sensores de condutividade foi determinada através de testes preliminares variando as alturas na região do banho e as distâncias em relação ao centro do vaso, conforme apresentado na Figura 4.10.

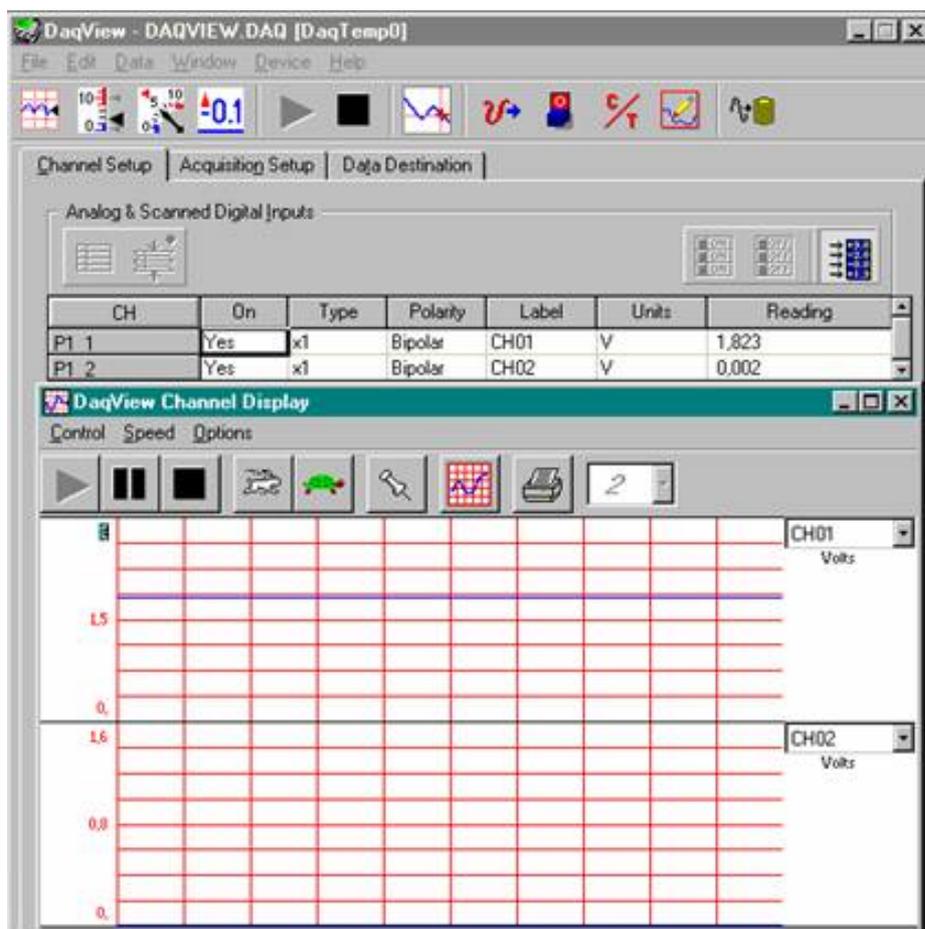


Figura 4.8 – Imagem do programa de aquisição de dados (DaqView).

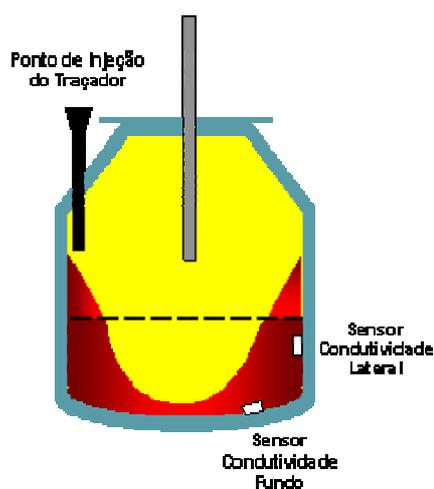


Figura 4.9 – Determinação do tempo de mistura posicionamento dos sensores de condutividade e ponto de injeção do traçador segundo Diaz-Cruz *et alli* (2002).

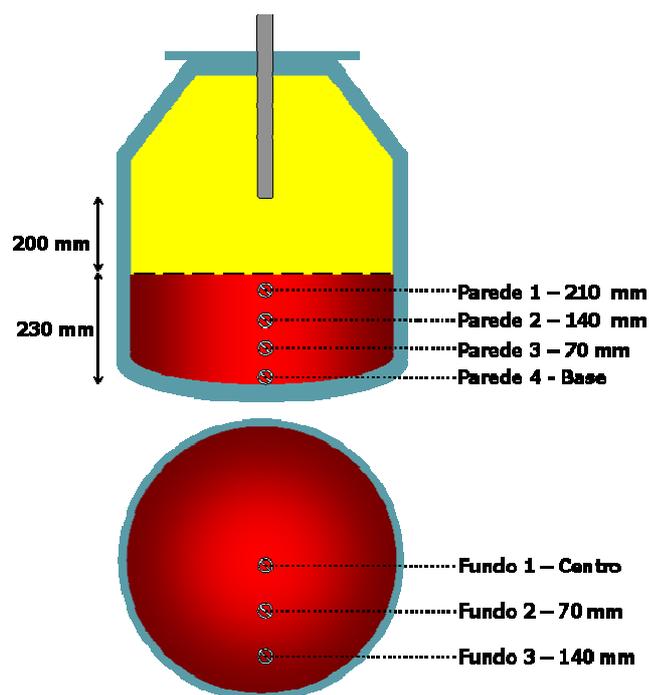


Figura 4.10 – Condições de posição dos sensores de condutividade adotadas nos testes preliminares.

Também foi alterado o tipo de bico para verificar influência da torção no comportamento dos sensores de condutividade.

Foi tomado como critério de avaliação do tempo de mistura quando a condutividade da solução alcançou 95% de variação em relação ao valor correspondente à condição final, conforme pode ser visto no esquema apresentado na Figura 4.11.

Os resultados dos testes preliminares para posicionamento dos sensores de condutividade são apresentados nas Figuras 4.12 e 4.13. A posição definitiva do sensor de condutividade no fundo do vaso de acrílico foi estabelecida entre as posições 2 e 3, pois apresenta a menor dispersão após a adição de KCl.

Dos testes para determinação da melhor altura do sensor de condutividade na parede, a posição 1 foi descartada por apresentar grande variação em todos os testes realizados. A posição 3 na parede apresentou resultados com tempos de mistura bem definidos, sendo o ponto onde foi fixado o sensor de condutividade.



Figura 4.11 – Esquema do critério de avaliação da condutividade para determinação do tempo de mistura.

4.2.3 – Determinação do perfil de movimentação do banho

Para estimar a intensidade de rotação do banho, foram adicionadas 05 esferas de vidro com massa de 8g, diâmetro de 19mm e densidade de $2,44 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ e 36 esferas de plástico com massa aproximada de 0,141g, diâmetro de 9mm e densidade de $1,38 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$. O comportamento das esferas durante o sopro determinará o perfil de movimentação do banho.

Novamente, com auxílio da filmadora, com imagens em tempo padronizado, foi caracterizado o perfil de movimentação do fluido no modelo físico. Foram testadas duas posições para filmadora digital, sendo uma com vista lateral e outra com vista do fundo.

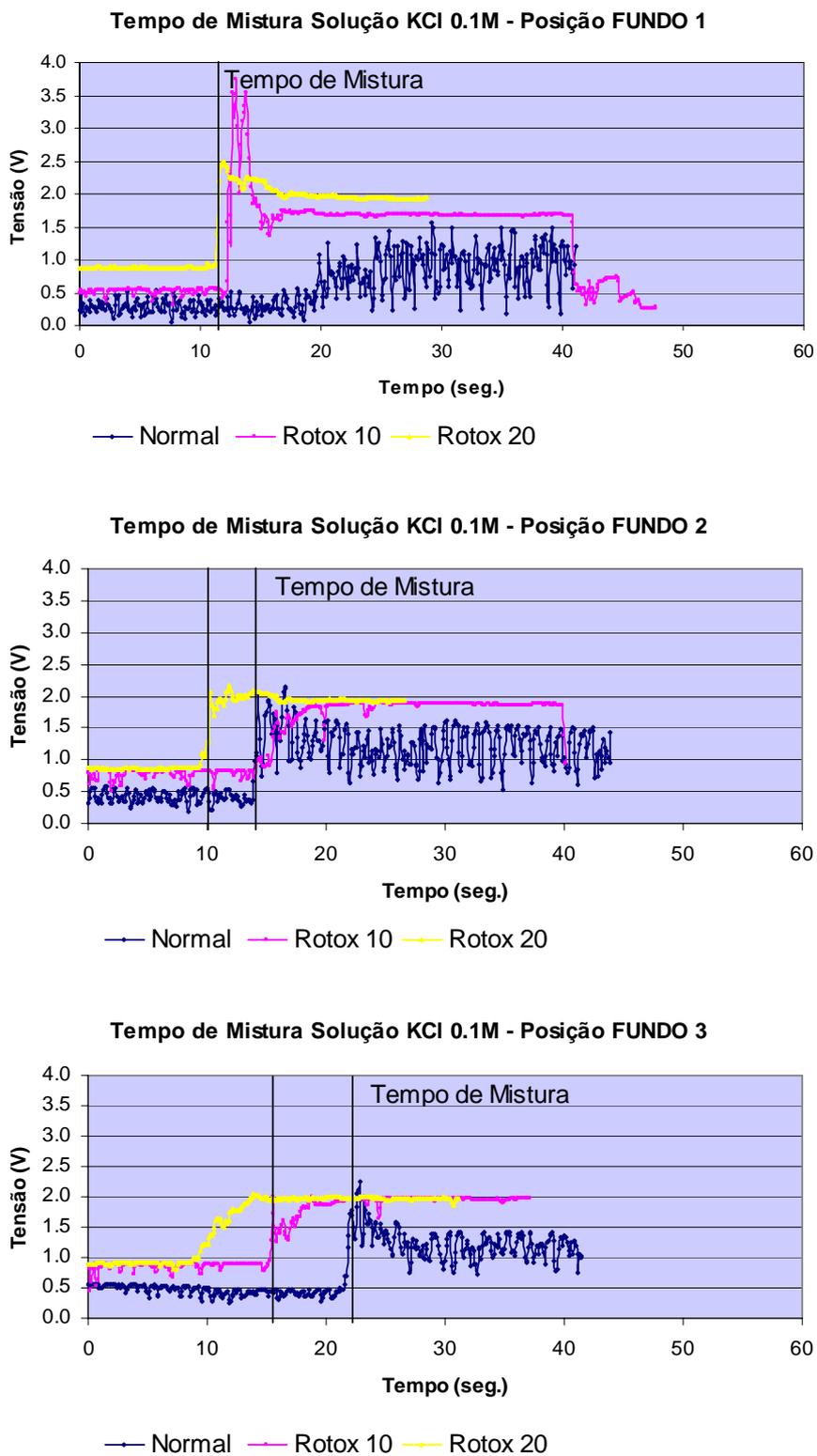


Figura 4.12 – Resultados dos testes preliminares para o posicionamento dos sensores de condutividade na região do fundo do conversor.

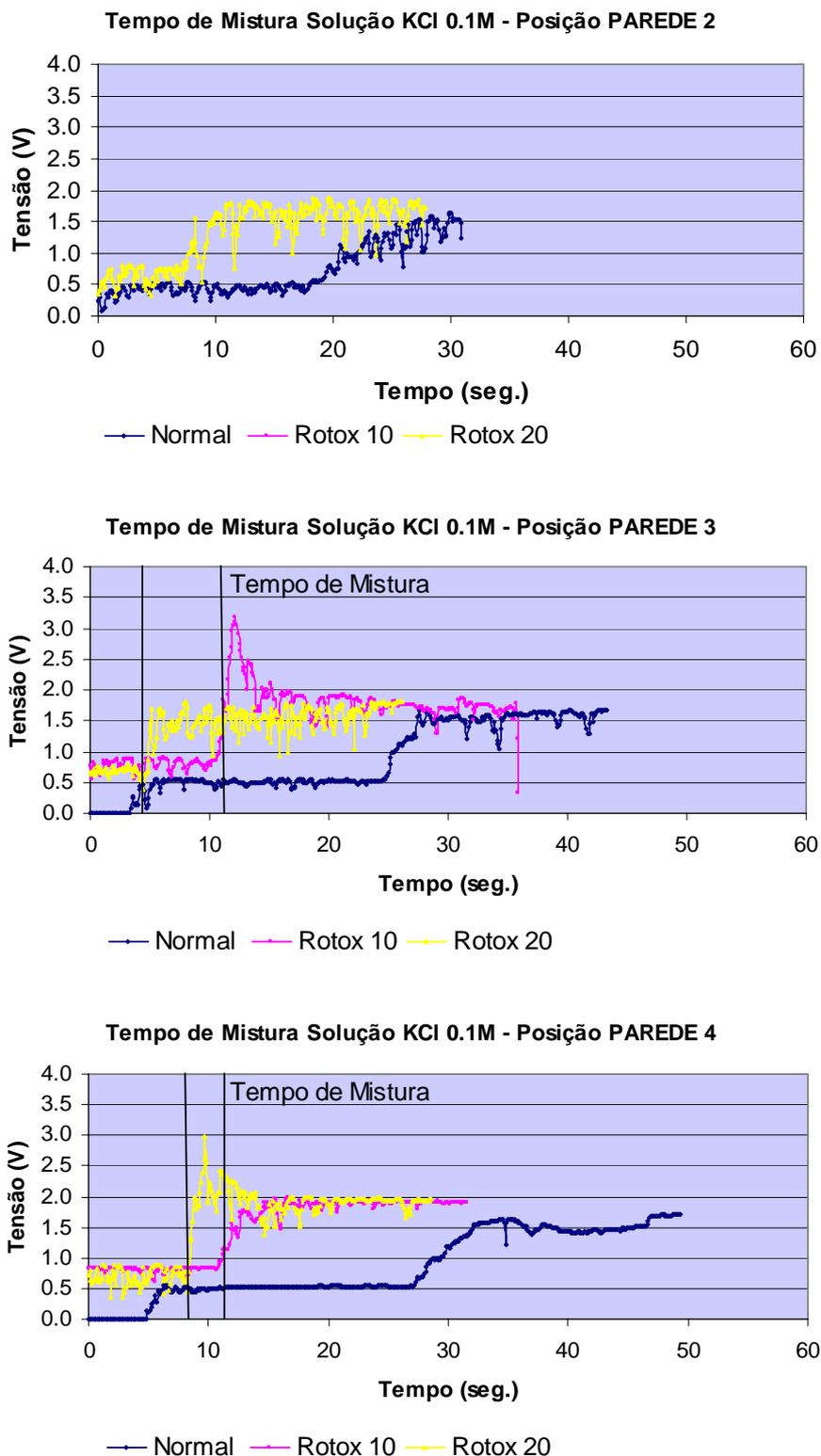


Figura 4.13 – Resultados dos testes preliminares para o posicionamento dos sensores de condutividade na lateral do conversor.

5 – RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo serão apresentados os resultados dos experimentos realizados no Laboratório de Simulação de Processos da UFMG – LASIP. Estes resultados serão discutidos através da interpretação dos dados e comparação com outros trabalhos publicados.

5.1 – Avaliação da Profundidade de Penetração do Jato

A profundidade de penetração do jato no banho foi determinada de duas maneiras. A primeira consistiu na medida da profundidade máxima no momento da descarga do jato e a segunda buscando a máxima penetração.

A avaliação da penetração de jato foi feita por meio de um conjunto de nove imagens, comparando tipo de bico e altura de lança, para cada vazão do experimento.

A Figura 5.1 mostra uma imagem da régua graduada utilizada para determinar a penetração de jato. A régua graduada em centímetros foi afixada na lateral do vaso e os valores pares marcados com um ponto do lado direito.

A Figura 5.2 ilustra imagens do convertedor, mostrando a penetração de jato para vazão $100\text{Nm}^3/\text{h}$, comparando altura de lança e tipo de bico.

Para todas as condições de distância lança-banho, o bico normal apresenta a maior penetração, atingindo o fundo do convertedor. Para altura de 0,117m ainda é possível notar uma grande área de impacto no fundo do convertedor.

Na prática isto pode significar desgaste prematuro do refratário da região da sola do convertedor.

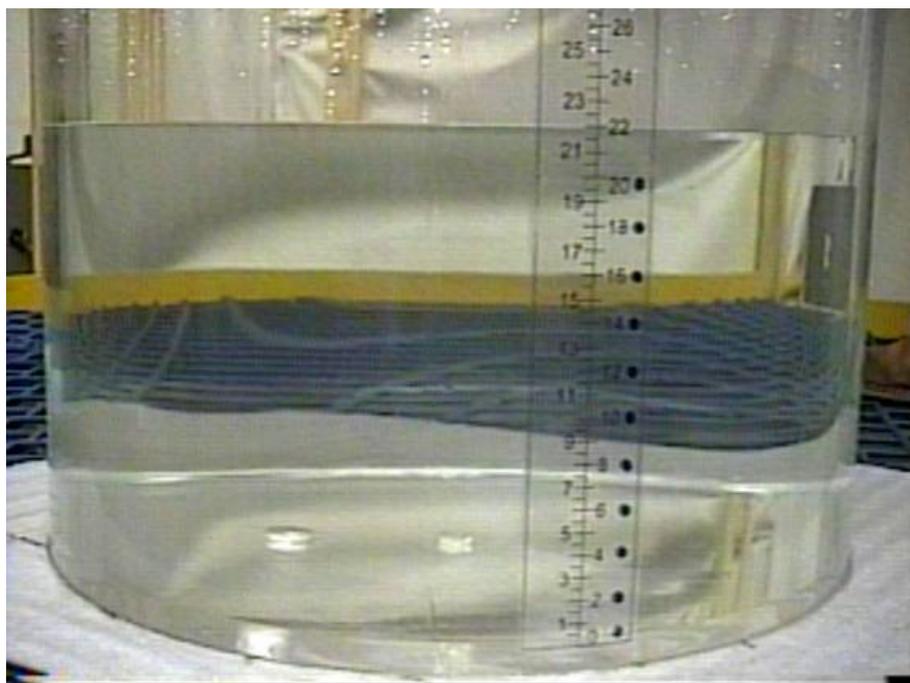


Figura 5.1 – Imagem ilustrando a régua graduada utilizada para determinação da penetração de jato.

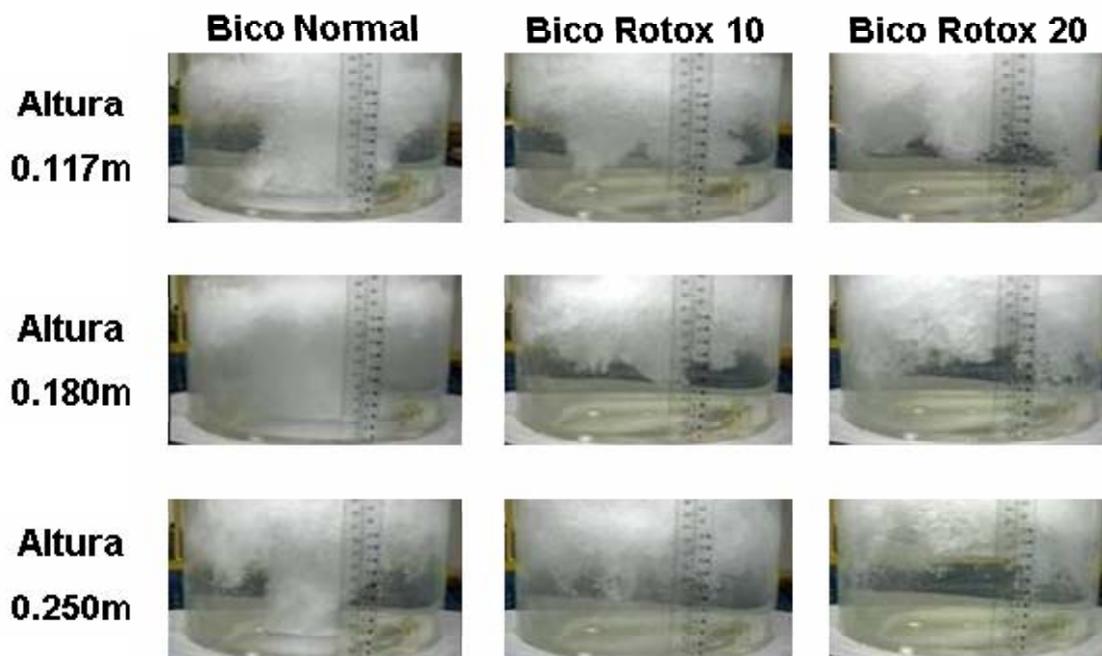


Figura 5.2 – Imagens ilustrando a penetração de jato para vazão $100\text{Nm}^3/\text{h}$ comparando alturas de lança e tipo de bico.

Os comportamentos dos bicos Rotox 10° e 20° são semelhantes, mostrando que a distância lança-banho contribui para penetração de jato, pois quanto menor a distância lança-banho, maior é a penetração de jato. Porém, quando são comparadas às máximas penetrações, todos os tipos de bicos testados atingem valores próximos.

A Figura 5.3 ilustra imagens do convertedor, mostrando a penetração de jato para vazão 130Nm³/h, comparando altura de lança e tipo de bico.

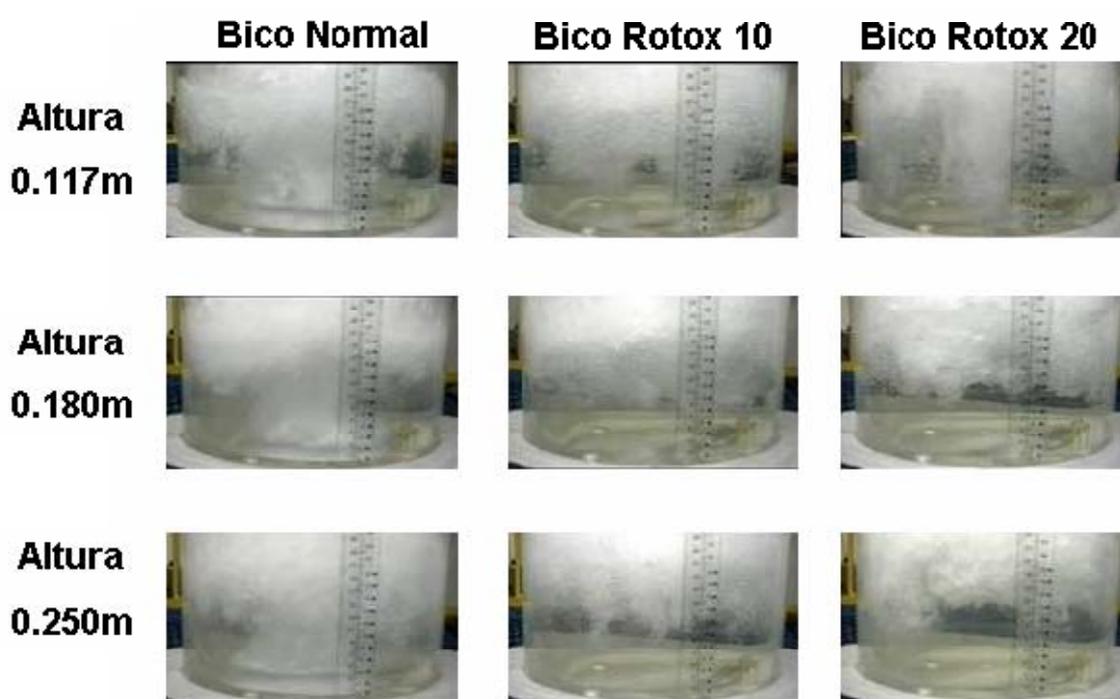


Figura 5.3 – Imagens ilustrando a penetração de jato para vazão 130Nm³/h comparando alturas de lança e tipo de bico.

Com aumento da vazão, nota-se o aumento da penetração quando comparada com a vazão 100Nm³/h, com a região de agitação bem determinada. A exceção está na condição de altura 0,250m para o bico normal, que apresenta uma região turva, gerada pela maior atomização do banho.

Os aumentos da vazão e distância lança-banho geram um aumento da área de espalhamento. No impacto, o jato interage com uma área maior de banho que oferece maior resistência à penetração, aumentando a quantidade de bolhas e a área de

superfície de contato água-gás. Esta situação na prática é favorável ao aumento da descarburização do banho, pois significa maior velocidade na geração da emulsão, a mistura entre metal-gás-escória.

A Figura 5.4 ilustra imagens do convertedor, mostrando a penetração de jato para vazão $160\text{Nm}^3/\text{h}$, comparando altura de lança e tipo de bico.

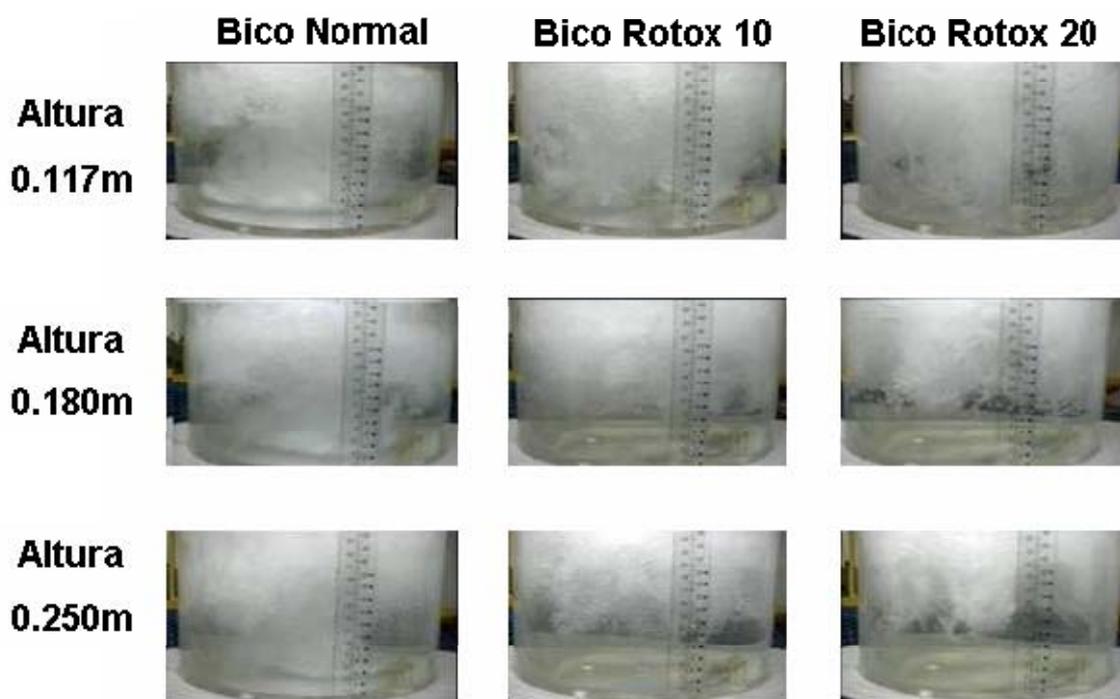


Figura 5.4 – Imagens ilustrando a penetração de jato para vazão $160\text{Nm}^3/\text{h}$ comparando alturas de lança e tipo de bico.

Para a vazão de $160\text{Nm}^3/\text{h}$ e altura de $0,117\text{m}$ para todos os bicos de lança, o jato atingiu o fundo do convertedor. Os bicos Rotox 10° e 20° apresentam uma maior atomização do banho contribuindo para a rápida formação da emulsão e processo de descarburização. Para altura de lança de $0,250\text{m}$ e bico Rotox 20° , é possível distinguir os jatos por furo com boa penetração individual. A independência entre jatos garante sua maior penetração, mesmo com a queda na pressão da rede estagnante para a vazão de $160\text{Nm}^3/\text{h}$, como será explicado adiante.

As Figuras 5.5 a 5.7 apresentam os gráficos de correlação entre o adimensional de penetração de jato definido como proposto por Meidani *et alli* (2004) e o número de Froude modificado, no momento da descarga do jato de gás sobre o banho estático. O número de Froude modificado é definido como a relação entre as forças inerciais sobre as forças gravitacionais, conforme apresentado na equação 5.1.

$$Fr^* = \frac{\rho_g \times v_j^2 \times D_{saída}^2}{\rho_B \times g \times H^3} \quad (5.1)$$

Onde “Fr*” – número de Froude modificado, ρ_g - densidade gás (kg.m^{-3}), ρ_B - densidade do banho (kg.m^{-3}), v_j - velocidade do jato (m.s^{-1}), $D_{saída}$ - diâmetro saída do bocal (m), g – gravidade (m.s^{-2}), H - distância lança-banho (m).

Penetração no momento da descarga - Bico normal

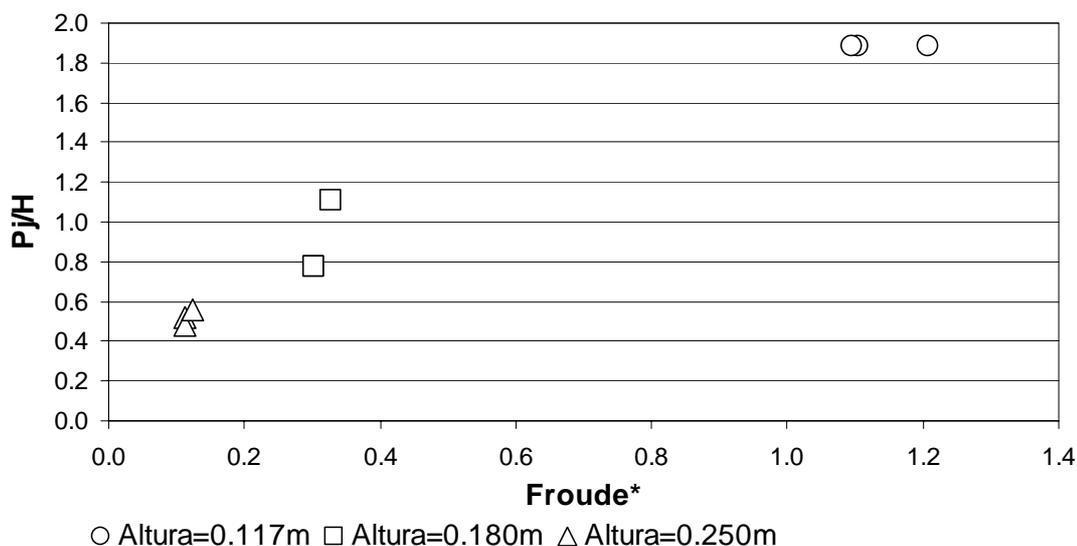


Figura 5.5 – Correlação entre o adimensional de penetração de jato e o número de Froude modificado no momento da descarga do gás para o bico normal.

A penetração de jato é determinada pelo ângulo de torção e a distância lança-banho. As variações para um mesmo tipo de bico e a mesma distância lança-banho são provocadas pela diferentes vazões testadas. A variação no número de Froude modificado está relacionada com a variação da densidade do gás e com a velocidade do jato na saída do

bocal. A velocidade do jato multiplicado pela área de saída do bocal determina a vazão de sopro.

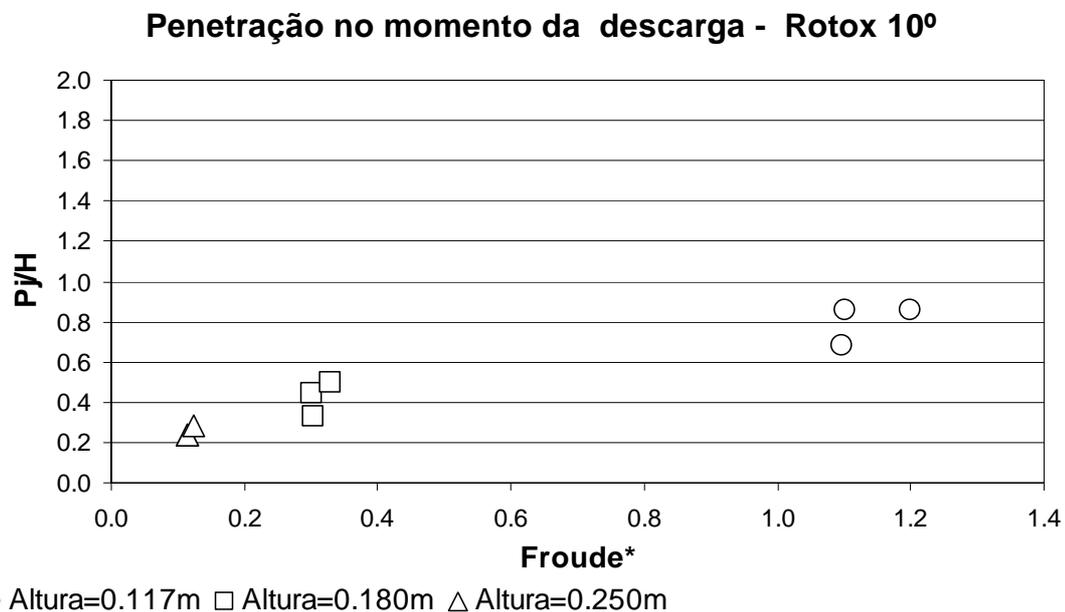


Figura 5.6 – Correlação entre o adimensional de penetração de jato e o número de Froude modificado no momento da descarga do gás para o bico Rotox 10.

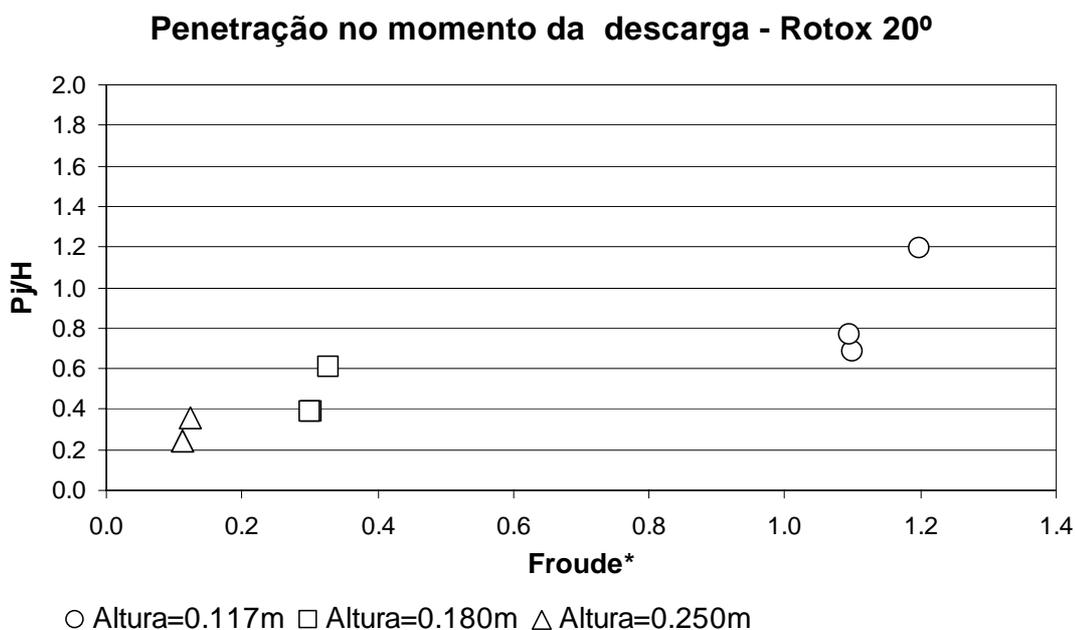


Figura 5.7 – Correlação entre o adimensional de penetração de jato e o número de Froude modificado no momento da descarga do gás para o bico Rotox 20.

As Figuras 5.5 a 5.7 mostram que o bico normal provoca uma maior penetração de jato atingindo o fundo do convertedor. Isto ocorre devido ao jato concêntrico em direção ao fundo do convertedor. Os bicos Rotox 10° e 20° têm comportamento semelhante no momento da descarga para maioria dos casos.

As Figuras 5.8 a 5.10 apresentam a correlação entre a penetração de jato e o número de Froude modificado no momento da máxima penetração de jato para cada uma das condições testadas.

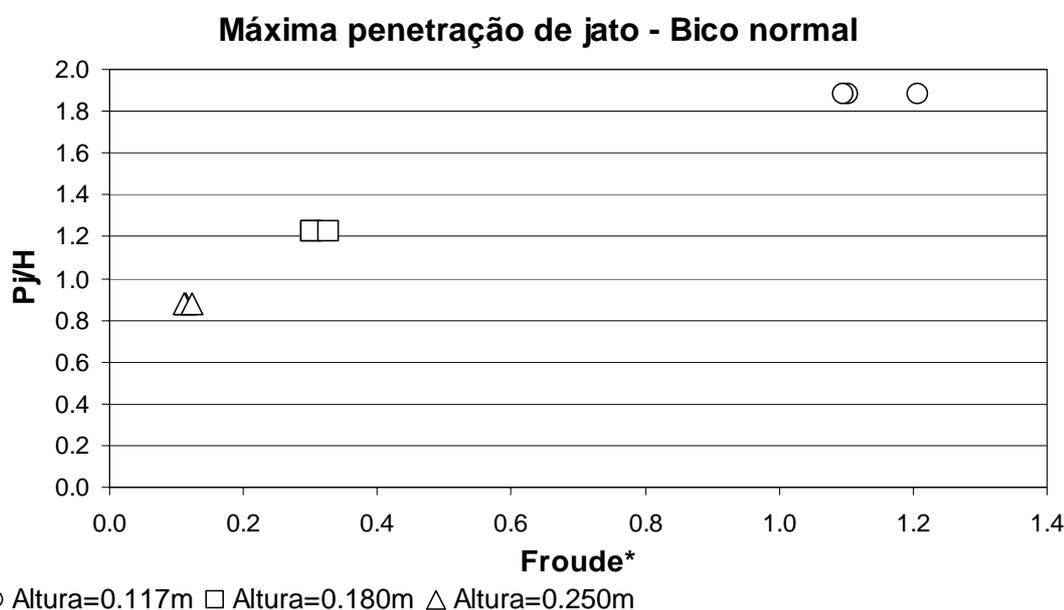


Figura 5.8 – Correlação entre o adimensional de penetração de jato e o número de Froude modificado para a máxima penetração de jato para o bico normal.

Nas Figuras de 5.8 a 5.10 nota-se que todos os tipos de bico apresentam os mesmos valores máximos de penetração de jato com valores próximos de Froude modificado, principalmente para baixos valores de distância lança-banho. O aumento da distância lança-banho reduz a penetração de jato para os bicos Rotox 10 e 20 em relação ao bico normal. Novamente a variação entre os valores, para um mesmo bico de lança e distância lança-banho, foi provocada pelas três vazões testadas.

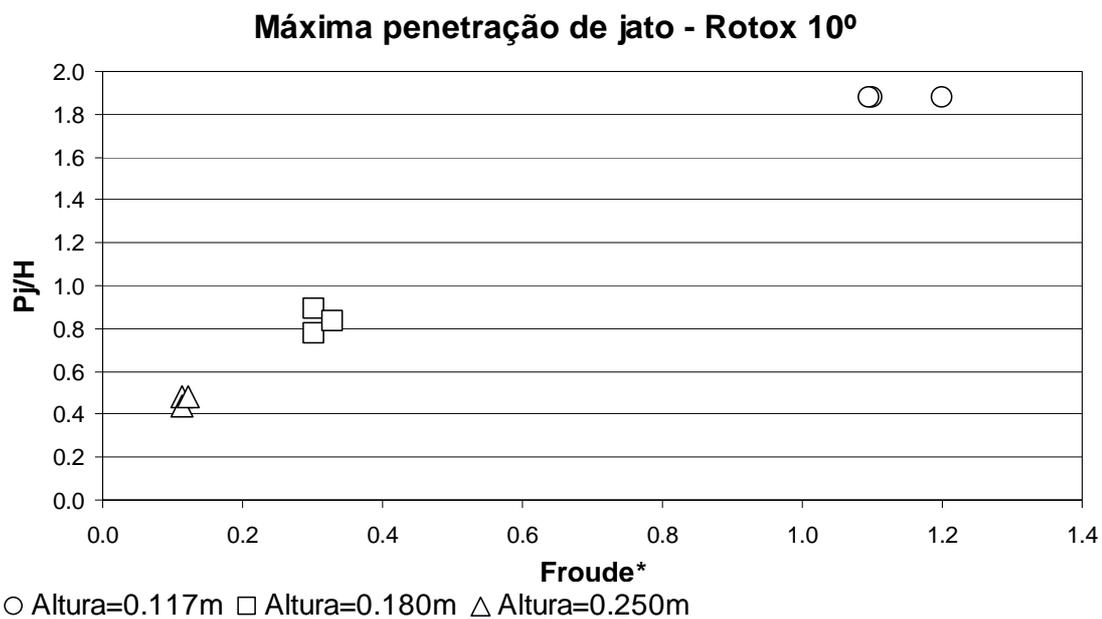


Figura 5.9 – Correlação entre o adimensional de penetração de jato e o número de Froude modificado para a máxima penetração de jato para o bico Rotox 10.

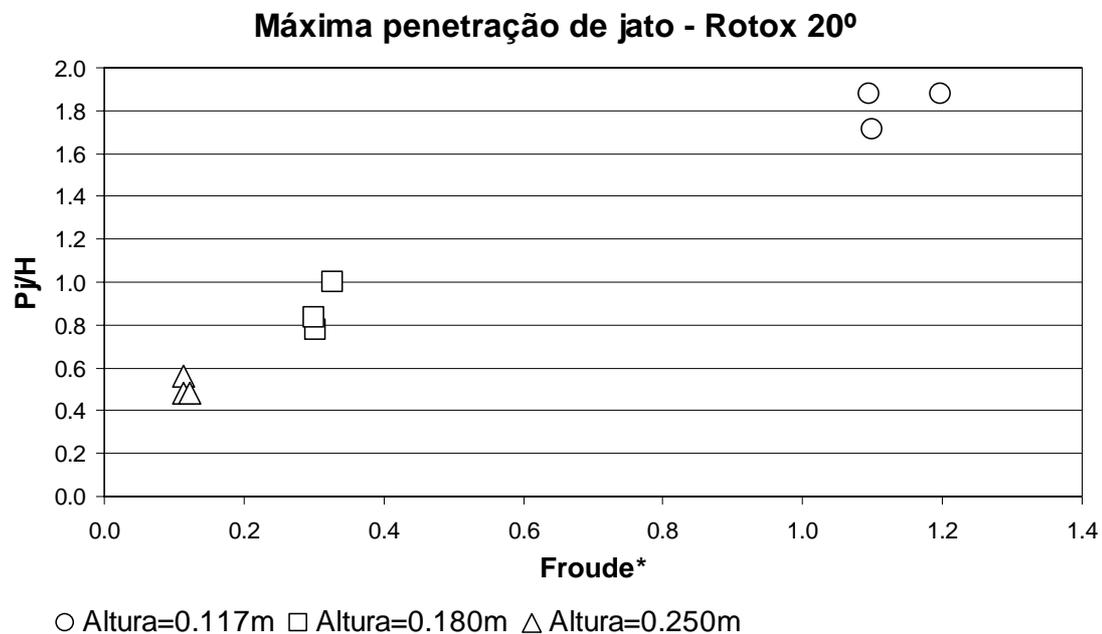


Figura 5.10 – Correlação entre o adimensional de penetração de jato e o número de Froude modificado para a máxima penetração de jato para o bico Rotox 20.

Na Figura 5.5, o bico normal apresentou elevados valores de penetração de jato, decorrente do fato que para todas as vazões e na distância lança-banho de 0,117m o jato atingiu o fundo do convertedor.

Nas figuras 5.9 e 5.10 os valores de penetração de jato também são elevados para os bicos Rotox 10 e 20, porém para estes tipos de bico, o jato não chega a atingir o fundo do convertedor.

Desta forma uma distinção deve ser feita entre as duas situações conforme apresentado na Figura 5.11 para análise das imagens que serão apresentadas.

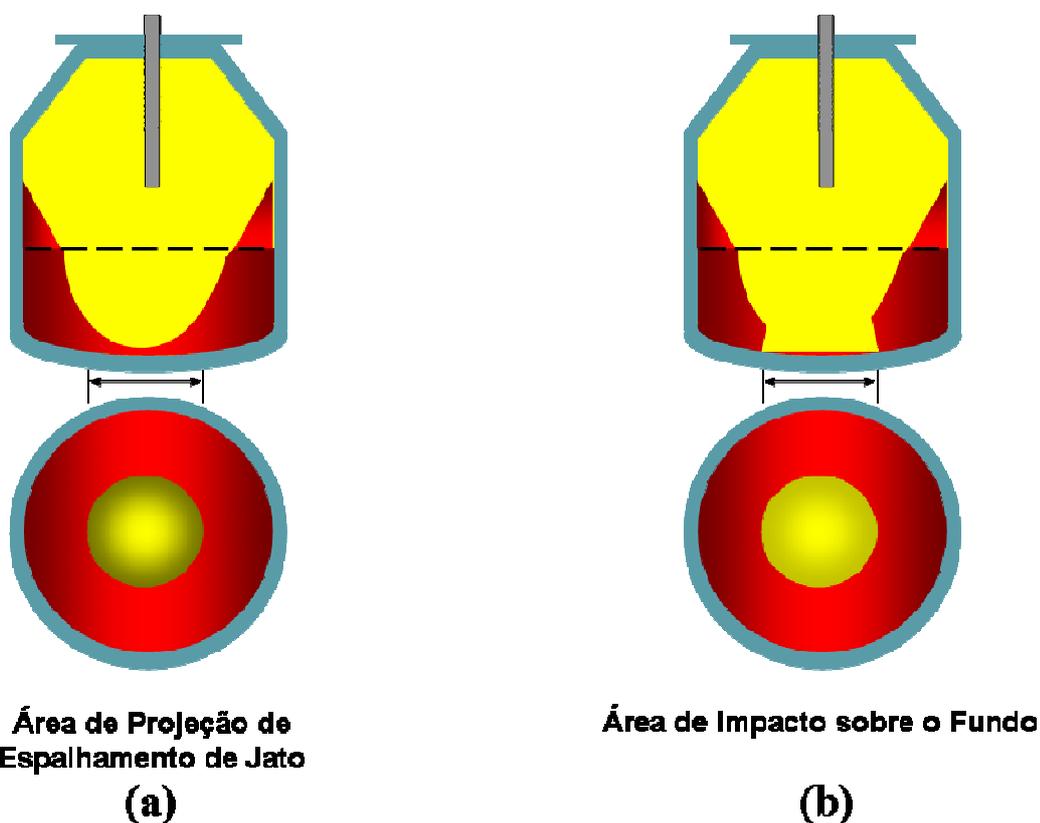


Figura 5.11 – Imagens comparativas: (a) área de projeção de espalhamento de jato; (b) área de impacto sobre o fundo.

Na prática operacional, a área de projeção de espalhamento de jato é benéfica ao processo, pois aumenta o contato do oxigênio com o banho metálico, favorecendo a interação metal-gás acelerando as reações de descarburização.

Para um jato que chega a atingir o fundo do convertedor, como no caso da figura 5.XX (b), ocorre um efeito nocivo a operação, provocando o desgaste prematuro do refratário do convertedor.

Com o objetivo de comparar as influências do tipo de bico, distância lança-banho e vazão de sopro nas áreas, indistintamente, de projeção de espalhamento de jato e impacto provocado pela interação do jato com o banho, foram utilizadas imagens de uma seção transversal horizontal do fundo do convertedor, conforme apresentado na Figura 5.12.



Figura 5.12 – Imagem ilustrando uma seção transversal horizontal vista do fundo do convertedor para o bico Rotox 20.

Na Figura 5.12 é possível notar o formato do jato. Este formato do jato foi analisado qualitativamente, através de um conjunto de nove imagens comparando tipo de bico e altura de lança, para cada vazão do experimento.

Uma análise quantitativa para distinção entre a área de projeção de espalhamento de jato e a área de impacto é uma sugestão para trabalhos futuros, com objetivo de prevenir, nas

plantas industriais, desgastes nos refratários dos convertedores, causados por descontrolo da altura de lança e vazão durante o sopro.

A Figura 5.13 apresenta a área formada pelo jato para vazão $160\text{Nm}^3/\text{h}$, comparando alturas de lança e tipo de bico.

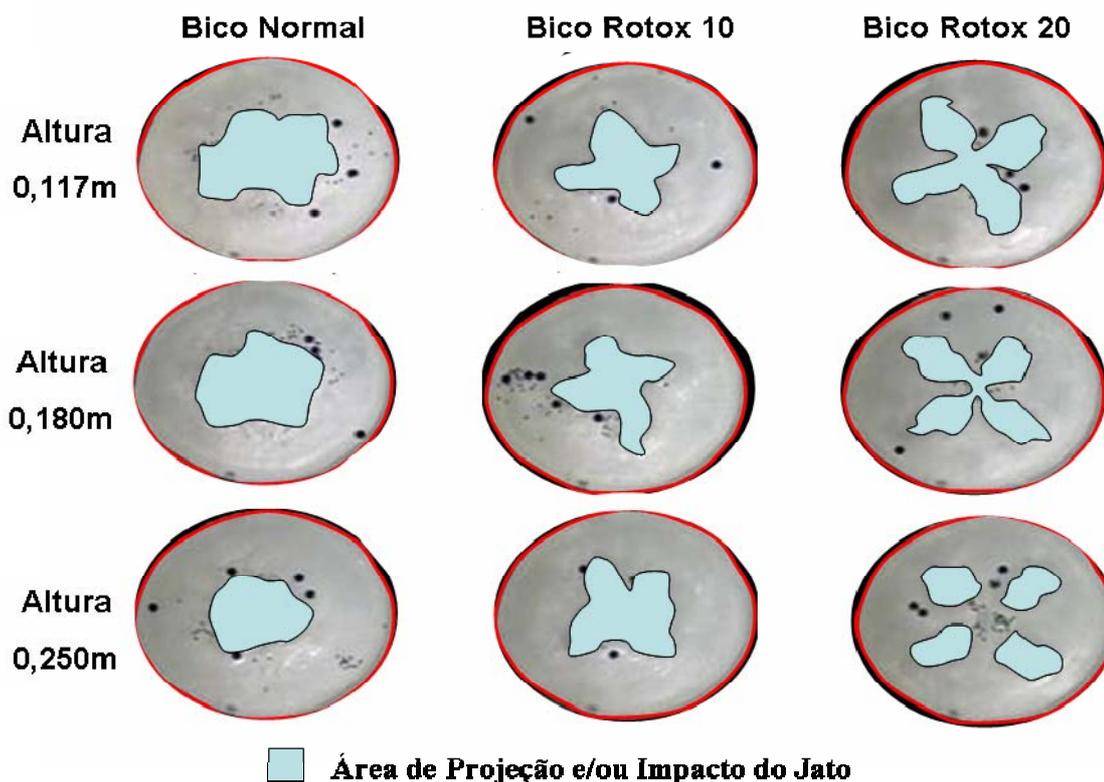


Figura 5.13 – Área formada pelo jato para vazão $100\text{Nm}^3/\text{h}$ comparando alturas de lança e tipo de bico.

Na Figura 5.13 nota-se o formato característico da área formada pelo jato em cada bico de lança, com formato próximo do circular para o bico normal, poligonal para o bico Rotox 10 e em forma de estrela para o Rotox 20. As imagens foram obtidas durante o sopro, quando um perfil de movimentação já havia sido estabelecido, em geral, aproximadamente 14s após o início de sopro. À medida que a distância lança-banho aumenta, é possível notar uma tendência na redução da área formada pelo jato.

A Figura 5.14 apresenta a área formada pelo jato para vazão $130\text{Nm}^3/\text{h}$, comparando alturas de lança e tipo de bico.

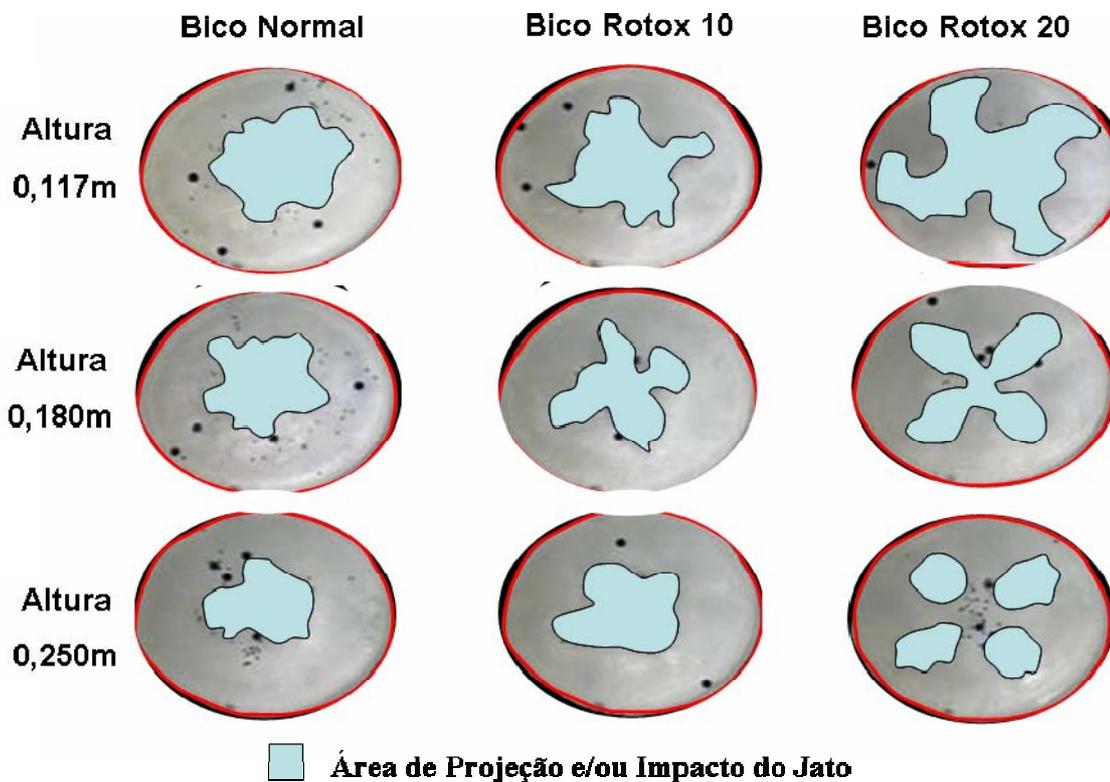


Figura 5.14 – Área de formada pelo para vazão $130\text{Nm}^3/\text{h}$ comparando alturas de lança e tipo de bico.

Com o aumento da vazão, a análise qualitativa mostra um aumento da área formada pelo jato. Os contornos da área de impacto tornam-se mais irregulares, devido à circulação intensa do banho.

A Figura 5.15 apresenta a área formada pelo jato para vazão $160\text{Nm}^3/\text{h}$, comparando alturas de lança e tipo de bico.

Para vazão de $160\text{Nm}^3/\text{h}$, a área formada pelo jato é maior que para as vazões anteriores. Para o bico Rotox 20, é possível notar a união das áreas de dois bocais para distância lança-banho de 0,117m.

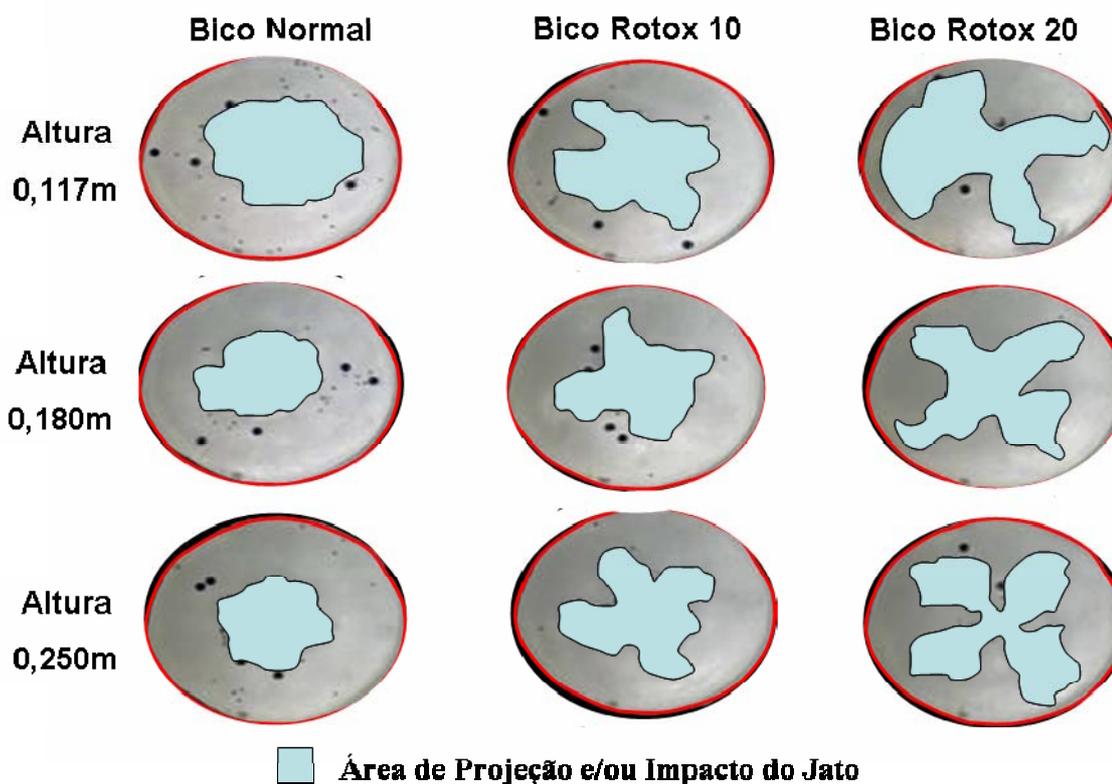


Figura 5.15 – Área formada pelo jato para vazão $160\text{Nm}^3/\text{h}$ comparando alturas de lança e tipo de bico.

5.2 – Avaliação dos Tempos de Mistura

Para cada condição determinada na matriz de experimentos, foram realizados três ensaios com objetivo de garantir confiabilidade estatística dos procedimentos durante os ensaios; aquisições dos dados e determinação dos tempos de mistura. Valores considerados discrepantes foram descartados e novos ensaios executados. As figuras apresentadas a seguir. Os valores de desvio padrão, representadas pelas barras nas figuras, foram calculados a partir dos valores de tempo de mistura obtidos das réplicas realizadas em cada condição de teste.

5.2.1 – Avaliação dos tempos de mistura – sensor do fundo do convertedor

Os gráficos de tempo de mistura do fundo foram separados por vazão de sopro, comparando distância lança-banho e ângulo de torção de bico. Os gráficos estão na mesma escala para permitir comparação dos tempos de mistura.

As Figuras 5.16 a 5.18 apresentam os tempos de mistura para $100\text{Nm}^3/\text{h}$ em várias alturas e ângulo de torção dos bicos, determinados pelo sensor de condutividade localizado no fundo do convertedor.

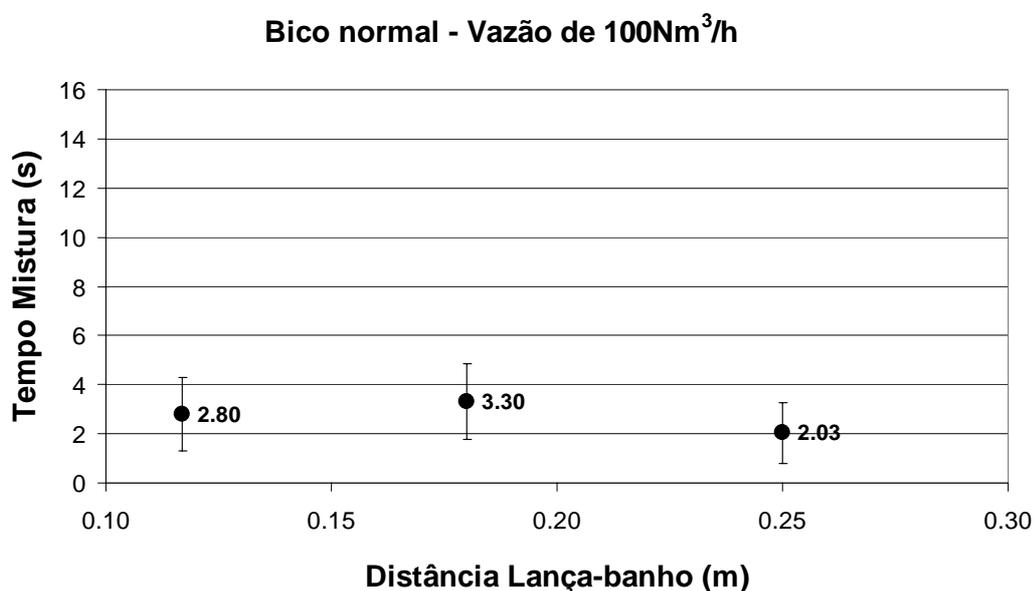


Figura 5.16 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão $100\text{Nm}^3/\text{h}$ em várias alturas para o bico normal, determinados pelo sensor de condutividade localizado no fundo do convertedor.

Para a vazão de $100\text{Nm}^3/\text{h}$, o bico normal apresenta os menores de valores de tempo de mistura provocado pelo impacto direto do jato sobre o fundo do vaso. O comportamento esperado era um aumento do tempo de mistura com aumento da distância lança-banho, inclusive, para os bicos com torção. Entretanto, este comportamento não é verificado para o bico normal, que apresenta uma queda no tempo de mistura com aumento da distância lança-banho, provocada pela maior área de espalhamento de jato, conforme apresentado na Figura 3.14.

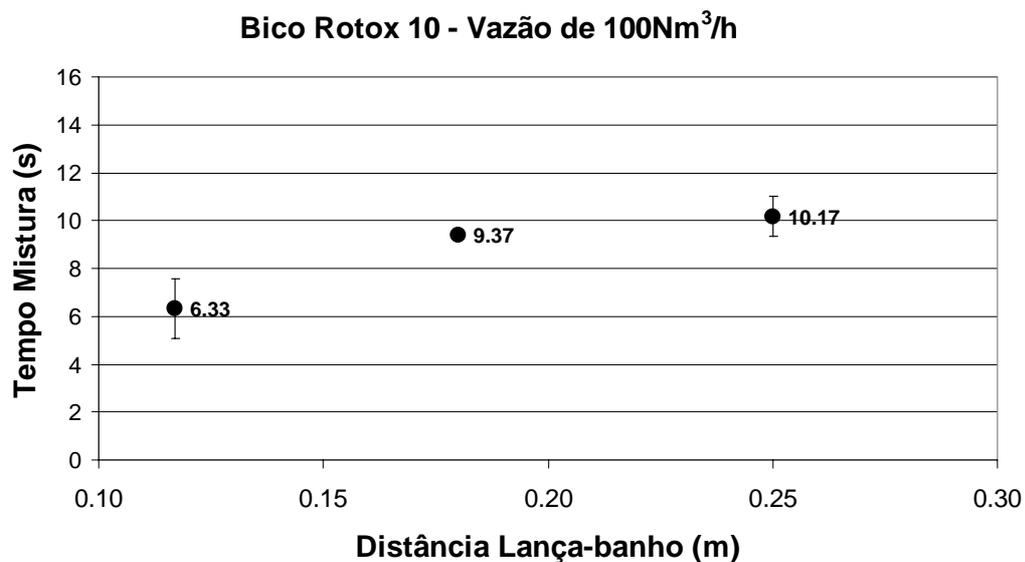


Figura 5.17 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão 100Nm³/h em várias alturas para o bico Rotox 10, determinados pelo sensor de condutividade localizado no fundo do convertedor.

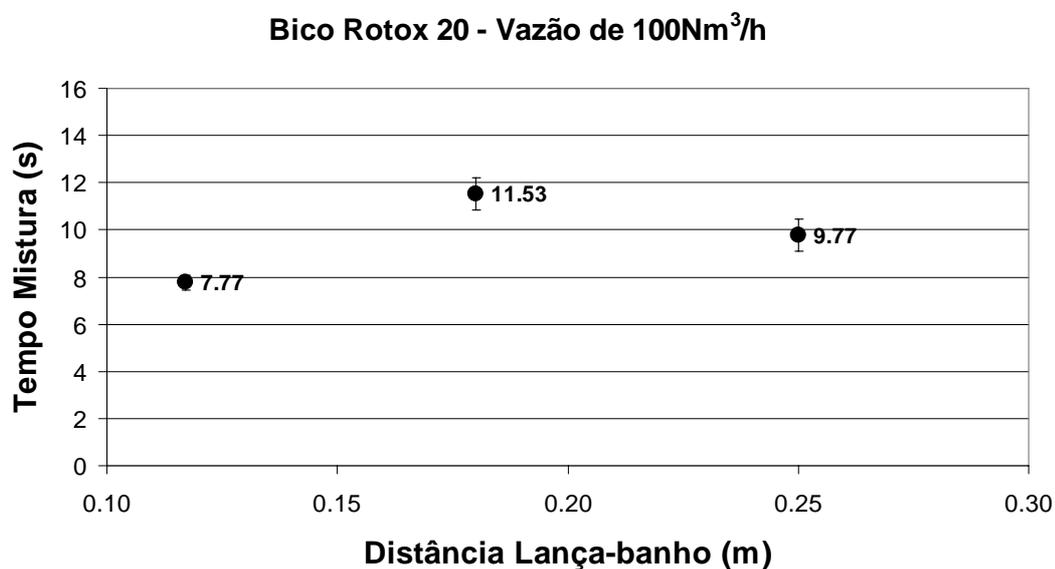


Figura 5.18 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão 100Nm³/h em várias alturas para o bico Rotox 20, determinados pelo sensor de condutividade localizado no fundo do convertedor.

O comportamento previsto pôde ser observado nos bicos Rotox 10 e 20, para as alturas de lança 0,117 e 0,180m.

Outro comportamento esperado era uma redução do tempo de mistura no fundo para o bico normal e com tempos crescentes para o Rotox 10 e Rotox 20 em uma mesma distância lança-banho, devido ao direcionamento do jato e a posição do sensor de condutividade.

Da Figura 5.18, observa-se que o comportamento esperado apenas não é verificado para altura da lança ao banho de 0,250m, na qual os bicos com torção apresentaram tempos de mistura elevados e próximos, denotando que o ângulo de torção não influencia na penetração de jato para distâncias lança-banho elevadas.

Da análise das barras de desvio padrão das Figuras 5.16 a 5.18, é possível notar que com o aumento da torção dos bicos há uma redução do desvio padrão, independente da altura de lança e vazão, indicando uma maior estabilidade nos tempos de mistura.

As Figuras 5.19 a 5.21 apresentam os tempos de mistura para $130 \text{ Nm}^3/\text{h}$ em várias alturas e tipo de bico, determinados pelo sensor de condutividade localizado no fundo do convertedor.

Ainda prevalece um menor tempo de mistura para o bico normal com o aumento de vazão, como pode ser visto na Figura 5.19.

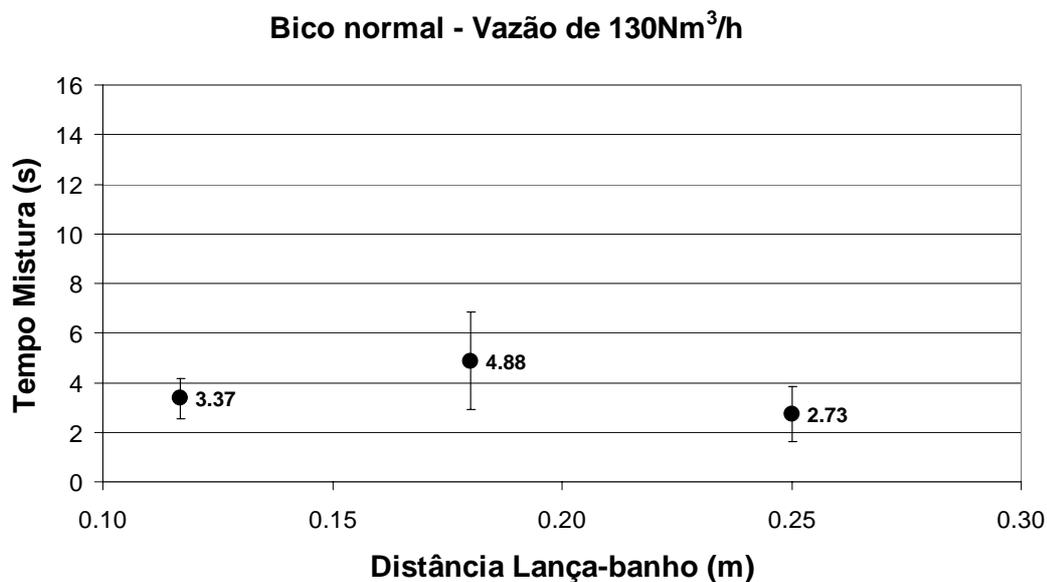


Figura 5.19 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão 130Nm³/h em várias alturas para o bico normal, determinados pelo sensor de condutividade localizado no fundo do convertedor.

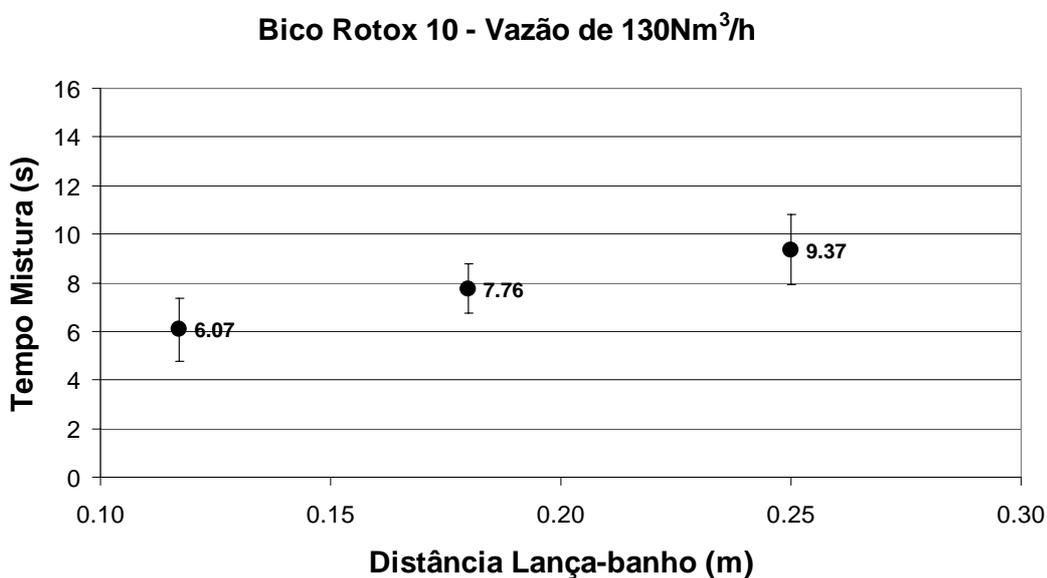


Figura 5.20 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão 130Nm³/h em várias alturas para o bico Rotox 10, determinados pelo sensor de condutividade localizado no fundo do convertedor.

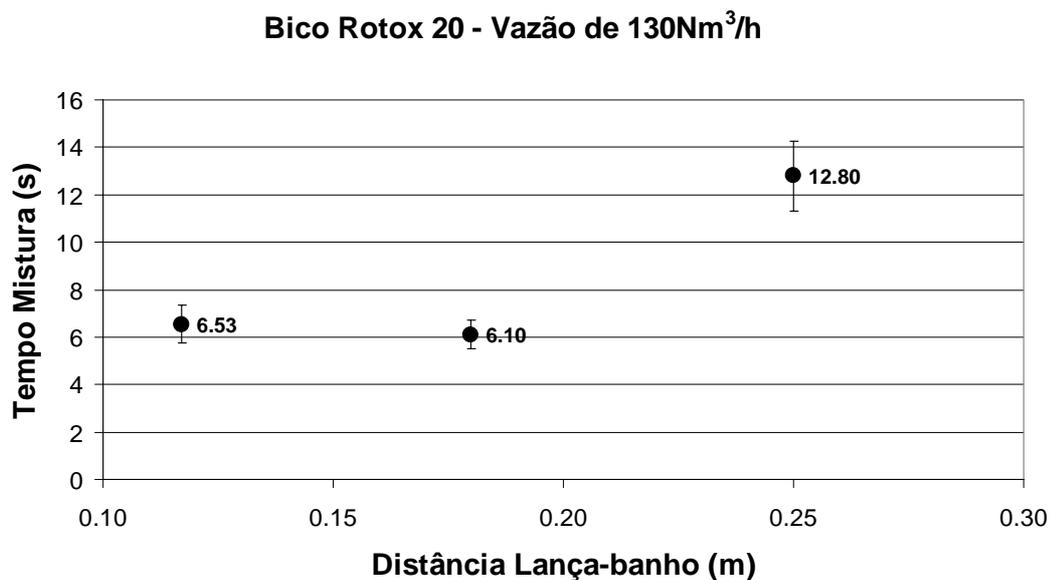


Figura 5.21 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão 130Nm³/h em várias alturas para o bico Rotox 20, determinados pelo sensor de condutividade localizado no fundo do convertedor.

Para a vazão de 130Nm³/h, fica evidente a influência do ângulo de torção para a condição de sopro mole, ou seja, distâncias lança-banho elevadas como no caso da distância de 0,250m, com o aumento do tempo de mistura para o sensor localizado no fundo convertedor.

As Figuras 5.22 a 5.24 apresentam os tempos de mistura para 160Nm³/h em várias alturas e ângulo de torção dos bicos, determinados pelo sensor de condutividade localizado no fundo do convertedor.

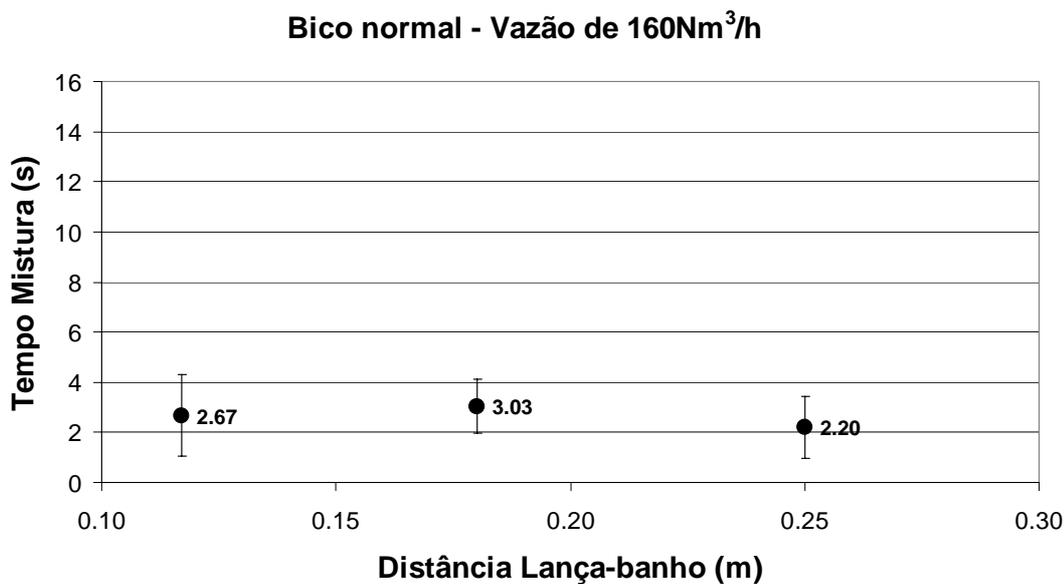


Figura 5.22 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão 160Nm³/h em várias alturas para o bico normal, determinados pelo sensor de condutividade localizado no fundo do convertedor.

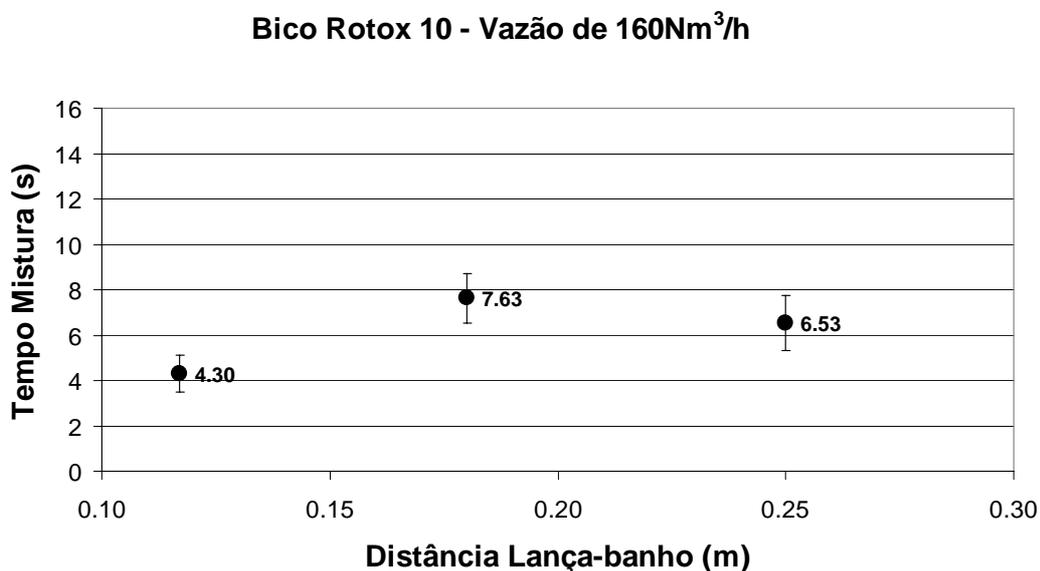


Figura 5.23 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão 160Nm³/h em várias alturas para o bico Rotox 10, determinados pelo sensor de condutividade localizado no fundo do convertedor.

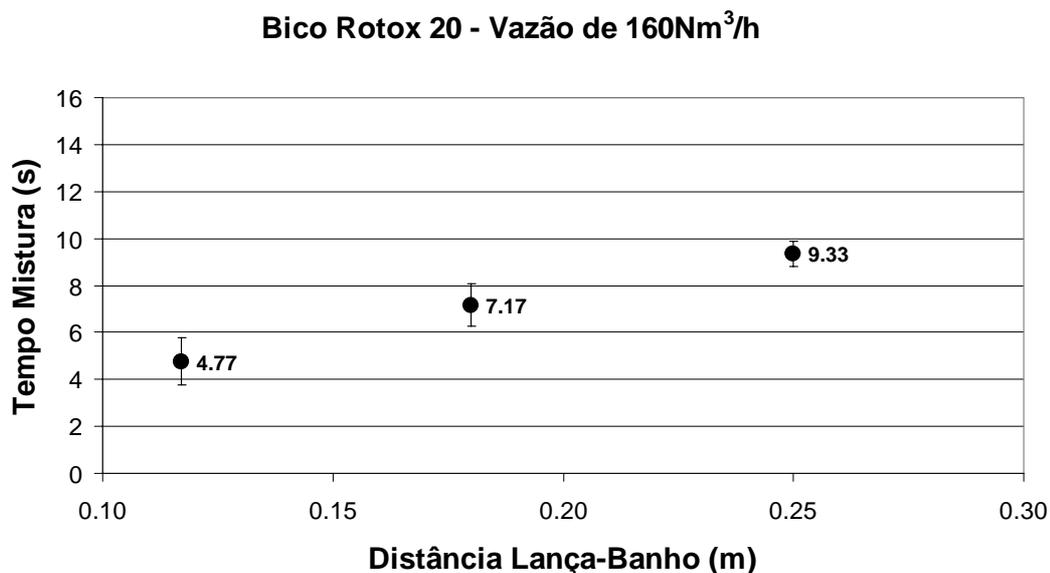


Figura 5.24 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão 160Nm³/h em várias alturas para o bico Rotox 20, determinados pelo sensor de condutividade localizado no fundo do convertedor.

Para vazão de 160Nm³/h ocorre uma redução dos tempos de mistura para a maioria das condições quando comparado com as outras vazões testadas, embora fosse esperada uma redução maior no tempo de mistura. O fato pode ser explicado comparando as pressões na condição estagnante, coletada durante os experimentos pelo manômetro apresentado na Figura 4.3, em relação a cada vazão do experimento conforme apresentado na Figura 5.25.

Na Figura 5.25 é possível perceber que para os experimentos com 100 e 130Nm³/h a pressão estagnante é praticamente invariável, existindo apenas as perdas de carga provocadas pelos dutos da saída do compressor até o bico. Nestes casos, a pressão de impacto do jato sobre o banho é maior quando comparado com a vazão de 160Nm³/h.

Do fato, conclui-se que aumentos de vazão de sopro que provocam queda na pressão estagnante, e aumentam o tempo de mistura, em relação ao que seria esperado.

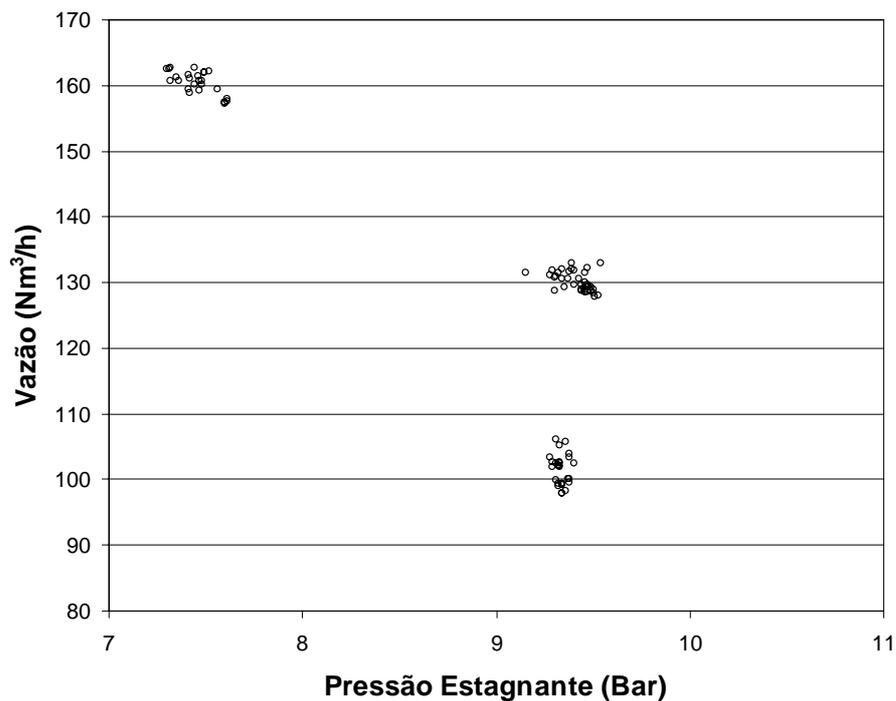


Figura 5.25 – Correlação entre a pressão estagnante *versus* a vazão de sopro.

Na prática industrial, esta queda de pressão na rede de oxigênio provoca uma maior oxidação da escória, levando ao aumento da ocorrência de projeções de escória durante o sopro.

5.2.2 – Avaliação dos tempos de mistura – sensor da parede do convertedor

Para o sensor de condutividade localizado na parede do convertedor era esperado um menor de tempo de mistura para o bico Rotox 20, crescendo até o bico normal.

As Figuras 5.26 a 5.28 apresentam os tempos de mistura para $100\text{Nm}^3/\text{h}$ em várias alturas e ângulo de torção dos bicos, determinados pelo sensor de condutividade localizado na parede do convertedor.

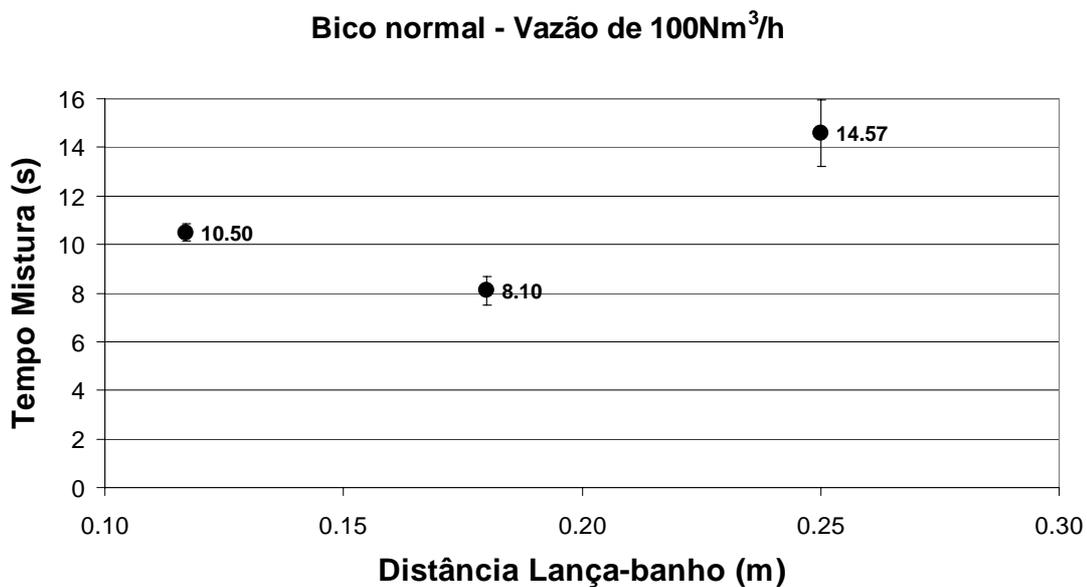


Figura 5.26 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão 100Nm³/h em várias alturas para o bico Normal, determinados pelo sensor de condutividade localizado na parede do convertedor.

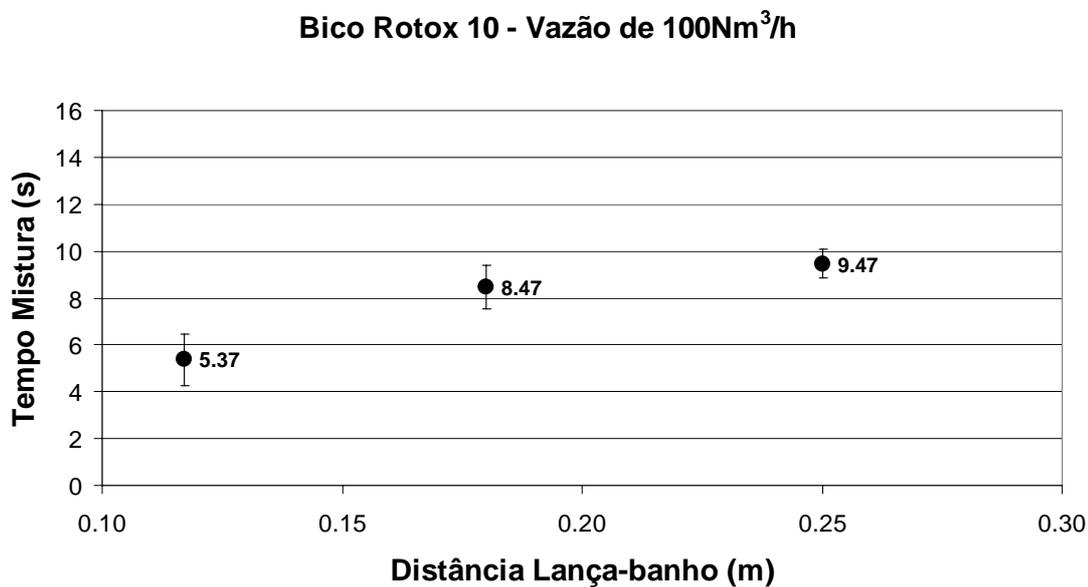


Figura 5.27 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão 100Nm³/h em várias alturas para o bico Rotox 10, determinados pelo sensor de condutividade localizado na parede do convertedor.

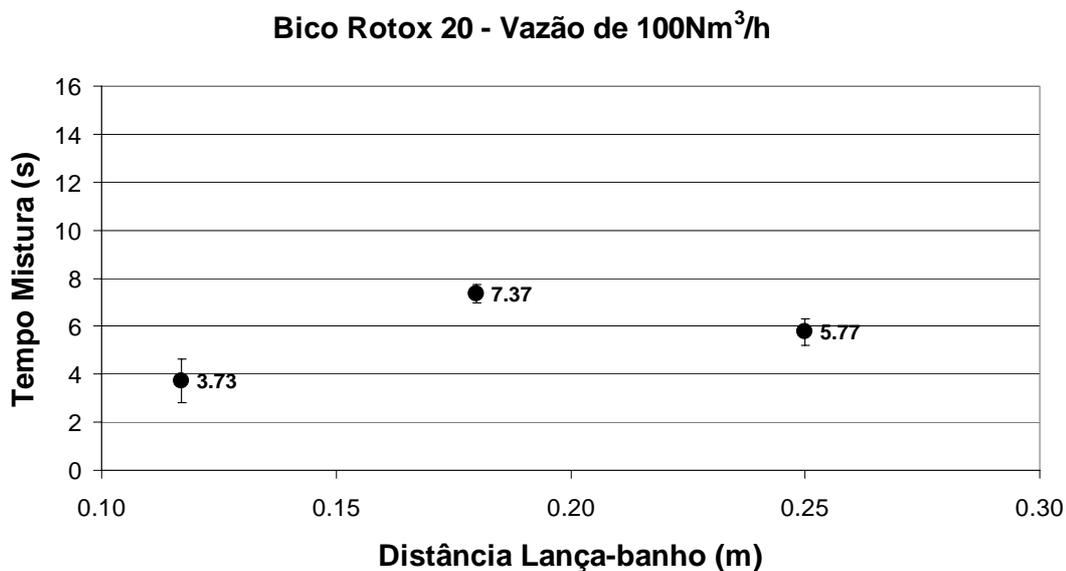


Figura 5.28 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão 100Nm³/h em várias alturas para o bico Rotox 20, determinados pelo sensor de condutividade localizado na parede do convertedor.

O comportamento esperado de queda do tempo de mistura com aumento do ângulo de torção foi notado para as alturas de 0,117m e 0,250m. A influência da distância lança-banho foi caracterizada nos extremos das distâncias testadas. Os resultados para sopro duro, com pequenas distâncias lança-banho, apresentaram tempos de mistura menores que com sopro mole, com grandes distâncias lança-banho.

Para a altura de 0,180m, o tempo de mistura para os diferentes bicos de lança foi próximo, mostrando uma condição de igualdade de agitação da mistura independente da torção aplicada ao bico.

As Figuras 5.29 a 5.31 apresentam os tempos de mistura para 130Nm³/h em várias alturas e ângulo de torção dos bicos, determinados pelo sensor de condutividade localizado na parede do convertedor.

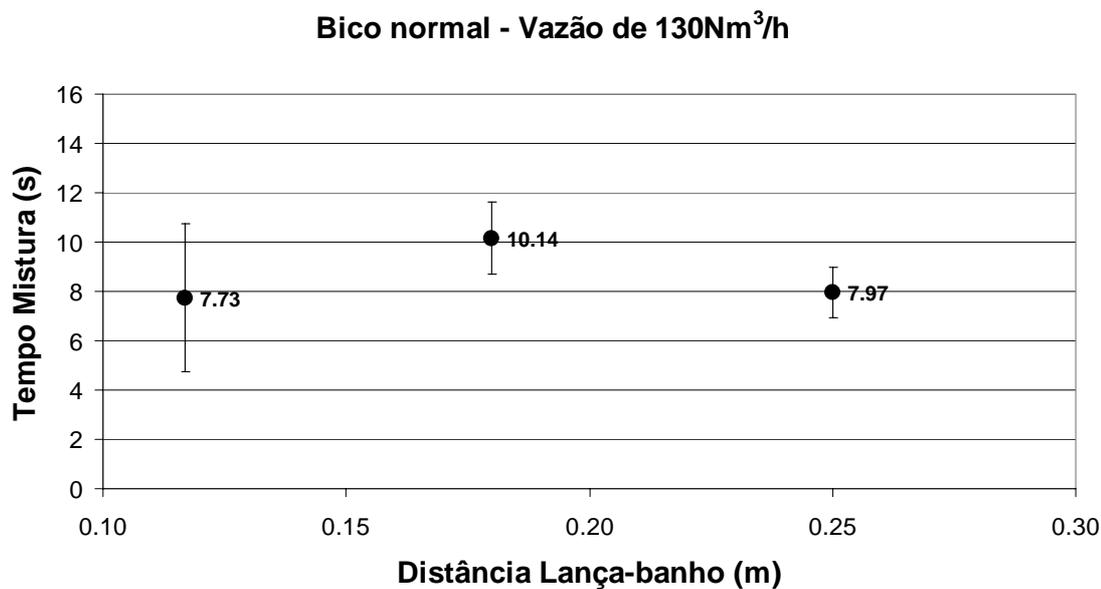


Figura 5.29 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão 130Nm³/h em várias alturas para o bico Normal, determinados pelo sensor de condutividade localizado na parede do convertedor.

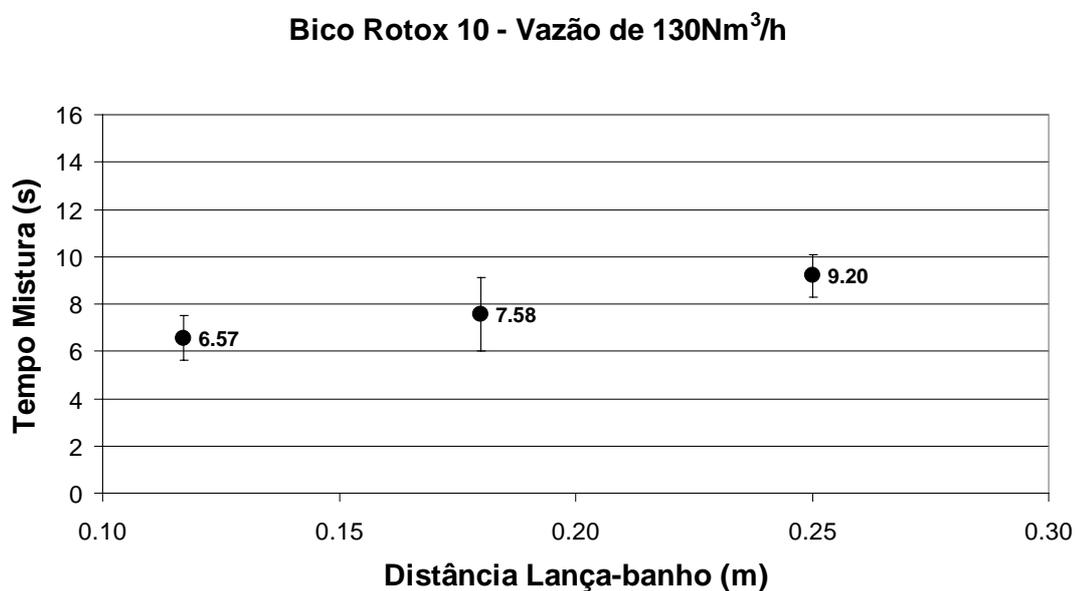


Figura 5.30 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão 130Nm³/h em várias alturas para o bico Rotox 10, determinados pelo sensor de condutividade localizado na parede do convertedor.

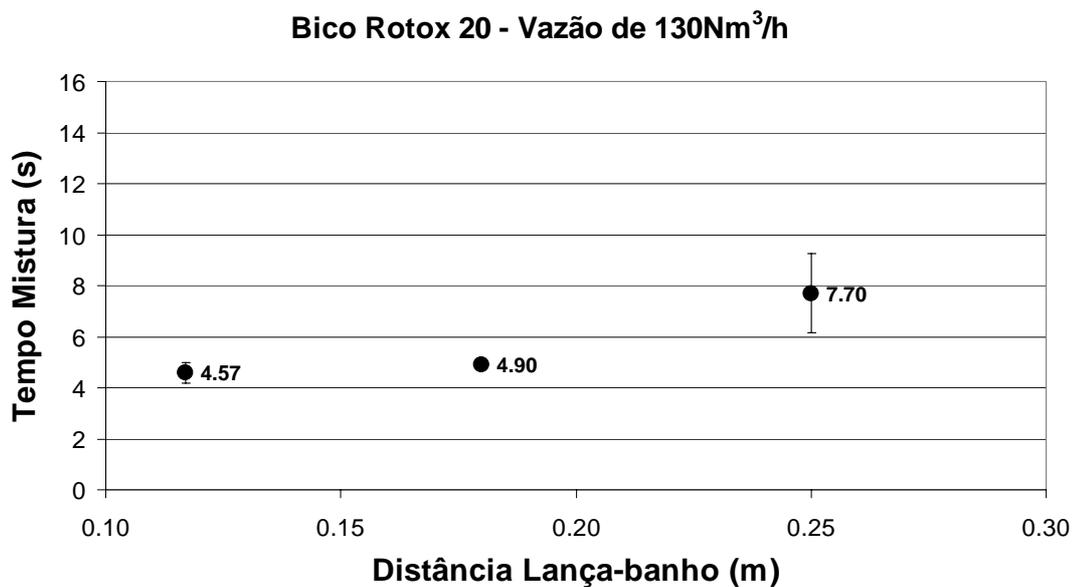


Figura 5.31 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão 130Nm³/h em várias alturas para o bico Rotox 20, determinados pelo sensor de condutividade localizado na parede do convertedor.

Nas figuras nota-se o comportamento esperado de redução do tempo de mistura do bico normal para o Rotox 20 para as alturas de 0,117 e 0,180m. Esta tendência não foi observada para o valor de 0,250m.

O aumento de vazão deslocou a condição dos quais os bicos não provocam mudanças significativas do tempo de mistura da distância lança-banho de 0,180 para 0,250m.

As Figuras 5.32 a 5.34 apresentam os tempos de mistura para 160Nm³/h em várias alturas e ângulo de torção dos bicos, determinados pelo sensor de condutividade localizado na parede do convertedor.

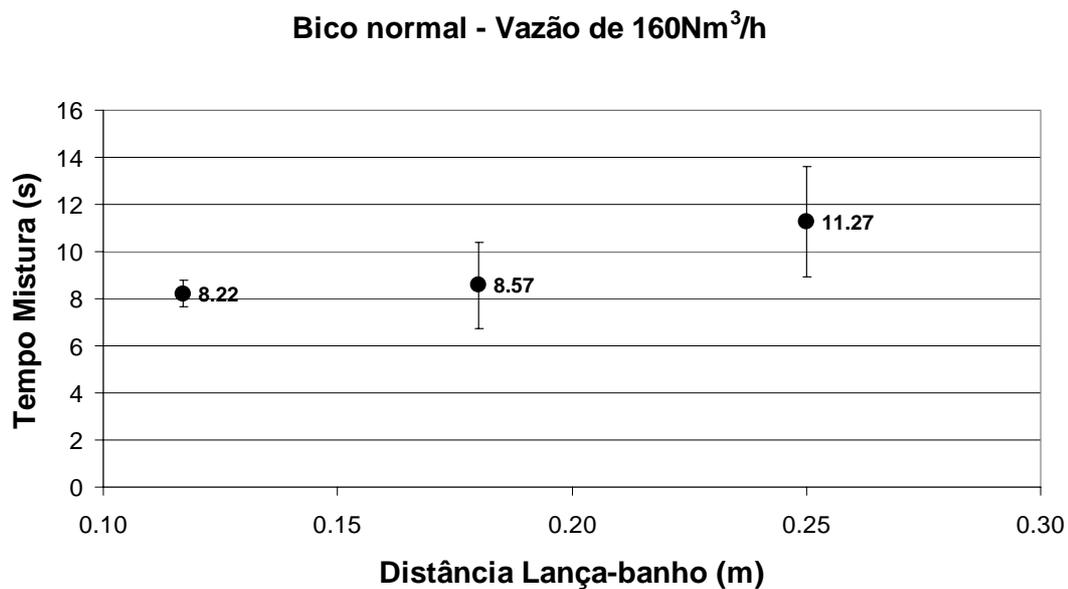


Figura 5.32 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão 160Nm³/h em várias alturas para o bico Normal, determinados pelo sensor de condutividade localizado na parede do convertedor.

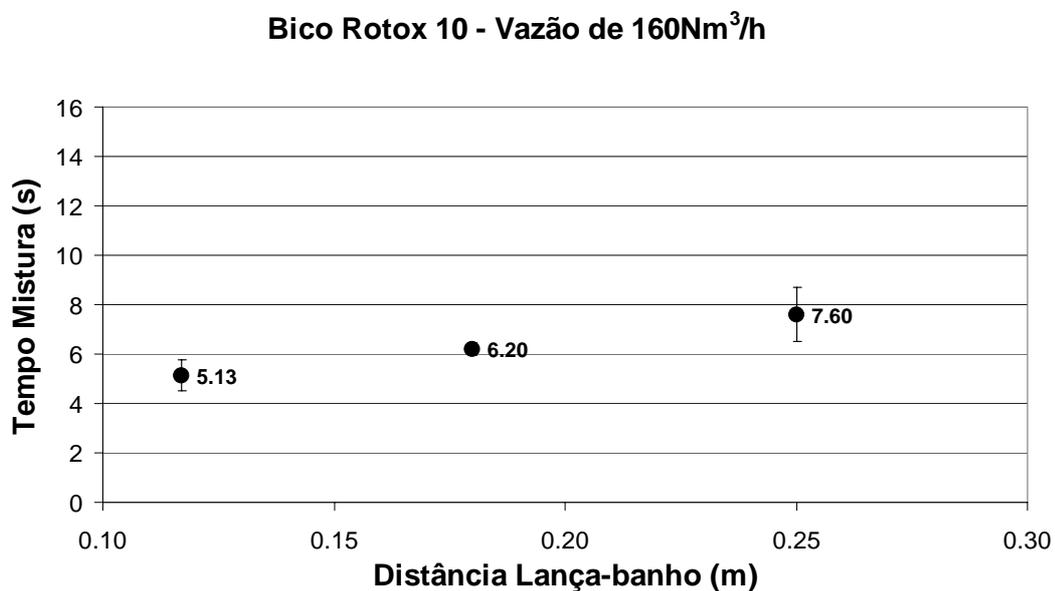


Figura 5.33 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão 160Nm³/h em várias alturas para o bico Rotox 10, determinados pelo sensor de condutividade localizado na parede do convertedor.

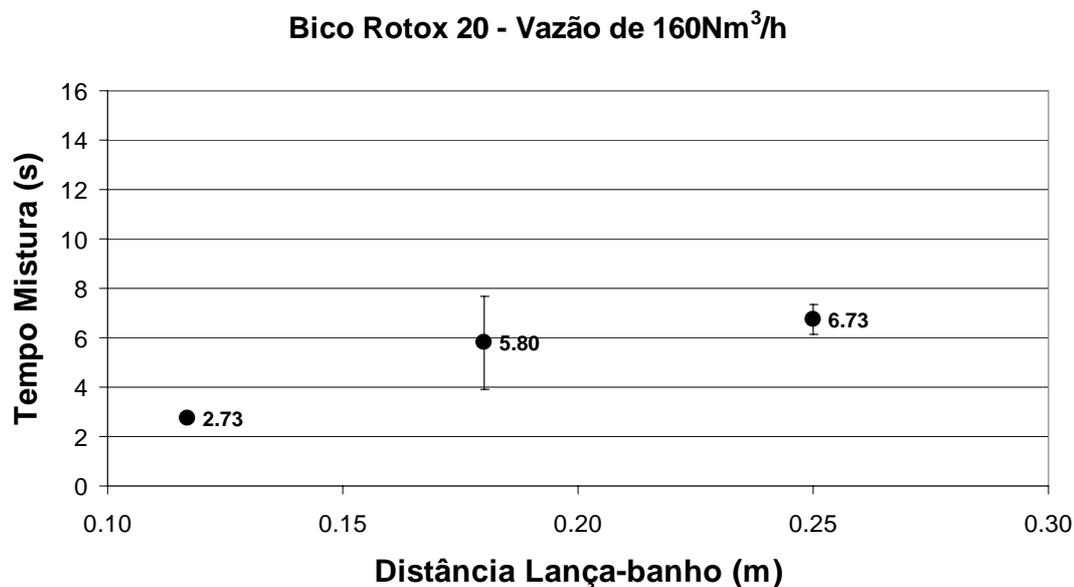


Figura 5.34 – Tempos de mistura da solução de KCl na vazão 160Nm³/h em várias alturas para o bico Rotox 20, determinados pelo sensor de condutividade localizado na parede do convertedor.

Com aumento da vazão para 160Nm³/h, o tempo de mistura é reduzido com o aumento do ângulo de torção, conforme esperado no início dos testes.

5.2.3 – Comparação dos Resultados

Através do *software* estatístico *MINITAB* foi possível, através da matriz de experimentos, analisar o conjunto de resultados apresentados como uma superfície de resposta, na qual são apresentadas regiões hachuradas de mesmo valor de tempo de mistura determinadas pela combinação dos parâmetros de entrada testados.

Previamente foi analisada a distribuição dos dados, através da análise de resíduos, conforme pode ser visto nas Figuras 5.35 e 5.36.

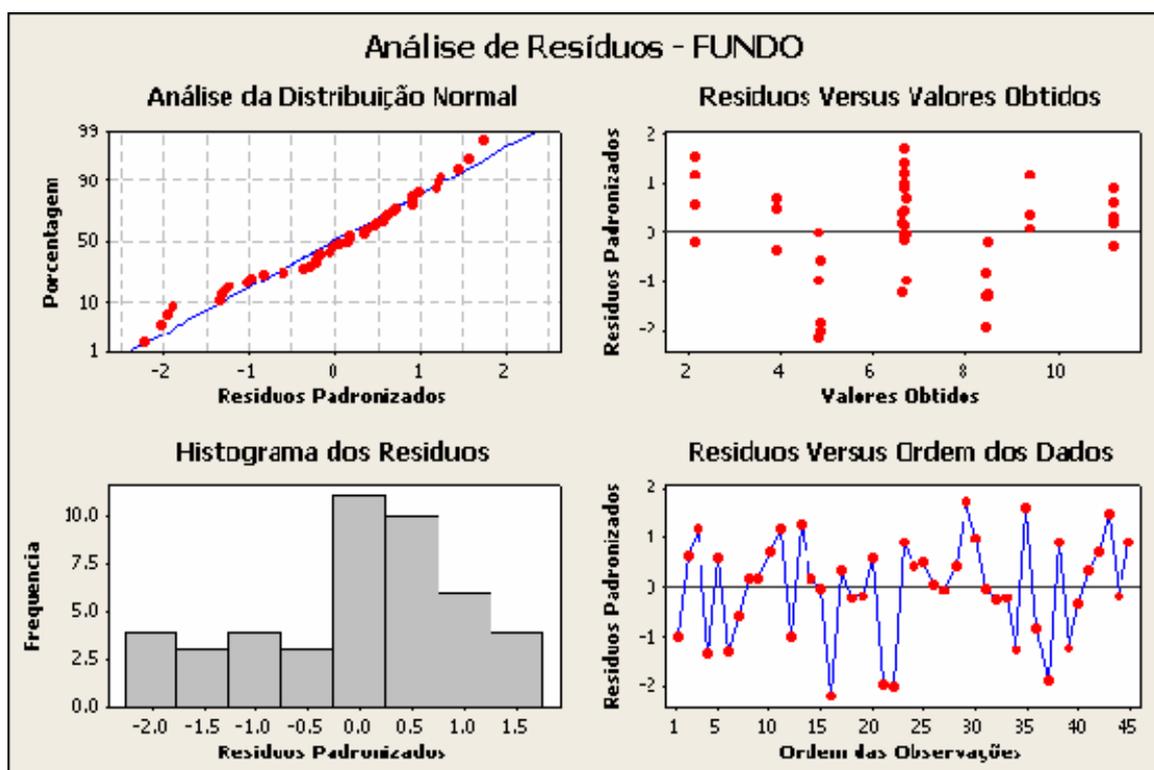


Figura 5.35 – Análise de resíduos para os valores de tempo de mistura determinados pelo sensor de condutividade localizado no fundo do convertedor.

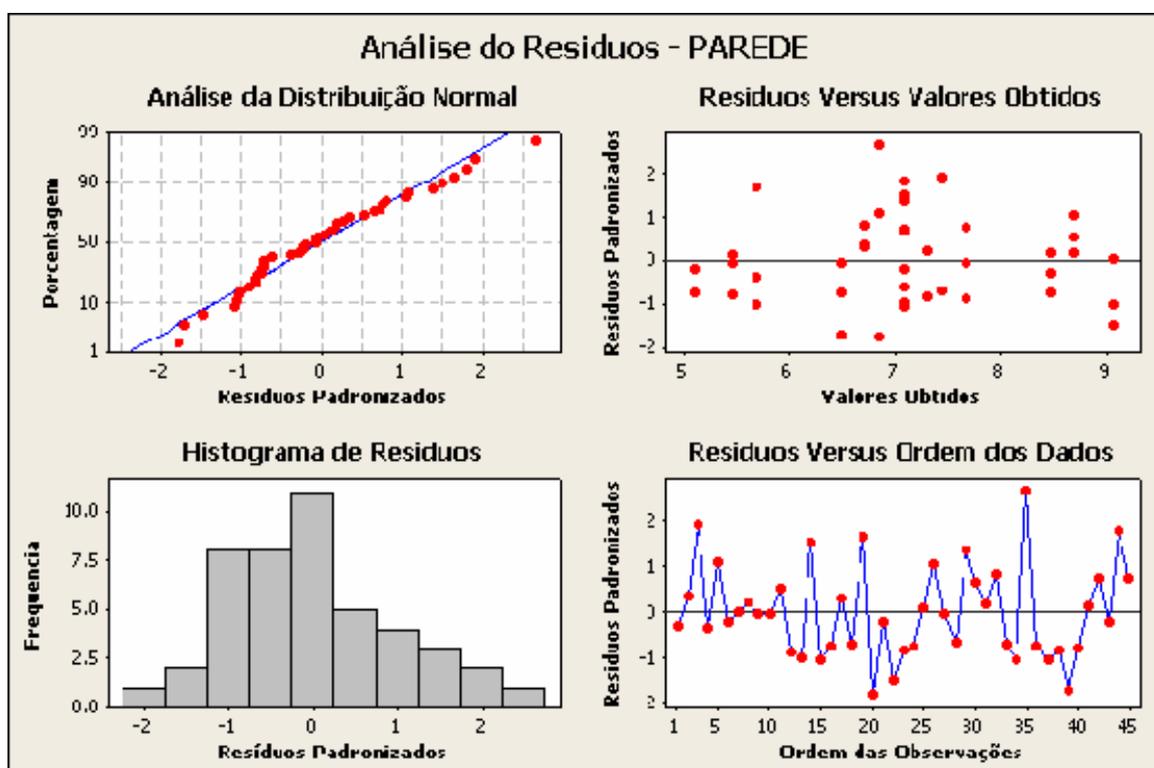


Figura 5.36 – Análise de resíduos para os valores de tempo de mistura determinados pelo sensor de condutividade localizado na parede do convertedor.

A análise do conjunto de dados tem por objetivo garantir a normalidade dos resultados a partir de experimentos realizados de forma aleatória, evitando sua manipulação.

Na análise de distribuição normal para os resíduos, os valores devem estar orientados sobre a reta. No histograma, os valores dos resíduos devem estar distribuídos ao redor de zero para garantir a normalidade dos dados. Os resíduos padronizados versus valores obtidos devem apresentar um resultado disperso em torno de zero, não demonstrando tendência ou concentração de pontos acima ou abaixo do valor de resíduo padronizado zero. Finalmente, os resíduos *versus* ordem dos dados obtidos devem estar em ordem aleatória.

Nos gráficos das Figuras 5.35 e 5.36, os resíduos apresentaram-se dentro da normalidade, garantindo condições favoráveis para a determinação da superfície de resposta. A superfície de resposta é um recurso que permite, a partir dos dados normalizados, verificar o nível de significância entre os fatores, no caso, vazão, ângulo de torção e altura de lança. Estes níveis de significância determinam a forma das curvas de superfícies podendo ser linear, quadrático ou proveniente da interação entre os fatores.

A Figura 5.37 apresenta a superfície de contorno para os tempos de mistura para o sensor localizado no fundo do convertedor.

Na Figura 5.37, as superfícies de contorno mostram que o menor tempo de mistura para o sensor de condutividade do fundo do convertedor é obtido com vazão de $160\text{Nm}^3/\text{h}$ e bico sem ângulo de torção e para altura de lança de $0,117\text{m}$. Os níveis de significância foram alcançados para todos os termos, incluindo as interações e os termos quadráticos.

O tempo de mistura é menor nas condições nas quais se aumenta a pressão de jato sobre o sensor de condutividade.

A Figura 5.38 apresenta a superfície de contorno para os tempos de mistura para o sensor localizado na lateral do convertedor.

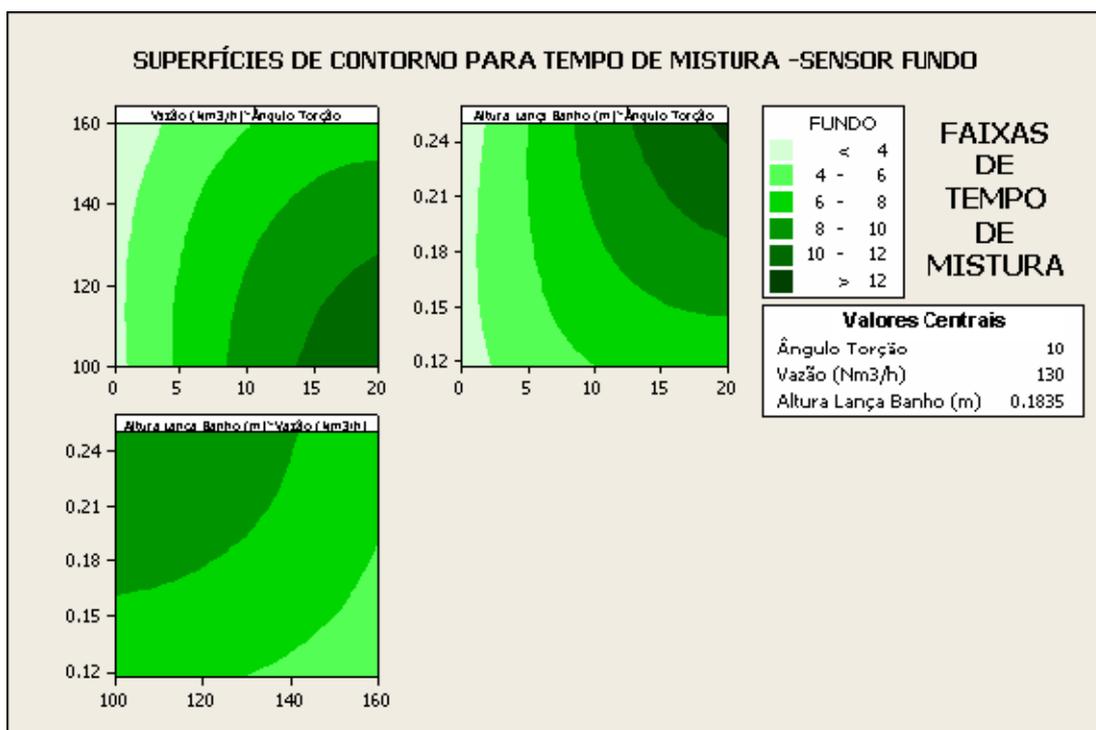


Figura 5.37 – Superfície de contorno para os tempos de mistura para o sensor localizado no fundo do convertedor.

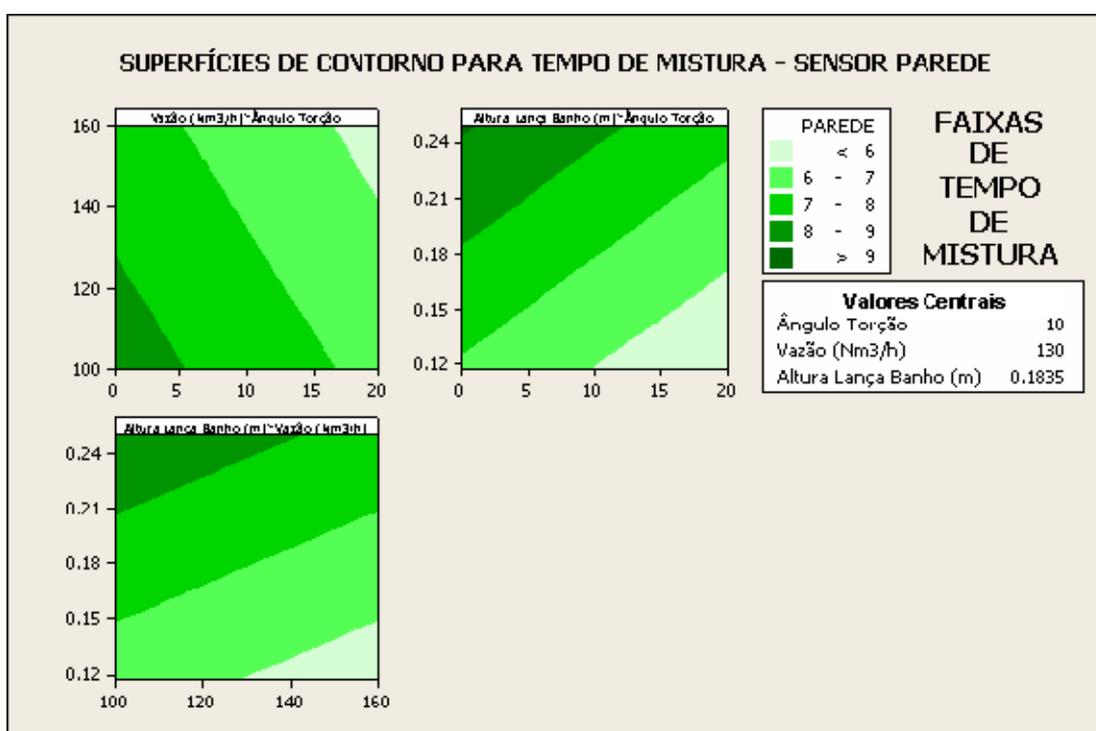


Figura 5.38 – Superfície de contorno para os tempos de mistura para o sensor localizado na parede do convertedor.

Para o sensor de condutividade localizado na parede do convertedor, foi atingido o nível de significância apenas para interação entre os fatores, denotado, através da linearidade das faixas de tempos de mistura. Desta forma, a condição para obter o menor tempo de mistura foi atingida com vazão de $160 \text{ Nm}^3/\text{h}$, bico com ângulo de torção de 20° e altura de lança de $0,117 \text{ m}$. Novamente as condições de sopro duro, promovem um menor tempo de mistura. Quando comparado com o sensor de condutividade localizado no fundo do convertedor, a área da lateral é 4,8 vezes maior, significando uma maior capacidade de mistura para os bicos com torção. A maior área lateral significa uma maior capacidade de mistura do banho quando comparada com o fundo do convertedor.

Ainda utilizando o *software* estatístico *MINITAB*, é possível inserir no mesmo gráfico as superfícies de contorno para os sensores do fundo e da parede, com objetivo de determinar a condição que permite o menor tempo de mistura simultaneamente para os dois sensores de condutividade. A Figura 5.39 apresenta um gráfico de sobreposição de superfícies de contorno para altura de $0,117 \text{ m}$.

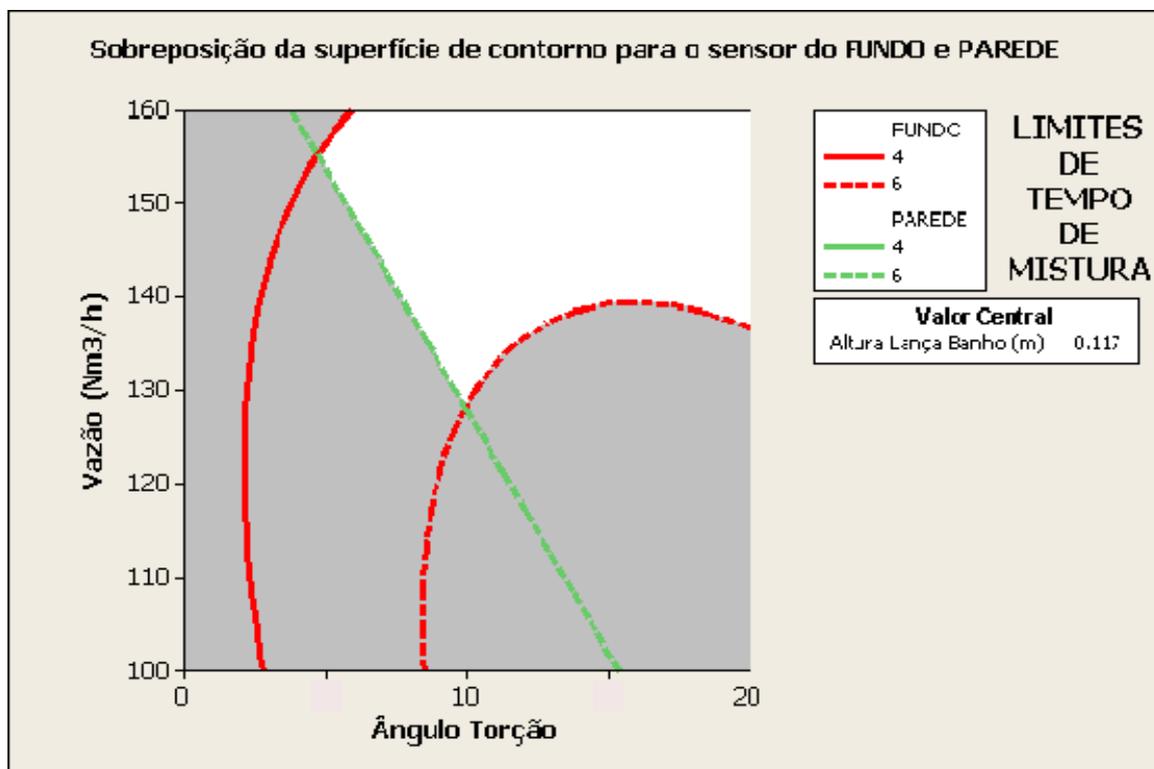


Figura 5.39 – Sobreposição da superfície de contorno para os tempos de mistura de 4 e 6s para altura da lança ao banho de $0,117 \text{ m}$.

Na Figura 5.39, nota-se que a aproximação da lança ao banho proporciona baixos tempos de mistura nos dois sensores de condutividade entre as vazões de 130 e 160Nm³/h, para ângulos de torção a partir de 10°. A área em branco na Figura 5.38 representa a região onde ocorrem os tempos de mistura entre 4 e 6s, tanto para o sensor localizado no fundo quanto na parede do convertedor, representando a condição de menor tempo de mistura.

Entretanto, não foi identificada uma área como esta para as distâncias de 0,180 e 0,250m, conforme apresentado nas Figuras 5.40 e 5.41 abaixo.

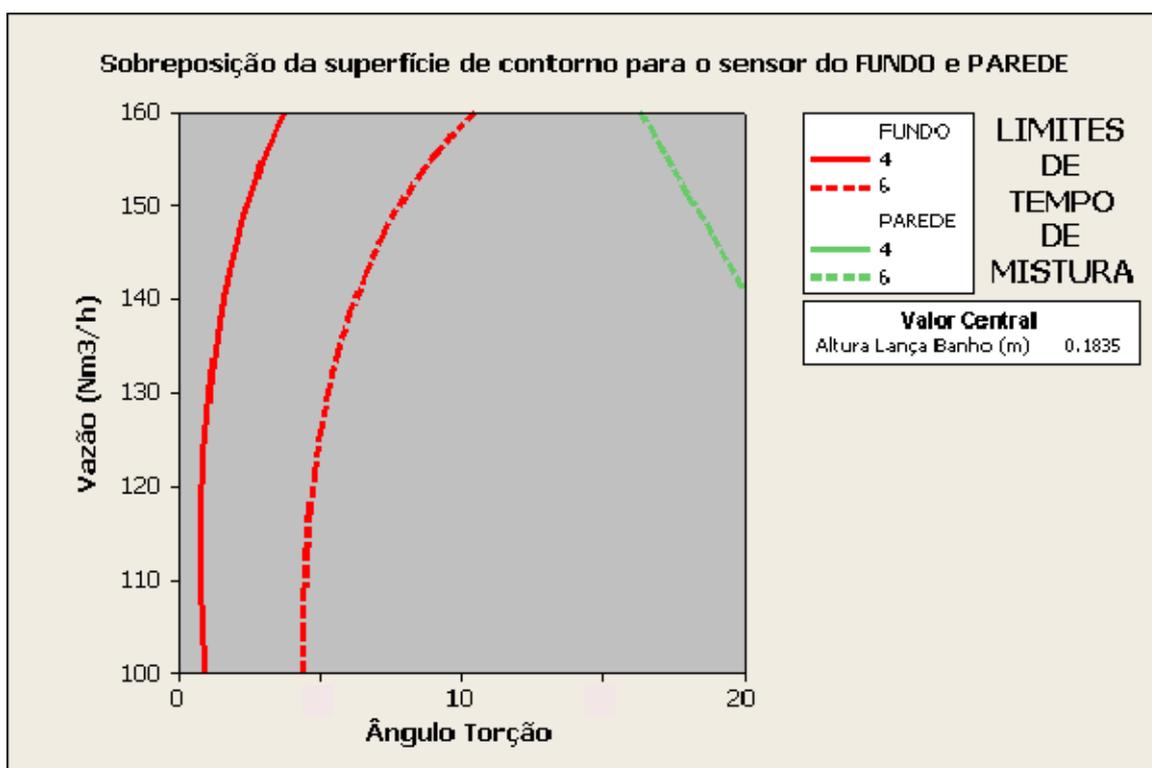


Figura 5.40 – Sobreposição da superfície de contorno para os tempos de mistura de 4 e 6s para altura da lança ao banho de 0,180m.

Na Figura 5.40, nota-se que com o aumento da distância da lança ao banho, o ângulo de torção passa a determinar tempos de misturas distintos entre o sensor de fundo e parede. Bicos sem ângulo de torção, por direcionar o jato em direção ao fundo do convertedor, levam a baixos tempos de mistura independente das vazões testadas.

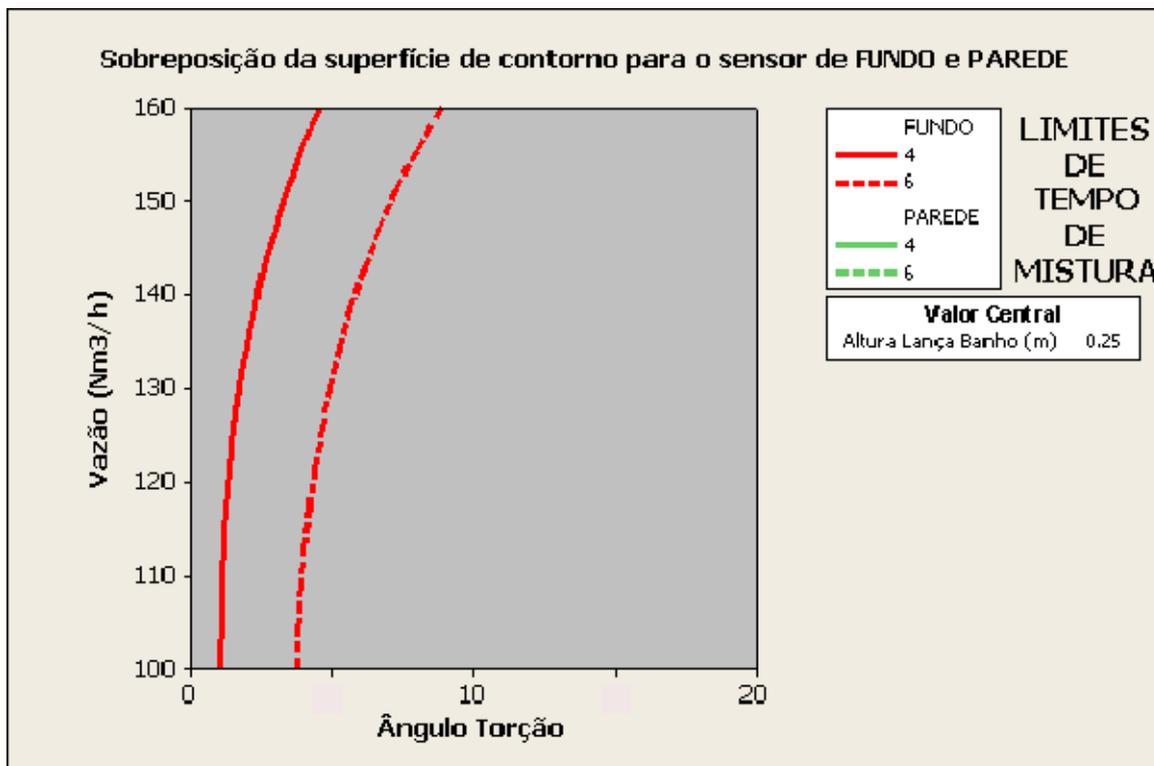


Figura 5.41 – Sobreposição da superfície de contorno para os tempos de mistura de 4 e 6s para altura da lança ao banho de 0,250m.

Na Figura 5.41, com aumento da distância lança-banho ocorre a perda da pressão de impacto do jato, elevando os tempos de mistura com o aumento do ângulo de torção.

Comparando estes resultados de tempos de mistura com os valores obtidos por Meidani *et alli* (2004), apresentados na Figura 3.26, é possível notar que os tempos de misturas do experimento proposto foram menores em todas as condições. Uma das distâncias lança-banho foi a mesma do artigo citado onde, principalmente para o sensor de condutividade do fundo, tempos de misturas semelhantes foram atingidos.

A vazão de trabalho utilizada por Meidani *et alli* (2004) usando uma lança com um bocal é aproximadamente 50% maior que a vazão máxima do experimento proposto no presente trabalho, mostrando que a proteção de jato aumenta a pressão sobre o banho.

A Tabela V.1 apresenta o resultado de outros experimentos realizados em modelos físicos em similaridade com equipamentos siderúrgicos e os resultados de tempo de mistura encontrados.

Tabela V.1 – Resultados obtidos de modelos físicos de equipamentos siderúrgicos.

Fonte	Modelo Físico	Vazão (Nm ³ /min.)	Tempo Mistura (s)	Traçador	Sensor de Condutividade
Takatsuka e Iguchi (2001)	Estação de borbulhamento. Injeção de gás pelo fundo da panela.	2,4 - 48x10 ⁻³	6 - 4	Adicionado no topo.	Não informado.
Diaz, Komarov e Sano (1997)	Estação de borbulhamento. Com lanças rotativas.	30x10 ⁻³	8,3 - 25	Não informado.	Não informado.
Diaz, Iida, Komarov e Sano (1995)	Estação de borbulhamento. Com lanças rotativas.	1 - 15x10 ⁻³	50 - 400	Traçado adicionado no topo por funil.	Sensor na parede lateral no fundo.
Diaz-Cruz, Morales, Olivares e Elias (2002)	Convertedor LD. Injeção pelo fundo.	15 - 18x10 ⁻³	50 - 400	2M KCl adicionado próximo a superfície do banho.	Sensor na parede lateral no fundo.
Nordquist (2005)	Convertedor LD	30 - 180x10 ⁻³	10 - 60*	Não informado.	Não informado.

*Tempo de ciclo das ondas na superfície do banho.

A Tabela V.1 mostra que os tempos de misturas podem ser comparados, quando os equipamentos têm a mesma finalidade. Este pode ser notado principalmente para as estações de borbulhamento.

5.3 – Determinação do Perfil de Movimentação do Banho

As filmagens do fundo do convertedor e da lateral do convertedor na linha acima do menisco do banho estático mostrando o deslocamento das esferas tiveram o objetivo de observar a movimentação fluido e verificar a condição que fornece a menor incidência de projeção de gotas para fora do convertedor.

Na prática, objetiva-se a condição que provoca a maior agitação do banho e a menor ocorrência de projeção, seja de metal durante “sopro duro”, seja de escória durante

“sopro mole”. Neste estudo, não foi quantificado o volume de água projetado, sendo esta uma sugestão para trabalhos futuros.

A Figura 5.42 apresenta uma imagem do fundo do convertedor mostrando as esferas grandes e pequenas utilizadas para caracterizar o perfil de movimentação do banho.

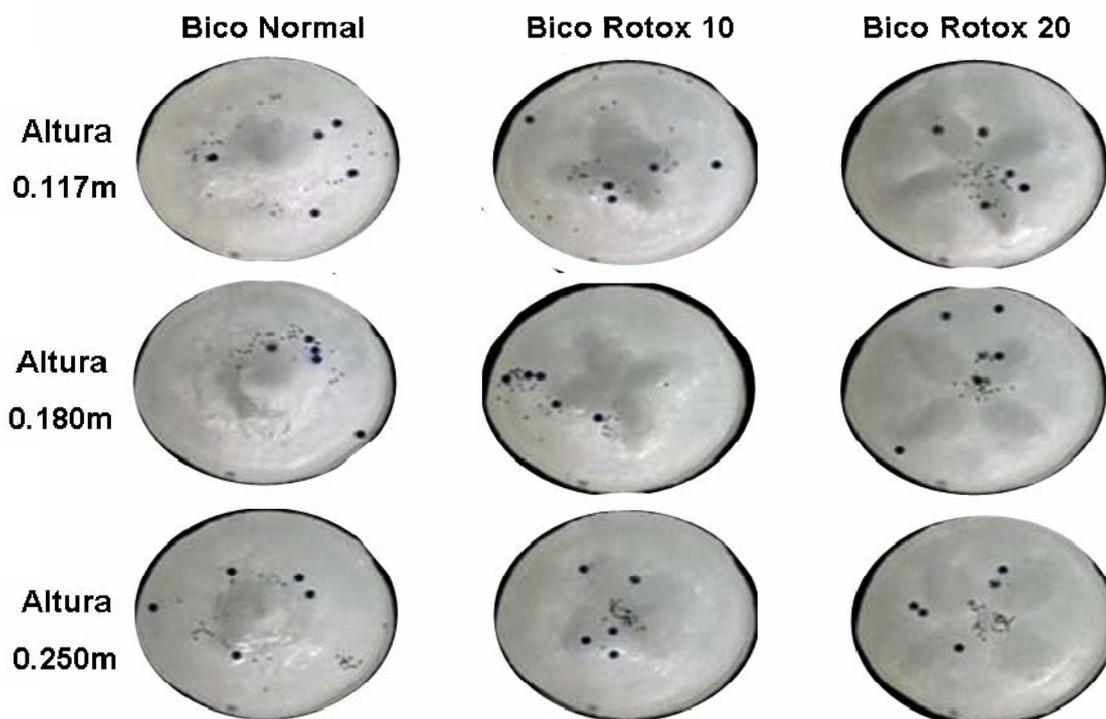


Figura 5.42 – Imagem do fundo do convertedor mostrando as esferas grandes e pequenas utilizadas para caracterizar a movimentação do banho.

Na Figura 5.42, a área de impacto de jato para cada tipo de bico testado apresenta formas características. O bico normal apresenta a forma circular junto ao centro do vaso de acrílico. O bico Rotox 10 tem a forma de 04 elipses unidas pelo centro e finalmente o Rotox 20 como 04 elipses ligadas ao centro, mas pouco contato entre uma elipse e outra.

Esta imagem representa uma condição dinâmica. Durante a descarga do jato, as esferas grandes entraram em movimento para os bicos Rotox 20 nas alturas de 0,117m e 0,250m e as esferas pequenas entraram em movimento com bico normal sendo

espalhadas pelo jato no fundo do convertedor. Para a altura de 0,250 nenhuma movimentação foi notada durante o momento da descarga do jato.

Com o banho estabelecendo um perfil de movimentação, as análises do movimento das esferas passam a ser característicos. A Tabela V.2 apresenta um quadro com um resumo das observações relativas à movimentação das esferas grandes e pequenas.

Um fato notado nas filmagens da condição de regime de sopro está na seqüência de descarga por bocal. O comportamento suposto era de quatro jatos uniformes uma vez que a pressão estagnante é a mesma para cada uma das vazões de teste. Entretanto, durante o sopro, preferencialmente um dos bocais tem maior pressão de jato em relação aos demais.

Através das filmagens foi possível perceber a alternância da área de impacto sobre o fundo do convertedor provocados pelos bocais individualmente. Avaliando as imagens em regime para as três vazões de teste foi notado um padrão de descarga no sentido anti-horário.

Um dos efeitos colaterais indesejados quando se busca a maior agitação do banho é a projeção de partículas para fora do convertedor, pois provoca perda de rendimento metálico e, em certos casos, faz o operador reduzir a vazão de sopro, elevando o tempo da corrida. Nos experimentos este fator foi considerado apenas de forma qualitativa, sendo a sua mensuração uma sugestão para trabalhos futuros.

A Figura 5.43 apresenta vistas do modelo físico durante o sopro, permitindo observar as projeções provocadas no vaso nas condições testadas para vazão de $100\text{Nm}^3/\text{h}$.

Tabela V.2 – Quadro com um resumo das observações relativas à movimentação das esferas grandes e pequenas.

TIPO DE BICO		
NORMAL	ROTOX 10	ROTOX 20
<p>BANHO</p> <ul style="list-style-type: none"> • Pulsos alternados oriundos dos jatos. 	<p>BANHO</p> <ul style="list-style-type: none"> • Redemoinhos formados no fundo do convertedor; • Fundo do convertedor pode ser dividido em quadrantes. 	<p>BANHO</p> <ul style="list-style-type: none"> • Área de impacto de jato fora do centro. • Fundo do convertedor pode ser dividido em quadrantes.
<p>ESFERAS GRANDES</p> <ul style="list-style-type: none"> • Pequenos movimentos, sem rotação. 	<p>ESFERAS GRANDES</p> <ul style="list-style-type: none"> • Circulam em redemoinhos; • Velocidade centrífuga aumenta continuamente nos redemoinhos; • Quando atinge determinada velocidade são lançadas tangencialmente para outros quadrantes 	<p>ESFERAS GRANDES</p> <ul style="list-style-type: none"> • Movimentam-se para centro e perdem velocidade; • Na incidência do jato são lançadas aleatoriamente em todas as direções. • Deslocamento radial próximo ao centro do convertedor.
<p>ESFERAS PEQUENAS</p> <ul style="list-style-type: none"> • Na incidência do jato são projetadas para emulsão; • No banho, têm pequenos movimentos para frente e para trás. 	<p>ESFERAS PEQUENAS</p> <ul style="list-style-type: none"> • Arrastadas até o centro do vaso; • No centro são succionadas para o banho; • Precipitam para as laterais. 	<p>ESFERAS PEQUENAS</p> <ul style="list-style-type: none"> • Formam redemoinhos próximo das regiões de impacto de jato; • No centro dos redemoinhos são tragadas para o banho; • Movimento circular ao longo de todo o raio do convertedor;



Figura 5.43 – Projeções geradas na vazão $100\text{Nm}^3/\text{h}$ comparando alturas de lança e tipo de bico.

Um padrão comum é causado pela distância lança-banho e o espalhamento de jato, pois em todos os casos, quanto maior a altura de lança, maior é o espalhamento do jato e, conseqüentemente, maior o volume de projeção. A situação descrita na Figura 3.24 é observada na condição para o bico. O ângulo de torção dos bicos contribui para amenizar a projeção.

No ponto onde o gás atinge a superfície do líquido uma depressão é formada, a superfície é instável e oscila na direção das laterais do convertedor. A transferência de momento do jato de gás causa a circulação do banho e também provoca a elevação desigual das bordas ao redor da depressão. Após uma determinada profundidade da cavidade, a onda no sentido do aumento do diâmetro da cavidade quebra-se em pequenas gotas que são ejetadas para o ambiente e quando retornam ao banho arrastam pequenas bolhas de gás.

A Figura 5.44 apresenta as projeções provocadas no vaso nas condições testadas para vazão de $130\text{Nm}^3/\text{h}$.

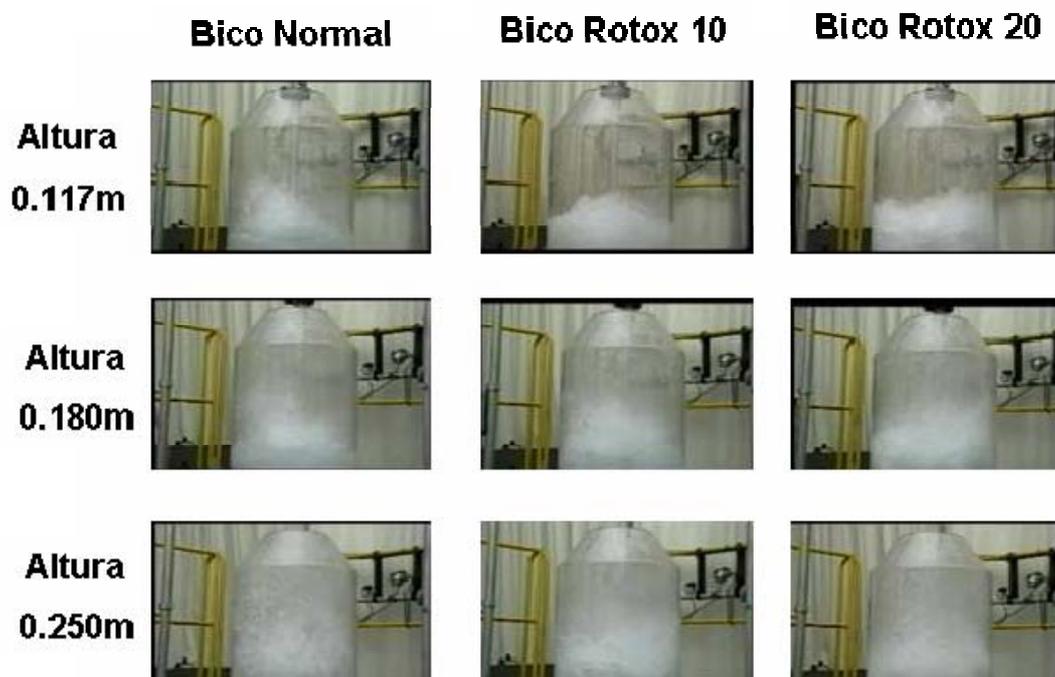


Figura 5.44 – Projeções geradas na vazão $130\text{Nm}^3/\text{h}$ comparando alturas de lança e tipo de bico.

Com o aumento da vazão, para a mesma distância lança-banho de $0,117\text{m}$, nota-se que a projeção é menor para o bico Rotox 20. Na condição do bico normal, pode ser vista uma projeção assimétrica em relação ao eixo da lança. Como descrito anteriormente, este fato está associado ao impacto de jato alternado por bocal.

Para as distâncias lança-banho de $0,180$ e $0,250\text{m}$, há um maior volume de projeções. Isto representa um aumento na emulsão líquido-gás, e conseqüentemente, na área superficial de contato. Mesmo que considerando para representar o processo industrial ainda falta uma importante fase a ser representada, a escória, pode-se verificar que o experimento mostra que para o bico normal a probabilidade de projeção de material particulado para fora do convertedor é maior.

A Figura 5.45 apresenta as projeções provocadas no vaso nas condições testadas para vazão de $160\text{Nm}^3/\text{h}$.

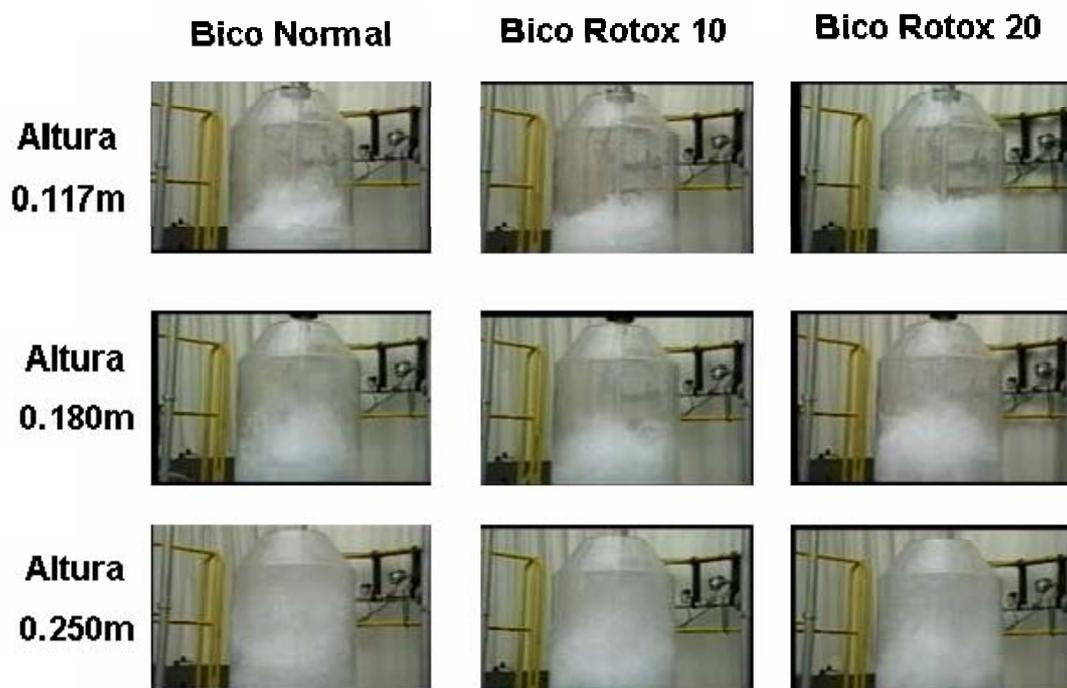


Figura 5.45 – Projeções geradas na vazão $160\text{Nm}^3/\text{h}$ comparando alturas de lança e tipo de bico.

Uma comparação pode ser feita com a Figura 3.20. Quanto mais próxima a lança estiver do banho, menor será efeito da pressão sobre o espalhamento de jato. Desta forma, para altura de 0,117m para vazão de 130 e $160\text{Nm}^3/\text{h}$, o volume de emulsão é semelhante. À medida que a distância lança-banho é aumentada, a pressão estagnante passa a ter influência na pressão de jato, aumentando a área de espalhamento de jato, e conseqüentemente, aumentando a emulsão e volume de projeção. Esta situação pode ser identificada comparando as imagens para distância lança-banho de 0,250m entre a vazão de 130 e $160\text{Nm}^3/\text{h}$.

Com base no presente trabalho, a aciaria da Gerdau Barão de Cocais implementou o uso do bico com torção Rotox 20. Os principais aspectos operacionais notados foram:

1. Redução no volume de projeção;
2. Aumento da sola do convertedor;
3. Refratário da região da parede do convertedor pela escória ao final de sopro.

6 – CONCLUSÕES

A análise dos resultados obtidos nas diversas etapas do trabalho permitiu o estabelecimento de relações de causas e efeitos entre as variáveis estudadas e a retirada de conclusões, consistentes com objetivos propostos inicialmente.

Em relação à penetração de jato, foi possível concluir que:

1. A redução da distância lança-banho, aumenta a penetração de jato no momento de descarga;
2. O bico normal atinge a máxima penetração de jato, ou seja, o fundo do convertedor em todas as distâncias lança-banho testadas;
3. O aumento da vazão e aumento da distância lança-banho provocam um maior espalhamento de jato favorecendo a formação da emulsão metal-gás- escória;
4. O bico Rotox 20 promove maior atomização do banho provocado pela individualidade dos jatos. O bico normal e Rotox 10 apresentam coalescência de jato.

A penetração de jato é um bom indicativo da transferência de momento do jato para o banho metálico, entretanto, para redução do tempo de sopro, é necessário obter a maior área de impacto. Neste aspecto, as principais conclusões baseadas na análise qualitativa das imagens do fundo do convertedor sobre as áreas de impacto de jato são:

1. O ângulo de torção influencia na forma da área de impacto de jato, devido ao deslocamento da entrada e saída do bocal do eixo central da lança;;
2. O aumento da vazão aumenta a área de impacto de jato;
3. A redução da distância lança-banho aumenta a área de impacto de jato.

Da análise dos tempos de mistura, determinados pelos sensores de fundo e parede do convertedor, as seguintes conclusões podem ser tiradas:

1. Para o sensor localizado no fundo do convertedor o bico normal apresentou o maior tempo de mistura;
2. Para o sensor localizado na lateral do convertedor os bicos Rotox 10 e 20 apresentaram o menor tempo de mistura;

3. O menor tempo de mistura, considerando a análise dos resultados para os dois sensores, no fundo e parede, é alcançado utilizando o bico Rotox 20, na distância lança-banho de 0,117m, e vazões superiores a $130\text{Nm}^3/\text{h}$.

A projeção de gotas para fora do convertedor, como efeito colateral, foi avaliada qualitativamente. As conclusões sobre as imagens da projeção no convertedor durante o sopro são:

1. O aumento da distância lança-banho provoca o maior volume de projeção de gotas para fora do convertedor;
2. O bico normal provoca o maior de volume de projeção de gotas para fora do convertedor quando comparado com os bicos Rotox;
3. O bico Rotox 20 provoca o menor volume de projeção de gotas para fora do convertedor em todas as vazões e distâncias lança-banho.

A conclusão final da presente dissertação, para atender ao objetivo geral de estudar a influência da geometria de bico de lança de sopro na interação jato-banho para obtenção de um menor tempo de sopro, é a recomendação da utilização do bico Rotox 20, na distância lança-banho de 0,117m, e vazões superiores a $130\text{Nm}^3/\text{h}$. Na prática industrial do convertedor da Gerdau Barão de Cocais correspondem ao bico Rotox 20, na distância lança-banho de 0,720m, e vazões superiores a $95\text{Nm}^3/\text{h}$.

7 – SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Após os investimentos realizados para aquisição dos equipamentos e todo conhecimento adquirido durante os experimentos integrantes desta dissertação, além das conclusões técnicas, outras conclusões econômicas podem ser tiradas. O conhecimento ainda a ser adquirido com a estrutura montada é vasto. Seguem abaixo sugestões para trabalhos futuros, que poderão ser desenvolvidos por alunos de graduação, pós-graduação, profissionais da área, além de vários treinamentos didáticos para operadores das aciarias integradas:

1. Quantificar o nível de projeção do banho durante o sopro para os parâmetros testados;
2. Estudo cinético da descarburização através da dissociação de CO_2 de soluções alcalinas (a cinética destas duas reações é similar);
3. Modelamento matemático da interação entre o jato e o banho;
4. Determinação da área da área de espalhamento de jato e da área de impacto do jato no fundo do convertedor a partir das imagens obtidas;
5. Estudo sobre o efeito da torção na desfosforação do banho;
6. Análise de outros parâmetros do bico de lança, como por exemplo, ângulo dos bocais com a vertical, outros ângulos de torção.

8 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

BARÃO, C. D., Introdução ao Refino de Aço em Convertedor a Oxigênio. In: MARTINS, A. A. R., MALYNOWSKYJ, A., SILVA, C. A., BARÃO, C. D., CASTRO, L. F. A., FARIA, M. A. A., AUAD, M. V., Fabricação de Aço em Forno Básico a Oxigênio. São Paulo: Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais, 2004. cap.1.

BARBOSA, F. A. *Modelamento Matemático e Físico do Escoamento do Aço Líquido em Diferentes Projetos de Distribuidor do Lingotamento Contínuo da USIMINAS*. Belo Horizonte: Escola de Engenharia da UFMG, 2002. 188p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia Metalúrgica).

BRAY, D., *External Ballistics Supplementary Information. Guided Weapons Technology Course Missile Propulsion*. Cranfield University update 12 mar. 2004. Material disponível na WEB 26 jun 2006 na página: <http://www.rmcs.cranfield.ac.uk/aeroxtra>.

CARNEIRO, F. L. *Análise Dimensional e Teoria da Semelhança e dos Modelos Físicos*. Rio de Janeiro: Editora UFRJ, 1996. (1º Edição 1993).

CASTELLAN, G. *Fundamentos de Físico-Química*. Tradução Cristina Maria, Pereira dos Santos, Roberto de Barros Faria. Rio de Janeiro: LTC - Livros Técnicos e Científicos Editora, 1986.

DIAZ, M. C., KOMAROV, S. V., SANO, M., Bubble Behaviour and Absorption Rate in Gas Injection through Rotary Lances, *ISIJ International*, v.37, n.1, p1, 1997.

DIAZ, M. C., IIDA, T., KOMAROV, S. V., SANO, M., Mixing Characteristics under Gas Injection through Rotary Lance Submerged in Liquid Bath, *ISIJ International*, v.35, n.5, p464, 1995.

DIAZ-CRUZ, M., MORALES, R. D., OLIVARES, O., ELIAS, A. Physical and Mathematical Models of Gás-Liquid Dynamics in BOF Converters. 2002 Steelmaking Conference Proceedings. p737-748.

GEIGER, G. H., POIRIER, D. R., *Transport Phenomena in Metallurgy*. ed. Massachusetts: Addison-Wesley Publishing Company, 1973. 616p.

GLASS, D. R., SMITH, G.C., Nozzle Theory. In: BOF Steelmaking. Volume three: Design. New York: The Iron and Steel Society of the American Institute of Mining, Metallurgical and Petroleum Engineers, Inc, 1976. cap.8.

HIGUCHI, Y, TAGO, Y, Effecto of Nozzle Twisted Lance on Jet Behavior and Spitting Rate in Top Blown Process, *ISIJ Internacional*, v.43, n.9 p1410, set.2003.

KAWAKAMI, K, Kinetics of Blowing Reaction in a Basic Oxygen Furnace, *Journal*

of Metals, p.836-845, jul.1966.

KOLLER, C. A., *LD Converter and Secondary Metallurgy*, VAIS, 1998.145p.

LEE, C. K., NEISON, J. H., GILCHRIST, A. Correlation of the Decay Characteristics of Jets from Multi-nozzle Oxygen Lances with the Performance of the Charge in Steel Converters, *Iron and Steel International*, p.175-184, jun.1977.

LEE, C. K., NEISON, J. H., GILCHRIST, A. Effects of Nozzle Damage in Multi-hole Oxygen Lances on the Blow Produced in Steel Converters, *Iron and Steel International*, p.399-410, dec.1977.

LEE, M. S., O'ROURKE, S. L., MOLLOY, N. A., Fluid Flow and Surface Waves in the BOF. *ISS Transactions*, p.56-65, oct.2002.

LUOMALA, M. J., FABRITIUS, T. M. J., VIRTANEN, E. O., SILVOLA, T. P., FABRITIUS, T. L. J., TENKKU, H., HARKKI, J. Physical Model Study of Selective Slag Splashing in the BOF. *ISIJ International*, v.42, n.11, p.1219, nov.2002.

MALYNOWSKYJ, A., Altura:19.05cm. Largura:14.14cm. 1 desenho, color. Figura apresentada no Curso de Fabricação de Aço em Forno Básico a Oxigênio. 2004.

McGEE, P., IRONS, G. A., The penetration of Oxygen Lance Jets in Foaming Slags. *ISS Transactions*. p.59-68, jan.2002.

MEIDANI, A. R. N., ISAC M., RICHARDSON, A., CAMERON, A., GUTHRIE, R. I. L., Modelling Shrouded Supersonic Jets in Metallurgical Reactor Vessels, *ISIJ International*, v.44, n.10, p.1639, out. 2004.

MUNDIM, M. J., Introdução. In:ETRUSCO, G. S. P., SIGWALT, J. F. G., MUNDIM, M. J., CHAVES, C. A., Curso sobre Aciaria LD. São Paulo: Associação Brasileira de Metais, 1991. cap.1.

MUNDIM, M. J., *Tecnologia de Fabricação de Aço Líquido*. V. 02 - Aciaria LD. UFMG 3ed. Belo Horizonte: 1985.

NORDQUIST, A., *A Physical Modeling Study of Top Blowing with Focus on The Penetration Region*. Stockholm: Division of Applied Process Metallurgy of Royal Institute of Technology, 2005. (Licentiate Thesis of Department of Materials Science and Engineering).

SHAPIRO, H. N., MORAM, M. J., *Fundamentals of Engineering Thermodynamics*. ed. New York: John Wiley & Sons, 1988. p.417-435.

SMITH, G. C., Multiple Jet Oxygen Lances –Theoretical Analysis and Correlation With Practice. *Journal of Metals*. p.846 – 851, jul.1966.

STASCHOWER, M., MOREIRA, J. R. S., *Estudo Experimental de Escoamento de Gases em Bocais Convergente Divergente*. São Paulo: Departamento de Engenharia Mecânica da EPUSP, 2002. (Iniciação Científica da Escola Politécnica de São Paulo).

SZEKELY, J.,THEMELIS, N. J., *Rate Phenomena in Process Metallurgy*. 1 ed. Montreal: John Wiley & Sons, 1971. 784p.

TAGO, Y, HIGUCHI, Y, Fluid Flow Analysis of Jets from Nozzles in Top Blown Process, *ISIJ International*, v.43, n.2, p209, fev.2003.

TAKATSUKA, Y, IGUCHI, M, Effect of Swirl Motion on Mixing Time in Water Bath Agitated by Upward Gas Injection, *ISIJ International*, v.41, n.2, p124, fev.2001.

VIEIRA, U. A., *Modelo Físico para Simulação do Sistema de Injeção de Gás e Pós através de Lança em Painel de Aciaria*. Belo Horizonte: Escola de Engenharia da UFMG, 1989. (Dissertação, Mestrado em Engenharia Metalúrgica).

9 - BIBLIOGRAFIA

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, Rio de Janeiro. *NBR 6023:2002*; referências bibliográficas. Rio de Janeiro, 2002. 19p.

CHATTERJEE, A. On Some Aspects of Supersonic Jets of Interest in LD Steelmaking. Part 1 – Jet Design and Characteristics. *Iron and Steel Internacional*, p.627-635, dec.1972.

CHATTERJEE, A. On Some Aspects of Supersonic Jets of Interest in LD Steelmaking. Part 2 – Interaction of a Supersonic Jet with a Steelmaking Bath. *Iron and Steel Internacional*, p.38-40, feb.1973.

CHUNG, Y., CRAMB, A. W., Dynamic and Equilibrium Interfacial Phenomena in Liquid Steel-Slag Systems. *Metallurgical and Materials Transactions B*. v.31B, p.957-961, oct.2000.

HIGUCHI, Y, TAGO, Y, Effecto of Lance Design on Jet Behavior and Spitting Rate in Top Blown Process. *ISIJ Internacional*, v.41, n.12, p.1454, dez. 2001.

IGUCHI, M., UEMURA, T., YAMAGUCHI, H., KURANAGA, T., MORITA, Z., Fluid Flow Phenomena in a Cylindrical Bath Agitated by Top Lance Gás Injection. *ISIJ Internacional*, v.34, n.12, p.973-979, dez.1994.

KORIA, S. C., SINGH, S., Experimental Investigations on the Design of Gas Injecting Lances. *ISIJ Internacional*, v.29, n.8, p.650, out. 1989.

KUMAGAI, T., IGUCHI, M., Instability Phenomena at Bath Surface Induced by Top Lance Gas Injection. *ISIJ Internacional*, v.41, supplement, p.52-55, 2001.

LIN, Z., GUTHRIE, R. I. L., Modeling of Metallurgical Emulsions. *Metallurgical and Materials Transactions B*, v.25B, p.855-864, dez.1994.

LOTUN, D., PILON, L., Physical Modeling of Slag Foaming for Various Operating Conditions and Slag Compositions. *ISIJ Internacional*, v.45, n.6, p.835-840, jun.2005.

MINAEV, J. A., Effects of Interfacial Tension Change on the Intensification of Slag-Metal Reactions. *Canadian Metallurgical Quartely*, v.22, n.3, p.301-303, mar.1983.

NAITO, K., OGAWA, Y., INOMOTO, T., KITAMURA, S., YANO, M., Characteristics of Jets from Top-blown Lance in Converter, *ISIJ Internacional*, v.40, n.1, p.23, jan.2000.

NAKAZONIO, D. N., ABE, K., NISHIDA, M., KURITA, K., Supersonic O₂ Jet Impingement on Liquid Iron with Surface Chemistry, *ISIJ Internacional*, v.44, n.1, p.91, jan. 2004.

QUIAN, F., MUTHARASAN, R., FAROUK, B., Studies of Interface Deformations in Single and Multi Layered Liquid Baths Due to an Impinging Gas Jet, *Metallurgical and Materials Transactions B*, p.911-920, dez.1996.

PANJKOVIC, V., TRUELOVE, J., OSTROVSKI. Analysis of Performance of an Iron-Bath Reactor Using Computational Fluid Dynamics. In: Second International Conference on CFD in the Minerals and Process Industries (CSIRO), 1999, Melbourne, Austrália.

SAHAI, Y., EMI, T., Criteria for Water Modeling of Melt Flow and Inclusion Removal in Continuous Casting Tundishes. *ISIJ*. v.36, n.9, p.1166-1173, set.1996.

SALINAS, L., FUENTES, R., Interaction Between a Gaseous Vertical Descending Jet and a Liquid Surface – A Theoretical and Experimental Study. *4º International Conference Copper 99*, v.IV.

SPINELLI, J. E., SANTOS, C. A., GARCIA, A., JUNIOR, J. A. S., Modelagem Física do Sistema de Alimentação do Processo Twin Roll para Lingotamento Contínuo de Tiras de Aço Inoxidável. *Revista Metalurgia & Materiais*, v.55, n.3, p.179-184, jul-set. 2002.

SHOKIN, J. I., MILOSHEVICH, H., RYCHKOV, A. D., Modeling of the Top Blow-Down Process in Oxygen Steel-Making Converters. In: Second International Conference on CFD in the Minerals and Process Industries (CSIRO), 1999, Melbourne, Austrália.

TAKATSUKA, Y., IGUCHI, M., Effect of Swirl Motion on Mixing Time in Water Bath Agitated by Upward Gas Injection. *ISIJ International*, v.41, n.2, p.124-127, fev.2001.

TAVARES, R. P., *Fenômenos de Transporte*, Belo Horizonte: 1998. 325p.