

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas

Dissertação de Mestrado

Modelagem do fator de compensação “K” da equação de balanço de quantidade de movimento em banho metálico no LD

Autor: Willian dos Reis Lima
Orientador: Maurício Covcevich Bagatini

Novembro/2021

Willian dos Reis Lima

Modelagem do fator compensação “K” da equação de balanço de quantidade de movimento em banho metálico no LD

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial para obtenção do Grau de Mestre em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas.

Área de concentração: Metalurgia Extrativa

Orientador: Prof. Maurício Covcevich Bagatini

Co-Orientador: Dr. Breno Totti Maia

Belo Horizonte
Universidade Federal de Minas Gerais
Escola de Engenharia
2021

L732m

Lima, Willian dos Reis.

Modelagem do fator compensação "K" da equação de balanço de quantidade de movimento em banho metálico no LD [recurso eletrônico] / Willian dos Reis Lima. – 2021.

1 recurso online (xiv, 67 f. : il., color.) : pdf.

Orientador: Maurício Covcevich Bagatini.

Coorientador: Breno Totti Maia.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Inclui bibliografia.

Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.

1. Engenharia metalúrgica - Teses. 2. Metalurgia extrativa - Teses. I. Bagatini, Maurício Covcevich. II. Maia, Breno Totti. III. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. IV. Título.

CDU:669(043)

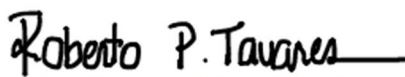
Dissertação intitulada "Modelagem do Fator de Compensação K da Equação de Balanço de Quantidade de Movimento em Banho Metálico no LD", área de concentração: Metalurgia Extrativa, apresentada pelo candidato Willian dos Reis Lima, para obtenção do grau de Mestre em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas, aprovada pela comissão examinadora constituída pelos seguintes membros:



Prof. Mauricio Covcevic Bagatini
Orientador - Dr. (UFMG)



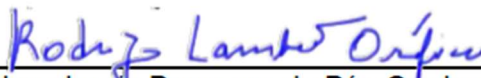
Eng.º Breno Totti Maia
Coorientador - Dr. (Lumar Metals)



Prof. Roberto Parreiras Tavares
PhD (UFMG)



Prof. Leandro Rocha Lemos
Dr. (UFMG)



Coordenador do Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas/UFMG

Belo Horizonte, 23 de novembro de 2021

"Aprendi que os sonhos transformam a vida numa grande aventura. Eles não determinam o lugar aonde você vai chegar, mas produzem a força necessária para arrancá-lo do lugar em que você está. Aprendi que ninguém é digno do pódio se não usar suas derrotas para alcançá-lo. Ninguém é digno da sabedoria se não usar suas lágrimas para cultivá-la. Ninguém terá prazer no estrelato se desprezar a beleza das coisas simples no anonimato. Pois nelas se escondem os segredos da felicidade."

Augusto Cury
Nunca Desista de Seus Sonhos (2004, p.137)

AGRADECIMENTOS

Sob o sentimento e certeza de que qualquer gesto de gratidão seria insuficiente em vista do incomensurável apoio e colaboração a mim direcionado, dirijo os mais sinceros agradecimentos:

À Deus, sobretudo, agradeço pelo discernimento e pelo dom em mim investidos.

À minha esposa Débora e aos meus filhos Matheus, Alice e Théo, pela compreensão da ausência em busca de um sonho.

Ao brilhante professor Dr. Maurício Covcevich Bagatini, por ter aceitado embarcar nesta jornada, pelas ricas discussões e orientações sobre o trabalho desenvolvido.

Ao brilhante engenheiro e amigo Dr. Breno Totti Maia, pelos conselhos que proporcionaram proveitosas discussões, permitindo o enriquecimento deste trabalho.

Ao brilhante engenheiro Dr. Bernardo Martins Braga pelas discussões que permitiram que este trabalho se concretizasse.

Ao brilhante professor Roberto Parreiras Tavares pelas discussões e direcionamentos sobre o trabalho desenvolvido.

A equipe do Laboratório de Simulações e Processos (LaSiP) da UFMG, em especial: Ana Tereza, Ana Luiza, Pedro Henrique, Brenda Gurgel e Gaelle Laure, engrenagens fundamentais deste trabalho através da condução dos testes realizados.

À empresa Lumar Metalúrgica LTDA, pelo imensurável incentivo e por permitir que este sonho se tornasse realidade.

Ao brilhante amigo Sr. Marcelo Silva Duarte, pelos conselhos, direcionamentos, incentivo, e ajuda de forma imensurável durante toda a caminhada pessoal e profissional.

Aos Srs. Leonardo Demuner e Evanildo Bernabé pelo apoio.

À UFMG, CNPq, FAPEMIG, CAPES, e PROEX CAPES e PPGEM pelo suporte.

RESUMO

Através da equação de balanço de quantidade de movimento pode ser mensurada a efetividade de um sopro de oxigênio, entretanto, nesta equação o fator de compensação “K” é um importante termo que não tem sido alvo de evolução por estudiosos. O domínio deste fator, e sua correta aplicação possibilita a redução dos tempos de processo e ganhos de produtividade. O presente trabalho teve como principal objetivo estudar o fator de compensação “K” da equação de balanço de quantidade de movimento em banho metálico nos convertedores LD através da modelagem física. Foram realizados ensaios em escala reduzida com relações de similaridade para caracterizar a interação do jato com o banho metálico, aplicando as variáveis de processo que são consideradas primordiais na etapa de sopro de oxigênio. Os resultados mostraram que a configuração que possuiu menor número de bocais, maior vazão de ar e menor distância banho lança (DBL), possuiu maior penetração. O aumento do número de bocais propiciou a redução na penetração do jato, em decorrência do aumento do número de pontos de injeção mantendo o diâmetro crítico do bocal. A influência positiva da vazão de ar das ventaneiras na penetração do jato foi notada, desde que não ocorra colisão entre os jatos dos bocais da lança com os jatos das ventaneiras. O modelo trifásico, onde foi considerada a camada de óleo, apresentou menor penetração quando comparado o modelo bifásico, devido a camada de óleo ser um elemento de resistência a ser vencido pelo jato de ar. Aplicando as penetrações na nova equação desenvolvida, os valores de “K” foram obtidos, e apresentaram pequenas variações quando comparados os modelos. Os valores de “K” foram comparados com um estudo similar realizado por Maia (2016) e apresentaram significativas diferenças. A equação desenvolvida no presente trabalho baseou-se no método *cubic depression* que gerou como resposta apenas uma raiz real, tornando o método incapaz de calcular uma solução sem sentido físico, sendo está uma importante diferença entre as equações de outros autores analisadas.

Palavras-chave: Penetração de jato, fator de compensação K, modelo físico, conversor LD.

ABSTRACT

Through the momentum balance equation, the effectiveness of the blow in BOF reactors can be estimated. However, there is a term in this equation that is not considered by all scholars in this area, the compensation factor “K”. The complete domain about this factor and their application correctly promotes reductions process times and productivity gains. The present work aims at performing a study of the compensation factor "K" of the momentum balance equation in the metallic bath in the LD converters, for this a physical model test it was made. The similarity relations to characterize the metallic bath jet interaction, applying process variables essentials in oxygen blow step it has been considered. The results showed a configuration that has greater jet penetration has a smaller number nozzle number, greater airflow, and smaller DBL. The nozzle number increase promoted the jet penetration decrease due to the increase of the injection point number keeping the critical diameter of the nozzle. The good influence of the tuyeres airflow in the jet penetration it was notice, as long as it does not occur jet collision between airflow of the lance and airflow of the tuyeres. The three-phase model where the oil layer was considered had smaller penetration compared to the two-phase model because the oil layer is a resistance element to be overcome by the air jet. Applying the penetrations got in three-phase and two-phase models in the newly developed equation, the “K” value was determined and showed smaller variations when was compared to the models. A comparison between “K” obtained in this study with that determined by MAIA (2016) showed a significant difference. The new development of the equation has been made through the cubic depressure method, who that enabled the evaluation of a single real root as an answer. The application of the method developed in the present work will lead to the reduction in the processing time and increase of productivity of BOF reactors.

Keywords: Jet penetration, compensation factor K, physical model, LD converter.

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 3.1: Estrutura básica de um forno BOF (Barke et al. 1998).	21
FIGURA 3.2: Família dos convertedores (Lima 2016).	21
FIGURA 3.3: Divisões dos refratários de um convertedor (Aquad 2019).	23
FIGURA 3.4: Lança de oxigênio.	24
FIGURA 3.5: Desenho esquemático de um bico de lança (Lima 2016).	25
FIGURA 3.6: Principais etapas de uma corrida (Rizzo 2006).	26
FIGURA 3.7: Principais reações no convertedor (Lima 2019).	28
FIGURA 3.8: Penetração de jato	33
FIGURA 3.9: Jato inclinado.	34
FIGURA 3.10: Esquema do comportamento da penetração de jato em banho estático trifásico (escória e metal) e com injeção de gás pelo fundo do convertedor.	35
FIGURA 4.1: Protótipo industrial e modelo físico.	40
FIGURA 4.2: Esquema dos equipamentos no laboratório.	41
FIGURA 4.3: Configurações dos experimentos: a) 2 fases - bifásicos e b) 3 fases - trifásicos.	50
FIGURA 4.4: Extração da penetração de jato pelo <i>ImageJ</i>	52
FIGURA 5.1: Resultados considerando 03 e 04 bocais, sem camada de óleo e variação da vazão de ar.	59
FIGURA 5.2: Resultados considerando 05 e 06 bocais, sem camada de óleo e variação da vazão de ar.	59
FIGURA 5.3: Resultados considerando 03 e 04 bocais, com camada de óleo e variação da vazão de ar.	60
FIGURA 5.4: Resultados considerando 03 e 04 bocais, com camada de óleo e variação da vazão de ar.	60
FIGURA 5.5: Análise da penetração versus número de bocais em modelagens bifásica e trifásica.	61
FIGURA 5.6: Comparação das previsões das equações com K para modelos sem sopro submerso	65
FIGURA 5.7: Comparação das previsões das equações com K para modelos com sopro submerso	65
FIGURA 5.8: Comparação das equações de penetração de jato com dados reais aplicados	

na indústria por: a) diferentes pesquisadores, b) equação desenvolvida	66
FIGURA 5.9: Comparação das equações de penetração de jato extrapolando a Distância Lança Banho por: a) diferentes pesquisadores, b) equação desenvolvida.....	67
FIGURA 5.10: Procedimento para <i>Slagsplashing</i> em convertedor de 340 toneladas	71
FIGURA 5.11: Procedimento para <i>burn bottom</i> em convertedor de 340 toneladas.....	72

LISTA DE TABELAS

TABELA III.1: Mecanismos de desgastes dos revestimentos refratários	23
TABELA III.2: Reações no banho líquido	29
TABELA III.3: Reações escória-metal.....	29
TABELA III.4: Reação escória-metal-gás (emulsão).....	30
TABELA III.5: Valores de K encontrados na literatura	36
TABELA III.6: Comparação entre as propriedades da água e do aço.....	37
TABELA IV.1: Principais dimensões e relações de escala	40
TABELA IV.2: Comparação dos números adimensionais de Fr^* e Eo^*	43
TABELA IV.3: Comparação de velocidade mássica adimensional das ventaneiras.	45
TABELA IV.4: Similaridade do bico da lança.....	48
TABELA IV.5: Propriedades do jato	48
TABELA IV.6: Parâmetros de sopro pelo topo.....	48
TABELA IV.7: Variáveis utilizadas no Método Fatorial Completo e Replicado para quatro variáveis e seus níveis superiores (+) e inferiores (-)	49
TABELA IV.8: Matriz de blocos para bico de 3 e 6 bocais.....	49
TABELA IV.9: Matriz de blocos para bico de 4 e 5 bocais.....	50
TABELA V.1: Resultados obtidos para bicos de 3 a 6 bocais - modelo bifásico.	58
TABELA V.2: Resultados obtidos para bicos de 3 a 6 bocais - modelo trifásico.....	59
TABELA V.3: Resultados do fator de compensação K	62
TABELA V.4: Definições dos valores de K para aplicação industrial	63
TABELA V.5: Definições dos valores de K por Maia (2016)	63
TABELA V.6: Definições do <i>penetration index</i>	66
TABELA V.7: Dados industriais de um LD de 340 toneladas.....	68
TABELA V.8: Resultados obtidos a partir dos dados industriais aplicados nas equações	70
TABELA V.9: Resultados obtidos para os procedimentos de <i>Slagsplashing</i> e <i>burn bottom</i> a partir dos dados industriais aplicados na equação desenvolvida	71

NOMENCLATURA

Sigla	Descrição	Unidade
A	Área da seção transversal do duto	[m ²]
A*	Área do diâmetro crítico ou Ma=1	[m ²]
C _p	Calor específico a pressão constante	[J/g*mol]
C _v	Calor específico a volume constante	[J/g*mol]
D _{crítico}	Diâmetro crítico ou da garganta do bocal	[mm]
D _{saída}	Diâmetro de saída do bocal	[mm]
D _{conv}	Diâmetro do convertedor	[m]
D _{BOF}	Diâmetro da região do munhão - BOF modelo a frio	[m]
D _{BOF} ^{ind}	Diâmetro da região do munhão - BOF industrial	[m]
D _{conv}	Diâmetro do forno	[m]
DBL	Distância banho lança	[m]
Fr*	Froude (modificado LASIP)	[adimensional]
g	Aceleração da gravidade	[m/s ²]
H ^{real}	Altura do forno	[m]
H _b	Altura do banho metálico	[m]
H	Distância lança-banho	[m]
H _{FURO}	Altura do furo na saída	[m]
HBL	Altura do banho metálico estático	[m]
HSL	Altura da escória estática	[m]
kn	Fator de ajuste dos bocais	[adimensional]
k	Fator de ajuste de penetração de jato	[adimensional]
L	Altura da cavidade no banho ou penetração	[m]
L _o ^{banho}	Altura da cavidade no banho ou penetração máxima	[m]
L _o	Altura do banho estático	[m]
Ma	Número de Mach	[adimensional]
m _{aço}	Massa de aço	kg/corrída
m _{gotas}	Massa de gotas	kg/corrída
\dot{m}	Vazão mássica do gás	kg/s
M _h ^o	Componente horizontal do impacto de jato	[adimensional]
M _v ^o	Componente vertical do impacto de jato	[adimensional]

n	Número de bocais do bico de lança	[adimensional]
M	Quantidade de movimento	[adimensional]
NG	Velocidade mássica	[adimensional]
PM _{gás}	Peso molecular do gás	[g]
P	Pressão	[Pa=N/m ²]
P _o	Pressão no reservatório estagnante	[Pa=N/m ²]
P*	Pressão no diâmetro crítico ou garganta	[Pa=N/m ²]
P _{atm}	Pressão no ambiente do convertedor	[Pa=N/m ²]
R	Constante dos gases ideais	[J/(mol*K)]
r _{cav}	Raio da cavidade no banho	[m]
T	Temperatura	[K]
T _o	Temperatura reservatório estagnante	[K]
v	Velocidade	[m/s]
v _{jato}	Velocidade do jato ao longo do eixo	[m/s]
v _s	Velocidade do som	[m/s]
v _x	Velocidade do jato longo do eixo do jato	[m/s]
X	Fator de comprimento núcleo supersônico	[m]
γ	Constante adiabática dos gases Cp/Cv _{O2} =1,39	[adimensional]
ρ	Densidade	[kg/m ³]
ρ _{banho}	Densidade do banho líquido	[kg/m ³]
ρ _{escória}	Densidade da escória	[kg/m ³]
ρ _{gás}	Densidade do gás	[kg/m ³]
ρ _{saída}	Densidade na saída do bocal	[kg/m ³]
Re*	Reynolds modificado	[adimensional]
σ _{aço}	Tensão superficial do aço	[N/m]
σ _{escória}	Tensão superficial da escória	[N/m]
V _{IG}	Velocidade do gás inerte na ventaneira	[m/s]
We	Weber	[adimensional]
We ^{*BI}	Weber sistema bifásico metal	[adimensional]
We ^{*LASIP}	Weber modificado sistema bifásico metal	[adimensional]

LISTA DE ABREVIATURAS

Sigla	Descrição
BOF	Basic Oxygen Furnace
DBL	Distância banho lança
HBL	Altura do banho metálico estático
HSL	Altura da escória estática
LD	Linz e Donawitz
OBM	Oxygen Bottom Maxhütte

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	17
2	OBJETIVOS	19
	2.1 Objetivo Geral	19
	2.2 Objetivos Específicos	19
3	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	20
3.1	Equipamentos que compõem um Convertedor BOF	20
	3.1.1 Carcaça metálica.....	22
	3.1.2 Refratário.....	22
	3.1.3 Lança de injeção oxigênio.....	24
3.2	Refino do aço em convertedores BOF.....	26
3.3	Principais reações químicas da etapa de sopro.....	28
	3.3.1 Reações no metal líquido	29
	3.3.2 Reações escória-metal	29
	3.3.3 Reações escória-metal-gás (emulsão)	29
3.4	Principais etapas do sopro	30
3.5	Penetração de jato	32
3.6	Aspectos gerais da modelagem física.....	37
	3.6.1 Similaridade geométrica.....	38
4	METODOLOGIA	39
4.1	Descrição do aparato experimental.....	39
4.2	Definição dos números adimensionais	41
	4.2.1 Agitação pela soleira	43
4.3	Similaridade geométrica do bico	46
4.4	Análise estatística para obtenção da matriz de experimentos.....	48
4.5	Procedimentos para a execução dos experimentos.....	51
4.6	Determinação da penetração de jato a partir dos experimentos	51
	4.6.1 Aplicação dos dados extraídos na equação de penetração de jato	52

4.7	Desenvolvimento da equação de penetração de jato e fator de compensação K	52
5	RESULTADOS E DISCUSSÃO	58
5.1	Análise das penetrações de jato obtidas em laboratório	58
5.2	Aplicação do equacionamento considerando nova equação de balanço de quantidade de movimento para extração do fator de compensação K	62
5.3	Comparação da equação desenvolvida no presente trabalho com as equações publicadas por pesquisadores	64
5.4	Proposta para aplicação industrial da equação desenvolvida	68
6	CONCLUSÕES	74
7	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	76
8	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	77

1 INTRODUÇÃO

A produção de aço com a maior qualidade e o menor custo de mercado é crescente no setor siderúrgico, em função de uma grande concorrência entre os grandes grupos produtores de aço no mundo. A produção total de aço no ano de 2020 foi estimada em 1.864 milhões de toneladas, sendo os reatores do tipo BOF responsáveis por 60% desta produção. No ranking dos 10 maiores produtores de aço no mundo, o Brasil ocupa a nona posição. O país produziu em 2020 aproximadamente 31 milhões de toneladas, sendo os reatores do tipo BOF responsáveis por 76% desta produção, segundo o levantamento da *World Steel Association* (2020).

Pesquisas e desenvolvimentos relacionados ao processo e aos equipamentos das aciarias a oxigênio (BOF-*Basic Oxygen Furnace*) têm sido de fundamental importância para as usinas siderúrgicas se tornarem competitivas e se adaptarem a esta nova realidade. A eficiência de um reator em uma aciaria é influenciada pelos tempos de processo. Estes tempos de processo consistem em ciclos compostos pelas seguintes etapas: carregamento de ferro-gusa, carregamento de sucata, sopro de oxigênio, vazamento de aço, *slag splashing* (em alguns casos) e vazamento de escória. Na etapa de sopro, ocorre a transformação do ferro-gusa e da sucata em aço através da injeção de oxigênio. O sopro de oxigênio é a principal etapa no refino do aço em convertedores BOF, sendo feito através de uma lança de injeção. O sopro é caracterizado pela injeção de oxigênio com velocidades supersônicas. Em seguida ocorre a interação do jato com o ambiente e com o banho metálico. O domínio destas interações, jato com o ambiente e jato com o banho metálico, possibilita a redução dos tempos de processo e ganhos de produtividade.

Durante o caminho percorrido pelo jato de oxigênio no ambiente do convertedor até tocar o banho metálico, ocorre sua perda de efetividade devido ao seu contato com a atmosfera do convertedor que está sujeita às variações de densidade dos gases causadas pelas elevadas temperaturas. A perda de efetividade do jato de oxigênio é um parâmetro importante a ser considerado, entretanto esta medição é difícil de ser feita na prática industrial devido às condições agressivas (alta temperatura e grande quantidade de gases) do processo. De maneira geral, essa perda de efetividade do jato de oxigênio é descrita

por um fator de compensação empírico denominado “K”, o qual foi inserido na equação do balanço da quantidade de movimento. Na literatura foram encontrados os valores de “K” que variam de 3,32 a 12,04, porém não esclarece como foram obtidos estes valores e as variáveis que os afetam.

Atualmente os valores de K não são apresentados de forma explícita nos modelos matemáticos utilizados na prática industrial, pois foram baseados a partir de um modelamento realizado no ano de 1980, onde não eram consideradas as perdas de energia sofridas desde a saída do jato de oxigênio dos bocais até o banho metálico, e sim uma transferência total de energia. Isso ocorreu pois foi considerado no modelamento realizado o posicionamento do bico da lança de oxigênio faceando ao banho, desprezando a distância banho lança (DBL).

Mesmo com diversos avanços tecnológicos, que permitiram a inserção de novos equipamentos ao convertedor e otimizações de processos, que ocasionaram uma redução dos tempos de processos, não ocorreram alterações no modelo, de modo a ajustá-lo as atuais práticas.

O presente trabalho realizou um estudo sobre o fator de correção “K” da equação de balanço de quantidade de movimento em banho metálico no LD através de modelamento físico, contemplando as atualizações sofridas no processo ao longo dos anos (inserção das ventaneiras de sopro submerso, bicos com multi-bocais, variações no DBL e vazões de ar). Nesse estudo também foi apresentada uma evolução da equação de balanço de quantidade de movimento (a partir da última encontrada na literatura) com possibilidades de aplicação na prática industrial.

2 OBJETIVOS

2.1 Objetivo Geral

O objetivo geral deste trabalho foi propor uma nova equação de balanço de quantidade de movimento e do fator de compensação K na produção de aço em convertedores LD.

2.2 Objetivos Específicos

Os objetivos específicos do presente trabalho são:

- Avaliar os efeitos das variáveis de processo no convertedor LD: distância banho lança (DBL), número de bocais, ângulo dos bocais, vazão de ar, vazão de sopro submerso na equação de balanço de quantidade de movimento;
- Obter a equação de balanço de quantidade de movimento com base nos dados gerados através do modelo físico;
- Obter os valores de “K” para os modelamentos bifásicos e trifásicos;
- Comparar a equação desenvolvida com os dados disponíveis na literatura;
- Propor aplicação industrial para a equação desenvolvida.

3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste item são apresentados, em aspectos gerais, os principais equipamentos que compõem o sistema de refino primário dos aços em convertedores LD, assim como o refino do aço nessa rota de produção. Maior ênfase será dada à etapa de sopro, mais especificamente na equação de balanço de quantidade de movimento, de onde será extraído o fator de compensação “K”.

3.1 Equipamentos que compõem um Converteedor BOF

Um converteedor LD é composto por uma carcaça de material metálico, com sistema integrado de refrigeração, ou não, revestida de material refratário, e um sistema de moto redutores que permitem seu basculamento. Uma lança para injeção de oxigênio também é utilizada e, em algumas usinas, uma lança para retirada de amostras (sub-lança). Atualmente, com a evolução desse processo, surgiram diversos outros equipamentos auxiliares com o objetivo de tornar o processo mais produtivo, atuando, por exemplo, no auxílio do vazamento de aço. A seguir, serão descritos de modo mais detalhado, o converteedor e a lança de injeção de oxigênio empregada no processo.

O converteedor é normalmente dimensionado com 4 diferentes regiões e geometrias distintas: sola, cilindro, cone e boca. A sola é localizada na região inferior e possui uma geometria elíptica. O cilindro é localizado na região central e apresenta uma geometria cilíndrica. O cone é localizado na região superior e possui uma geometria cônica. A boca do converteedor é localizada na região superior ao cone e possui uma geometria circular, de modo a permitir o carregamento do ferro-gusa líquido e da sucata metálica.

Geometricamente, o converteedor se assemelha a um barril, sendo sua estrutura composta por uma carcaça metálica e revestimento interno de tijolos refratários, sustentada por uma estrutura anelar de aço que possui dois munhões para permitir seu basculamento em até 360°. O vazamento do aço ocorre através de um furo de corrida, que permite melhor separação metal/escória. A figura 3.1 apresenta o converteedor e seus componentes .

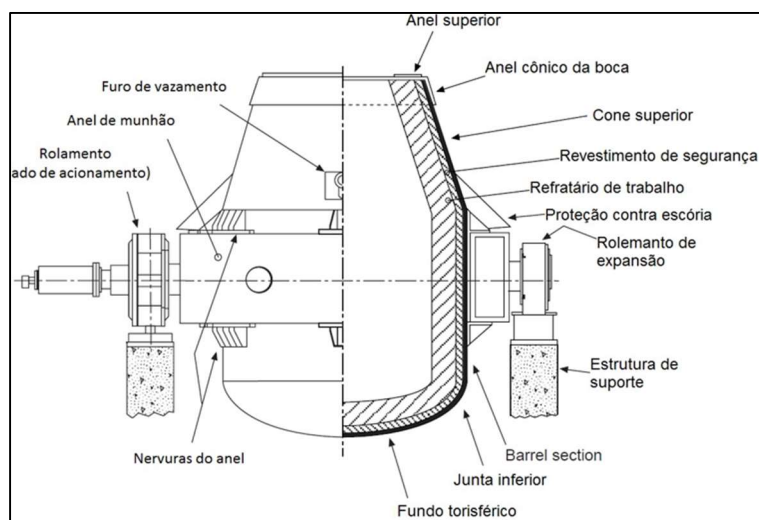


FIGURA 3.1: Estrutura básica de um forno BOF (Barke et al. 1998).

Existem convertedores de variadas formas, dimensões e capacidades. Estas características são definidas em função da necessidade de produção de aço da planta. Atualmente, no mundo, são encontrados convertedores variando de 6 a 380 toneladas de capacidade. Alguns destes convertedores podem ser visualizados na figura 3.2.

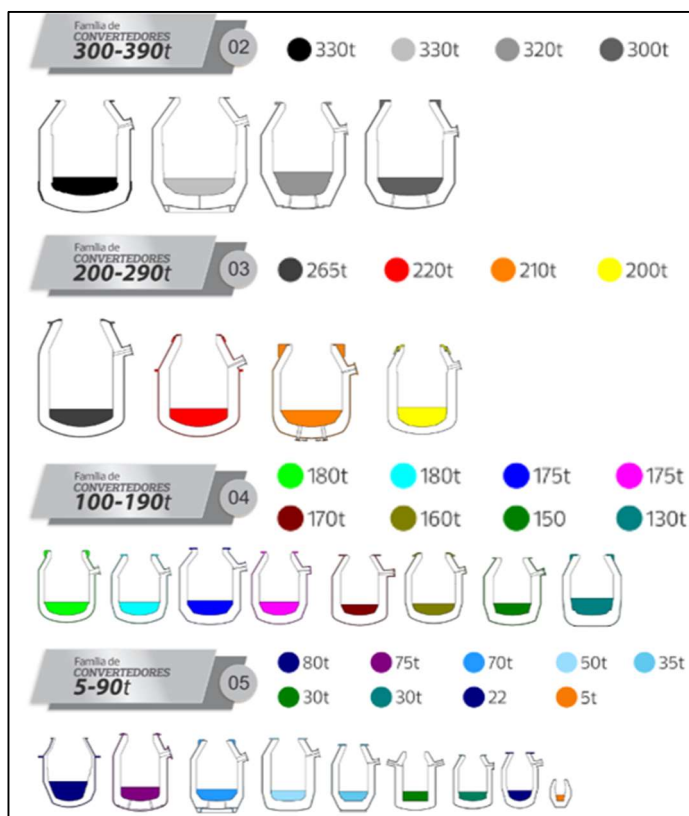


FIGURA 3.2: Família dos convertedores (Lima 2016).

3.1.1 Carcaça metálica

A carcaça do convertedor é dimensionada de acordo com a sua capacidade de produção, sendo projetada para suportar esforços devido às tensões térmicas e mecânicas. As tensões térmicas estão relacionadas com a dilatação do refratário e da própria carcaça, com a dilatação não uniforme devido ao aquecimento heterogêneo desses materiais e com variações relacionadas ao ciclo de aquecimento e resfriamento do forno.

As tensões mecânicas ocorrem devido às cargas estáticas e dinâmicas relativas ao peso próprio da carcaça, ao peso dos refratários, impactos durante o carregamento e limpeza realizada no convertedor e durante o basculamento. Desta forma, um aspecto importante no projeto do forno é possibilitar uma certa dilatação da carcaça e um sistema de resfriamento eficiente das posições críticas. Os aços selecionados para confecção da carcaça do convertedor devem apresentar excelente resistência às falhas por fluência (*creep*), ou seja, deformações não-elásticas em temperaturas elevadas (acima de 350°C), mesmo quando o material é submetido a tensões abaixo do seu limite de escoamento. A carcaça é confeccionada utilizando-se chapas grossas laminadas e soldadas (Rizzo, 2006).

3.1.2 Refratário

Os revestimentos refratários são compostos de materiais com elevados teores de MgO. Na região interna do convertedor, os revestimentos são divididos em regiões, uma vez que cada região é submetida a desgastes diferenciados. Geralmente, os mecanismos de desgastes são notados nas áreas submetidas ao ataque mecânico do banho, como o fundo e a região de carregamento de sucata, além de outras áreas submetidas ao ataque químico-mecânico, como por exemplo, a linha de escória (Rizzo,2006).

A figura 3.3 exibe as diferentes regiões do convertedor: boca, cone superior, munhão, linha de escória, impacto de sucata, vazamento, furo de corrida, cone inferior, sola e ventaneira.

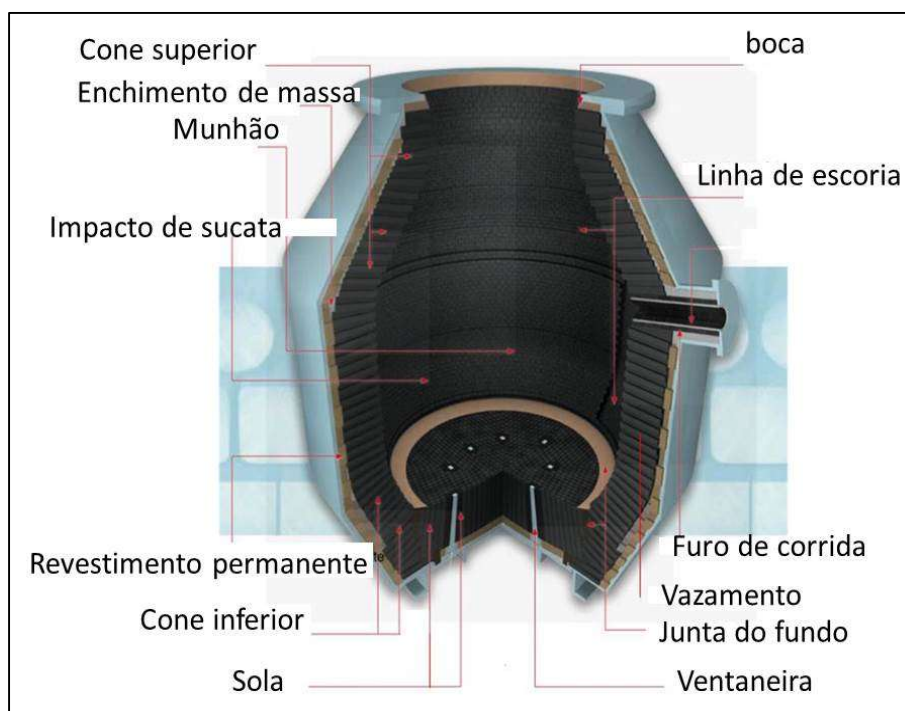


FIGURA 3.3: Divisões dos refratários de um convertedor (Auaud 2019).

No projeto do revestimento refratário de um convertedor é realizada inicialmente sua divisão em diversas zonas de acordo com o seu perfil de desgaste apresentado nas inspeções, medições e reparos realizados durante a campanha do convertedor e após o encerramento da campanha do mesmo. A intensidade e o tipo de desgaste fornecem dados essenciais que permitem estabelecer o tipo de esforço presente em cada região e a velocidade de desgaste. Durante o projeto, geralmente o revestimento refratário é dividido em 4 regiões que podem ser subdivididas em sub-regiões em função dos mecanismos de desgastes reinantes, conforme apresentado na tabela III.1 (Rizzo, 2006).

TABELA III.1: Mecanismos de desgastes dos revestimentos refratários

Região	Sub-Região	Fatores de desgastes
Boca	Boca	Desgastes por erosão em função da limpeza mecânica e abrasão
Cone superior	Cone	Oxidação e abrasão devido ao arraste dos gases com particulados.
	Furo de corrida	Oxidação devido ao ataque da escória e erosão durante o vazamento do aço.
Cilindro	Linha de escória	Corrosão e oxidação.
	Vazamento	Oxidação e erosão devido ao atrito com o metal e com a escória.
	Zona de impacto	Choques mecânicos em função do carregamento de sucata.
	Munhões	Oxidação, corrosão e choque térmico.
Sola	Sola	Choque térmico e erosão.
	Ventaneiras	Erosão, oxidação, rebote (<i>back attack</i>) e choque térmico.

Fonte: Rizzo (2006).

3.1.3 Lança de injeção oxigênio

A principal função da lança de oxigênio no refino do aço em convertedores é fornecer a quantidade necessária desse elemento para a oxidação do banho, até se obter a composição química e a temperatura do aço desejada. Nesse processo a energia cinética do jato de oxigênio é transferida a velocidades supersônicas para o banho metálico, promovendo a turbulência e mistura necessária para dar início às reações de refino (Maia, 2019).

Este equipamento pode ser dividido em 2 partes, parte traseira e bico. A parte traseira geralmente é constituída por três tubos concêntricos, sendo o tubo de passagem do oxigênio (geralmente utiliza-se material inoxidável por questões de segurança) o tubo central e os tubos externos e intermediários (geralmente utiliza-se aço carbono) são utilizados para refrigeração da lança com água. A extremidade da lança contém uma ponteira cilíndrica, também conhecida como “bico de lança”, “cartucho Slagless” ou “cabeça de lança”, formada por bocais supersônicos angulares para saída de oxigênio, conforme pode ser visto na figura 3.4 (Maia, 2019).

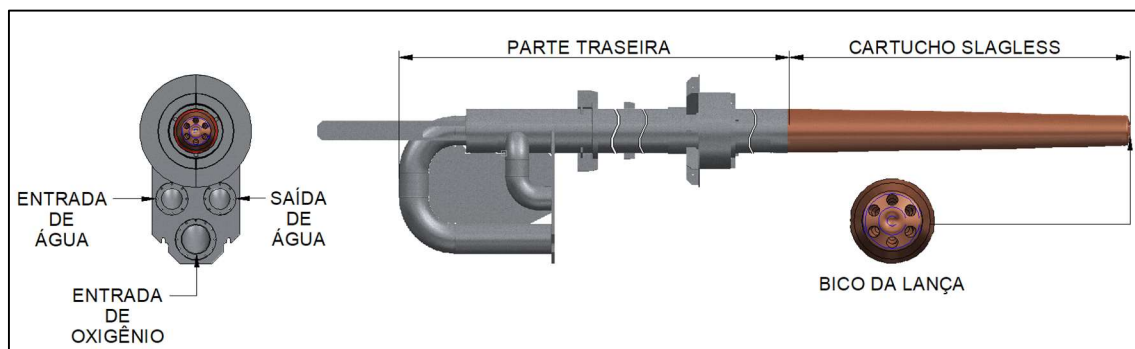


FIGURA 3.4: Lança de oxigênio.

Durante o período de sopro, a lança de oxigênio segue um padrão de altura em relação ao banho metálico, também conhecido como “distância banho lança” (DBL), onde a lança é aproximada gradativamente em direção à superfície do banho. O padrão de descida da lança é obedecido visando a atender às condições de formação de escória e descarburização (Maia e Martins, 2019).

Quanto mais próxima da superfície do banho, mais elevadas são às temperaturas e mais agressivo se torna o processo de sopro para o bico. Em determinadas circunstâncias estas aproximações ao banho metálico podem causar perturbações fazendo com que o bico fique danificado e venha a reduzir sua vida útil. De outro lado, quanto maior a proximidade do bico ao banho metálico, mais efetiva será a penetração do jato de oxigênio (Maia e Martins, 2019).

O bico de lança geralmente é fabricado em cobre de alta pureza, através dos processos de fundição convencional, forjaria ou centrifugação. O cobre tem baixo ponto de fusão (aproximadamente 1084°C), porém é um excelente condutor térmico e, por possuir um circuito interno de água, possibilita extração de calor adequada para manter a face do bico exposta ao ambiente do forno com temperaturas abaixo de 300°, conforme apresentado por Maia (2014). A figura 3.5 apresenta um desenho esquemático em corte de um bico de lança, onde são apresentados os bocais/lavais de passagem do oxigênio, os circuitos de entrada e saída de água para refrigeração e saída de oxigênio pelos bocais supersônicos.

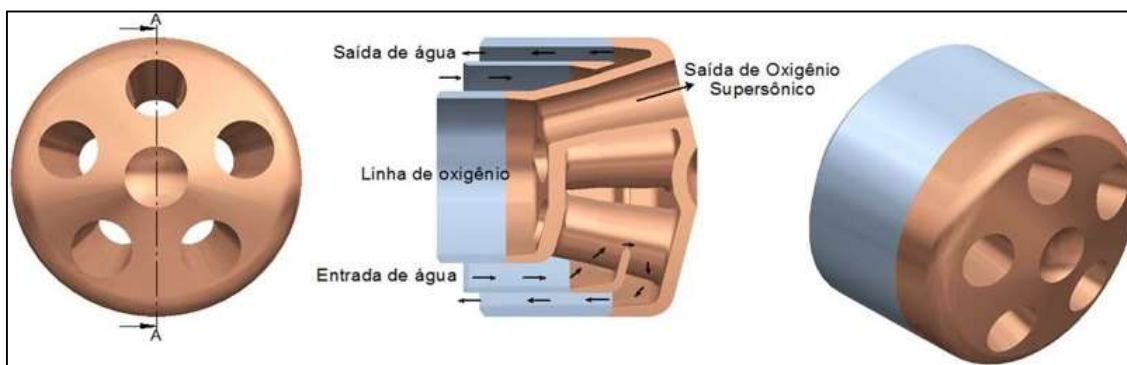


FIGURA 3.5: Desenho esquemático de um bico de lança (Lima 2016).

Existe uma relação direta entre o circuito de refrigeração do bico e sua vida útil, e, dessa forma, se objetiva no projeto uma maior eficiência de troca térmica. Para isso, os canais internos são estreitados nos pontos de maior exposição ao ambiente interno do forno, de forma a aumentar a velocidade de passagem do fluido de refrigeração e, conseqüentemente, permitir melhor extração de calor. A geometria interna do bico forma um circuito fechado, com a água entrando a uma temperatura de aproximadamente 35 °C e saindo em temperaturas que podem alcançar 70 °C, após refrigerar o equipamento.

3.2 Refino do aço em convertedores BOF

O processo nos convertedores LD tem por premissa realizar o refino do ferro-gusa líquido e sucata de aço atingindo composição química (carbono e fósforo, principalmente) e temperatura desejadas, utilizando oxigênio de alta pureza. A definição dos carregamentos do ferro-gusa líquido, sucata e fundentes variam de acordo com as composições e temperaturas objetivadas no aço a ser vazado no final do sopro. Os fundentes são adicionados logo que se inicia o sopro de oxigênio para controlar o enxofre, o fósforo e o desgaste do revestimento refratário do forno (Barker, Turkdogan, et al., 1998).

A energia necessária para elevar a temperatura da sucata, ferro-gusa líquido e dos fundentes, para a temperatura de aço líquido é fornecida pela oxidação dos elementos contidos na carga, como o Fe, Si, C, Mn e P. As elevadas temperaturas do ferro-gusa líquido e a intensa agitação promovida pelo jato de oxigênio e, ventaneiras, contribuem para a rápida oxidação desses elementos, que resulta em uma grande liberação de energia (Barker, Turkdogan, et al., 1998). Em geral, uma corrida ocorre seguindo a sequência: carregamento de sucata, carregamento do ferro-gusa líquido, sopro de oxigênio, medição de temperatura e composição química do aço, vazamento do aço líquido, adição de ferro-ligas, desoxidantes e recarburantes, realização de *Slagcoating* ou *Slagsplashing* e vazamento da escória remanescente. Estes passos são exemplificados na figura 3.6 e a etapa de sopro é descrita com maiores detalhes a seguir.

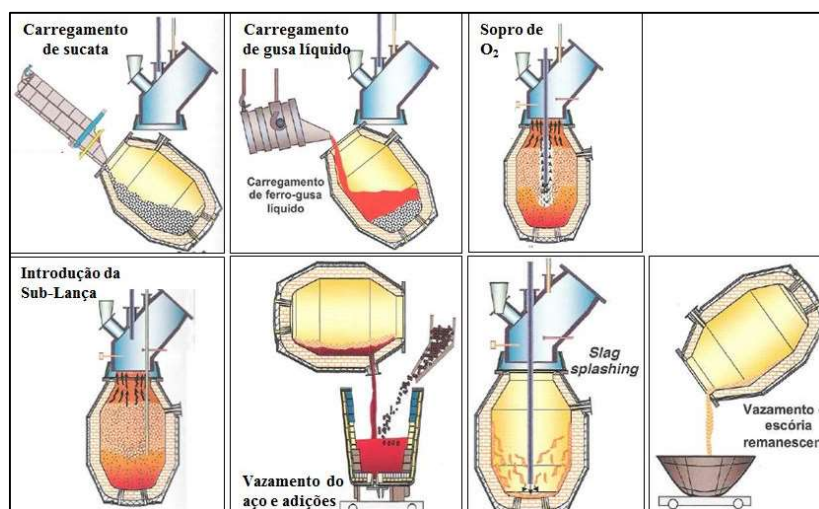


FIGURA 3.6: Principais etapas de uma corrida (Rizzo 2006).

Como elucida Rizzo (2006), terminado o carregamento com ferro-gusa líquido, o convertedor é retomado novamente à posição vertical inicial, em seguida a lança de oxigênio é baixada e o sopro iniciado. Após alguns segundos, é produzida uma chama que caracteriza o início das reações químicas, ou seja, a ignição. Após ignição, ocorre o carregamento dos fundentes via silo aéreo. Os carregamentos destes fundentes permitem a formação da camada de escória e ajustes de temperatura.

A duração do sopro pode variar de 10 a 20 minutos em média, entretanto, depende de uma série de fatores, os quais são destacados abaixo:

- Vazão de oxigênio pela lança;
- Pressão de oxigênio;
- Projeto de bico da lança;
- Relação entre a quantidade de ferro-gusa e de sucata carregada no forno;
- Composição química da carga;
- Composição química e temperatura almejada para vazamento do aço;
- Métodos para realização de amostragem de temperatura e composição do aço (Sub-lanças, amostradores manuais etc.);
- Ocorrência de projeções ou emissões ambientais durante o sopro;
- A utilização de sistemas computacionais confiáveis para previsão da evolução de composição química do banho metálico durante o sopro;
- A utilização de dispositivos para realização de sopro combinado no convertedor.

O sopro de oxigênio tem por premissa principal transformar o ferro-gusa em aço. Essa é a etapa em que ocorre o refino. Trata-se da fase mais complexa na produção do aço, uma vez que envolve inúmeras variáveis que interferem diretamente no processo. Na maior parte do processo de sopro é gerado o gás monóxido de carbono (CO), que juntamente com a escória forma uma emulsão (metal líquido, gás e escória). A emulsão envolve grande parte da face e corpo da lança, onde ocorrem os principais fenômenos de transferência de calor entre a lança e o ambiente do convertedor (Silva, 2008).

À medida que o teor de silício do metal decresce, a velocidade de descarburização aumenta, assim como a geração de gases no interior da escória, propiciando o aumento da emulsão, metal-gás-escória. O volume ocupado pela escória cresce com o aumento da geração de gases e sua altura ultrapassa o nível do bico da lança, que fica imersa na emulsão a partir de 25% do sopro (Rizzo, 2006).

3.3 Principais reações químicas da etapa de sopro

A descarburização é a reação mais importante e extensa no controle da fabricação de aço em convertedores BOF. Esta reação exerce influência direta em outras reações como a dessulfuração e a desfosforação, determinando a qualidade final do aço produzido e a produtividade do reator (Chou, 1993).

Estudos fundamentais já foram realizados para entender os fenômenos de descarburização, principalmente em aços contendo quantidade de carbono mais baixa (Chou, 1993). As principais reações que ocorrem no banho metálico, escória-metal e escória-gás-metal (emulsão), são representadas na figura 3.7 e discutidas a seguir.

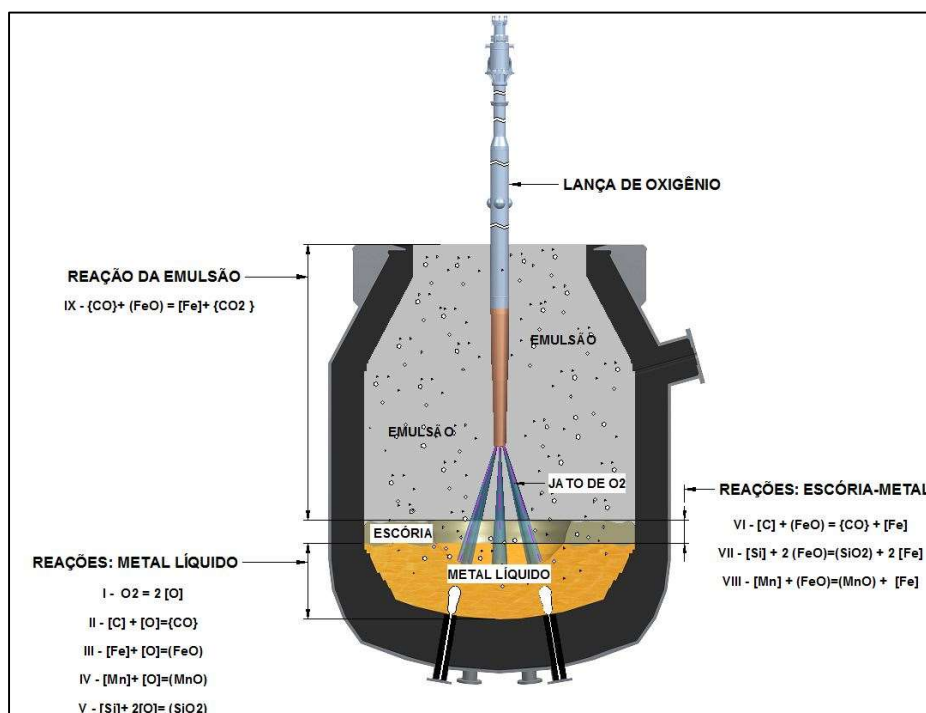


FIGURA 3.7: Principais reações no convertedor (Lima 2019).

3.3.1 Reações no metal líquido

O oxigênio fornecido pela lança dissolve-se rapidamente no banho metálico até o limite de solubilidade, e então, simultaneamente, oxida o carbono, o silício e o manganês dissolvidos no banho, assim como o Fe. Formam-se, assim, os respectivos óxidos (Shukla, et al., 2010). A tabela III.2 apresenta as reações decorrentes da oxidação do banho líquido. As fases são definidas: () – gás, { }- líquido, < > - sólido e M - componente M dissolvido no Fe líquido (1%).

TABELA III.2: Reações no banho líquido

Reações	Energia Livre padrão
$1/2 (O_2) = \underline{O}$	$\Delta G^0 = (-27646 - 1,11.T) \text{ cal/mol}$
$\underline{C} + \underline{O} = (CO)$	$\Delta G^0 = (-5090 - 9,30.T) \text{ cal/mol}$
$\underline{Fe} + \underline{O} = \{FeO\}$	$\Delta G^0 = (-33554 - 13,94.T) \text{ cal/mol}$
$\underline{Mn} + \underline{O} = \langle MnO \rangle$	$\Delta G^0 = (-69169 - 30,36.T) \text{ cal/mol}$
$\underline{Si} + 2\underline{O} = \{SiO_2\}$	$\Delta G^0 = (-140339 - 54,42.T) \text{ cal/mol}$

Fonte: Marin (2006).

3.3.2 Reações escória-metal

O óxido de ferro (FeO) é também um oxidante para os outros elementos e é essencialmente um produto intermediário do processo de refino. É assumido que o total da fração de óxido de ferro (FeO) disponível na escória é reduzido pelas reações químicas mostradas na tabela III.3 (Shukla, et al., 2010).

TABELA III.3: Reações escória-metal

Reações	Energia Livre padrão
$\underline{C} + \{FeO\} = (CO) + \{Fe\}$	$\Delta G^0 = (36243 - 36,42.T) \text{ cal/mol}$
$\underline{Si} + 2\{FeO\} = \{SiO_2\} + 2\{Fe\}$	$\Delta G^0 = (-89498 + 10,72.T) \text{ cal/mol}$
$\underline{Mn} + \{FeO\} = \{MnO\} + \{Fe\}$	$\Delta G^0 = (28929 + 2,09.T) \text{ cal/mol}$

Fonte: Marin (2006).

3.3.3 Reações escória-metal-gás (emulsão)

A emulsão é criada devido ao aprisionamento das gotículas de metal e pelo aprisionamento dos gases pela escória, sendo estas projetadas após o oxigênio da lança

atingir o banho metálico. A tabela III.4 apresenta a reação que ocorre no sistema da emulsão (Shukla et al., 2010).

TABELA IVI.4: Reação escória-metal-gás (emulsão)

Reações	Energia Livre padrão
$(CO) + \{FeO\} = Fe + (CO_2)$	$\Delta G^0 = (-5950 + 7,54.T) \text{ cal/mol}$

Fonte: Marin (2006).

3.4 Principais etapas do sopro

Maia (2009) apresenta o processo de sopro desdobrado em 9 etapas distintas:

- Fase 1 – Abertura da Válvula de Oxigênio: o início de sopro é caracterizado pela abertura da válvula de oxigênio. Recomenda-se que essa abertura ocorra de forma gradual ou de 2 a 3 etapas intermediárias para evitar o efeito “aríete” sobre o sistema a jusante. O efeito de aríete é caracterizado pelo pico de pressão causado por uma alteração súbita na velocidade de um determinado fluido;
- Fase 2 – Ignição: nesta etapa a altura da lança deve ser suficiente para garantir alguma penetração de jato para a imediata ignição. Considerando os extremos dessa operação, as lanças muito altas podem não ser suficientes para permitir a ignição do oxigênio na superfície do banho líquido e as lanças muito baixas podem causar o efeito do rebote de oxigênio ou mesmo colidir com alguma sucata enfundada;
- Fase 3 – Patamar de formação de escória (FeO): no início de sopro é importante manter a lança em uma altura mais elevada com o objetivo de fundir a sucata e gerar FeO suficiente para uma rápida dissolução da cal. A quantidade de cal adicionada é proporcional à quantidade de silício do ferro-gusa. Esta porcentagem do silício no ferro-gusa também é determinante para definir o tempo que a lança ficará posicionada na altura mais elevada. Uma regra geral para atingir uma rápida dissolução é realizar a adição de mais parcelas de menor quantidade. Uma rápida

e precoce formação de escória é a chave para a redução de cascão de lança e boca do convertedor;

- Fase 4 – Descida da lança: é importante a descida da lança ao final do período de oxidação do silício do ferro-gusa para manter as velocidades de oxidação elevadas. A descida da lança deve ser gradual entre 45 a 60 segundos. Neste momento, devem ser evitadas quaisquer outras ações no processo, reduzindo assim as perturbações no sopro;
- Fase 5 – Descarburização DeC (elevação de $-d\%C/dt$): esta é caracterizada pelo momento em que o CO_2 alcança seu valor máximo. Em seguida seu valor decresce;
- Fase 6 – Descarburização DeC ($-d\%C/dt$ elevado e constante): este é conhecido como o período de maior efetividade da descarburização. É nesta etapa onde se obtém a máxima recuperação de CO;
- Fase 7 – Descarburização DeC (redução de $-d\%C/dt$): este é conhecido como o período de descarburização lenta pois as reações com carbono dependem de sua difusão pela emulsão. A altura de lança e vazão de oxigênio passam a ter influência para maximizar a recuperação de gás e/ou atingir baixos teores de carbono;
- Fase 8 – Controle dinâmico: antes da redução da taxa de descarburização, muitos convertedores realizam uma medida de temperatura e coleta de amostra para análise química através de Sub-lança, simultâneos ou paralisando o sopro. Essa amostra é utilizada para ajustar as condições de vazamento. Se realizadas simultaneamente ao sopro por Sub-lanças, recomenda-se o uso 65% da vazão de projeto de oxigênio com objetivo de reduzir as turbulências no banho metálico;
- Fase 9 - “*Post stirring*”: após fim de sopro, para os convertedores que utilizam sopro submerso, é importante a manutenção do borbulhamento por no mínimo 90

segundos antes do vazamento da corrida. O objetivo consiste em intensificar a segregação metal e escória e homogeneizar a corrida.

3.5 Penetração de jato

A penetração do jato de oxigênio no banho de aço líquido do conversor BOF é um dos principais parâmetros que determina as taxas de reações metalúrgicas que ocorrem neste reator. Além da remoção do carbono do ferro-gusa, outras impurezas como fósforo, silício, manganês e enxofre são removidas através da interação do oxigênio no banho líquido. A energia cinética de agitação fornecida pelo jato de oxigênio em conjunto com as reações químicas ocorridas pela interação do oxigênio com os elementos do ferro-gusa é fundamental para se obter uma emulsificação espontânea e elevar as taxas de transferência de calor e de massa. Com isso, é necessário entender as características de interação entre os jatos supersônicos de oxigênio e o banho de metálico para a obtenção de uma operação estável no convertedor BOF e uma elevada eficiência operacional.

Szekely e Themelis (1971) indicam que, no ponto onde o gás atinge a superfície do banho líquido, uma depressão é formada, a superfície se torna instável e oscila em ambas as direções, lateral e vertical. A figura 3.8 representa esse fenômeno.

A transferência de quantidade de movimento do jato de gás causa a circulação do banho líquido e provoca a elevação das bordas ao redor da depressão. Após uma determinada profundidade da cavidade, uma pequena ondulação originada ao redor da periferia desprende em pequenas gotas que são transferidas para o ambiente do forno e quando retornam arrastam pequenas bolhas de gás. A profundidade da depressão no banho líquido pode ser correlacionada com a quantidade de movimento do jato através de um balanço de energia na base da cavidade (Maia et al, 2016). A partir desta premissa, Szekely e Themelis (1971) apresentam a equação de balanço de quantidade de movimento, conforme a equação 3.1, e suas variáveis são ilustradas na figura 3.8.

$$\frac{1}{2} \rho_{gas} V_{jet}^2 = g \rho_{steel} P + \frac{2 \sigma_{steel}}{r_x} \quad (\text{Equação 3.1})$$

Onde, ρ_{gas} é a densidade do gás na saída do bocal ($kg.m^{-3}$), V_{jet} a velocidade do jato (m/s), g a aceleração da gravidade (m/s^2), ρ_{steel} a densidade do aço líquido ($kg.m^{-3}$), P a penetração do jato (m), σ_{steel} a tensão superficial do aço líquido ($N.m^{-1}$), r_x o raio da cavidade formada pelo jato na escória (m).

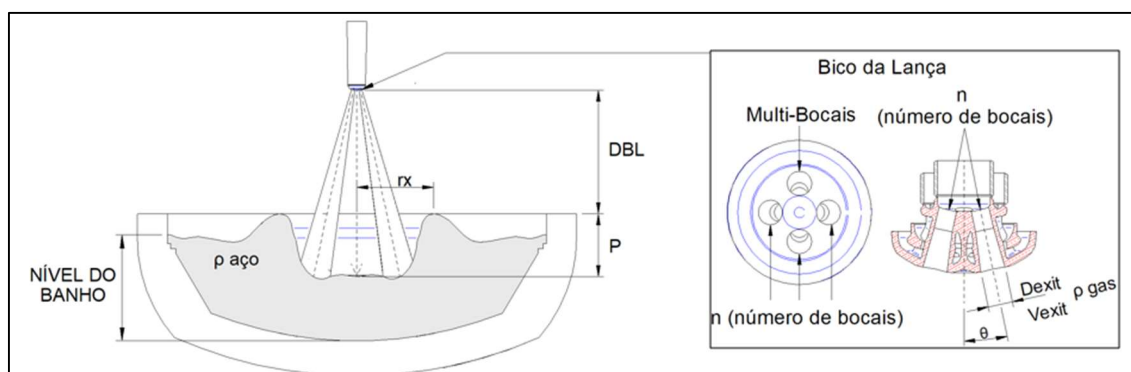


FIGURA 3.8: Penetração de jato

Através de modelo a frio, Meidani et al. (2004) realizaram estudos para o sopro vertical de furo único central e bocais auxiliares para determinar a penetração em BOF. Foi então obtida a equação 3.2.

$$\frac{\pi \rho_{gas} V_{exit}^2 D_{exit}^2}{4 \rho_{steel} g DBL^3} = \frac{\pi}{2K^2} \frac{P}{DBL} \left(1 + \frac{P}{DBL}\right)^2 \quad (\text{Equação 3.2})$$

Onde, são somadas às variáveis listadas na equação 3,1, à distância banho lança (DBL em m), V_{exit} à velocidade na saída do bocal (m/s), D_{exit} que representa o diâmetro de saída do bocal (m) e K o fator de compensação.

Em seguida foi inserido por Alam et al. (2011), na equação de penetração de jato o termo referente ao ângulo do bico da lança com a vertical. Este conceito foi desenvolvido inicialmente para o seguimento de fornos elétricos, porém pôde ser replicado para o seguimento dos convertedores BOF no tocante ao ângulo dos bocais do bico. Aplicando o conceito apresentado por Alam et al. (2011), equação 3.3 apresenta o novo rearranjo com a inserção da nova variável do ângulo com a vertical e suas variáveis são ilustradas na figura 3.9.

$$\frac{M \cos^3 \theta}{\rho_{steel} g DBL^3} = \frac{\pi}{2K_2^2} \frac{P}{DBL} \left(\frac{P}{DBL} + 1\right)^2 \quad (\text{Equação 3.3})$$

$$M = \frac{\pi}{4} \rho_{gas} V_{jet}^2 D_{exit}^2 \quad (\text{Equação 3.4})$$

Onde, são somadas as variáveis listadas na equação 3.2, M representa a equação da taxa de *momentum* inicial do jato e θ o ângulo de inclinação do bocal.

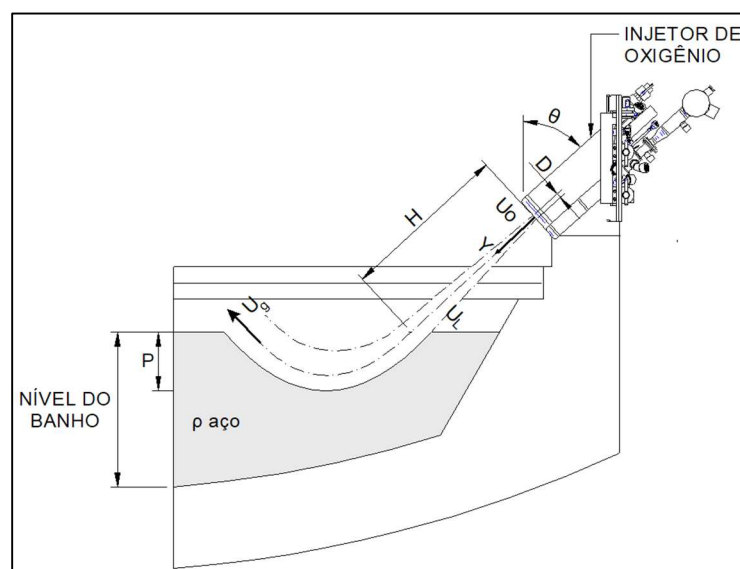


FIGURA 3.9: Jato inclinado.

Após o desenvolvimento de Szekely e Themelis (1971), é possível observar que em todas as equações o termo da tensão superficial da equação 3.1 foi negligenciado. Nas equações descritas acima também não foi considerado o efeito da camada de escória. Esses parâmetros têm importante influência sobre o fator de compensação “K”, assim como no comportamento da interação do jato com as duas fases do banho: metal e escória.

No seguinte equacionamento, foram consideradas todas as evoluções sofridas pela equação apresentada por Szekely e Themelis (1971), incluindo o termo da tensão superficial e considerando o banho bifásico, composto por escória e metal. Também foram considerados os novos elementos atuantes no interior dos convertedores em operação: as ventaneiras, responsáveis pela injeção de gases (em geral gases inertes) pela parte inferior do convertedor. As ventaneiras são uma importante fonte de movimentação e homogeneização do banho metálico. A figura 3.10 representa o comportamento da penetração de jato em banho estático polifásico (escória e metal) e com injeção de gás pelo fundo do convertedor.

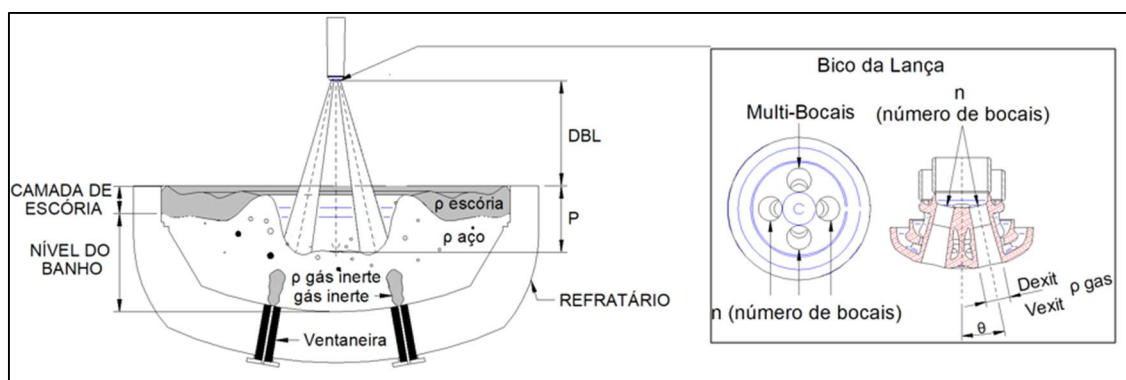


FIGURA 3.10: Esquema do comportamento da penetração de jato em banho estático trifásico (escória e metal) e com injeção de gás pelo fundo do conversor.

A equação 3.5 apresenta a última evolução da equação de penetração de jato encontrada na literatura especializada a respeito deste assunto.

$$\frac{\pi}{2K^2} \frac{P}{(DBL + P)} \left(1 + \frac{1}{P^2} \frac{\cos\theta(\sigma_{steel} + \sigma_{slag})}{\rho_{mix} g} \right) = \left(\frac{\pi}{4} \frac{(\rho_{gas} V_{exit}^2 D_{exit}^2 \cos^2\theta n)}{\rho_{mix} g (DBL + P)^3} \right) \quad (\text{Equação 3.5})$$

Onde, são somadas as variáveis listadas na equação 3.4, σ_{slag} representa a tensão superficial da escória ($N.m^{-1}$), σ_{steel} a tensão superficial do aço ($N.m^{-1}$), e ρ_{mix} a densidade da mistura de aço, escória e gás ($kg.m^{-3}$) e n o número de bocais.

Na equação 3.6, a densidade da mistura de metal e escória é influenciada pela vazão do gás injetado no fundo do conversor, sendo que, quanto maior a vazão de gás injetado pelo fundo, menor será a densidade da mistura metal, escória e gás inerte. Como consequência, maior será o deslocamento do nível. Para a definição dos termos $W_{inertgas}$ e $V_{inertgas}$ foi utilizada como suporte a teoria do gás *holdup* (Castillejos, et al., 1989), onde está apresentada a conversação da vazão do gás inerte pelo volume do gás na pluma, considerando a densidade do gás em condições normais de temperatura e pressão. De modo geral, foi determinada a fração que o gás inerte ocupa ao longo da pluma e a partir da vazão foi determinado seu volume ocupado.

$$\rho_{mix} = \frac{W_{inertgas} + W_{steel} + W_{slag}}{V_{inertgas} + V_{steel} + V_{slag}} \quad (\text{Equação 3.6})$$

Onde o $W_{inertgas}$ é a massa do gás inerte (kg), W_{steel} a massa do banho metálico (kg), W_{slag}

a massa da camada de escória (kg), V_{inertgas} o volume do gás inerte (m^3), V_{steel} o volume do banho metálico (m^3), V_{slag} o volume da camada de escória (m^3).

É possível notar através das equações apresentadas que quase todas as variáveis dependem exclusivamente de variáveis relacionadas ao processo e as configurações dos bicos das lanças, com exceção do fator de compensação “K”. O fator de compensação “K” foi inserido na equação de penetração de jato devido à necessidade em posicionar a lança de oxigênio a uma determinada distância do banho metálico. Ao realizar este posicionamento da lança, o jato de oxigênio passa a ser afetado por fenômenos que ocorrem dentro do convertedor, como por exemplo, degradação do jato, coalescência de jatos, camada de escória e emulsão, atuam como resistência ao jato reduzindo sua eficiência a penetração do jato no banho metálico. Desta forma, a aplicação do fator de compensação “K” na equação de penetração de jato se tornou necessária e imprescindível, pois é o termo responsável por medir as resistências referentes à transferência de quantidade de movimento entre a saída do bico da lança de oxigênio até o banho metálico.

Embora seja um termo de muita importância para a acurácia dos resultados da equação de penetração de jato, o fator de compensação K ainda é alvo de pouco estudo. A tabela III.5 apresenta os valores de K encontrados na literatura, porém com escassa informação de como foi sua obtenção.

TABELA III.5: Valores de K encontrados na literatura

Referência	Reator	Autores	Ano	Valores de K
[23]	BOF	Folsom <i>et al.</i>	1949	5,13
[3]	BOF	Albertson <i>et al.</i>	1950	6,4
[12]	BOF	Banks and Chandrasekhara	1963	7,9
[60]	BOF	Davenport <i>et al.</i>	1966	7,2
[18]	BOF	Wakelin	1966	6,9
[58]	BOF	Szekely and Themelis	1971	7,5
[46]	BOF	Meidani <i>et al.</i>	2005	11,05 e 12,04
[55]	BOF	Sung S. Park	2009	7,82
[21]	BOF	Neslihan Dogan	2009	7,9
[2]	FEA	Allam	2011	7,4
[48]	BOF	Mingming Li <i>et al.</i>	2015	5,13 e 11,5
				5,22
[43]	BOF	Maia <i>et al.</i>	2016	4,58
				4,26
				3,32

Fonte: Autor.

Dentre os autores listados na tabela III.5, apenas Maia et al. (2016) apresentaram um estudo para a obtenção dos valores de K e também as configurações utilizadas. Conforme apresentado por Maia et al. (2016), a obtenção dos valores do fator de compensação “K” ocorre através da execução de experimentos realizados em laboratório, considerando os principais parâmetros de processo de sopro, altura de lança, vazão de oxigênio e número de bocais. O não emprego do fator de compensação “K” na equação de penetração de jato negligencia a dissipação de quantidade de movimento ocorrida no trajeto do jato de oxigênio, conduzindo a interpretações errôneas sobre os resultados da penetração de jato.

3.6 Aspectos gerais da modelagem física

Existe a necessidade de que as condições de escoamento relacionadas ao modelo físico e ao protótipo industrial sejam as similares. Desta forma, é necessário que haja semelhança, a começar pela geometria e em seguida os parâmetros metalúrgicos através das similaridades cinemática e dinâmica. Para a obtenção e equalização destas informações é desenvolvida a análise de similaridade. De modo a simular um processo industrial de forma confiável, as dimensões, o fluido de trabalho e os parâmetros operacionais de um modelo precisam ser definidos corretamente. Para este propósito, critérios de similaridade são usados. Na modelagem física a frio do escoamento de fluidos em um convertedor BOF, o refratário é geralmente substituído por uma estrutura de acrílico e utiliza-se água com a finalidade de simular o banho metálico. Normalmente a água é o fluido utilizado para representar o aço líquido, porque ambos possuem as viscosidades cinemáticas semelhantes. A tabela III.6 apresenta a comparação entre as propriedades do aço e da água.

TABELA III.6: Comparação entre as propriedades da água e do aço

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	1,6

Fonte: Maia, 2016.

3.6.1 Similaridade geométrica

A similaridade geométrica diz respeito à definição da forma e dimensões dos modelos físicos. Como regra prática, os modelos físicos de siderurgia são geralmente construídos com a mesma forma que o equipamento industrial (ou seja, mesmos ângulos entre superfícies). No entanto, as dimensões do modelo físico são dimensionadas de acordo com um fator de escala, λ . Para um modelo físico em escala reduzida, $\lambda < 1$, enquanto para um modelo físico em escala real, $\lambda = 1$ (Carvalho et al., 2021). Sendo este definido através da equação 3.7.

$$\lambda = \frac{D_{BOF}}{D_{BOF}^{IND}} \quad (\text{Equação 3.7})$$

Onde:

λ – fator de escala;

D_{BOF} – diâmetro da região do munhão do modelo a frio do BOF (m);

D_{BOF}^{IND} – diâmetro da região do munhão no BOF industrial (m).

Já os bicos de lança do modelo físico devem ser projetados de forma que a taxa de entrada de quantidade de movimento desejada seja obtida. A velocidade do gás na saída do bico é geralmente supersônica, e os efeitos compressíveis devem ser considerados nos cálculos. Normalmente assume-se que o fluido é um gás ideal e que o fluxo no bico é adiabático e sem perdas viscosas, de modo que a mudança do estado do fluido é isentrópica (Carvalho et al., 2021).

4 METODOLOGIA

Para atingir os objetivos previstos no presente trabalho, foram realizados experimentos em modelo físico no Laboratório de Simulação de Processos (LaSiP), instalado no Departamento de Engenharia Metalúrgica e Materiais (DeMeT-UFMG). A metodologia e os critérios utilizados para as definições dos experimentos, coleta e aplicação dos dados, serão apresentados nos seguintes tópicos:

- (1) Descrição do aparato experimental;
- (2) Definição dos números adimensionais;
- (3) Critérios de similaridade do bico;
- (4) Análise estatística para obtenção da matriz de experimentos;
- (5) Procedimentos para a execução dos experimentos;
- (6) Determinação da penetração de jato a partir dos experimentos;
- (7) Desenvolvimento da equação de penetração de jato e fator de compensação K.

4.1 Descrição do aparato experimental

Abaixo são apresentadas as especificações dos equipamentos empregados para a realização dos experimentos:

- Compressor: para alimentar o sistema com ar comprimido, foi utilizado um compressor com potência de 22,5kW, capaz de fornecer $7,87 \times 10^5$ Pa de pressão máxima atingindo uma vazão nominal de $189 \text{Nm}^3/\text{h}$. Porém em função das perdas de carga entre a saída do compressor e a injeção, se atinge uma vazão máxima de sopro de $160 \text{Nm}^3/\text{h}$;
- Acumulador de pressão: tem por objetivo receber, armazenar e transferir para o sistema de injeção de sopro, o ar comprimido gerado pelo compressor a pressões elevadas. Este é um dos responsáveis por manter a pressão de sopro estável;
- Convertedor de acrílico: é o objeto principal para a realização dos experimentos. Tal equipamento é a réplica de um convertedor em escala real com capacidade nominal de 340 toneladas. A tabela IV.1 apresenta as principais dimensões do protótipo industrial

(escala real) assim como também as dimensões adotadas no modelo físico para simulação em laboratório. Enquanto a figura 4.1 apresenta a comparação entre o protótipo industrial e o modelo físico.

TABELA IV.1: Principais dimensões e relações de escala

Abreviações	Unidade de medida	Entrada de dados	Protótipo Industrial	Modelo a frio
		Escala	1	1/10
D_{conv}	m	Diâmetro Forno	7,16	0,72
H^{real}	m	Altura Forno	10,09	1,00
H_b	m	Altura do Banho Metálico	1,75	0,175
H	m	Distância Lança Banho	2,20	0,45
-	-	Escala pelo Diâmetro	1	1/10
-	-	Escala pela Altura	1	1/10
-	-	Escala pelo Nível	1	1/10

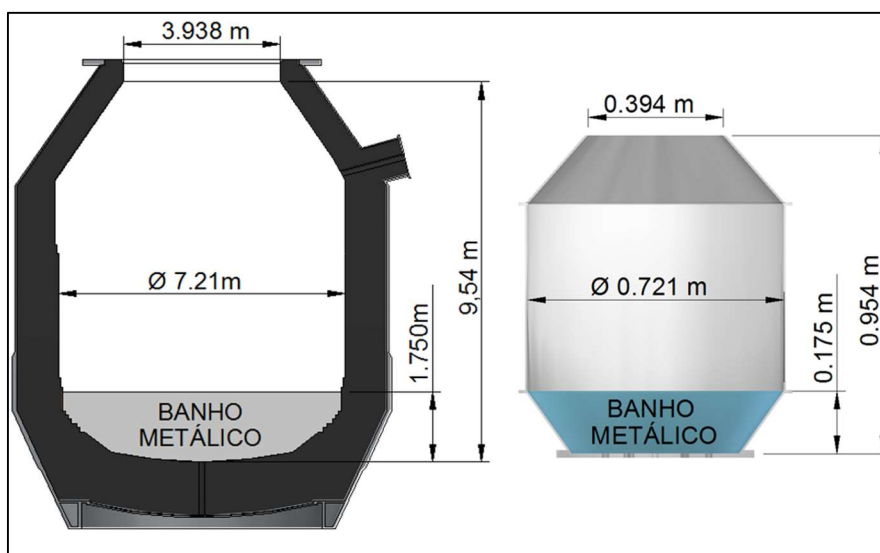


FIGURA 4.1: Protótipo industrial e modelo físico.

Nota-se que, durante a realização do projeto do convertedor em acrílico, foi considerado somente o volume interno, pelo fato deste ser ocupado pelo metal líquido e os fenômenos de transporte ocorrerem nesta região durante a operação do refino do ferro-gusa;

- Lança de sopra: é a responsável pela transferência de ar comprimido para o interior do convertedor de acrílico, simulando as situações de sopra. O equipamento possui um sistema automatizado que permite a mudança de altura e abertura automática da válvula de ar e são controlados por uma central de comandos;

- Rotômetros: são os responsáveis pela regulagem do fluxo de ar a ser injetado pelas ventaneiras de sopro submerso. Cada rotômetro é responsável pelo controle de fluxo de uma única ventaneira, desta forma sendo possível trabalhar com fluxo variável por ventaneiras. Os rotômetros apresentam as seguintes especificações:

- Tipo área variável;
- Pressão máxima de operação: 10 kgf/cm²;
- Temperatura de operação: - 10 a +100 °C;
- Repetitividade: + 0,25 %;
- Conexão ao processo: 1/4" BSP em alumínio;
- Tubo de proteção: aço carbono;
- Vedação em Buna-N;
- Faixa de medição: 1 a 1.600 NL/h (ar)
0,5 a 50 L/h (água);

A figura 4.2 apresenta uma visão esquemática dos equipamentos.

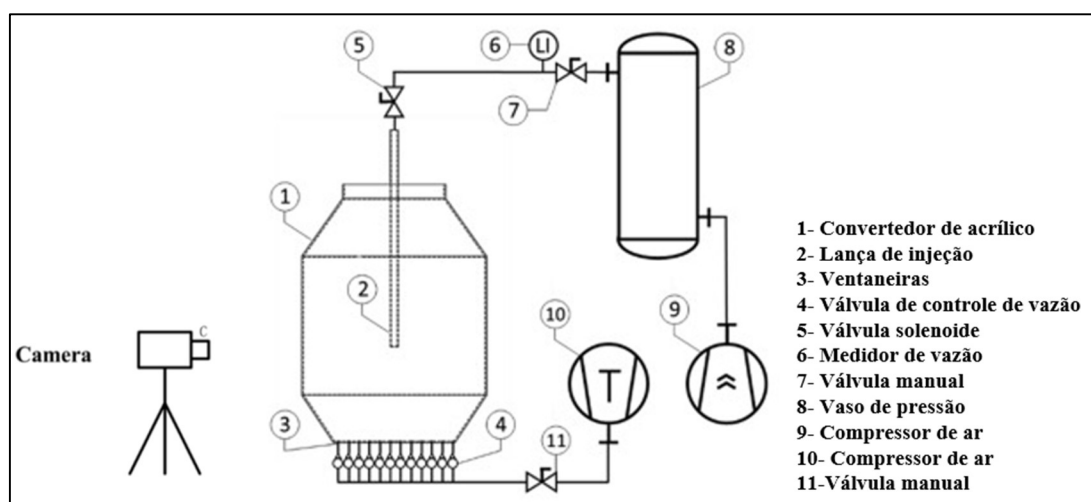


FIGURA 4.2: Esquema dos equipamentos no laboratório.

4.2 Definição dos números adimensionais

A penetração do jato é uma medida da deformação da superfície do banho promovida pelo impacto do jato de gás de alta velocidade, que sai do bico da lança. Várias equações para prever a penetração do jato foram propostas na literatura (Banks e Chandrasekhara,

1963; Meidani et al, 2004; Alam et al, 2011; Maia, 2013). A equação mais atual encontrada é (Maia et al, 2016):

$$\frac{\pi}{2 \cdot K^2} \cdot \frac{P}{(DBL + P)} \cdot \left[1 + \frac{2}{P^2} \cdot \frac{\cos \theta \cdot \sigma_{ave}}{\rho_{mix} \cdot g} \right] = \frac{\pi}{4} \cdot \frac{\rho_{gas} \cdot (V_{exit} \cdot D_{exit} \cdot \cos \theta)^2 \cdot n}{\rho_{mix} \cdot g \cdot (DBL + P)^3} \quad (\text{Equação 4.1})$$

Após algumas manipulações algébricas simples, a equação (4.1) pode ser reescrita como:

$$\frac{\pi}{2 \cdot K^2} \cdot P^* \cdot (1 + P^*)^2 \cdot \left[1 + (P^*)^{-2} \cdot \frac{1}{Eo^*} \right] = Fr^* \quad (\text{Equação 4.2})$$

Onde P^* é a penetração adimensional do jato, Eo^* é o número de Eötvös modificado e Fr^* é o número de Froude modificado. Esses números adimensionais são dados por:

$$P^* = \frac{P}{DBL} \quad (\text{Equação 4.3})$$

$$Eo^* = \frac{\text{Força Gravitacional}}{\text{Força de tensão superficial}} = \frac{\rho_{mix} \cdot g \cdot DBL^2}{2 \cdot \cos \theta \cdot \sigma_{ave}} \quad (\text{Equação 4.4})$$

$$Fr^* = \frac{\text{Força de inércia}}{\text{Força Gravitacional}} = \frac{\pi}{4} \cdot \frac{\rho_{gas} \cdot (V_{exit} \cdot D_{exit} \cdot \cos \theta)^2 \cdot n}{\rho_{mix} \cdot g \cdot BLD^3} \quad (\text{Equação 4.5})$$

Portanto, o modelo físico terá o mesmo P^* que o convertedor industrial se Eo^* e Fr^* do modelo físico forem iguais ou próximos a esses valores no equipamento em escala industrial.

Carvalho et al. (2021) observam que o critério de igualdade do número de Eötvös modificado (Eo^*) limita excessivamente os fluidos de trabalho que poderiam ser empregados no modelo físico. Por outro lado, o critério de igualdade dos números de Froude modificado (Fr^*) especifica a taxa de entrada de quantidade de movimento no modelo físico. Em geral, este critério deve ser satisfeito. A tabela IV.2 apresenta os valores dos números adimensionais obtidos.

TABELA IV.2: Comparação dos números adimensionais de Fr^* e Eo^*

Abreviações	Unidade de medida	Entrada de dados	Protótipo Industrial	Modelo a frio
Fr^* bifásico	#	-	0,129	0,129
Fr^* trifásico	#	-	0,097	0,069
Eo^*	#	-	1,58E+05	1,58E+04

É notado na tabela IV.2 uma diferença entre o número adimensional de Fr^* bifásico e Fr^* trifásico. Isto ocorreu devido a inserção da camada de escória no modelamento trifásico, que atuou com uma resistência ao jato, reduzindo o valor de Fr^* . O número de Eo^* apresentou uma diferença entre o protótipo industrial e modelo a frio. Neste caso, o fator impactante foi a distância banho lança (DBL), que seu valor saiu da casa do inteiro, no protótipo industrial, e foi para casa dos números decimais, no modelo a frio.

4.2.1 Agitação pela soleira

No processo em convertedores LD, a agitação pelo fundo pode ser realizada por múltiplas ventaneiras com variadas vazões. Nesse caso, a taxa de entrada de quantidade de movimento do gás não contribui significativamente para a mistura do banho. Em vez disso, a força de empuxo devido à diferença de densidades entre o banho e o gás injetado é responsável pela agitação. Neste contexto, a seguinte proporção controla o sistema:

$$\frac{\text{Força de inércia no banho}}{\text{Força de empuxo}} \propto \frac{\rho_{bath} \cdot (V_{bath} \cdot H_{bath})^2}{(\rho_{bath} - \rho_{gas}) \cdot g \cdot (H_{bath})^3} \quad (\text{Equação 4.6})$$

Onde ρ_{bath} é a densidade do banho (kg/m^3), V_{bath} é uma velocidade característica do banho (m/s), H_{bath} é a altura do banho (m), ρ_{gas} é a densidade do gás (kg / m^3), e g é a aceleração devida à gravidade (m/s^2).

Como $\rho_{bath} \gg \rho_{gas}$, a equação acima é simplificada para:

$$\frac{\text{Força de inércia no banho}}{\text{Força de empuxo}} \propto \frac{(V_{bath})^2}{g \cdot H_{bat}} \quad (\text{Equação 4.7})$$

Asai et al. (1983) apresentam que para fluxos de convecção dominantes, V_{bath} está

relacionado à densidade de potência de mistura do sistema, $\dot{\varepsilon}$ (W/m³), por:

$$V_{bat} \propto \left(\frac{\dot{\varepsilon} \cdot H_{bath}}{\rho_{bath}} \right)^{1/3} \quad (\text{Equação 4.8})$$

De acordo com a análise de Mazumdar e Evans (2010):

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\text{Taxa de entrada de energia}}{\text{Volume do banho}} \propto \frac{(\rho_{bath} - \rho_{gas}) \cdot g \cdot Q_{total} \cdot H_{bath}}{(H_{bath})^3} \quad (\text{Equação 4.9})$$

Onde Q_{total} é a vazão total de gás (m³/s) injetado pelas ventaneiras.

Substituindo a equação (4.9) na equação (4.8) e simplificando o resultado ($\rho_{bath} \gg \rho_{gas}$), obtém-se:

$$V_{bath} \propto \left(\frac{g \cdot Q_{total}}{H_{bath}} \right)^{1/3} \quad (\text{Equação 4.10})$$

Substituindo a equação (4.10) na equação (4.7) e manipulando as potências, obtém-se o resultado final:

$$\frac{\text{Força de inércia no banho}}{\text{Força de empuxo}} \propto \left[\frac{Q_{total}}{g^{1/2} \cdot (H_{bath})^{5/2}} \right]^{2/3} \quad (\text{Equação 4.11})$$

A equação (4.11) sugere o uso da vazão adimensional de gás (Krishnapisharody e Irons, 2010), Q^* , durante o projeto de modelos físicos do BOF:

$$Q^* = \frac{Q_{total}}{g^{1/2} \cdot (H_{bath})^{5/2}} \quad (\text{Equação 4.12})$$

Especificamente, a vazão total de gás das ventaneiras do modelo físico deve ser definida impondo a igualdade de Q^* entre o modelo físico e o convertedor industrial. Além disso, as frações da vazão total do gás injetado em cada ventaneira devem ser iguais nos dois casos para fornecer a mesma distribuição espacial da potência de mistura no modelo físico

e no conversor industrial. Quando a vazão de gás de uma ventaneira é muito alta, o gás injetado forma um jato sobre a ventaneira que transfere uma quantidade significativa de quantidade de movimento (e energia cinética) para o banho que ele agita. A razão entre a taxa de entrada de energia cinética do gás injetado através de uma ventaneira e a taxa de trabalho de flutuação feito pelo gás da ventaneira é (Mazumdar e Evans, 2010):

$$E^* = \frac{\rho_{gas} \cdot Q_{tuyere} \cdot \frac{1}{2} \cdot (V_{tuyere})^2}{(\rho_{bath} - \rho_{gas}) \cdot g \cdot Q_{tuyere} \cdot H_{ba}} \approx \frac{\rho_{gas}}{\rho_{ba}} \cdot \frac{(V_{tuyere})^2}{2 \cdot g \cdot H_{bath}} \quad (\text{Equação 4.13})$$

$$E^* = \left(\frac{8}{\pi^2}\right) \cdot \frac{\rho_{gas}}{\rho_{bath}} \cdot \frac{(Q_{tuyere})^2}{(D_{tuyere})^4 \cdot g \cdot H_{bath}} \quad (\text{Equação 4.14})$$

Onde E^* razão de energias, V_{tuyere} é a velocidade do gás (m/s) na saída da ventaneira, Q_{tuyere} é a taxa de fluxo de gás da ventaneira e D_{tuyere} é o diâmetro de saída da ventaneira (m).

Quando $E^* \ll 1$ para o BOF industrial, é necessário garantir que $E^* \ll 1$ para o modelo físico, mas diferentes diâmetros de saída da ventaneira podem ser usados (por exemplo, um diâmetro de saída geometricamente semelhante). Nesse caso, a vazão de gás pode ser considerada relativamente baixa e o diâmetro de saída da ventaneira não afeta significativamente o fluxo de fluido no BOF como também ocorre na metalurgia da panela (Krishnapisharody e Irons, 2013).

Caso contrário, por exemplo se $E^* > 0.1$, o diâmetro de saída da ventaneira do modelo físico deve ser escolhido de forma que o número adimensional E^* seja igual no modelo físico e industrial BOF. O uso de um diâmetro de saída da ventaneira geometricamente semelhante no modelo físico só satisfaz os dois critérios de similaridade para agitação de fundo se a razão de densidade ρ_{gas}/ρ_{bath} for igual no modelo físico e no BOF industrial. A tabela IV.3 apresenta os cálculos de E^* realizados.

TABELA IV.3: Comparação da razão de energias.

Abreviações	Protótipo Industrial	Modelo a frio
E^*	0,00013	0,00013

4.3 Similaridade geométrica do bico

Seguindo a premissa de garantir que a taxa de entrada de quantidade de movimento desejada fosse obtida e assumindo que o fluido é um gás ideal e que o fluxo no bico é adiabático e sem perdas viscosas, de modo que a mudança do estado do fluido é isentrópica, analisou-se à similaridade do bico a partir das equações (4.15) e (4.16).

$$\frac{T_2}{T_1} = \left(\frac{p_2}{p_1}\right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}} \quad (\text{Equação 4.15})$$

$$\rho_{gas} = \left(\frac{M}{1000}\right) \cdot \frac{p}{RT} \quad (\text{Equação 4.16})$$

Onde T é a temperatura absoluta (K), p é a pressão (Pa), γ é a relação dos calores específicos do gás, que é assumida constante, $\gamma = C_p/C_v$, C_p é o calor específico a constante pressão (J/kg K), C_v é o calor específico em volume constante (J/kg K), M é a massa molar do gás (g/mol), e R é a constante universal dos gases $R=8,314$ (J/mol K). Além disso, um equilíbrio de energia em estado estacionário no bico leva à equação (4.17).

$$T_2 \left[1 + \left(\frac{\gamma-1}{2}\right) \cdot (Ma_2)^2\right] = T_1 \left[1 + \left(\frac{\gamma-1}{2}\right) \cdot (Ma_1)^2\right] \quad (\text{Equação 4.17})$$

Onde Ma é o número de Mach:

$$Ma = \frac{V_{gas}}{c_{gas}} \quad (\text{Equação 4.18})$$

$$c_{gas} = \sqrt{\gamma \frac{p}{\rho_{gas}}} = \sqrt{\gamma \frac{RT}{(M/1000)}} \quad (\text{Equação 4.19})$$

Onde V_{gas} é a velocidade local do gás (m/s) e c_{gas} é a velocidade de som no gás (m/s).

Existem pelo menos três estratégias para o projeto do bico. O primeiro considera um diâmetro de saída geometricamente semelhante, o segundo assume a igualdade do número

de Mach entre o modelo físico e o convertedor industrial e o terceiro especificam a pressão estagnada. A última estratégia é interessante uma vez que a pressão de estagnação é determinada pelo compressor usado nos experimentos. Aqui, os cálculos serão apresentados para a terceira estratégia. No entanto, as mesmas equações também se aplicam a outras estratégias.

Em um reservatório de gás hipotético que alimenta o bico, o fluido está virtualmente em repouso, $Ma_0 = 0$. Nesse local, a temperatura é igual à temperatura ambiente e a pressão é definida pelo compressor do sistema para que Ma_0 , T_0 e p_0 sejam conhecidos. Na saída do bico, a pressão p_e é conhecida e igual à pressão ambiente. Além disso, na garganta do bico convergente-divergente, $Ma_t = 1$.

Primeiro, a temperatura na saída do bocal T_e é calculada de p_e , T_0 e p_0 usando a equação (4.15). Então, o número Mach na saída do bocal Ma_e é calculado a partir de T_e , Ma_0 e T_0 usando equação (4.17). Posteriormente, a densidade do gás, a velocidade de som, e a velocidade do gás na saída do bocal são sucessivamente calculados usando a equação (4.16), equação (4.19) e equação (4.18). Finalmente, o diâmetro de saída do bico é calculado a partir do critério de igualdade do número de Froude modificado, equação (4.5). Em relação à garganta do bico, a temperatura do gás T_t é calculado primeiro a partir de Ma_t , T_0 e Ma_0 usando a Equação (4.17). Então, a densidade do gás, a velocidade do som e a velocidade do gás na garganta do bico foram calculados sucessivamente usando a equação (4.16), equação (4.19) e equação (4.18). Finalmente, o diâmetro da garganta foi calculado a partir de um balanço de massa entre a garganta e a saída.

$$D_t = \sqrt{\frac{(\rho_{gas}V_{gas})_e}{(\rho_{gas}V_{gas})_t}} D_e \quad (\text{Equação 4.20})$$

Onde D_t é o diâmetro (m) da seção transversal interna do bico.

As tabelas IV.4, IV.5 e IV.6 apresentam os resultados dos cálculos realizados e os parâmetros considerados.

TABELA IV.4: Similaridade do bico da lança

Abreviações	Unidade de medida	Entrada de dados	Protótipo Industrial				Modelo a frio			
			3	4	5	6	3	4	5	6
N_{bocais}	#	Tipos de bico	3	4	5	6	3	4	5	6
$D_{\text{Saída}}$	m	Diâmetro saída	0,034	0,016	0,05	0,052	0,0049	0,0042	0,0038	0,0035
D_t	m	Diâmetro garganta	0,039	0,02	0,042	0,042	0,0037	0,0032	0,0029	0,0026
°	#	Ângulo	8°	10°	14°	17,5°	8°	10°	14°	17,5°
H_{Furo}	m	Altura do Furo a Saída	0,062	0,035	0,096	0,096	0,0070	0,0070	0,0070	0,0070

TABELA IV.5: Propriedades do jato

Abreviações	Unidade de medida	Entrada de dados	Protótipo Industrial				Modelo a frio			
			3	4	5	6	3	4	5	6
N_{bocais}	#	Tipos de bico	3	4	5	6	3	4	5	6
Q	Nm^3/h	Vazão Normalizada	28316	14000	54700	65700	9600			
P_o	kgf/cm^2	Pressão	12				9,7			
$P_{\text{Saída}}/P_o$	#	Pressão adimensional	0,08				0,09			
$T_{\text{Saída}}/T_o$	#	Temperatura adimensional	0,49				0,52			
ρ^*	kg/m^3	Densidade na seção crítica	15				14			
T^*	K	Temperatura na seção crítica	146				146			
Ma	#	Número de Mach	2,4				2,2			
A/A*	#	Área adimensional	2,2				2,2			
$\rho_{\text{Saída}}$	kg/m^3	Densidade na saída do bocal	2,4				2,2			
$T_{\text{Saída}}$	K	Temperatura na saída do bocal	147				147			
C_{gas}	m/s	Velocidade do som no meio	230				242			
$V_{\text{Saída}}$	m/s	Velocidade na saída do bocal	531				542			

TABELA IV.6: Parâmetros de sopro pelo topo

Abreviações	Unidade de medida	Entrada de dados	Protótipo Industrial	Modelo a frio
#	#	Banho líquido	Aço	Água
DBL	m	Distância banho lança	2,20	0,451
ρ	kg/m^3	Densidade	6930	1000
ν	$\text{kg}/\text{m}\cdot\text{s} = \text{Pa}\cdot\text{s}$	Viscosidade Dinâmica	0,0055	0,001

4.4 Análise estatística para obtenção da matriz de experimentos

A matriz de experimentos foi definida através do método estatístico conhecido como método fatorial completo. Após a seleção das variáveis de maior influência durante o sopro, foi empregado o método Fatorial Completo e replica das variáveis selecionadas com seus respectivos níveis inferiores e superiores. Este método objetivou avaliar a

influência individualizada das variáveis na resposta experimental, bem como, a influência das suas interações durante sopro. A tabela IV.7 apresenta as variáveis e seus respectivos níveis experimentais superiores e inferiores adotados.

TABELA IV.7: Variáveis utilizadas no Método Fatorial Completo e Replicado para quatro variáveis e seus níveis superiores (+) e inferiores (-)

Variáveis declaradas		Níveis		Variáveis declaradas		Níveis	
		-	+			-	+
NÚMERO DE BOCAIS	A	3	6	NÚMERO DE BOCAIS	A	4	5
DBL (mm)	B	380	450	DBL (mm)	B	380	450
VAZÃO Ar (Nm ³ /min)	C	130	160	VAZÃO Ar (Nm ³ /min)	C	130	160
VAZÃO VENTANEIRA (NI/min)	D	0	32	VAZÃO VENTANEIRA (NI/min)	D	0	32

O número total de experimentos no Método Fatorial Completo, é dado por 2^n . Para o presente estudo, foi considerado o número de variáveis 2^4 . Foi realizada 1 (uma) duplicata, objetivando observar a coerência dos resultados aferidos após os experimentos.

A tabela IV.8 apresenta a matriz de blocos com a inserção das variáveis selecionadas, em seus níveis superiores e inferiores conjuntamente com seus valores, para os bicos de 3 e 6 bocais, enquanto a tabela IV.9 apresenta a matriz para os bicos de 4 e 5 bocais.

TABELA IV.8: Matriz de blocos para bico de 3 e 6 bocais

Teste	Configurações para testes em laboratório			
	NÚMERO DE BOCAIS	DBL	VAZÃO AR	VAZÃO VENTANEIRA
1	3	380	130	0
2	6	380	130	0
3	3	450	130	0
4	3	380	160	0
5	3	380	130	32
6	6	450	130	0
7	6	380	160	0
8	6	380	130	32
9	3	450	160	0
10	3	450	130	32
11	3	380	160	32
12	6	450	160	0
13	6	450	130	32
14	6	380	160	32
15	3	450	160	32
16	6	450	160	32

TABELA IV.9: Matriz de blocos para bico de 4 e 5 bocais

Teste	Configurações para testes em laboratório			
1	NÚMERO DE BOCAIS = 4	DBL= 380	VAZÃO AR=130	VAZÃO VENTANEIRA=0
2	NÚMERO DE BOCAIS = 5	DBL= 380	VAZÃO AR =130	VAZÃO VENTANEIRA=0
3	NÚMERO DE BOCAIS = 4	DBL= 450	VAZÃO AR =130	VAZÃO VENTANEIRA=0
4	NÚMERO DE BOCAIS = 5	DBL= 380	VAZÃO AR =160	VAZÃO VENTANEIRA=0
5	NÚMERO DE BOCAIS = 4	DBL= 380	VAZÃO AR =130	VAZÃO VENTANEIRA=32
6	NÚMERO DE BOCAIS = 5	DBL= 450	VAZÃO AR =130	VAZÃO VENTANEIRA=0
7	NÚMERO DE BOCAIS = 4	DBL= 380	VAZÃO AR =160	VAZÃO VENTANEIRA=0
8	NÚMERO DE BOCAIS = 5	DBL= 380	VAZÃO AR =130	VAZÃO VENTANEIRA=32
9	NÚMERO DE BOCAIS = 4	DBL= 450	VAZÃO AR =160	VAZÃO VENTANEIRA=0
10	NÚMERO DE BOCAIS = 5	DBL= 450	VAZÃO AR =130	VAZÃO VENTANEIRA=32
11	NÚMERO DE BOCAIS = 4	DBL= 380	VAZÃO AR =160	VAZÃO VENTANEIRA=32
12	NÚMERO DE BOCAIS = 5	DBL= 450	VAZÃO AR =160	VAZÃO VENTANEIRA=0
13	NÚMERO DE BOCAIS = 4	DBL= 450	VAZÃO AR =130	VAZÃO VENTANEIRA=32
14	NÚMERO DE BOCAIS = 5	DBL= 380	VAZÃO AR =160	VAZÃO VENTANEIRA=32
15	NÚMERO DE BOCAIS = 4	DBL= 450	VAZÃO AR =160	VAZÃO VENTANEIRA=32
16	NÚMERO DE BOCAIS = 5	DBL= 450	VAZÃO AR =160	VAZÃO VENTANEIRA=32

A matriz de blocos com a inserção das variáveis foi definida e aplicada em duas etapas de experimentos: bifásicos e trifásicos com duplicata. Esta condição acarretou em uma necessidade de se realizar 64 experimentos bifásicos e 64 trifásicos, totalizando 128 ensaios considerando suas duplicatas.

Nos experimentos bifásicos são consideradas 2 fases, o banho representado pela adição de água e o sopro de oxigênio representado pela injeção de ar comprimido. Enquanto os experimentos trifásicos são consideradas 3 fases, o banho, o sopro de oxigênio e a adição da camada de escória representada pela adição de óleo de soja. A figura 4.3 representa estes experimentos.

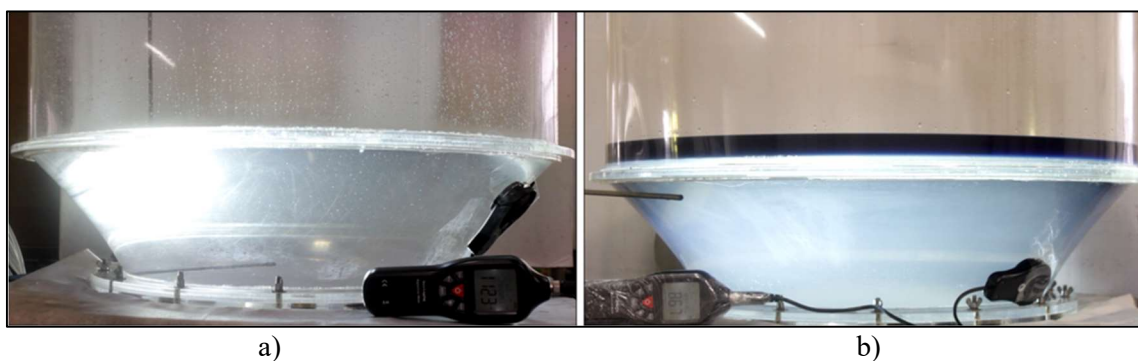


FIGURA 4.3: Configurações dos experimentos: a) 2 fases - bifásicos e b) 3 fases - trifásicos

4.5 Procedimentos para a execução dos experimentos

Com finalidade de realizar os experimentos a partir dos critérios de similaridade já apresentados, foram utilizados os seguintes materiais:

- Água, em substituição do aço líquido;
- Óleo de soja, em substituição da escória;
- Ar comprimido, em substituição do oxigênio do sopro;
- Anilina azul a base de óleo, para dar o contraste no banho.

Para a realização dos experimentos bifásicos e trifásicos foram utilizados os seguintes procedimentos:

- (1) Ajuste do DBL (distância banho lança), onde a lança foi posicionada a uma distância pré-estabelecida;
- (2) Carregamento do convertedor com 47 litros de água cristalina;
- (3) Para o experimento no modelo trifásico, foi carregado o óleo de soja após o carregamento da água no convertedor de acrílico. Nesta etapa foram carregados 3 litros de óleo de soja;
- (4) Acionamento do compressor e na sequência foi iniciada a filmagem do experimento. Posteriormente as válvulas controladoras de vazão foram abertas;
- (5) Após passado o tempo pré-estabelecido (aproximadamente 1 minuto), o compressor é desligado e o experimento finalizado.

4.6 Determinação da penetração de jato a partir dos experimentos

Posteriormente à execução dos experimentos, os dados coletados foram analisados e foi estimada a penetração de jato. Para isso, foi utilizado o software *ImageJ* que possibilita a exibição, edição, análise e processamento de imagens, além de permitir mensurar com relativa exatidão o dimensionamento de objetos presentes em determinada imagem partindo da existência de uma escala conhecida, de forma a possibilitar a conversão de um comprimento em pixels para metros ou em outra unidade de medida. A figura 4.4 exemplifica a medição realizada e o resultado da penetração de jato de um experimento.

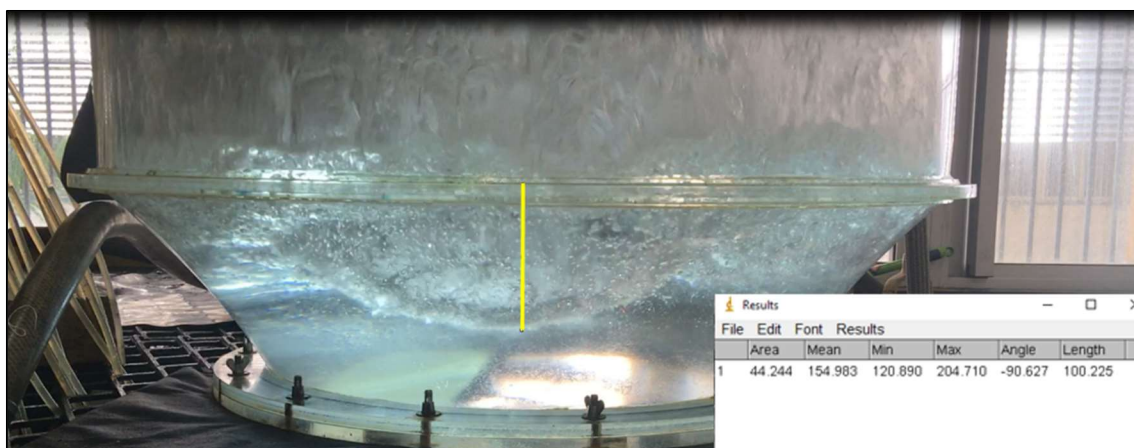


FIGURA 4.4: Extração da penetração de jato pelo *ImageJ*.

4.6.1 Aplicação dos dados extraídos na equação de penetração de jato

Para a obtenção do fator de compensação “K” é necessário aplicar os dados de penetração de jato obtidos em laboratório na equação 4.21 desenvolvida por Maia (2016). Nessa equação, uma evolução em relação a outros estudos, leva-se em conta a tensão superficial da camada de escória assim como a do aço, pois tais valores influenciam diretamente na penetração do jato no banho.

$$\frac{\pi}{2K^2} \frac{P}{(DBL + P)} \left(1 + \frac{1}{P^2} \frac{\cos\theta(\sigma_{steel} + \sigma_{slag})}{\rho_{mix} g} \right) = \left(\frac{\pi}{4} \frac{(\rho_{gas} V_{exit}^2 D_{exit}^2 \cos^2\theta n)}{\rho_{mix} g (DBL + P)^3} \right) \quad (\text{Equação 4.21})$$

Onde, K é uma constante empírica, P é a penetração do jato (m), DBL é a distância banho lança (m), θ é o ângulo entre a saída normal do bico e o eixo da lança (rad), ρ_{mix} é a densidade (kg/m^3) da emulsão composta de aço, escória e gás arrastado, g é a aceleração da gravidade (m/s^2), ρ_{gas} é a densidade do gás (kg/m^3) medido nas condições de saída do bico, V_{exit} é a velocidade do jato (m/s) na saída do bico, D_{exit} é o diâmetro de saída do bico (m) e “n” é o número de bocais do bico, σ_{steel} é a tensão superficial do aço (N/m) e σ_{slag} é a tensão superficial da escória (N/m).

4.7 Desenvolvimento da equação de penetração de jato e fator de compensação K

Nesse tópico, foram realizados ajustes em equações já desenvolvidas por outros autores com o objetivo principal de desenvolver resoluções numéricas diretas que forneçam resultados pertinentes às práticas do refino do aço em LD e possuam fácil implementação

industrial. Como ponto de partida, utilizou-se a equação de balanço de quantidade de movimento proposta por Maia et al, (2016).

$$\frac{\pi}{2 \cdot K^2} \cdot \frac{P}{(DBL + P)} \cdot \left[1 + \frac{1}{P^2} \cdot \frac{\cos \theta \cdot (\sigma_{ave})}{\rho_{mix} \cdot g} \right] = \frac{\pi}{4} \cdot \frac{\rho_{GAS} \cdot (V_{EXIT} \cdot D_{EXIT} \cdot \cos \theta)^2 \cdot n}{\rho_{mix} \cdot g \cdot (DBL + P)^3} \quad (\text{Equação 4.22})$$

Onde K é uma constante empírica, P é a penetração de jato (m), DBL é a distância banho lança (m), θ é o angulo com a vertical (rad), σ_{ave} é a media da tensão superficial (N/m) entre aço e escória, ρ_{mix} é a densidade (kg/m³) da emulsão composta por aço, escória e gás, g é a aceleração da gravidade (m/s²), ρ_{gas} é a densidade do gás (kg/m³) medido na saída, V_{exit} é a velocidade do jato (m/s) na saída do bocal, D_{exit} é o diâmetro da garganta (m), e "n" é a quantidade de bocais. Como uma primeira aproximação, $\sigma_{ave} \approx (\sigma_{steel} + \sigma_{slag})/2$, onde σ_{steel} é a tensão superficial do aço (N/m) e σ_{slag} é a tensão superficial da escória (N/m). Realizando as transformações de termos na equação anterior, tem-se:

$$\frac{\pi}{2 \cdot K^2} \cdot \frac{P}{DBL} \cdot \left(1 + \frac{P}{DBL} \right)^2 \cdot \left[1 + \left(\frac{P}{DBL} \right)^{-2} \cdot \frac{\cos \theta \cdot (\sigma_{STEEL} + \sigma_{SLAG})}{(\rho_{STEEL} + \rho_{SLAG}) \cdot g \cdot DBL^2} \right] = \frac{\pi}{4} \cdot \frac{\rho_{GAS} \cdot (V_{EXIT} \cdot D_{EXIT} \cdot \cos \theta)^2 \cdot n}{(\rho_{STEEL} + \rho_{SLAG}) \cdot g \cdot DBL^3} \quad (\text{Equação 4.23})$$

Definindo a penetração adimensional (P^*), o número de Eötvos modificado (Eo^*) e o número de Froude modificado (Fr^*) por:

$$P^* = \frac{P}{DBL} \quad (\text{Equação 4.24})$$

$$Eo^* = \frac{\text{Força gravitacional}}{\text{Força de tensão superficial}} = \frac{(\rho_{STEEL} + \rho_{SLAG}) \cdot g \cdot DBL^2}{\cos \theta \cdot (\sigma_{STEEL} + \sigma_{SLAG})} \quad (\text{Equação 4.25})$$

$$Fr^* = \frac{\text{Força de inércia}}{\text{Força gravitacional}} = \frac{\pi}{4} \cdot \frac{\rho_{GAS} \cdot (V_{EXIT} \cdot D_{EXIT} \cdot \cos \theta)^2 \cdot n}{(\rho_{STEEL} + \rho_{SLAG}) \cdot g \cdot DBL^3} \quad (\text{Equação 4.26})$$

Tem se:

$$\frac{\pi}{2 \cdot K^2} \cdot P^* \cdot (1 + P^*)^2 \cdot \left[1 + (P^*)^{-2} \cdot \frac{1}{Eo^*} \right] = Fr^* \quad (\text{Equação 4.27})$$

Pode-se também definir o número de Weber modificado (We^*) por:

$$We^* = \frac{\text{Força de inércia}}{\text{Força de tensão superficial}} = \frac{\text{Força de inércia}}{\text{Força gravitacional}} \cdot \frac{\text{Força gravitacional}}{\text{Força de tensão superficial}} \quad (\text{Equação 4.28})$$

Então pode ser dito:

$$We^* = Fr^* \cdot Eo^* \quad (\text{Equação 4.29})$$

Logo:

$$We^* = \frac{\pi}{4} \cdot \frac{\rho_{GAS} \cdot (V_{EXIT} \cdot D_{EXIT} \cdot \cos \theta)^2 \cdot n}{(\rho_{STEEL} + \rho_{SLAG}) \cdot g \cdot DBL^3} \cdot \frac{(\rho_{STEEL} + \rho_{SLAG}) \cdot g \cdot DBL^2}{\cos \theta \cdot (\sigma_{STEEL} + \sigma_{SLAG})} \quad (\text{Equação 4.30})$$

Simplificando a equação, tem se:

$$We^* = \frac{\pi}{4} \cdot \frac{\rho_{GAS} \cdot (V_{EXIT} \cdot D_{EXIT})^2 \cdot \cos \theta \cdot n}{DBL \cdot (\sigma_{STEEL} + \sigma_{SLAG})} \quad (\text{Equação 4.31})$$

Substituindo:

$$\frac{\pi}{2 \cdot K^2} \cdot P^* \cdot (1 + P^*)^2 \cdot \left[1 + (P^*)^{-2} \cdot \frac{Fr^*}{We^*} \right] = Fr^* \quad (\text{Equação 4.32})$$

Assim, P^* pode ser escrito como uma função de Fr^* e Eo^* ou como uma função de Fr^* e We^* . É possível notar que da forma que foram definidos, Fr^* , Eo^* e We^* são independentes de P^* , isto é, Fr^* , Eo^* e We^* podem ser calculados sem um conhecimento do valor de P^* . Por outro lado, a definição de dois dos valores desses números adimensionais (Fr^* , Eo^* e We^*) determina univocamente o valor de P^* com base na equação de penetração de jato de Maia et al. (2016). Desprezando-se os efeitos de tensão superficial, $Eo^* \rightarrow \infty$, chega-se a equação 4.33.

$$\frac{\pi}{2 \cdot K^2} \cdot P^* \cdot (1 + P^*)^2 = Fr^* \quad (\text{Equação 4.33})$$

Em seguida através da equação 4.34, define-se a variável auxiliar X :

$$X = 1 + P^* \quad (\text{Equação 4.34})$$

Com isso, a equação de balanço pode ser reescrita como:

$$\frac{\pi}{2 \cdot K^2} \cdot (X - 1) \cdot X^2 = Fr^* \quad (\text{Equação 4.35})$$

Rearranjando a equação 4.35, tem-se:

$$(X - 1) \cdot X^2 = \left[\frac{2 \cdot K^2}{\pi} \cdot Fr^* \right] \quad (\text{Equação 4.36})$$

A equação 4.36 pode ser reescrita na forma cúbica tradicional:

$$X^3 - X^2 - \left[\frac{2 \cdot K^2}{\pi} \cdot Fr^* \right] = 0 \quad (\text{Equação 4.37})$$

Realizando a mudança de variável:

$$X = 1 + P^* = Y + \frac{1}{3} \quad (\text{Equação 4.38})$$

Tem-se:

$$\left(Y + \frac{1}{3} \right)^3 - \left(Y + \frac{1}{3} \right)^2 - \left[\frac{2 \cdot K^2}{\pi} \cdot Fr^* \right] = 0 \quad (\text{Equação 4.39})$$

Desenvolvendo e simplificando, tem-se:

$$Y^3 - \frac{1}{3}Y - \left[\frac{2}{27} + \frac{2 \cdot K^2}{\pi} \cdot Fr^* \right] = 0 \quad (\text{Equação 4.40})$$

A equação acima possui a forma de *depressed cubic*, que possui solução analítica conhecida. Seu discriminante, Δ , é:

$$\Delta = - \left\{ 4 \cdot \left(-\frac{1}{3} \right)^3 + 27 \cdot \left[\frac{2}{27} + \frac{2 \cdot K^2}{\pi} \cdot Fr^* \right]^2 \right\} \quad (\text{Equação 4.41})$$

Note que desenvolvendo, tem-se:

$$\Delta = - \left[\frac{8 \cdot K^2}{\pi} \cdot Fr^* + 27 \cdot \left(\frac{2 \cdot K^2}{\pi} \cdot Fr^* \right)^2 \right] \quad (\text{Equação 4.42})$$

Portanto, tem-se sempre que $\Delta < 0$, pois todos os parâmetros da expressão acima são positivos. Em consequência, a equação da *depressed cubic* possui apenas uma raiz real. Essa propriedade torna o método de solução proposto robusto, isto é, não há o risco de se calcular uma solução sem sentido físico, o que poderia ocorrer se a equação tivesse múltiplas raízes reais. A solução para este problema pode ser escrita convenientemente em termos de funções hiperbólicas:

$$Y = 2 \cdot \sqrt{-\frac{1}{3} \cdot \left(-\frac{1}{3}\right)} \cdot \cosh \left\{ \frac{1}{3} \cdot \operatorname{acosh} \left[-\frac{3}{2 \cdot (-1/3)} \cdot \left| \frac{2}{27} + \frac{2 \cdot K^2}{\pi} \cdot \operatorname{Fr}^* \right| \cdot \sqrt{\frac{-3}{(-1/3)}} \right] \right\} \quad (\text{Equação 4.43})$$

Simplificando:

$$Y = \frac{2}{3} \cdot \cosh \left\{ \frac{1}{3} \cdot \operatorname{acosh} \left[\frac{9}{2} \cdot \left| \frac{2}{27} + \frac{2 \cdot K^2}{\pi} \cdot \operatorname{Fr}^* \right| \cdot \sqrt{9} \right] \right\} \quad (\text{Equação 4.44})$$

Com mais algumas manipulações, chega-se a forma final:

$$Y = \frac{2}{3} \cdot \cosh \left\{ \frac{1}{3} \cdot \operatorname{acosh} \left[1 + 27 \cdot \frac{K^2}{\pi} \cdot \operatorname{Fr}^* \right] \right\} \quad (\text{Equação 4.45})$$

$$P^* = Y - \frac{2}{3} \quad (\text{Equação 4.46})$$

$$P^* = \frac{2}{3} \cdot \cosh \left\{ \frac{1}{3} \cdot \operatorname{acosh} \left[1 + 27 \cdot \frac{K^2}{\pi} \cdot \operatorname{Fr}^* \right] \right\} - \frac{2}{3} \quad (\text{Equação 4.47})$$

Para o caso em que os efeitos da tensão superficial sejam considerados, deve se aplicar um método iterativo construído a partir de uma modificação do resultado anterior. Para o caso mais geral considerado, tem-se:

$$P^* = Y - \frac{2}{3} \quad (\text{Equação 4.48})$$

$$Y = \frac{2}{3} \cdot \cosh \left\{ \frac{1}{3} \cdot \operatorname{acosh} \left[1 + 27 \cdot \frac{K^2}{\pi} \cdot \frac{\operatorname{Fr}^*}{Z} \right] \right\} \quad (\text{Equação 4.49})$$

Em que a variável adimensional Z incorpora os efeitos de tensão superficial:

$$Z = 1 + (P^*)^{-2} \cdot \frac{1}{Eo^*} \quad (\text{Equação 4.50})$$

Note que Z também pode ser reescrito em termos de X ou Y :

$$Z = 1 + (X - 1)^{-2} \cdot \frac{1}{Eo^*} \quad (\text{Equação 4.51})$$

$$Z = 1 + \left(Y - \frac{2}{3}\right)^{-2} \cdot \frac{1}{Eo^*} \quad (\text{Equação 4.52})$$

Na prática, pode-se usar as seguintes fórmulas para iteração:

$$Y^{[i+1]} = \frac{2}{3} \cdot \cosh \left\{ \frac{1}{3} \cdot \operatorname{acosh} \left[1 + 27 \cdot \frac{K^2}{\pi} \cdot \frac{Fr^*}{Z^{[i]}} \right] \right\} \quad (\text{Equação 4.53})$$

$$Z^{[i]} = 1 + \left(Y^{[i]} - \frac{2}{3}\right)^{-2} \cdot \frac{1}{Eo^*} \quad (\text{Equação 4.54})$$

Em que o sobrescrito $[i]$ denota a iteração i . Sugere-se partir o método iterativo a partir da solução obtida quando os efeitos de tensão superficial são desprezíveis, isto é: $Z^{[0]} = 1$.

5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Nesta seção serão apresentados e discutidos os resultados obtidos através de três tópicos principais, são eles:

- (1) Análise das penetrações de jato obtidas em laboratório;
- (2) Aplicação do equacionamento considerando nova equação de balanço de quantidade de movimento para extração do fator de compensação K;
- (3) Comparação da equação desenvolvida com equações disponíveis na literatura.

5.1 Análise das penetrações de jato obtidas em laboratório

Na tabela V.1, são apresentados os resultados das penetrações de jato obtidas por meio de experimentos realizados através da modelagem bifásica, enquanto a tabela V.2 mostra os resultados para a modelagem trifásica. As penetrações de jato obtidas foram empregadas na equação 4.49 para extração do fator de compensação K. A notação P_{medio} é referente à média dos resultados obtidos a partir dos ensaios com duplicatas realizados.

TABELA V.1: Resultados obtidos para bicos de 3 a 6 bocais - modelo bifásico.

Teste	Variáveis				Respostas	Teste	Variáveis				Respostas
	Número bocais	DBL	Vazão ar	Vazão Ventaneira	P_{medio}		Número bocais	DBL	Vazão ar	Vazão Ventaneira	P_{medio}
1	3	380	130	0	0,1258	17	3	380	130	32	0,1322
2	3	450	130	0	0,1151	18	3	450	130	32	0,1352
3	3	380	160	0	0,1425	19	3	380	160	32	0,1438
4	3	450	160	0	0,1290	20	3	450	160	32	0,1314
5	4	380	130	0	0,1149	21	4	380	130	32	0,1307
6	4	450	130	0	0,1139	22	4	450	130	32	0,1263
7	4	380	160	0	0,1228	23	4	380	160	32	0,1259
8	4	450	160	0	0,1200	24	4	450	160	32	0,1238
9	5	380	130	0	0,1099	25	5	380	130	32	0,1259
10	5	450	130	0	0,1211	26	5	450	130	32	0,1232
11	5	380	160	0	0,1119	27	5	380	160	32	0,1199
12	5	450	160	0	0,1107	28	5	450	160	32	0,1169
13	6	380	130	0	0,1099	29	6	380	130	32	0,1259
14	6	450	130	0	0,1211	30	6	450	130	32	0,1232
15	6	380	160	0	0,1119	31	6	380	160	32	0,1199
16	6	450	160	0	0,1107	32	6	450	160	32	0,1169

TABELA V.2: Resultados obtidos para bicos de 3 a 6 bocais - modelo trifásico.

Teste	Variáveis				Respostas	Teste	Variáveis				Respostas
	Número bocais	DBL	Vazão ar	Vazão Ventaneira			P_{medio}	Número bocais	DBL	Vazão ar	
1	3	380	130	0	0,1230	17	3	380	130	32	0,1240
2	3	450	130	0	0,0927	18	3	450	130	32	0,1194
3	3	380	160	0	0,1259	19	3	380	160	32	0,1302
4	3	450	160	0	0,1214	20	3	450	160	32	0,1177
5	4	380	130	0	0,1100	21	4	380	130	32	0,1149
6	4	450	130	0	0,1034	22	4	450	130	32	0,1250
7	4	380	160	0	0,1195	23	4	380	160	32	0,1220
8	4	450	160	0	0,1179	24	4	450	160	32	0,1069
9	5	380	130	0	0,1101	25	5	380	130	32	0,1132
10	5	450	130	0	0,1179	26	5	450	130	32	0,1092
11	5	380	160	0	0,0818	27	5	380	160	32	0,1175
12	5	450	160	0	0,0959	28	5	450	160	32	0,0976
13	6	380	130	0	0,0687	29	6	380	130	32	0,0822
14	6	450	130	0	0,0673	30	6	450	130	32	0,0798
15	6	380	160	0	0,0766	31	6	380	160	32	0,0807
16	6	450	160	0	0,0741	32	6	450	160	32	0,0815

Nas figuras 5.1 e 5.2, são apresentados os resultados dos experimentos realizados através da modelagem bifásica, enquanto as figuras 5.3 e 5.4 ilustram os resultados através da modelagem trifásica, ambos considerando as configurações dos bicos com 3, 4, 5 e 6 bocais, ângulos com vertical em 8°, 10°, 14° e 17,5° com e sem sopro submerso.

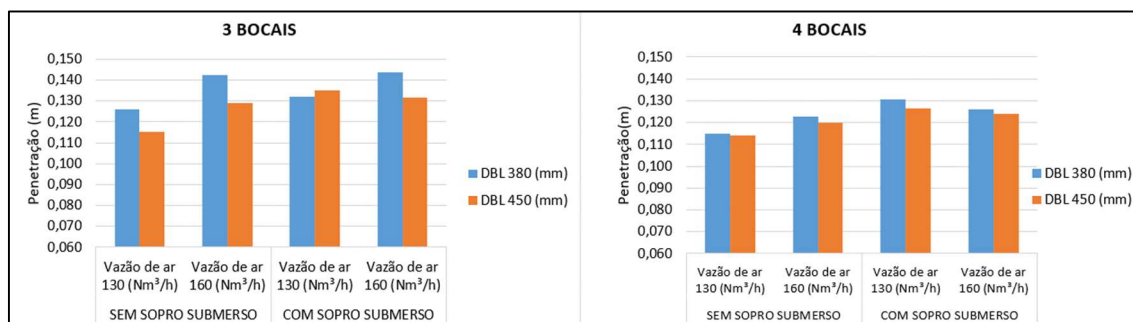


FIGURA 5.1: Resultados considerando 03 e 04 bocais, sem camada de óleo e variação da vazão de ar.

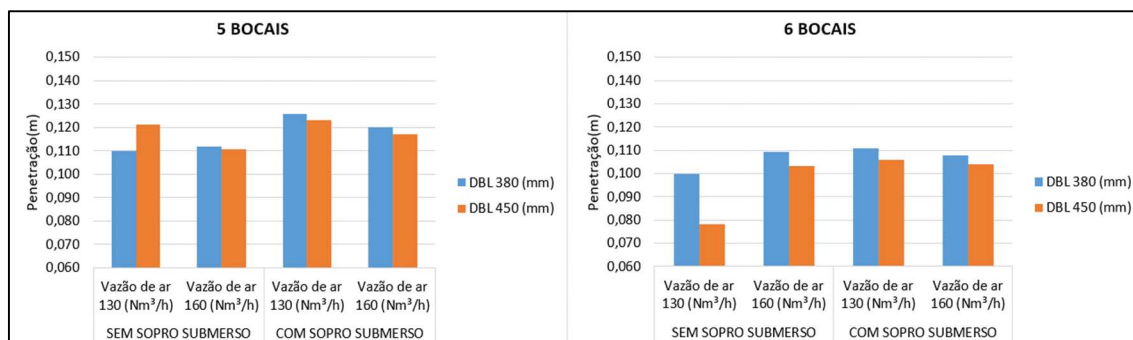


FIGURA 5.2: Resultados considerando 05 e 06 bocais, sem camada de óleo e variação da vazão de ar.

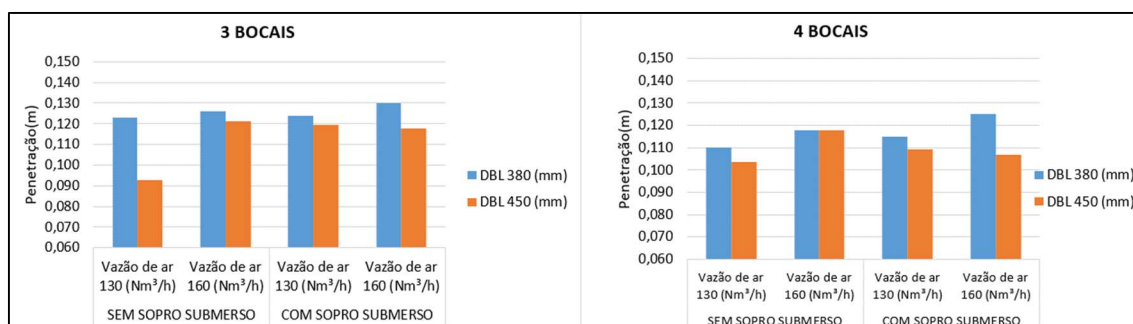


FIGURA 5.3: Resultados considerando 03 e 04 bocais, com camada de óleo e variação da vazão de ar.

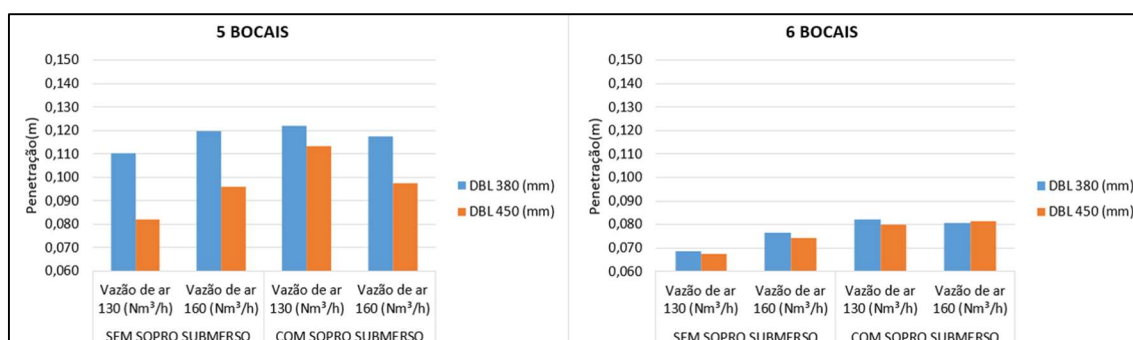


FIGURA 5.4: Resultados considerando 03 e 04 bocais, com camada de óleo e variação da vazão de ar.

O cálculo do desvio padrão foi realizado com base nos resultados obtidos e apresentaram valores após a quarta casa decimal, o que mostra não haver significativa variabilidade dos valores.

Avaliando as figuras 5.1 a 5.4 pôde observa-se que o efeito predominante do DBL sobre a penetração de jato. O menor DBL apresentou a maior penetração de jato, na grande maioria dos experimentos. Isto ocorreu pelo fato do menor DBL permitir maior proximidade da lança ao banho e, conseqüentemente, reduzir as perdas de energia cinética ocasionadas pela degradação sofrida pelo jato desde a saída do bocal até o banho. Além disso, foi possível notar que as variações de vazão de ar da lança também exerceram influência sobre a penetração de jato, embora de menor importância comparativamente ao DBL. As vazões elevadas de ar possibilitam uma maior transferência de energia cinética ao banho, sendo fator benéfico para a penetração de jato. A vazão de sopro submerso também demonstrou ser relevante quanto penetração de jato. Entretanto, deve ser levada em consideração a relação entre a posição dos jatos de ar da lança em relação a posição das plumas das ventaneiras. Dependendo dessa relação, a penetração pode ser favorecida quando jatos dos bocais e plumas das ventaneiras não se encontram ou

impedida quando ocorre colisão entre eles. É interessante observar o comportamento da penetração de jato nos experimentos das figuras 5.3 e 5.4, onde foi considerada a camada de óleo. Nestes experimentos foram notadas menores penetrações, quando comparadas as penetrações dos experimentos das figuras 5.1 e 5.2, onde não foi considerada a camada de óleo. Este elemento demonstrou absorver parcialmente a energia do jato, ocasionando sua menor penetração no banho. A figura 5.5 apresenta o efeito do número de bocais sobre a penetração média.

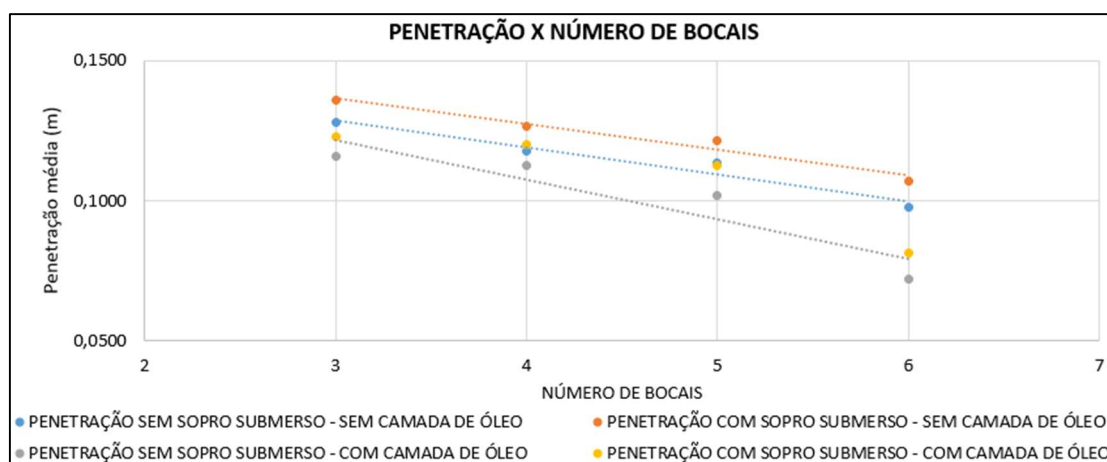


FIGURA 5.5: Análise da penetração versus número de bocais em modelagens bifásica e trifásica.

Com aumento do número de bocais, notou-se a tendência na redução da penetração de jato no banho líquido. Este efeito é decorrente da variação do ângulo com a vertical entre os bicos. O aumento do ângulo aliado ao aumento do número de bocais propicia um perfil de jato “aberto” e como consequência se reflete em uma redução na penetração de jato. Por outro lado, proporciona o aumento de pontos de injeção e, portanto, uma maior área de contato. Uma ressalva a ser realizada está relacionada ao diâmetro crítico do bocal. Dentre os bicos estudados, os bicos com maior número de bocais possuem menor diâmetro crítico. Esse decréscimo do diâmetro foi necessário objetivando manter a mesma vazão de ar. Se o diâmetro crítico fosse mantido constante, esse fator impactaria na penetração de jato, pois a vazão total seria proporcional ao número de bocais. De forma geral, os bicos com menor número de bocais e sem a utilização da camada de óleo, apresentaram maiores penetrações, decorrente de uma maior vazão por bocal, uma menor resistência encontrada pelo jato e um menor ângulo com a vertical. Com o aumento do número de bocais, foi notada a redução do efeito da vazão de ar na penetração de jato e a maior influência do efeito da altura de lança sobre a penetração de jato.

5.2 Aplicação do equacionamento considerando nova equação de balanço de quantidade de movimento para extração do fator de compensação K

Após o desenvolvimento da nova equação de penetração de jato um rearranjo foi realizado de modo a isolar o fator de compensação K:

$$P^* = \frac{2}{3} \cdot \cosh \left\{ \frac{1}{3} \cdot \operatorname{acosh} \left[1 + 27 \cdot \frac{K^2}{\pi} \cdot Fr^* \right] \right\} - \frac{2}{3} \quad (\text{Equação 5.1})$$

$$K = \sqrt{\frac{\pi}{27} \cdot \frac{1}{Fr^*} \cdot \left\{ \cosh \left[3 \cdot \operatorname{acosh} \left(\frac{3}{2} P^* + 1 \right) \right] - 1 \right\}} \quad (\text{Equação 5.2})$$

A tabela V.3 apresenta os valores de K extraídos através da equação 5.2.

TABELA V.3: Resultados do fator de compensação K

N _{bocais}	K _{bifásico}	K _{trifásico}	N _{bocais}	K _{bifásico}	K _{trifásico}
	Sem sopro submerso	Sem sopro submerso		Com sopro submerso	Com sopro submerso
3	1,8	1,7	3	1,4	1,3
4	1,7	1,6	4	1,3	1,3
5	1,6	1,5	5	1,3	1,2
6	1,5	1,2	6	1,2	1,0

Notou-se, a partir dos resultados contidos na tabela V.3, uma pequena redução dos valores de K após as variações dos números de bocais e aplicação do modelo trifásico, e maior variação quando aplicado o modelamento com o sopro submerso. Estas respostas apontam que a inserção de variáveis nos ensaios e na equação, fazem com que o modelo seja melhor representado se aproximando da prática.

As pequenas variações nos resultados permitiram realizar uma simplificação, não sendo necessário um K para cada tipo de configuração de bico. Neste caso pôde ser assumido um valor de K_{médio} para a aplicação nos modelos. Os valores obtidos na modelagem com duas fases apresentam valores médios de K em 1,6±0,2 para a condição sem sopro submerso e 1,3±0,1 para condição com sopro submerso. A diferença entre as condições ocorreu devido as ventaneiras promoverem a quebra da tensão superficial do banho, favorecendo a penetração do jato. Já os resultados os ensaios com três fases apresentaram

valores médios de K em $1,5\pm 0,2$ para a condição sem sopro submerso e $1,2\pm 0,1$ para condição com sopro submerso. Foi realizado um teste de hipótese e verificou-se que os valores de K obtidos são estatisticamente diferentes.

Considerando a utilização do K em uma aplicação industrial, pôde ser assumido seu valor médio visando simplificar a sua aplicação nos modelos matemáticos. A tabela V.4 apresenta este valor definido.

TABELA V.4: Definições dos valores de K para aplicação industrial

Configuração	$K_{\text{industrial}}$	Desvio Padrão
#	1,4	0,26

Uma comparação dos valores obtidos de K por meio deste estudo foi realizada com os valores apresentados por Maia (2016). A escolha ocorreu, pois, foi esse o autor que apresentou um estudo para a obtenção de K em modelo físico com diferentes configurações de bicos, nos modelamentos bifásico e trifásico. Na tabela V.5, são apresentados os resultados de K obtidos por Maia (2016) e as configurações utilizadas.

TABELA V.5: Definições dos valores de K por Maia (2016)

Configuração	$K_{\text{bifásico}}$		$K_{\text{trifásico}}$	
	Sem sopro submerso		Sem sopro submerso	
3	5,7		5,2	
4	5,0		4,6	
5	4,6		4,3	
6	4,4		3,3	

Fonte: Maia, (2016).

Comparando os resultados de “K” (nas mesmas condições: modelo bifásico e trifásico sem sopro submerso) contidos nas tabelas V.3 e V.5 foi possível notar a significativa diferença entre os valores obtidos entre os estudos. Esta diferença está relacionada com a quantidade das variáveis utilizadas durante os ensaios e no equacionamento utilizado para a extração do valor de “K”. Maia (2016) varia a quantidade de bocais, utiliza vazão única de ar da lança, DBL único, e não utiliza o sopro submerso. No presente trabalho, utilizou-

se um número maior de variáveis, alterando a quantidade de bocais, vazão de ar da lança, DBL, vazão de ar de sopro submerso e camada de óleo.

5.3 Comparação da equação desenvolvida no presente trabalho com as equações publicadas por pesquisadores

Uma comparação foi realizada entre a equação desenvolvida neste trabalho com a de Maia (2016) no intuito de avaliar como resposta as penetrações de jato. A escolha em realizar uma análise comparativa com o trabalho de Maia (2016) foi devida a esta ser a última atualização encontrada na literatura e apresentar problemas de convergência para DBLs inferiores a 1m. A equação 5.3 representa a equação desenvolvida, enquanto 5.4 apresenta a equação desenvolvida por Maia (2016).

$$P^* = \frac{2}{3} \cdot \cosh \left\{ \frac{1}{3} \cdot \operatorname{acosh} \left[1 + 27 \cdot \frac{K^2}{\pi} \cdot Fr^* \right] \right\} - \frac{2}{3} \quad (\text{Equação 5.3})$$

$$\frac{\pi}{2 \cdot K^2} \cdot \frac{P}{(DBL + P)} \cdot \left[1 + \frac{2}{P^2} \cdot \frac{\cos \theta \cdot \sigma_{ave}}{\rho_{mix} \cdot g} \right] = \frac{\pi}{4} \cdot \frac{\rho_{gas} \cdot (V_{exit} \cdot D_{exit} \cdot \cos \theta)^2 \cdot n}{\rho_{mix} \cdot g \cdot (DBL + P)^3} \quad (\text{Equação 5.4})$$

As premissas adotadas para a comparação das equações consistiram em fixar os valores de “K” para as duas equações. A distância banho lança (DBL) foi extrapolada nos dois sentidos em relação aos valores tipicamente aplicados na indústria, partindo de uma lança posicionada a 6,0m e finalizando a 0,05m do banho estático. Esta extrapolação teve o objetivo de verificar a pertinência da resposta dos valores de penetração em cada uma das equações. Os resultados da simulação de comportamento da penetração são apresentados através das figuras 5.6 e 5.7.

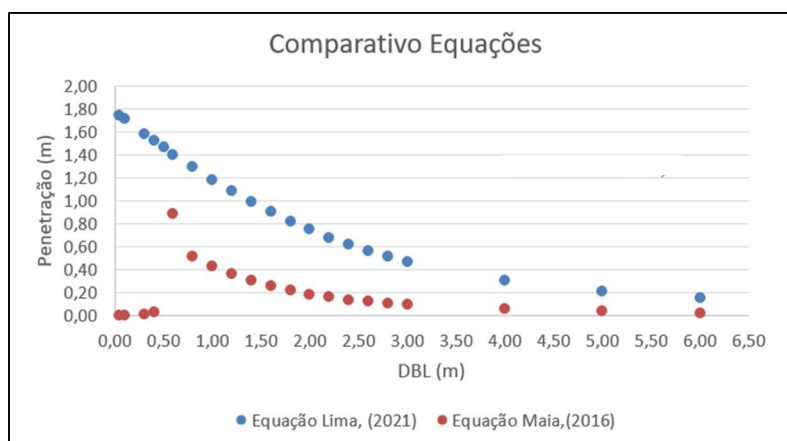


FIGURA 5.6: Comparação das previsões das equações com K para modelos sem sopro submerso

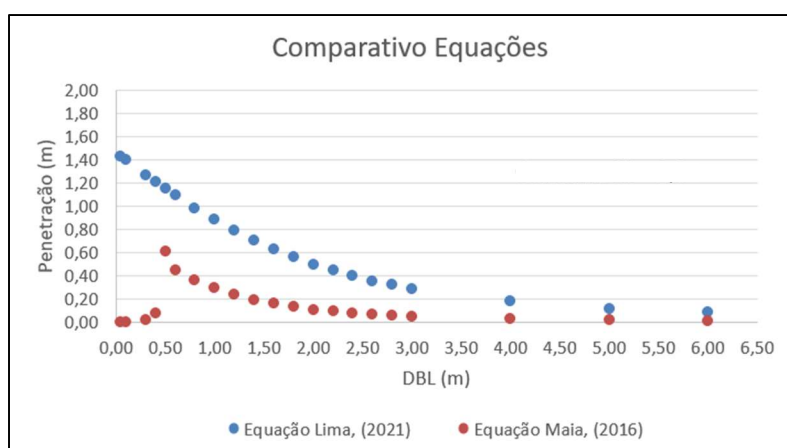


FIGURA 5.7: Comparação das previsões das equações com K para modelos com sopro submerso

As penetrações obtidas pela equação desenvolvida fornecem valores pertinentes às características industriais para uma ampla faixa de altura de lança. É importante observar que a equação de Maia (2016) não apresenta boa convergência para lanças com distâncias de lança abaixo de 0,80m.

Outra comparação foi realizada através do equacionamento realizado por Balajee, et al. (2018), que desenvolveram um modelo teórico nomeado como *penetration index* para avaliar o tipo de sopro realizado pela lança de oxigênio. A análise realizada calculou as penetrações de jato de diversos pesquisadores e as correlacionou com a relação do L/L_0 . Esta relação estabelece o índice que indica o aspecto que se encontra o sopro através dos valores de penetração dividida pelo à altura total de banho. A tabela V.6 apresenta estas relações.

TABELA V.6: Definições do *penetration index*

	L/L ₀	Aspecto do sopro
Oxidação	< 20%	O jato de oxigênio não toca o banho, criando uma atmosfera oxidada dentro do convertedor
Macio	20% - 40%	Pequena penetração de jato
Macio tendendo médio	40% - 55%	A penetração do jato é a suficiente para a ignição, capaz de iniciar a oxidação do Fe a dissolução da cal
Médio	55% - 60%	Penetração aplicada a algumas condições de De-C para baixo P
Médio tendendo duro	60% - 75%	Penetração aplicada em geral durante o período de sopro para De-C
Duro	75% - 80%	Elevada penetração de jato
Pesado	80% - 100%	Essa relação é usada para reduzir o tempo de sopro; Evita subida da sola do convertedor. Perigoso para o bico da lança
Forno e lança danificados	> 100%	Essa relação é usada para trabalhos específicos que não são o sopro, como demolir refratário para troca

A figura 5.8 apresenta uma análise comparativa das equações de penetrações de jato desenvolvidas por diferentes pesquisadores, assim como a desenvolvida neste trabalho, através do método *penetration index*, apresentando o tipo de sopro obtido por cada uma das equações.

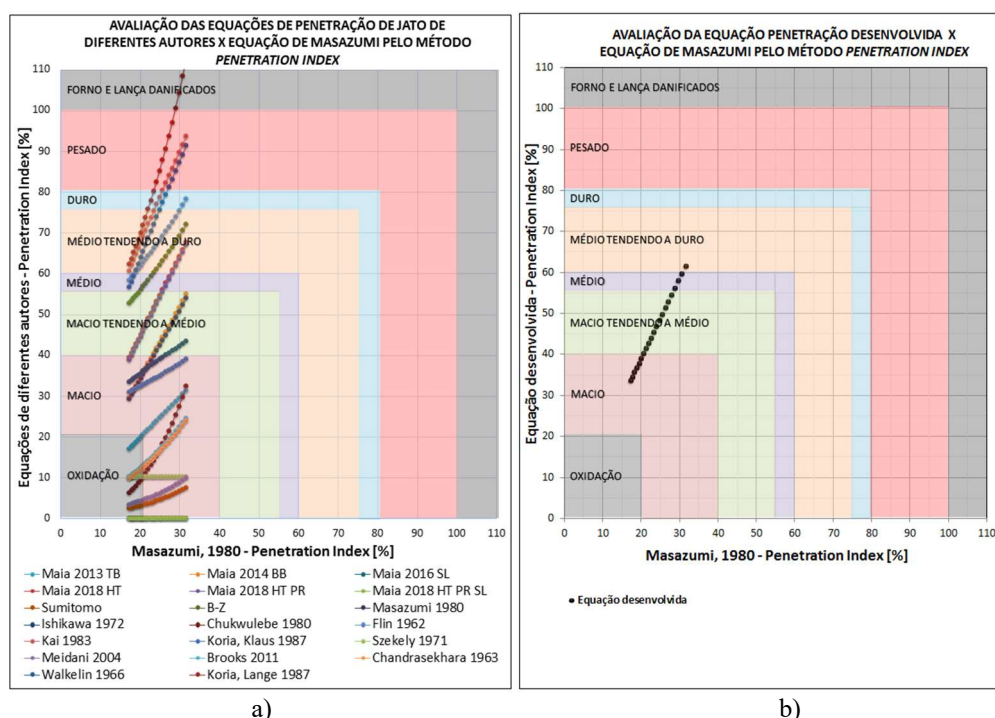


FIGURA 5.8: Comparação das equações de penetração de jato com dados reais aplicados na indústria por: a) diferentes pesquisadores, b) equação desenvolvida

Na figura 5.8a no eixo da abscissa está fixada a equação de Masazumi (1980) enquanto no eixo da ordenada as equações de diferentes autores, enquanto na 5.8b neste eixo foi fixada a equação desenvolvida. As condições e variáveis utilizadas nas equações para a obtenção dos valores das penetrações de jato foram aplicadas igualmente entre todos os

autores. A distância banho lança (DBL) baseou-se em um caso industrial iniciando em uma altura de 3,3m e finalizando em 1,8m. São comparados na figura 5.8a os valores de penetração relativa, ou seja, a penetração dividida pela a altura de banho. Ao investigar os vários modelos é possível associar que as diferenças nos resultados têm relação com as constantes utilizadas e obtidas em ensaios de modelos físicos e parâmetros considerados ou não nos equacionamentos. A figura 5.8b mostrou o comportamento do *Penetration Index* pela equação desenvolvida. O propósito dessa figura foi mostrar o impacto das alturas de lanças sobre o comportamento de sopro. De médio tendendo ao sopro duro. Notou-se boa resposta no comportamento da equação desenvolvida no presente trabalho, no início do sopro atingiu pequena penetração permitindo a ignição e formação de escória, no fim de sopro um jato de oxigênio eficiente na descarburação, sem atingir o fundo do convertedor.

Análise similar a figura 5.8 foi realizada, porém extrapolando a distância banho lança (DBL) partindo de uma lança posicionada a 6,0m e finalizando a 0,05m do banho estático. Com esta extrapolação, a pertinência da resposta dos valores de penetração em cada uma das equações foi avaliada. Estes são apresentados através da figura 5.9.

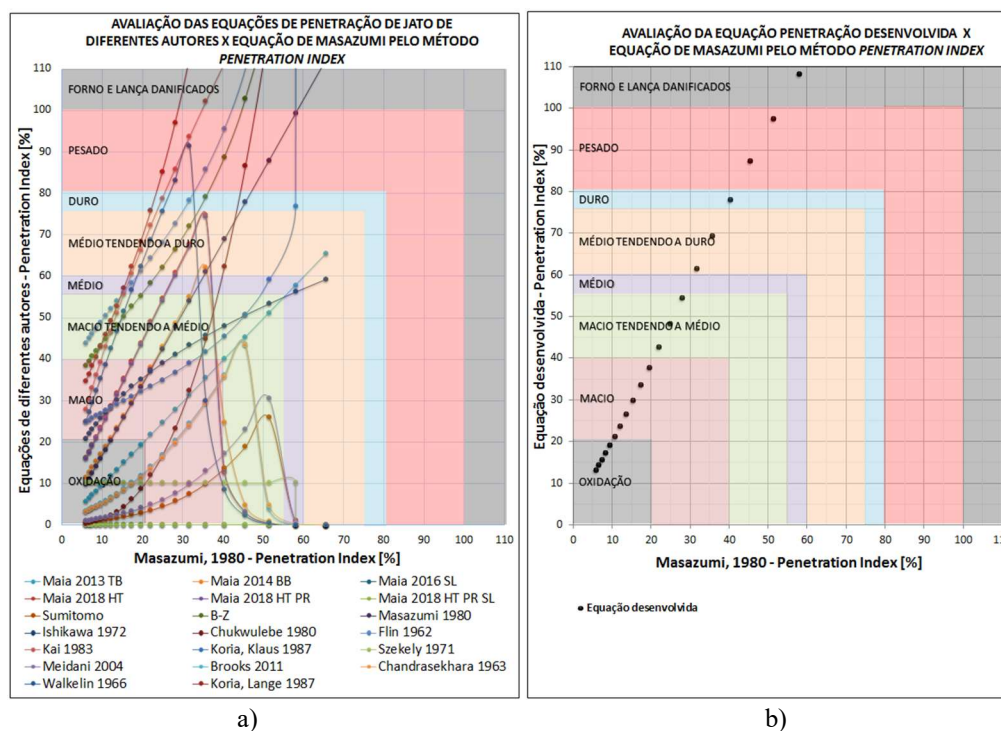


FIGURA 5.9: Comparação das equações de penetração de jato extrapolando a Distância Lança Banho por: a) diferentes pesquisadores, b) equação desenvolvida

Notou-se na figura 5.9a que grande parte das equações dos diferentes pesquisadores apresentaram problemas de convergência para pequenos DBLs. No entanto, foi notado em muitos autores que as suas equações têm faixa de validade. Observa-se, em geral, que valores de altura de lança tendendo a valores fracionados sofrem influência de termos elevados a segunda e terceira potência sendo os responsáveis pela divergência dos valores calculados e perdendo sentido comparado com prática industrial. A equação desenvolvida no presente trabalho corrige este problema se tornando capaz de atender as pequenas distâncias de lança a banho e assim capaz de calcular situações extremas e úteis a algumas práticas industriais, como *burn bottom* (sopro de sola) e *slagsplashing*.

5.4 Proposta para aplicação industrial da equação desenvolvida

A proposta para aplicação industrial objetivou a análise comparativa do L/L0 através da equação desenvolvida no presente trabalho versus a equação de Masazumi (1980), utilizada nos modelos matemáticos de grande parte dos convertedores brasileiros. Para isso foram utilizados os dados operacionais de padrão de sopro de um convertedor industrial de 340 toneladas, conforme mostrado na tabela V.7.

TABELA V.7: Dados industriais de um LD de 340 toneladas

Tempo Sopro (%)	DBL (m)	Pressão (kgf/cm ²)	Vazão O ₂ (Nm ³ /min)	Vazão N ₂ (Nm ³ /min)	Vazão AR (Nm ³ /min)
1	3,2	15,7	930	3600	-
5	3,2	15,7	930	3600	-
10	3,2	15,7	930	3600	-
15	3,2	15,7	930	3600	-
20	3,2	15,7	930	18000	-
25	3,2	15,7	930	18000	-
26	3,0	15,7	930	18000	-
26	2,9	15,7	930	18000	-
27	2,7	15,7	930	18000	-
28	2,5	15,7	930	25200	-
29	2,2	15,7	930	25200	-
50	2,2	15,7	930	25200	-
60	2,2	15,7	930	25200	-
65	2,2	15,7	930	25200	-
70	2,2	15,7	930	25200	-
75	2,2	15,7	930	25200	-
80	2,2	15,7	930	-	25200
85	2,2	10,7	655	-	25200
90	2,2	20,6	1200	-	25200
95	2,2	20,6	1200	-	25200
100	2,2	20,6	1200	-	25200

Como visto na tabela, a lança de oxigênio inicia a uma altura elevada com o propósito de

buscar a ignição e realizar a formação da escória. Esta etapa ocorre até os 25% do sopro aproximadamente. Na etapa de sopro que varia entre 26% a 29% ocorre a transição da lança para o patamar mais baixo. Nesse estágio, o início da descarburização de forma antecipada é objetivado. A vazão de oxigênio é mantida constante até 80% do sopro de modo a compensar o oxigênio gerado a partir da adição contínua de pelotas. A vazão é reduzida aos 85% do sopro para que a sub-lança realize a medição de temperatura e coleta de amostra para análise química. Em seguida, a vazão de oxigênio aumenta para alcançar o carbono residual no banho. A pressão de oxigênio apresenta uma peculiaridade em relação a outras usinas, que normalmente é de 10kgf/cm². A vazão das ventaneiras varia ao longo do sopro com o objetivo de aumentar a movimentação do banho favorecendo as reações químicas e evitando a incorporação de oxigênio no aço de final de sopro.

Os dados apresentados foram aplicados na equação 5.5, de Masazumi (1980), e na equação 5,6, desenvolvida no presente trabalho.

$$\begin{aligned} L &= L_h \cdot \exp(-0,78h/L_h) \\ L_h &= 63,0 \cdot (k \cdot F_{O_2}/n \cdot d)^{2/3} \end{aligned} \quad \text{(Equação 5.5)}$$

Onde, F_{O_2} é a Vazão O_2 (Nm³/min), d o diâmetro da garganta (m), k é uma constante que representa à influência do ângulo e número de bocais informado de 0,9 (constante obtida desconsiderando bicos de 5 e 6 furos e ângulos superiores a 10°), n é o número de bocais da lança, L a penetração de jato (m), h à distância banho lança (DBL) (m).

$$P^* = \frac{2}{3} \cdot \cosh \left\{ \frac{1}{3} \cdot \operatorname{acosh} \left[1 + 27 \cdot \frac{K^2}{\pi} \cdot Fr^* \right] \right\} - \frac{2}{3} \quad \text{(Equação 5.6)}$$

Depois de aplicados os dados nas equações propostas, foram obtidos os resultados de L/L_0 , que são apresentados tabela V.8.

TABELA V.8: Resultados obtidos a partir dos dados industriais aplicados nas equações

Tempo Sopro	DBL	Nível Banho	Pressão - Po	Densidade do banho	V saída BOF	L/Lo (presente trabalho)	L/Lo (Masazumi)
%	m	m	kgf/cm ²	t/m ³	m/s	%	%
1	3,2	1,8	15,7	6,3	614	40	31
5	3,2	1,8	15,7	6,3	614	40	31
10	3,2	1,8	15,7	6,3	614	40	31
15	3,2	1,8	15,7	6,3	614	40	31
20	3,2	1,8	15,7	6,3	614	40	31
25	3,2	1,8	15,7	5,4	614	46	31
26	3,0	1,8	15,7	5,4	614	48	33
26	2,9	1,8	15,7	5,4	614	51	36
27	2,7	1,8	15,7	5,4	614	55	38
28	2,5	1,8	15,7	5,4	614	58	41
29	2,2	1,8	15,7	5,0	614	68	47
50	2,2	1,8	15,7	5,0	614	68	47
60	2,2	1,8	15,7	5,0	614	68	47
65	2,2	1,8	15,7	5,0	614	68	47
70	2,2	1,8	15,7	5,0	614	68	47
75	2,2	1,8	15,7	5,0	614	68	47
80	2,2	1,8	15,7	5,0	614	68	47
85	2,2	1,8	10,7	5,9	614	49	29
90	2,2	1,8	20,6	5,0	614	79	56
95	2,2	1,8	20,6	5,0	614	79	56
100	2,2	1,8	20,6	5,0	614	79	56

Nota-se na tabela V.8 que a equação desenvolvida no presente trabalho obteve um aumento de 23% em média na relação L/L0 em comparação com a proposta por Masazumi (1980). O aumento da penetração de jato no banho proporciona a redução do tempo de sopro aumentando a produtividade do convertedor. A diferença entre os resultados das equações pode ser em decorrência de Masazumi (1980) não ter aplicado em seu equacionamento importantes variáveis de processo que influenciam a penetração de jato, como por exemplo a camada de escória, vazão de sopro submerso e variação da densidade do banho ao longo da corrida. A equação proposta nesse estudo considera estas variáveis agregando um maior número de parâmetros que exercem influência sobre a maior ou menor penetração de jato.

Outra proposta de utilização da equação desenvolvida é aplicada ao procedimento de *Slag splashing* e *burn bottom*. Os dados necessários para a realização dessa prática empregada nas usinas foram aplicados na equação desenvolvida. A tabela V.9 apresenta os dados preparados, a figura 5.10 mostra o padrão desenvolvido para o procedimento de *Slagsplashing* e a figura 5.11 o padrão desenvolvido para o *burn bottom*.

TABELA V.9: Resultados obtidos para os procedimentos de *Slagsplashing* e *burn bottom* a partir dos dados industriais aplicados na equação desenvolvida

DBL	P_{N_2}	$\rho^{N_2}_{Po}$	$P_{exit/Po}$	Mach	Texit/To	Texit	$\rho^{N_2}_{saída}$	V_{som}	$V_{saída}$	Penetração	Dcav/BOF Dia %	Splash Index %
m	kgf/cm ²	kg/m ³	#	#	#	K	kg/m ³	m/s	m/s	m	#	#
2,4	9	10	0,10	2,14	0,53	159	1,92	255	547	0,41	10,9	-3,9
2,45	9	10	0,10	2,14	0,53	159	1,92	255	547	0,40	11,1	-4,6
2,5	9	10	0,10	2,14	0,53	159	1,92	255	547	0,39	11,3	-5,3
2,55	9	10	0,10	2,14	0,53	159	1,92	255	547	0,38	11,6	-5,9
2,6	9	10	0,10	2,14	0,53	159	1,92	255	547	0,37	11,8	-6,5
2,65	9	10	0,10	2,14	0,53	159	1,92	255	547	0,36	12,0	-7,1
2,7	9	10	0,10	2,14	0,53	159	1,92	255	547	0,35	12,2	-7,7
2,75	9	10	0,10	2,14	0,53	159	1,92	255	547	0,34	12,5	-8,2
2,8	9	10	0,10	2,14	0,53	159	1,92	255	547	0,33	12,7	-8,7
2,85	9	10	0,10	2,14	0,53	159	1,92	255	547	0,32	12,9	-9,2
2,9	9	10	0,10	2,14	0,53	159	1,92	255	547	0,31	13,2	-9,7

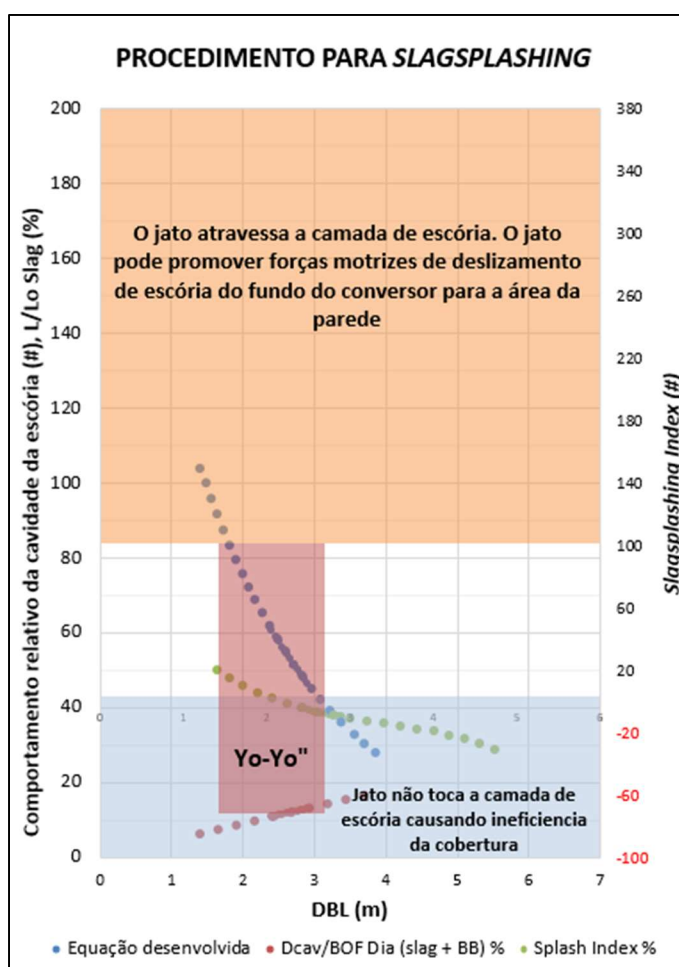


FIGURA 5.10: Procedimento para *Slagsplashing* em convertidor de 340 toneladas

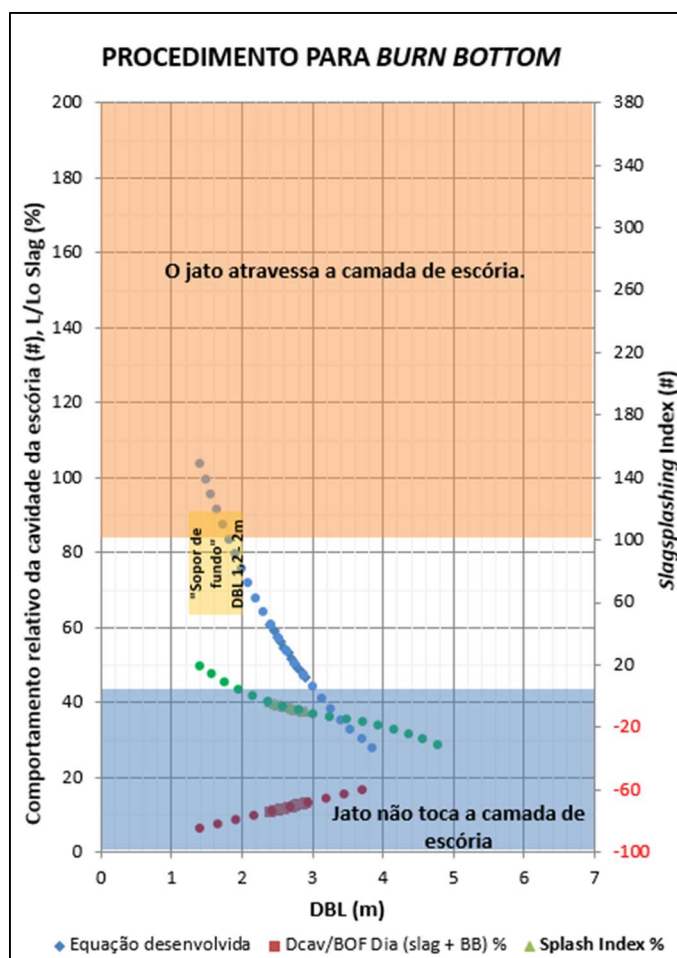


FIGURA 5.11: Procedimento para *burn bottom* em convertedor de 340 toneladas

A linha verde na figura 5.10 e 5.11 representa o *Slagsplashing Index*, que representa a relação entre a penetração do jato na escória versus a abertura da cavidade na superfície da escória. À medida que a lança avança em direção a escória, a área projetada sobre a superfície da mesma reduz e a penetração de jato aumenta. O eixo da ordenada a direita representa a escala e os valores variam de positivo ao negativo. Os valores positivos representam maiores extensões de volume de escória projetada pelo jato nas paredes do convertedor e os valores negativos representam o baixo volume de escória projetada.

A linha azul representa a penetração do jato em relação à altura da camada de escória disponível para o *Slagsplashing*. Os valores superiores a 100 significam que potencialmente o jato tem capacidade de penetrar além da camada de escória, ou seja, atinge os refratários. Esse resultado é interpretado como a capacidade de o jato empurrar a escória no sentido da base do convertedor para as regiões da sola com o cone inferior

potencialmente até o cilindro do convertedor.

A linha vermelha representa a área total da cavidade formada pelo impacto do jato sobre a superfície da escória em relação ao diâmetro do convertedor, permitindo que elevadas alturas de lança projetem sobre a escória grandes superfícies na medida que lança essa área reduz, em consequência aumentando a penetração do jato.

O quadro vermelho da figura 5.10 representa a área recomendada para a prática do *slagsplashing* com a técnica "Yo-Yo". Para esta prática a lança faz o movimento de subida e descida ao mesmo tempo em que realiza o sopro de nitrogênio, promovendo a cobertura de uma maior área do convertedor. Neste caso, o *Slagsplashing index* é arbitrado entre 0 e 100.

O quadro alaranjado da figura 5.11 representa a área recomendada para o *burn bottom*. Neste caso, o *Slagsplashing index* é arbitrado entre 50 e 110.

O quadro azul representa a área de projeção do jato, que em geral, tem um grande diâmetro de projeção promovendo uma pequena ou nenhuma penetração de jato, essa região é o limite inferior do *Slagsplashing Index*.

O quadro amarelo representa a penetração do jato superior a 100%, ou seja, os jatos que ultrapassam a camada de escória atingindo o refratário do convertedor. Nesses cálculos não foi imposta a restrição criada pelo refratário. Tal quantificação foi utilizada para estimar a massa de escória que o jato é capaz de deslocar da base do convertedor para região do cone inferior e cilindro.

De modo geral, a equação desenvolvida pelo presente estudo permitiu a elaboração dos padrões para as práticas de *SlagSplashing* e *burn bottom* ao qual permitirá aos engenheiros de processos metalúrgicos das Aciarias uma análise preliminar antes da aplicação das práticas ao modelo matemático.

6 CONCLUSÕES

Para os experimentos realizados observou-se que o padrão que usou o menor DBL levou a maior penetração de jato. Quando a vazão de ar foi aumentada, e a distância da lança reduzida, a penetração de jato foi maior. O aumento da energia cinética é a principal razão para estes efeitos.

A vazão de ar das ventaneiras de sopro submerso demonstrou ser relevante quanto à penetração de jato. Entretanto, deve ser levada em consideração a relação entre a posição dos jatos de ar da lança em relação a posição das plumas das ventaneiras. Dependendo dessa relação, a penetração pode ser aumentada quando jatos dos bocais e plumas das ventaneiras não se encontram ou reduzida quando ocorre colisão entre eles.

O aumento do número de bocais provocou uma redução da penetração de jato no banho líquido. Este efeito é decorrente da variação do ângulo com a vertical entre os bicos. O aumento do ângulo aliado ao aumento do número de bocais propiciou um perfil de jato “aberto” e como consequência refletiu em uma redução na penetração de jato.

A inserção da camada de óleo fez com que a efetividade da penetração de jato reduzisse em aproximadamente 14%, devido à tensão superficial da escória atuar como um fator resistente ao jato de ar.

A equação do balanço de quantidade de movimento foi desenvolvida e baseada no método de resolução *cubic depressed*, por permitir como resposta apenas uma raiz real. Essa propriedade tornou o método de solução proposto robusto, isto é, sem o risco de se calcular uma solução sem sentido físico, o que poderia ocorrer se a equação tivesse múltiplas raízes reais.

Em comparação com as equações de outros pesquisadores, a equação desenvolvida mostrou resultados de penetração pertinentes em uma ampla faixa de altura de lança. Sua simplicidade permitirá facilidade na implementação dos atuais modelos matemáticos para cálculo de sopro permitindo predição dos comportamentos de processo. A nova

metodologia de cálculo poderá ser aplicada em outras condições além do sopro, como as práticas de *Slagsplashing* e *burn bottom*.

Os valores das penetrações extraídas em laboratório foram aplicados na equação desenvolvida e os valores do fator de compensação K foram obtidos. Na modelagem com duas fases apresentam valores médios em $1,6 \pm 0,2$ para a condição sem sopro submerso e $1,3 \pm 0,1$ para condição com sopro submerso. Já os resultados dos ensaios com três fases apresentaram valores médios em $1,5 \pm 0,2$ para a condição sem sopro submerso e $1,2 \pm 0,1$ para condição com sopro submerso. Para facilitar sua aplicação nos modelos industriais, o valor de $1,4 \pm 0,26$ foi definido.

Três propostas para aplicação industrial da equação desenvolvida no presente trabalho foram realizadas para um convertedor de 340 toneladas. A primeira foi aplicada ao padrão de sopro, a qual promoveu o aumento da penetração de jato média de 23% comparativamente com a equação de Masazumi (1980). O aumento da penetração de jato no banho demonstrou proporcionar a redução do tempo de sopro aumentando a produtividade do convertedor. A segunda proposta consistiu em criar um padrão para a prática do *Slagsplashing*, sendo possível aplicar a técnica “YO-YO” e promover a cobertura uniforme do refratário do convertedor, propiciando o aumento de sua vida útil. A terceira proposta consistiu em criar um padrão para o *burn bottom*, o qual possibilitará uma análise preliminar da prática permitindo visualizar os resultados antes de sua aplicação no modelo matemático. A análise preliminar permitirá que a prática seja avaliada e realizada de forma segura, reduzindo os riscos de acidentes.

7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Para a continuidade do trabalho, abaixo são listadas sugestões para continuidade.

- Obter os valores do fator de compensação “K” através da equação de balanço de quantidade de movimento empregando modelos físicos e matemáticos para o bico com rotação.

8 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1]. ADOLF, Z. (2014). *Technology of production of steel in converters*. VSB – Technical University of Ostrava, Ostrava.
- [2]. ALAM, M., IRONS, G., BROOKS, G., FONTANA, A., NASER, J., *Inclined Jetting and Splashing in Electric Arc Furnace Steelmaking*. ISIJ International, 2011, v.51, n.9, p. 1439-1447
- [3]. ALBERTSON, M. L., DAI, Y. B., JENSEN, R. A., ROUSE, H.: Trans. ASCE, 1950, vol. 115, pp. 639-45.
- [4]. ALVES, F. G., RIBEIRO, M., CORREA. R., SILVA, R., BRAGA, B., MAIA, B.T., TAVARES, R. P., CARVALHO. D., SCHENK, J., “*Measurements methodologies for basic oxygen furnace cold modeling*” JMR&T Volume 13, July–August 2021, Pages 834-856.
- [5]. ASAI, S., OKAMOTO, T., HE, J.-C., MUCHI, I.: “*Mixing Time of Refining Vessels Stirred by Gas Injection*”, Transactions ISIJ, v.23, n.1, p. 43-50, 1983.
- [6]. AUAD, M. V., “*Refratário para convertedor LD*”. In: ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE METALURGIA, MATERIAIS E MINERAÇÃO. *Aciaria a oxigênio*. Rio de Janeiro: ABM, 2014.
- [7]. AUAD, M., (2019). *Refratários e escória*. In *Curso ABM de Aciaria à Oxigênio*. Ipatinga-MG.
- [8]. BALAJEE, S., MAIA, B. T., TAVARES, R. P., CAPPEL, J., “*Practical Approach of Penetration Index Equations for Use in BOF Blowing Pattern Design*” Iron Steel Technology, April 2019, Pages 1-12.
- [9]. BARÃO, C. (2004). *Operação de Refino de Aço. Fabricação de Aço em Forno básico à Oxigênio* (p. 389). São Paulo: ABM.

- [10]. BARKER, K. J., PAULES, J. R., RYMARCHY, N. J., & JANCOSO, R. M. (1998). Oxygen Steelmaking Furnace Mechanical Description and Maintenance Consideration. In *The Making, Shaping and Treating of Steel* (11^a ed., pp. 431-474). Pittsburgh: Copyright.
- [11]. BARKER, J., et al. *The Making, Shaping and Treating of Steel*. Pittsburgh: The AISE Steel Foundation, 1998.
- [12]. BANKS R. B., CHANDRASEKHARA DV., “*Experimental investigation of the penetration of a high-velocity gas jet through a liquid surface*”. *J Fluid Mech* Jan. 1963; 15(1):13e34.
- [13]. CARVALHO, G. D., (2015). “*Additives Dissolution Model in the BOF converter process*”. Dissertação de Mestrado, Engenharia Metalúrgica. Volta Redonda, UFF/Montanuniversitaet Leoben, 2015.
- [14]. CASTILLEJOS, A.H., BRIMACOMBE J.K., “Physical Characteristics of Gas Jets Injected Vertically Upward into Liquid Metal”. *Metallurgical Transactions B*, October 1989, p. 595 – 601.
- [15]. CHATTERJEE, A., “*On Some Aspects of Supersonic Jets of Interest in LD Steelmaking*,” *Iron and Steel International*, February 1973, pp. 38–40.
- [16]. CHOU, K. C., PAL, U. B., REDDY, R. G. A., “*General Model for BOP Decarburization*”. *ISIJ International*, Japan, No. 8, Vol.33, p862-868, May 1993.
- [17]. CHUKWULEBE, O. B., BALAJEE, S. R., ROBERTSON, K. J., GRATTAN, J. G., GREEN, M. J., “*Computer Optimization of Oxygen Blowing Practices to Control BOF Slopping*,” *AISTech 2004 Conference Proceedings*, Vol. I, 2004, pp. 751–762.
- [18]. DAVENPORT, W. G., WAKELIN, D. H., BRADSHAW, A., V., *Proceedings of Symposium on Heat and Mass Transfer in Process Metallurgy*, IMM, 1966, p. 207.

- [19]. DEO, B. et al., v. 11, n. 81, p. 940-948, 2010.
- [20]. DEO, P. D. B., MAZUMDAR, D., CHAKRABORTI, N., “*Modeling and simulation on iron and steelmaking*”. [S.l.]: REM, 1998. p. 210-216.
- [21]. DOGAN, N., BROOKS, G., RHAMDHANI, M., “*Kinetics of Flux Dissolution in Oxygen Steelmaking*”. ISIJ International, 49, n. 10, 2009. 1474-1492.
- [22]. FLINN, R. A., PEHLKE, R. D., GLASS, D. R., HAYS, P. O., Transactions of the Metallurgical Society of the American Institute of Mechanical Engineering, Vol. 239, No. 11, 1967, p. 1176.
- [23]. FOLSOM, R. G., FERGUSON, C., K., Trans. Am. Soc. Mech. Eng., 71 (1949), 73.
- [24]. FRUEHAN, R. J., “*The making, shaping and treating of steel*”. 11. ed. Pittsburgh: The AISE Steel Foundation, 1998, p.759.
- [25]. GARAJAU, S. F (2017). “*Estudo de caso: Desgaste nos bocais supersônicos do bico de lança da aciaria BOF*”. Dissertação de Mestrado, UFMG, Engenharia Mecânica, Belo Horizonte.
- [26]. GONÇALVES, W. (2005). “*Adequação do Processo de Fabricação de Aço LD, Utilizando Ferro-Gusa Líquido com Baixo Teor de Carbono*”. Dissertação de Mestrado, UFMG, Engenharia Metalúrgica e de Minas, Belo Horizonte.
- [27]. ISHIKAWA, H., MIZOGUCHI S., SEGAWA, K., “*A Model Study to Jet Penetration and Slopping in the LD Converter,*” Tetsu-to-Hagané, Vol. 58, No. 1, 1972, pp. 76–84.

- [28]. KAI, T., OKUHIRA, K., HIGUCHI, M., HIRAI, M., “*Cold Model Study of Characteristics in LD Converter With Bottom Blowing,*” Transactions ISIJ, Vol. 69, No. 2, 1983, pp. 42–51.
- [29]. KORJA, S. C., LANGE, K. W., “*Production of Drops in the Initial Stages of Basic Oxygen Steelmaking,*” Proc. 3rd Int. Iron Steel Congress, April 1978, pp. 373–385.
- [30]. KORJA, S. C., LANGE, K. W., “*A New Approach to Investigate the Drop Size Distribution of BOF,*” Steelmaking Met. Trans., 15B, 1984, pp. 109–116.
- [31]. KRISHNAPISHARODY, K., IRONS, G. A.: “*A Unified Approach to the Fluid Dynamics of Gas-Liquid Plumes in Ladle Metallurgy*”, ISIJ International, v.50, n.10, p. 1413–1421, 2010.
- [32]. KRISHNAPISHARODY, K., IRONS, G. A.: “*A Critical Review of the Modified Froude Number in Ladle Metallurgy*”, Metallurgical and Materials Transactions B, v.44B, n.6, p. 1486–1498, 2013.
- [33]. LIMA, W. R., NASCIMENTO, R. R., (2016). “*Configurações dos convertedores a oxigênio e parâmetros de operação*”. Trabalho final de curso, Unileste MG, Coronel Fabriciano MG.
- [34]. MARIN, H., (2006). “*Modelamento matemático do refino do aço inoxidável em conversores AOD-L*”. Dissertação de Mestrado, UFMG, PPGEM, Belo Horizonte.
- [35]. MALYNOWSKYJ, A., “*Fabricação de aço líquido em conversor a oxigênio*”. In: ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE METALURGIA, MATERIAIS E MINERAÇÃO. Introdução à siderurgia. São Paulo: ABM, 2011, p.125-167.
- [36]. MALYNOWSKYJ, A., BARÃO, C., D. “*Sopro combinado*”. In: ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE METALURGIA, MATERIAIS E MINERAÇÃO. Aciaria a oxigênio. Rio de Janeiro: ABM, 2014.

- [37]. MAIA, B. T., (2007). “*Efeito da Configuração do Bico da Lança na Interação Jato-Banho Metálico em Convertedor*”. Dissertação de Mestrado, UFMG, PPGEM, Belo Horizonte.
- [38]. MAIA, B. T. (2013). “*Modelamento Físico e Matemático do Escoamento de Fluidos no Interior de Convertedores Básicos a Oxigênio e no processo EOF - Avaliação de Diferentes Configurações de Lanças para Injeção de Oxigênio*”. Belo Horizonte: UFMG.
- [39]. MAIA, B. T., & MARTINS, A. A. (2014). “*Lança de Oxigênio e Características do Jato*”. In *Curso ABM de Aciaria à Oxigênio*. São Paulo - SP.
- [40]. MAIA, B. T., & MARTINS, A. A. (2019). “*Lança de Oxigênio e Características do Jato*”. In *Curso ABM de Aciaria à Oxigênio*. Ipatinga-MG.
- [41]. MAIA, B. T., PETRUCCELLI, A. C., DINIZ, C. N. A., SILVEIRA, D., ANDRADE, P. H. M. S., IMAGAWA, R. K., TAVARES, R. P.: ” *Comparação da penetração do sopro de oxigênio em convertedores BOF com bicos multifuros utilizando Modelagem Física*”, Seminário de Aciaria Internacional. Porto Alegre, Maio (2014).
- [42]. MAIA, B. T., DINIZ, C., N., A., PEREIRA, G., G., SALGADO, R., TAVARES, R., P.: “*Determinação da massa movimentada em modelo a frio do banho metal escória por sopro supersônico de bicos multifuros*”, Seminário de Aciaria Internacional. Rio de Janeiro, Setembro (2016).
- [43]. MAZUMDAR, D., EVANS, J., W., “*Modeling of Steelmaking Processes*”. 2010.
- [44]. MARTINS, A. A., (2019). Sopro combinado e Vazamento. In *Curso ABM de Aciaria à Oxigênio*. Ipatinga-MG.

- [45]. MASAZUMI (Nippon Steel Corporation): “*Converter steelmaking process*” European Patent specification No. 0017963 B1, 15.04.1980 (this equation is also called Segawa equation, published in a Japanese book from 1977 which is not available).
- [46]. MEIDANI, A. R. N., ISAC, M., RICHARDSON, A., CAMERON, A., GUTHRIE, R. I. L., “*Modeling Shrouded Supersonic Jets in Metallurgical Reactor Vessels*”. ISIJ International, 2004, v.44, n.10, p. 1639-1645.
- [47]. MILLER, T., JIMENEZ, J., SHARAN, A., GOLDTEIN, D. (1998). “*Oxygen Steelmaking Processes*”. In *Steelmaking and Refining* (pp. 475-524). Pittsburgh: Copyright.
- [48]. MINGMING L., “*Determination of Cavity Dimensions Induced by Impingement of Gas Jets onto a Liquid Bath*”.
- [49]. MUNDIM, M. (1991). Curso sobre Aciaria LD, ABM, São Paulo.
- [50]. MUNDIM, M. J., “*Tecnologia de fabricação de aço líquido*”. UFMG, 3ª Edição, Volume 2,1985, 240P.
- [51]. RIZZO, E. M., (2006). “*Introdução ao Processo de Refino Primário dos Aços nos Convertedores a Oxigênio*”. São Paulo: ABM.
- [52]. PINTEREST. *How Henry Bessemer Helped Forge the Age of Steel*. Disponível em <<https://br.pinterest.com/pin/778630223059347610/>> Acesso em: 17 Nov. 2019.
- [53]. SANTOS, B. GARAJAU, F., GUERRA, M., MAIA, B., (2014, maio 25 a 28). Simulação Numérica da Vazão de água em Lanças BOF. *45º Seminário de Aciaria - Internacional ABM*. SAYMA, A. (2009). *Computational fluid Dynamic* (1º ed.).
- [54]. SATO, T. C., RAMIRES, M., TAVARES, P. R., “*Avaliação do comportamento escória/aço durante o esgotamento da panela por meio de modelagem física*”. In:

TECNOLOGIA EM METALURGIA, MATERIAIS E MINERAÇÃO, 4. 2009, São Paulo, 2015. Anais. São Paulo: ABM, 2009.

[55]. SUNG S., PARK., “*The Penetration Behavior of an Annular Gas–Solid Jet Impinging on a Liquid Bath: Comparison with a Conventional Circular Jet*”.

[56]. SCHOBER, M. C., (2013). “*The story of the Linz-Donawitz process - A development which has changed the world*”. Voestalpine, Austria.

[57]. STOUGHTON, B., *Metallurgy of Iron and Steel*. ed.: Mc Graw-Hill Company, Inc. New York and London, 4o ed., 1934. 559p.

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

[59]. SZEKELEY, J.: “*Fluid Flow Phenomena in Metals Processing*”, Academic, Press Inc., New York, NY, 1979.

[60]. WAKELIN, D. H., PH. D. Thesis, Imperial College, University of London, London 1966.

[61]. Wang Z, Liu H, Wei S, Liu Q, Lu X. *Effect of blowing parameters on bath mixing efficiency during basic oxygen furnace steelmaking process*. Engineering Reports. 2021;3:e12359.

[62]. WORLD STEEL ASSOCIATION. *Statistic* Disponível em <<https://www.worldsteel.org/steel-by-topic/statistics.html>>. Acesso em: 17 Nov. 2019.

[63]. WIKIPÉDIA Disponível em <<https://pt.wikipedia.org/wiki/ImageJ>>. Acesso em: 20 Out. 2019.