



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA

ESTUDO DE CASO: DESGASTE NOS BOCAIS
SUPERSÔNICOS DO BICO DE LANÇA DA ACIARIA BOF

FABRÍCIO SILVEIRA GARAJAU

Belo Horizonte, 01 de fevereiro 2017.

FABRÍCIO SILVEIRA GARAJAU

**ESTUDO DE CASO: DESGASTE NOS BOCAIS
SUPERSÔNICOS DO BICO DE LANÇA DA ACIARIA BOF**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial à obtenção do título de Mestre/Doutor em Engenharia Mecânica.
Área de concentração: Processo de Fabricação
Orientador: Prof. Dr. Paulo Roberto Cetlin
Universidade Federal de Minas Gerais

Belo Horizonte
Escola de Engenharia da UFMG
2017



Universidade Federal de Minas Gerais

Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica

Av. Antônio Carlos, 6627 - Pampulha - 31.270-901 - Belo Horizonte – MG Tel.: +55
31 3499-5145 - Fax.: +55 31 3443-3783

www.demec.ufmg.br - E-mail: cpgmec@demec.ufmg.br

**ESTUDO DE CASO: DESGASTE NOS BOCAIS
SUPERSÔNICOS DO BICO DE LANÇA DA ACIARIA BOF**

FABRÍCIO SILVEIRA GARAJAU

Dissertação/Tese defendida e aprovada em 01, de fevereiro de 2017, pela Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de "**Mestre em Engenharia Mecânica**", na área de concentração de **Processos de Fabricação**"

Prof. . Dr. Paulo Roberto Cetlin - UFMG – Orientador

Dr. Breno Totti Maia – Lumar Metals ltd.– Examinador

Prof. . Dr. Alisson Duarte da Silva- UFMG - Examinador

AGRADECIMENTOS

Agradeço a todos que colaboraram diretamente ou indiretamente na preparação deste trabalho, e em especial:

- A Deus pela oportunidade que me foi dada para realizar este curso, por ter me sustentado em todos os momentos, pelos cuidados e livramentos, pela saúde e força em todos estes anos de minha vida;
- Aos meus pais, José Maria Garajau e Gisélia S. D. Garajau, que me proporcionaram o amor, educação, pelo apoio e orações, que foram fundamentais em toda minha trajetória;
- À minha esposa Eliene Rocha pelo amor, carinho, companheirismo, paciência nos dias ausentes, incentivos e orações. Por ter sido meu alicerce durante todos esses anos e por gerar o maior presente de Deus para minha vida, meu filho que nascerá ainda este ano;
- Ao meu irmão Danilo S. D. Garajau e todos os meus familiares, pelo suporte, incentivo e orações;
- Aos colegas de trabalho e grandes amigos Marcelo de Souza Lima Guerra e Bruno Orlando de Almeida Santos (*in memoriam*), irmãos que a vida me proporcionou, por todo conhecimento, paciência e incentivo durante todos os anos de convivência.
- Ao amigo e engenheiro Breno Totti Maia, pelo suporte e discussões técnicas, que foram fundamentais no desenvolvimento deste trabalho;
- À Lumar Metals, e todos seus colaboradores e em especial ao seu presidente e amigo Marcelo Silva Duarte, pela oportunidade e suporte que foram fundamentais para realização deste trabalho.
- À UFMG e todos os professores com quem tive a oportunidade de estudar, e especialmente ao prof. Paulo Roberto Cetlin, pela orientação, ensinamentos e suporte no desenvolvimento do trabalho;
- À Vallourec do Brasil pelas informações e amostras cedidas, que foram utilizadas como objeto de estudo.
- A todos os familiares e amigos, pelo apoio e incentivo.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS.....	9
LISTA DE TABELAS	14
LISTA DE ABREVIATURAS.....	15
RESUMO.....	16
ABSTRACT	17
1. INTRODUÇÃO	18
2. OBJETIVOS	19
2.1. OBJETIVOS GERAIS	19
2.2. OBJETIVOS ESPECÍFICOS	19
3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	20
3.1. BREVE HISTÓRICO DA FABRICAÇÃO DE AÇO PELO PROCESSO BOF	20
3.2. EQUIPAMENTOS QUE COMPÕE UM CONVERTEDOR BOF	22
3.2.1. Carcaça do Forno.....	22
3.2.2. Sistema de despoejamento	23
3.2.3. Lança de injeção oxigênio em convertedores BOF.....	24
3.3. REFINO DO AÇO EM CONVERTEDORES BOF	26
3.3.1. Reações químicas presentes no processo.....	29
3.4. BOCAIS SUPERSÔNICOS EM BICOS DE LANÇA BOF	31
3.5. FALHAS EM BICOS DE LANÇA	35
4. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA.....	39
4.1. CARACTERÍSTICAS MICROESTRUTURAIS DO COBRE	39
4.2. BOCAIS SUPERSÔNICOS DO TIPO CONVERGENTE-DIVERGENTE	42
4.2.1. Relação do número de Mach com a área da seção transversal	44
4.2.2. Relação do jato supersônico, propriedades do gás e o número de Mach	47
4.2.3. Caracterização do perfil de escoamento do jato	50
4.2.4. Bocais sub-expandidos, com expansão ótima e sobre-expandidos	52
4.2.5. Coalescência de Jato	54
4.3. FLUIDODINÂMICA COMPUTACIONAL (CFD).....	55
4.3.1. Equações que descrevem o escoamento de fluidos e transferência de calor	58
4.3.2. Conservação de massa	58

4.3.3.	Conservação de Momento	59
4.3.4.	Conservação de Energia	59
4.3.5.	Conservação de Espécies Químicas	60
4.3.6.	Modelo de combustão.....	60
4.3.7.	Modelo de turbulência	61
4.4.	MODELAGEM NUMÉRICA DE BOCAIS SUPERSÔNICOS EM BICOS DE LANÇA	63
5.	METODOLOGIA.....	68
5.1.	LEVANTAMENTO DOS PARÂMETROS OPERACIONAIS	68
5.2.	RETIRADA DE AMOSTRAS E ANÁLISE METALOGRAFICA.....	69
5.3.	CONDIÇÕES DE CONTORNO PARA SIMULAÇÃO CFD DO BOCAL SUPERSÔNICO	70
5.4.	SIMULAÇÃO CFD DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR	73
6.	RESULTADOS E DISCUSSÃO	75
6.1.	ANÁLISES METALOGRAFICAS E CARACTERIZAÇÃO GEOMÉTRICA DA FALHA	75
6.2.	VERIFICAÇÃO DOS EFEITOS DE PÓS-COMBUSTÃO	77
6.3.	VERIFICAÇÃO DOS EFEITOS DO DESGASTE DOS BOCAL NO JATO SUPERSÔNICO	84
6.4.	SIMULAÇÃO DE TROCA TÉRMICA COM A REFRIGERAÇÃO DO BICO	88
6.5.	REDIMENSIONAMENTO DOS BOCAIS UTILIZANDO SIMULAÇÃO CFD	93
7.	CONCLUSÕES.....	98
8.	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	99
9.	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	100

NOMENCLATURA

Letras Latinas

\dot{m}	Vazão mássica [m^3/h]
a	Velocidade do som [m/s^2]
A	Área [m^2]
C	Carbono
CO	Monóxido de carbono
CO_2	Dióxido de carbono
d	diâmetro médio de grãos [μm]
D	Tamanho final do grão [μm]
D_0	Tamanho inicial do grão [μm]
D_a	Número de Damköhler
d_b	Diâmetro do bocal [m]
\vec{F}	Forças externas
g	Aceleração da gravidade [m/s^2]
h	Entalpia
H_b	Distância do banho [m]
h_{tot}	Entalpia total
J_i	Fluxo de difusão das espécies i
K	Constrante empírica do bico
k	Razão dos calores específicos
K_0	Constante do material
k_e	Constante empírica do material
M_a	Número de Mach
Mn	Manganês
n	número de furos do bico
O_2	Oxigênio
P	Fosforo
P_1	Pressão [Pa]
P_0	Pressão de entrada [Pa]
P_{amb}	Pressão ambiente [Pa]
P_b	Penetração no banho [m]
Q	Energia de ativação [eV]
R	Constante dos gases ideais [$\text{J}/\text{mol}\cdot\text{K}$]
R_i	Taxa de produção de uma espécie química
S_i	Silício
S_i	Taxa de criação e adição da espécie química s
S_m	Massa adicionada na fase contínua.
T	Temperatura [K]
T_0	Temperatura de entrada [K]
\vec{U}	Velocidade [m/s]
V_s	Velocidade na saída do bocal [m/s]
Y_i	Difusão e reação para cada espécie química
X_{st}	Mistura estequiométrica
Z	Fração mássica de um elemento químico

Letras Gregas

$\bar{\tau}$	Tensor de tensões
τ	Tensão de cisalhamento
∇	derivada espacial de uma quantidade em todas as direções
β^*	Constante empírica
θ	Ângulo de cada um dos furos dos bicos com a vertical
ρ	Densidade [kg/m ³]
$\rho\vec{g}$	Forças gravitacionais
ρ_g	Densidade na saída do bocal [kg/m ³]
ρ_l	Densidade do banho [kg/m ³]
ω	Modelos k - ϵ
σ_0	Constante empírica do material
σ_e	Tensão de escoamento [MPa]
λ	Condutividade térmica

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 3.1: Desenho esquemático do convertedor Bessemer.....	20
FIGURA 3.2: Primeiro sopro com oxigênio pelo topo e o pedido de patente do LD.	21
FIGURA 3.3: Processos de refino derivados do BOF e OBM.....	21
FIGURA 3.4: Produção Mundial de Aço Bruto por Processo em 2016.	22
FIGURA 3.5: Estrutura básica de um forno BOF.	23
FIGURA 3.6: Disposição dos equipamentos que compõem o sistema BOF.....	24
FIGURA 3.7: Montagem típica de lança de sopro em convertedores a oxigênio	25
FIGURA 3.8: Desenho esquemático de um bico de lança	26
FIGURA 3.9: Desenho esquemático do sopro de oxigênio em convertedor BOF.....	27
FIGURA 3.10: Ciclo de operações no refino empregando-se o convertedor a oxigênio.....	28
FIGURA 3.11: Diagrama representativo das fases de descarburização.....	30
FIGURA 3.12: Representação esquemática das reações que ocorrem no processo BOF.....	30
FIGURA 3.13: Vazão de oxigênio em função da capacidade do convertedor.....	32
FIGURA 3.14: Análise geométrica das linhas de reflexão para bocais com: a) 8° b) 10° e c) 12°.....	32
FIGURA 3.15: Método Schlieren utilizado para a verificação do perfil de jato em bocais com 7°, 12°, 10°, 20° com torção e Laval suavizado.	33
FIGURA 3.16: Modelo físico da penetração de jato para diferentes vazões e inclinação do bocal.	34
FIGURA 3.17: a) Bico operou 166 corridas com refrigeração e simulação de troca térmica com as altas temperaturas coincidentes com região de defeito b) bico operou 990 corridas com refrigeração modificada e temperaturas reduzida pela nova refrigeração;.....	35
FIGURA 3.18: Bico de lança que falhou por rebote de jato.	36
FIGURA 3.19: Comparação entre a aderência de escória para diferentes perfis de temperatura externa da lança.	36
FIGURA 3.20: a) Bico novo; e b) Bico usado com vida de 600 corridas em função do desgaste nos bocais.....	37
FIGURA 3.21: Comparação entre falhas por desgaste dos bocais de bico – a) bico de 5 furos com 751 corridas; b) bico de 5 furos com 415 corridas; c) bico de 5 furos com 22 corridas; d) bico de 3 furos com 121 corridas; e) bico de 6 furos com 84 corridas; f) bico de 6 furos com 9 corridas.	37
FIGURA 4.1: Macroestrutura do cobre: a) Forjado em matriz fechada; b) Centrifugado e c) Fundido.....	39

FIGURA 4.2: Crescimento de grãos de cobre em função do tempo, com $D_0=10\mu\text{m}$	41
FIGURA 4.3: Micrografia de uma amostra de cobre aquecida por 2h: a) Tamanho de grão inicial $2\mu\text{m}$; b) $T = 410\text{ }^\circ\text{C}$; c) $T = 530\text{ }^\circ\text{C}$ e c) $T = 650\text{ }^\circ\text{C}$	41
FIGURA 4.4: Micrografia de amostras de cobre aquecida a $530\text{ }^\circ\text{C}$ a) Tamanho de grão inicial $2\mu\text{m}$; b) 4h; c) 10h e c) 100h.	42
FIGURA 4.5: Laval supersônico de um bico de lança e os parâmetros de formação do jato supersônico	43
FIGURA 4.6: Efeito do número de Mach nas propriedades do escoamento com mudança de área.....	46
FIGURA 4.7: Variação das propriedades com a mudança de área.	46
FIGURA 4.8: Transformação das propriedades ao longo do bocal e formação do jato supersônico.	49
FIGURA 4.9: Variação das propriedades do fluxo com a variação A_s/A_0	49
FIGURA 4.10: Esboço da pressão em função da posição de fluxo no bocal convergente-divergente com vários valores da pressão de saída do bocal.....	51
Figura 4.11: Tipos de bocais: a) sub-expandido, b) com expansão ótima e c) sobre-expandido.	52
FIGURA 4.12: Bocal sobreexpandido com descolamento de jato.....	53
FIGURA 4.13: Schilieren de jatos supersônico com diferentes pressões de entrada.....	54
FIGURA 4.14: Coalescimento de jato para bicos: a) 03 bocais e b) 04 bocais.....	55
FIGURA 4.15: Elementos tridimensionais.....	57
FIGURA 4.16: Volume de controle: a) a partir de elementos triangulares e quadrangular. b) resultante. c) elemento quadrangular e seus pontos de integração.	57
FIGURA 4.17: Simulação CFD de bocais supersônico de lanças BOF com diferentes geometrias.....	63
FIGURA 4.18: Simulação CFD da influencia da pressão interna do convertedor no comportamento do jato supersônico.	64
FIGURA 4.19: Variação do número de Mach em bicos de lança com bocais de ângulos: a) $\theta = 10^\circ$; b) $\theta = 12^\circ$ e c) $\theta = 14^\circ$. d) transição de jato supersônico para sônico.	65
FIGURA 4.20: Perfil de velocidade de jatos a 1,5m de distância dos bocais para bico de 6 furos com: a) $\theta = 10^\circ$; b) $\theta = 14^\circ$ e c) $\theta = 17,5^\circ$	65
FIGURA 4.21: Número de Mach para bocais de 14° de inclinação: a) $P_0/P_s = 1$; b) $P_0/P_s = 1,1$ e c) $P_0/P_s = 1,2$	66
FIGURA 4.22: Linhas de velocidade e perfil de temperatura de simulação CFD de jato supersônico com efeitos de pós-combustão do CO	66

FIGURA 4.23: a) Perfil de temperatura de jato com pós-combustão do oxigênio com o CO. b) comparação de velocidade do jato com e sem pós-combustão.	67
FIGURA 5.1: Desenho esquemático da configuração do bico utilizado pela Vallourec Brasil.	68
FIGURA 5.2: Regiões do bocal (a) sem desgaste;(b) região de desgaste e (c) face externa do bico.	69
FIGURA 5.3: Geometria para as simulações CFD: a) Bocal falhado (sem desgaste); b) Bocal desgastado.....	71
FIGURA 5.4: Identificação das regiões de contorno das utilizada nas simulações.	71
FIGURA 5.5: Malha utilizada para as simulações CFD.	72
FIGURA 5.6: Representação esquemática da geometria utilizada para as simulações CFD...	73
FIGURA 5.7: Malha utilizada para as simulações CFD.	74
FIGURA 6.1: Dimensões médias dos desgastes dos três bocais.....	75
FIGURA 6.2: Ângulos existentes em bicos de 3 furos: a) representação da linha vertical, ângulo entre os bocais, inclinação do bocal, face do bico e o diâmetro primitivo; b) plano do ângulo de inclinação dos bocais; c) plano do ângulo entre os bocais adjacentes; d) verificação dos ângulos entre os bocais; e) verificação do ângulo de inclinação dos bocais; f) verificação dos ângulos entre os bocais adjacentes.....	76
FIGURA 6.3:Análise metalográfica com ampliação de 200 vezes - a) Amostra da região interna do bocal sem desgaste; b) região de desgaste na saída do bocal e c) face externa do bico.	77
FIGURA 6.4: Número de Mach - a) Simulação 1 (180 Nm ³ /min) sem pós-combustão, b) Simulação 2 (150 Nm ³ /min) sem pós-combustão, c) Simulação 3(180 Nm ³ /min) com pós-combustão e d) Simulação 4 (150 Nm ³ /min) com pós-combustão.....	78
FIGURA 6.5: Comparação entre o comprimento de jato pelo número de Mach para as simulações 1 e 3.....	79
FIGURA 6.6: Comparação entre o comprimento de jato pelo número de Mach para as simulações 2 e 4.....	79
FIGURA 6.7: Número de Mach com ampliação na região dos bocais - a) Simulação 1 (180 Nm ³ /min) sem pós-combustão, b) Simulação 2 (150 Nm ³ /min) sem pós-combustão, c) Simulação 3(180 Nm ³ /min) com pós-combustão e d) Simulação 4 (150 Nm ³ /min) com pós-combustão.....	80
FIGURA 6.8: Gradiente de temperatura - a) Simulação 1 (180 Nm ³ /min) sem pós-combustão, b) Simulação 2 (150 Nm ³ /min) sem pós-combustão, c) Simulação 3(180 Nm ³ /min) com pós-combustão e d) Simulação 4 (150 Nm ³ /min) com pós-combustão.....	81
FIGURA 6.9: Gradiente de temperatura com ampliação na região dos bocais - a) Simulação 1 (180 Nm ³ /min) sem pós-combustão, b) Simulação 2 (150 Nm ³ /min) sem pós-combustão, c)	

Simulação 3(180 Nm ³ /min) com pós-combustão e d) Simulação 4 (150 Nm ³ /min) com pós-combustão.....	82
FIGURA 6.10: a) Simulação 2: Linhas de fluxo do escoamento; b) Teoria de comportamento do fluxo de escoamento quando ocorre descolamento de do jato no interior do bocal.....	83
FIGURA 6.11: Número de Mach com o efeito da pós-combustão - a) Simulação 3 (180 Nm ³ /min); b) Simulação 4 (150 Nm ³ /min); c) Simulação 5 (180 Nm ³ /min) e d) Simulação 6 (150 Nm ³ /min).....	84
FIGURA 6.12: Número de Mach com ampliação na região dos bocais com o efeito da pós-combustão - a) Simulação 3 (180 Nm ³ /min); b) Simulação 4 (150 Nm ³ /min); c) Simulação 5 (180 Nm ³ /min) e d) Simulação 6 (150 Nm ³ /min).....	85
FIGURA 6.13: Comparação entre o comprimento de jato pelo número de Mach para as simulações 3 e 5.....	86
FIGURA 6.14: Comparação entre o comprimento de jato pelo número de Mach para as simulações 4 e 6.....	86
FIGURA 6.15: Gradiente de temperatura com o efeito da pós-combustão - a) Simulação 3 (180 Nm ³ /min); b) Simulação 4 (150 Nm ³ /min); c) Simulação 5(180 Nm ³ /min) e d) Simulação 6 (150 Nm ³ /min).....	87
FIGURA 6.16: Gradiente de temperatura com ampliação na região dos bocais e efeito da pós-combustão - a) Simulação 3 (180 Nm ³ /min), b) Simulação 2 (150 Nm ³ /min), c) Simulação 3(180 Nm ³ /min) e d) Simulação 4 (150 Nm ³ /min).....	88
FIGURA 6.17: Fluxo de calor gerado pela pós-combustão: a) Simulação 3, b) Simulação 4, c) Simulação 5 e d) Simulação 6.	88
FIGURA 6.18: Temperatura do cobre para o fluxo de calor: a) Simulação 3; e b) Simulação 4; c) Simulação 5 e d) Simulação 6	89
FIGURA 6.19: Distribuição de temperaturas nas regiões próximas às saídas dos bocais.	90
FIGURA 6.20: Temperatura na parede do bocal pela distância interna do bocal.	91
FIGURA 6.21: Comparação entre o comprimento com temperatura acima do ponto de fusão encontrada nas simulações e o desgaste dos bocais no bico.....	91
FIGURA 6.22: Vetores de velocidade de escoamento do fluido de refrigeração.	92
FIGURA 6.23: Crescimento de grãos de cobre forjado pelo tempo de exposição para várias temperaturas.....	93
FIGURA 6.24: Número de Mach com o efeito da pós-combustão - a) Simulação 3 (180 Nm ³ /min), b) Simulação 4 (150 Nm ³ /min), c) Simulação 7 (180 Nm ³ /min) e d) Simulação 8 (150 Nm ³ /min).....	94
FIGURA 6.25: Número de Mach com ampliação na região dos bocais com o efeito da pós-combustão - a) Simulação 3 (180 Nm ³ /min); b) Simulação 4 (150 Nm ³ /min), c) Simulação 7 (180 Nm ³ /min) e d) Simulação 8 (150 Nm ³ /min).....	95

FIGURA 6.26: Comparação entre o comprimento de jato pelo número de Mach para as simulações 3 e 7.....	95
FIGURA 6.27: Comparação entre o comprimento de jato pelo número de Mach para as simulações 4 e 8.....	96
FIGURA 6.28: Gradiente de temperatura com o efeito da pós-combustão - a) Simulação 3 b) Simulação 4; c) Simulação 5 e d) Simulação 6	97
FIGURA 6.29: Gradiente de temperatura com ampliação na região dos bocais com os efeitos da pós-combustão- a) Simulação 1, b) Simulação 2, c) Simulação 3e d) Simulação 4.....	97

LISTA DE TABELAS

TABELA 1: Comparação de tempos (min.) de aciarias brasileiras a oxigênio.....	29
TABELA 2: Reações de oxidação e calor de formação.	31
TABELA 3: Comparação do efeito do jato sobre as condições de sopro.	33
TABELA 4: Variáveis para o cálculo do crescimento do grão de cobre.	40
TABELA 5: Classificação do escoamento pelo número de Mach.	44
TABELA 6: Comparação entre simulações CFD e cálculos teóricos.	64
TABELA 7: Parâmetros operacionais da laça.....	69
TABELA 8: Simulações CFD para avaliação do jato supersônico.	72
TABELA 9: Condições de contorno do escoamento.....	74
TABELA 10: Comparação entre os resultados numéricos e teóricos.	83

LISTA DE ABREVIATURAS

CFD	Computational Fluid Dynamic
BOF	Basic Oxygen Furnace
LD	Linz e Donawitz
OBM	Oxigen Bottom Maxhütte
DBL	Distância Banho-Lança

RESUMO

O desgaste nos bocais supersônicos do bico de lança tem sido um problema recorrente após certo tempo de operação das lanças na aciaria da Vallourec Brasil, que saem prematuramente, em função do baixo desempenho do jato supersônico após o desgaste. O entendimento dos fenômenos e mecanismos que levam ao desgaste pode contribuir para a descoberta de novas soluções, visando reduzir o impacto deste tipo de falha na vida útil dos bicos.

No presente trabalho será realizado um estudo de caso, através de uma análise de falha em um bico de lança da aciaria da Vallourec Brasil, retirado de operação devido ao desgaste dos bocais. A base do estudo serão as análises metalográficas e simulações computacionais para o entendimento dos fenômenos que levam ao desgaste. Inicialmente será feita uma revisão bibliográfica apresentando os conceitos básicos operacionais dos convertedores BOF (*Basic Oxygen Furnace*), bem como seus principais equipamentos e características de processo. No capítulo de fundamentação teórica, serão apresentados alguns conceitos analíticos básicos de cálculos de bocais supersônicos, metalurgia do cobre, além das equações básicas que regem a modelagem computacional CFD (*Computational Fluid Dynamics*).

Toda metodologia, materiais e critérios utilizados nas análises de falha, bem como os parâmetros operacionais do bico, serão apresentados no Capítulo 5. Neste capítulo, também serão apresentadas às condições de contorno, geometria e malha utilizada para as simulações CFD. No Capítulo 6, estão apresentados os resultados das análises metalográficas, onde as alterações granulométricas puderam ser correlacionadas com os resultados das simulações CFD, auxiliando na caracterização do mecanismo de desgaste.

Como principais conclusões, pode-se verificar que na região de desgaste ocorreu o maior crescimento de grãos, indicando um maior aporte térmico nesta região. Observou-se que durante a operação com a menor vazão sopro, a pós-combustão se inicia dentro dos bocais, causada pelo descolamento de jato, gerando temperaturas coerentes com o crescimento de grãos encontrado. Desta forma, o mecanismo de desgaste pode ser caracterizado como sendo a fusão gradativa do cobre ao longo das corridas, quando se opera com a menor vazão de sopro. Assim, os bocais puderam ser redimensionados, e tendem a ter maior vida útil, por não mais apresentar a pós-combustão dentro dos bocais durante a menor vazão de sopro.

Palavras-chave: (Bico de lança, Bocais Supersônicos, desgaste, CFD, BOF).

ABSTRACT

Wear of the supersonic nozzle in tip of lance has been a recurrent problem after a while of operation of the lances in the Vallourec Brazil steelmaking, exiting prematurely, due to the low performance of the supersonic jet after nozzle wear. The understanding of the phenomena and mechanisms that cause the nozzle wear, can lead to the discovery of new solutions, aiming to reduce the relevance of this type of failure in the life of the tip lance.

In the present work a case study will be realized, through a failure analysis in a nozzle in tip of lance of the Vallourec Brazil steelmaking, removed from operation due to wear of the nozzles. The basis of the study will be the metallographic analysis and computational simulations for the understanding of the phenomena that provide the nozzle wear. Initially will be presented a bibliographic review the basic operating concepts of the Basic Oxygen Furnace (BOF) converters, as well as their main equipment and process characteristics. In the theoretical fundamentals chapter, some basic analytics concepts of supersonic nozzle calculations, copper metallurgy, and the basic equations governing Computational Fluid Dynamics (CFD) modeling will be presented.

All methodology, materials and criteria used in the failure analyzes, as well as the operational parameters of the nozzle, will be presented in Chapter 5. In this chapter, also will be presented the body conditions, geometry and mesh used in CFD simulations. In Chapter 6, the results of the metallographic analyzes are presented, where the granulometric changes could be correlated with the results of the CFD simulations, aiding in the characterization of the wear mechanism.

As main conclusions, it can be verified that in the region of wear occurred the largest grain growth, indicating a higher thermal input in this region. It was observed that during operation with the lowest blow flow, the post-combustion starts inside the nozzles, caused by the jet detachment, and generating temperatures consistent with the grain growth found. So, the wear mechanism can be characterized as the gradual melting of the copper along the heats when operating with the lowest blow flow rate. Thus, the nozzles could be resized, with hope a longer life, because they no longer present post-combustion inside the nozzles during the lower blow flow.

Keywords: (tip, supersonic nozzle, wear, CFD, BOF.)

1. INTRODUÇÃO

Produzir aço com maior qualidade e o menor custo possível, passou a ser uma “regra” imposta pelo mercado nos últimos anos, em função de uma acirrada concorrência entre as siderúrgicas mundiais. Pesquisas e desenvolvimentos relacionados ao processo e equipamentos das aciarias BOF (*Basic Oxygen Furnace*) têm sido de fundamental importância para as usinas siderúrgicas se adaptarem a esta nova realidade.

O sopro de oxigênio é a principal etapa no refino do aço em convertedores BOF, sendo feita através de uma lança de injeção. O sopro é direcionado para o banho em sua parte frontal formada por furos angulares, conhecida como bico de lança, estando localizado na extremidade frontal da lança. Esta é a parte do equipamento mais exposta ao ambiente interno do convertedor, próxima às reações de refino, pós-combustão e “*splash*” de escória e aço líquido. Estes fatores fazem do bico a região que apresenta o maior índice de falha do equipamento.

Existem vários tipos de falha que podem ser observados em bicos de lança, como por exemplo: (i) a fadiga térmica, causada pelo ciclo térmico do processo; (ii) desgaste erosivo que é causado por rebote de jato de oxigênio, após incidir na sucata e retornar para face do bico; (iii) uma das falhas mais comuns que é o desgaste no bocal supersônico, que acarreta variações no processo, devido à perda de eficiência na penetração do jato no banho, e por isso, mesmo sem ocorrer o vazamento de água é determinante para o fim da vida útil do bico. Este tipo de falha é atualmente um dos maiores limitadores na vida dos bicos da usina siderúrgica Vallourec do Brasil. Assim a análise e entendimento do mecanismo que leva a esse desgaste podem resultar em soluções definitivas ou parciais para o problema e gerar ganhos diretos ao processo.

Na literatura podem-se encontrar alguns trabalhos que abordam este assunto, porém sem correlacionar os fenômenos do processo às características das amostras de falhas. Assim fazem-se pertinente o estudo realizado no presente trabalho, que visa caracterizar o mecanismo de desgaste através de análises metalográficas de amostras de bocais com desgaste, correlacionando os fenômenos físico-químicos do processo, através de simulações computacionais CFD, por ser esta uma ferramenta mais robusta para este tipo de análise.

2. OBJETIVOS

2.1. Objetivos Gerais

Os objetivos gerais do presente trabalho são:

- Estabelecer correlações entre os parâmetros operacionais e o desgaste dos bocais supersônicos do bico de lança, caracterizando os possíveis mecanismos e fenômenos envolvidos;
- Propor nova geometria para os bocais, de forma a reduzir ou eliminar o desgaste dos bocais, visando o aumento da vida útil do equipamento.

2.2. Objetivos Específicos

Os objetivos específicos do presente trabalho são:

- Avaliar os parâmetros de sopro e condições operacionais;
- Realizar análises metalográficas em amostras retiradas de bocais com desgaste, para verificação de possíveis variações microestruturais;
- Verificação do perfil de jato dos bocais supersônicos na maior e menor vazão de operação utilizando simulação CFD, por abranger uma grande quantidade de variáveis do processo;
- Avaliar a troca térmica no bico de lança com os aportes térmicos gerados nas simulações de jato supersônico, com o intuito de verificar a influência das temperaturas geradas no desgaste;
- Correlacionar as análises metalográficas, com o perfil de escoamento do jato supersônico e as temperaturas de trabalho, para a caracterização do mecanismo de desgaste do laval;
- Utilizar simulações CFD para realizar o redimensionamento dos bocais, tendo como parâmetro as simulações de caracterização do mecanismo de desgaste, e propor novas dimensões para este bocal.

3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Nesta parte do trabalho será apresentado um breve histórico da evolução da fabricação de aço em convertedores a oxigênio, além de alguns dos principais equipamentos que compõem o sistema de refino primário em convertedores BOF. A ênfase será dada aos equipamentos de sopro que compõe uma lança de oxigênio, mais especificamente no bico da lança, por onde é realizado o sopro de oxigênio através dos bocais supersônicos.

3.1. Breve histórico da fabricação de aço pelo processo BOF

O conceito de fabricação de aço com a utilização de oxigênio surgiu em 1949, sendo a ideia original exposta por Sir Henry Bessemer em 1856; entretanto, devido à dificuldade na obtenção de oxigênio, a produção não entrou em escala industrial (ARAÚJO, 2005). A FIGURA 3.1 apresenta um um desenho esquemático de um convertedor Bessemer.

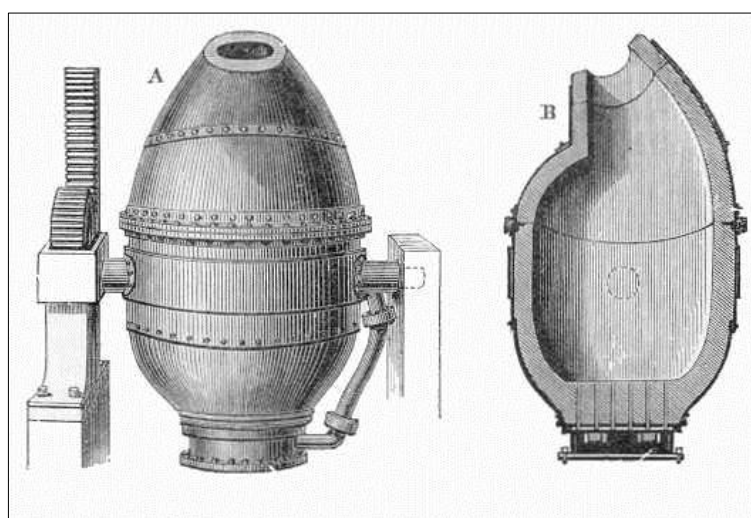


FIGURA 3.1: Desenho esquemático do convertedor Bessemer.
FONTE: Wikipédia, 2015.

A sequência de operação era iniciada com o convertedor Bessemer na posição de vazamento quando carregado e o sopro de ar quente iniciado pela lateral. Em seguida, o forno era basculado para posição vertical e os operadores denominados “sopradores” solicitavam o carregamento da carga fria. Na parte inferior do forno era injetado ar através de orifícios ligados ao interior, para promover as reações (MAIA, 2013). A Voest Linz e Alpine Donawitz em 1949 iniciaram experiências com o objetivo de oxidar o gusa líquido soprando oxigênio puro. Na FIGURA 3.2 são apresentadas imagens dos primeiros ensaios realizados. A primeira fábrica de aço via BOF (*Basic Oxygen Furnace*) entrou em operação na cidade de Linz no

outono de 1952, e em Donawitz na primavera de 1953, daí a utilização da sigla “LD” em referência às cidades situadas na Áustria, onde o processo foi originalmente desenvolvido. (SCHOBER, 2013)

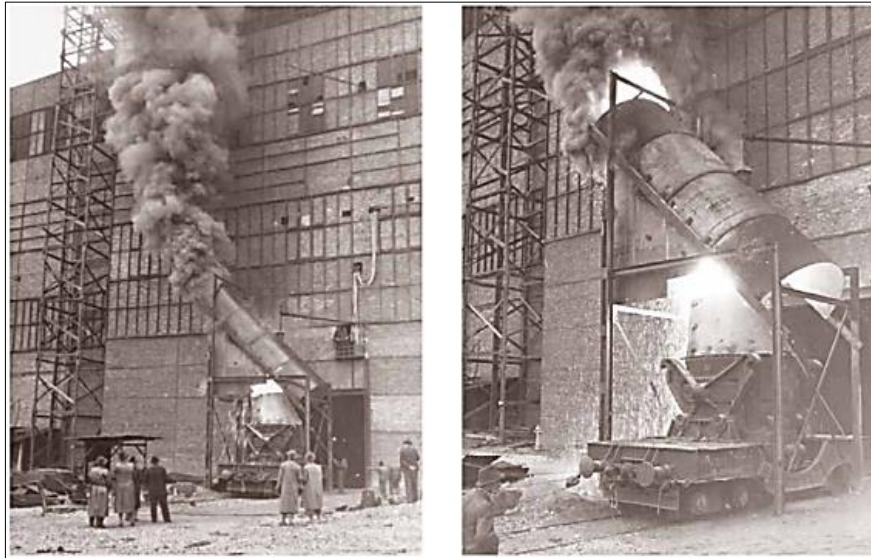


FIGURA 3.2: Primeiro sopro com oxigênio pelo topo e o pedido de patente do LD.
FONTE: SCHOBER, 2013.

O processo OBM (*Oxygen Bottom Maxhütte*), que surgiu em 1967 na Alemanha, consiste na injeção de gás endotérmico constituído por hidrocarbonetos como metano, gás natural, propano, pela parte inferior do convertedor, juntamente com o oxigênio (ADOLF, 2014). Vários outros processos surgiram utilizando a injeção de oxigênio, variando os gases e combinando o sopro por cima (LD) e com o sopro submerso (OBM). Na FIGURA 3.3 são apresentadas as variações dos processos de refino a oxigênio decorrentes dos processos LD e OBM.

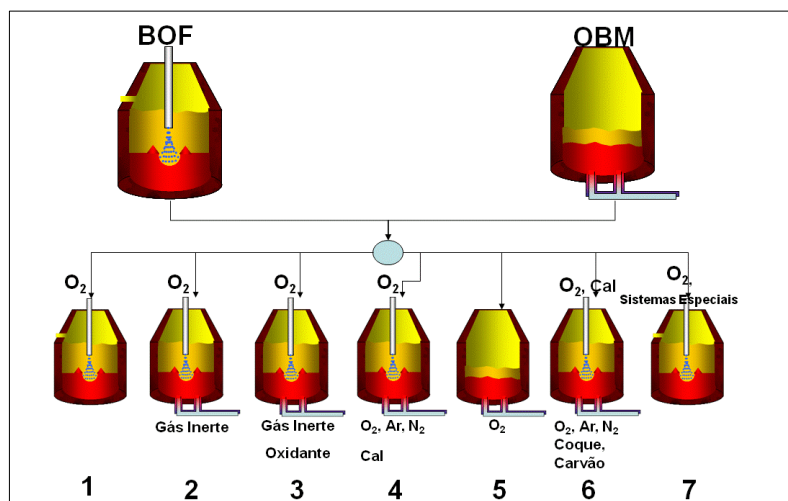


FIGURA 3.3: Processos de refino derivados do BOF e OBM.
FONTE: MAIA, 2007.

Segundo Koller (1998), no final da década de 90 aproximadamente 60% do aço produzido no mundo era obtido através da rota alto-forno – convertedores a oxigênio. Este percentual apresenta um considerável aumento em quase duas décadas depois, conforme apresentado na FIGURA 3.4.

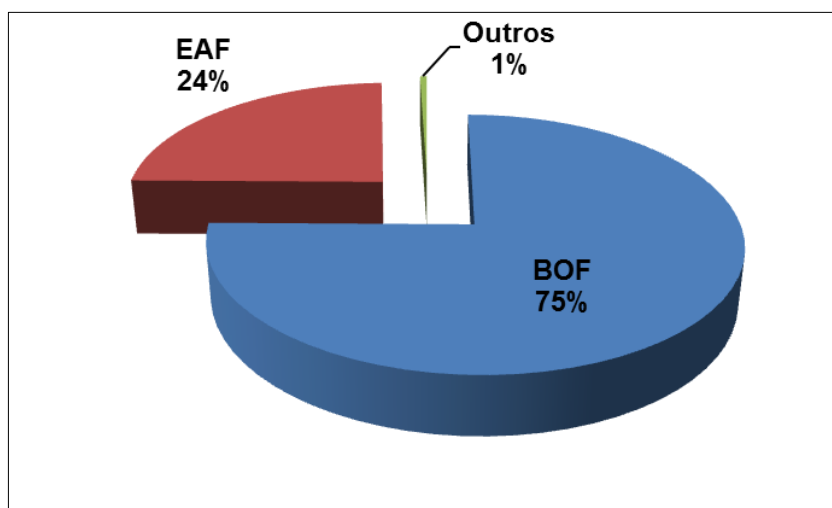


FIGURA 3.4: Produção Mundial de Aço Bruto por Processo em 2016.
FONTE: (BIR, 2017).

A partir da FIGURA 3.4 pode-se observar a grande relevância do processo BOF na fabricação mundial de aço. Assim, melhorias de desempenho realizadas nos equipamentos, com consequentes ganhos no processo BOF, são de extrema relevância para a indústria mundial.

3.2. Equipamentos que compõe um Convertedor BOF

Um forno BOF basicamente é composto por um vaso também conhecido como convertedor, dotado de um sistema de basculamento, uma lança para injeção de oxigênio, sistema de captação de gases (despoeiramento) e lança para retirada de amostras (sub-lança). Existem vários outros equipamentos auxiliares como compressores, válvulas instrumentadas de controle de fluidos, medidores de gás, computadores para controle de operação, etc. Entretanto, neste capítulo será brevemente apresentada a carcaça do convertedor, o sistema de despoeiramento e a lança de injeção de oxigênio, onde será enfatizado o bico da lança por ser o objeto de estudo.

3.2.1. Carcaça do Forno

O convertedor tem geometria cilíndrica, fechado na parte inferior por um tampo elíptico com formato cônico na parte superior e uma grande abertura no topo para permitir o carregamento do gusa líquido e da sucata, denominada “boca do convertedor”. Geometricamente o

convertedor 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°, conforme pode ser visto na FIGURA 3.5. O vazamento ocorre através de um furo de corridas, que permite melhor separação metal/escória.

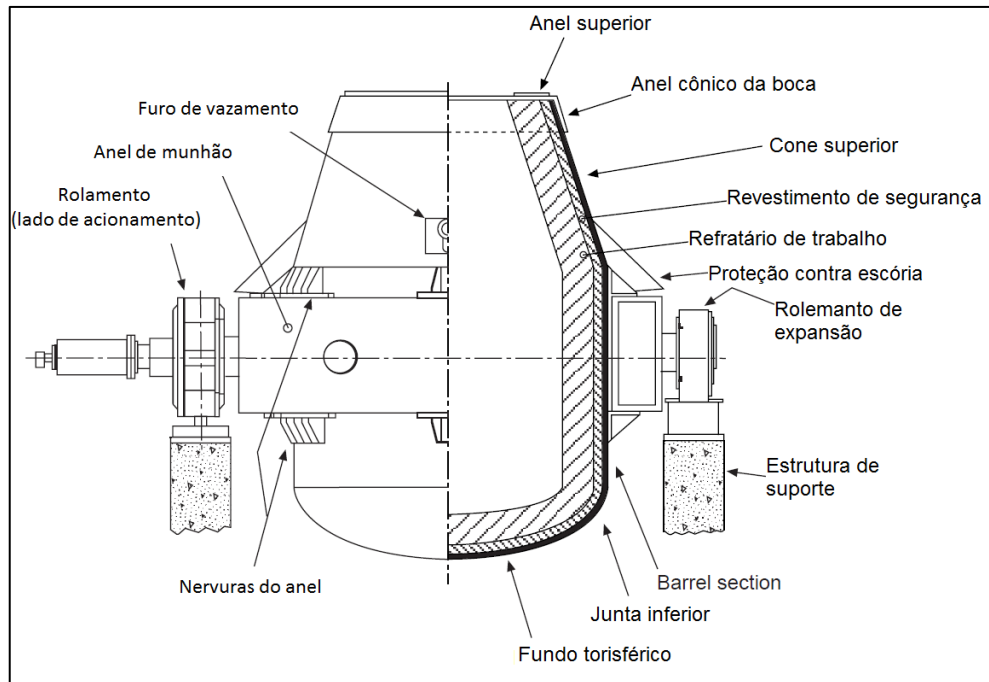


FIGURA 3.5: Estrutura básica de um forno BOF.

FONTE: BARKE *et al.* (1998).

O volume interno útil do convertedor determina a capacidade produtiva, em função do volume de escória, de gases gerados e capacidade do despoeiramento. O volume de material líquido ocupa aproximadamente 25% do volume interno total.

3.2.2. Sistema de despoeiramento

O sistema de despoeiramento fica localizado logo acima do convertedor e visa à captação dos gases gerados durante o processo. Este equipamento também tem como função o resfriamento dos gases para reaproveitamento em outros processos. Nos sistemas úmidos, que são os mais comuns, os gases são parcialmente resfriados pelos dutos refrigerados e em seguida passam por dois processos de lavagem, para remoção do material particulado. A primeira lavagem tem o objetivo de remover a maior quantidade de partículas enquanto a segunda lavagem tem o objetivo de garantir os limites determinados pelas leis ambientais. Na FIGURA 3.6 pode-se observar disposição do despoeiramento no sistema BOF.

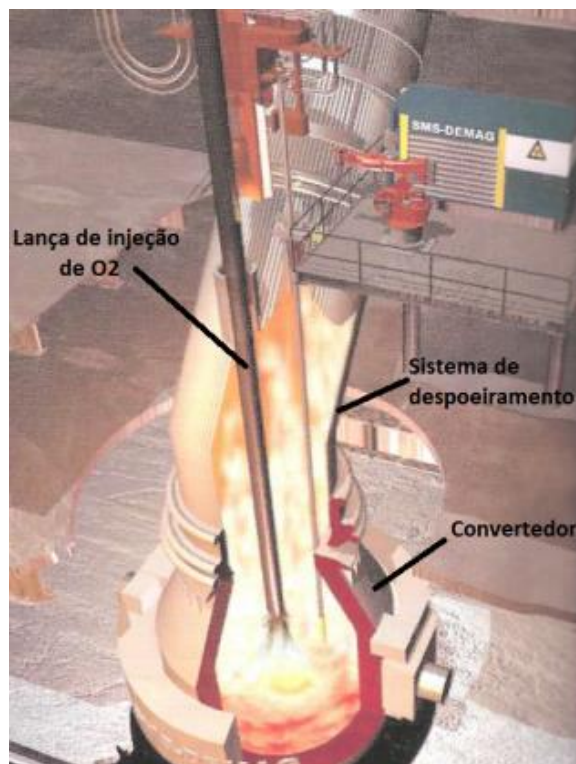


FIGURA 3.6: Disposição dos equipamentos que compõem o sistema BOF.
 FONTE: RIZZO, 2006.

A capacidade de exaustão do sistema é determinada pela capacidade do ventilador e as respectivas perdas de carga no circuito, que é um parâmetro importante a ser considerado em possíveis desvios operacionais, garantindo um excedente de vazão na capacidade de exaustão. Este também tem grande influência na pressão interna do convertedor, pois se o sistema não comporta a capacidade de gases produzidas no processo, o convertedor pode trabalhar com pressões positivas. Alguns sistemas de despoeiramento possuem medidores para a verificação da temperatura e composição química dos gases, objetivando o monitoramento de variações que podem ocorrer no processo.

3.2.3. Lança de injeção oxigênio em convertedores BOF

A principal função da lança de oxigênio no refino do aço em convertedores é fornecer a quantidade necessária de oxigênio para eliminação de impurezas e reduzir o percentual de carbono da carga metálica, até se obter a composição química do aço desejado. Neste processo o jato de oxigênio é injetado a velocidades supersônicas, promovendo a turbulência e mistura necessária para dar início as reações de refino.

Este equipamento é constituído basicamente por três tubos concêntricos, sendo a passagem do oxigênio feita pelo tubo central; os tubos externo e intermediário são utilizados para

refrigeração da lança com água. A extremidade da lança contém uma ponta cilíndrica, também conhecida como “bico de lança” ou “cabeça de lança”, formada por bocais supersônicos angulares para saída de oxigênio, conforme pode ser visto na FIGURA 3.7.

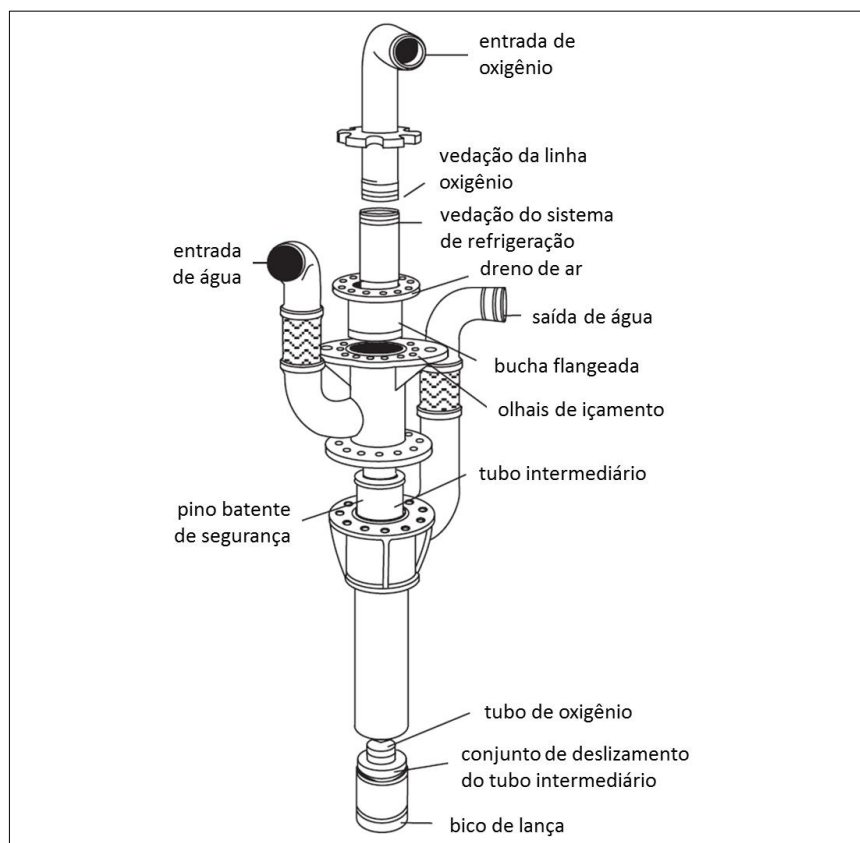


FIGURA 3.7: Montagem típica de lança de sopro em convertedores a oxigênio
 FONTE: BARKER *et al.*, 1998.

Durante o sopro, a lança segue um padrão de altura em relação ao banho metálico, também conhecido como “distância banho-lança” (DBL), onde a lança é aproximada da superfície do banho o máximo possível. Quanto mais próxima da superfície do banho, mais elevadas são as temperaturas a que esta é submetida, mas por outro lado, maior será a penetração do jato de oxigênio e maior será a velocidade das reações. O processo provoca agitação do metal líquido e da escória, e estes podem ser projetados para as partes superiores do forno e solidificar-se tanto na lança, quanto nas paredes do forno, assim como ser arremessado para fora.

O bico de lança geralmente é fabricado em cobre de alta pureza, podendo ser fundido, forjado ou centrifugado. O cobre tem baixo ponto de fusão (aprox.1084°C), porém é um excelente condutor térmico e sendo refrigerado por um circuito interno de água, possibilita extração térmica adequada para manter a face do bico exposta ao ambiente do forno com temperaturas abaixo de 300°, conforme apresentado por Santos *et al.* (2014). A FIGURA 3.8 apresenta um

desenho esquemático em corte de um bico de lança típico, onde são apresentados os bocais de passagem do oxigênio, os canais de entrada e saída de água de refrigeração e a entrada e saída de oxigênio pelos bocais supersônicos.

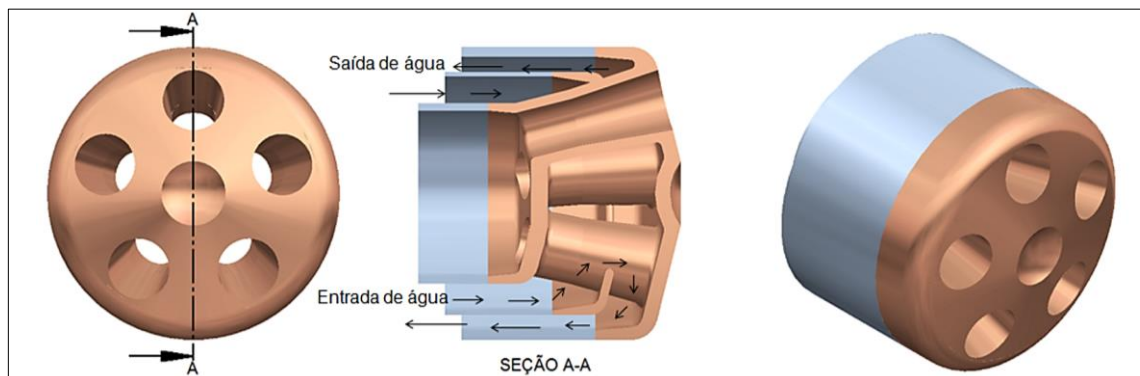


FIGURA 3.8: Desenho esquemático de um bico de lança
 FONTE: SANTOS *et al.*, 2014.

Existe uma relação quase que direta entre o circuito de refrigeração do bico e sua vida útil, e, desta 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, os coeficientes de convecção da água. A geometria interna do bico forma um circuito fechado, com a água entrando com uma temperatura de aproximadamente 35 °C e saindo com temperaturas que podem chegar a 70 °C, após refrigerar o equipamento.

3.3. Refino do aço em convertedores BOF

Os processos de refino em convertedores a oxigênio podem variar dependendo do aço produzido e da tecnologia de equipamentos utilizados, mas segundo Rizzo (2006), seguem basicamente as seguintes etapas:

- Carregamento da carga metálica sólida;
- Carregamento do ferro-gusa líquido;
- Sopro de oxigênio;
- Introdução da sub-lança para a medição de temperatura e composição química do aço;
- Vazamento do aço líquido, adição de ferros-ligas, desoxidantes e recarburantes;
- Realização de *slagcoating* ou *slagsplashing*;
- Vazamento da escória remanescente.

Durante o carregamento da carga metálica o convertedor se inclina até uma posição de aproximadamente 45° em relação ao eixo principal, possibilitando o carregamento de sucata através de uma canaleta. A canaleta consiste basicamente em uma caçamba aberta no topo e em uma das laterais, permitindo o deslizamento da sucata quando esta é inclinada. Após o carregamento de sucata o ferro gusa é carregado pelo carro torpedo, completando a carga metálica necessária para o início do processo. (RIZZO, 2006)

Com o forno novamente em sua posição vertical, é iniciada a etapa de sopro através da lança que injeta o oxigênio sobre a superfície da carga metálica. Este procedimento cria uma região de impacto do jato que alcança altíssimas temperaturas, dando início às reações químicas de refino e formação da escória. (BARÃO C. , 2004)

Na maior parte do processo de sopro é gerado o gás monóxido de carbono (CO), onde junto com a escória torna-se uma emulsão (metal-líquido-gás), porém com fase predominante da escória sendo líquida. A emulsão envolve toda parte frontal da lança, onde ocorrem os principais fenômenos de transferências de calor entre a lança e o ambiente do convertedor (SILVA, 2008), conforme está esquematicamente apresentado na FIGURA 3.9.



FIGURA 3.9: Desenho esquemático do sopro de oxigênio em convertedor BOF.
FONTE: GONÇALVES, 2005.

Finalizada a etapa de sopro é realizada a coleta de amostras para avaliação da composição química e temperatura do banho, geralmente realizada através de uma sub-lança, com o convertedor ainda na posição vertical. Verificada a composição química e temperatura, o convertedor é basculado para o vazamento do aço líquido em uma panela. Em seguida, o convertedor é basculado para realizar o vazamento de escória, que acontece do lado contrário do vazamento de aço. A FIGURA 3.10 representa esquematicamente todas as etapas que compõe uma corrida em um convertedor BOF.

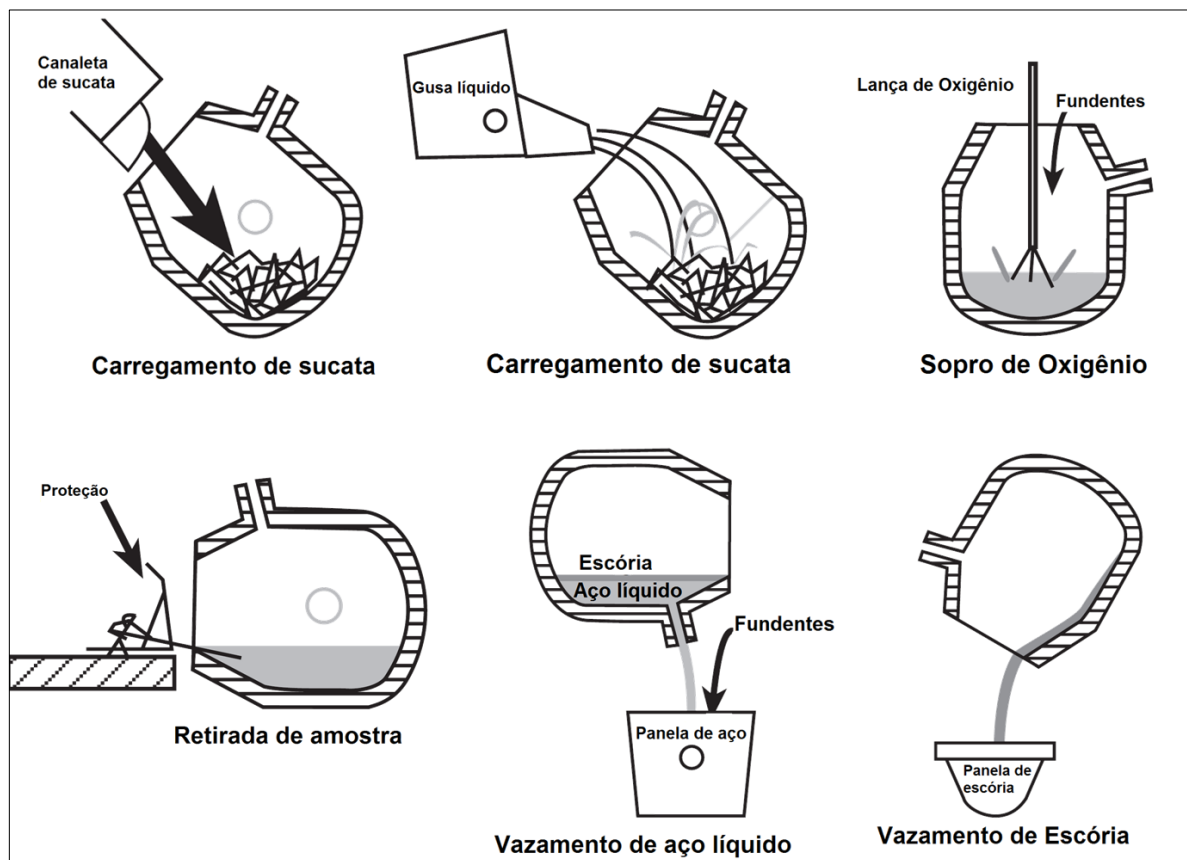


FIGURA 3.10: Ciclo de operações no refino empregando-se o convertedor a oxigênio.

FONTE: (MILLER *et al.*, 1998).

Segundo Rizzo (2006) o conjunto de operações apresentados anteriormente totaliza um tap-to-tap (vazamento a vazamento) de aproximadamente 41 min por corrida. Na TABELA 1 pode-se comparar o tempo de sopro e processo de algumas usinas brasileiras. Observa-se nesta tabela que em média a etapa que demanda maior tempo é a de sopro de oxigênio. Também é possível notar que o tempo de tap-to-tap varia entre as usinas siderúrgicas. Esta variação pode ocorrer em função do tipo de aço produzido, como no caso da Aperam que tem maior tempo em função de produzir aço inoxidável, além do tipo de carga utilizada (percentual de gusa e sucata).

TABELA 1: Comparação de tempos (min.) de aciarias brasileiras a oxigênio.

Empresa	Tap-to-tap	Tempo processo	Tempo Sopro	Tempo demais etapas	%Tempo Sopro
Aperam	121	62	26	36	41,9
CST	48	37	18	20	47,3
Gerdau (Barão de Cocais)	44	39	23	16	59,0
USIMINAS (aciaria 2)	48	31	14	17	44,5
Vallourec Brasil	44	34	20	14	58,8

FONTE: MAIA, 2013.

3.3.1. Reações químicas presentes no processo

A quantidade de oxigênio a ser injetada e o tempo de processo estão totalmente ligados à composição química da carga metálica e do gusa carregados, onde todas as reações químicas ocorrem durante o sopro de oxigênio. Segundo Maia (2013) o processo de sopro ocorre em 04 etapas distintas:

- **Ignição:** No início do processo a lança é abaixada até uma altura que permita a ignição da corrida, ou seja, que ocorra a oxidação de algum elemento do banho pelo oxigênio soprado para dar início às reações exotérmicas;
- **Formação da escória:** Imediatamente após a ignição da corrida, inicia-se a etapa formação de escória, com duração aproximada de 03 a 05 minutos. A oxidação do manganês começa no início de sopro, aumentando dessa forma a quantidade de óxido de manganês na escória;
- **Descarburação:** Ocorrem em três estágios (FIGURA 3.11), sendo o primeiro durante a formação de escória, caracterizado pela oxidação quase completa do silício e uma oxidação acentuada do manganês, enquanto a velocidade de descarburação aumenta à medida que os teores destes dois elementos diminuem. O segundo estágio de descarburação é determinado principalmente pela oxidação do carbono, após a oxidação do Si. As reações exotérmicas de descarburação elevam a temperatura do banho metálico, sendo a velocidade da reação determinada somente pela disponibilidade de oxigênio. Por fim, a velocidade de descarburação volta a cair devido à redução de carbono no banho metálico;
- **Oxidação para acerto da temperatura:** a última etapa de sopro tem o objetivo de aumentar a temperatura do banho metálico, sendo caracterizada pela redução da

velocidade de descarburização e aumento gradativo da oxidação do manganês e ferro, de acordo com que o teor de carbono no banho diminui.

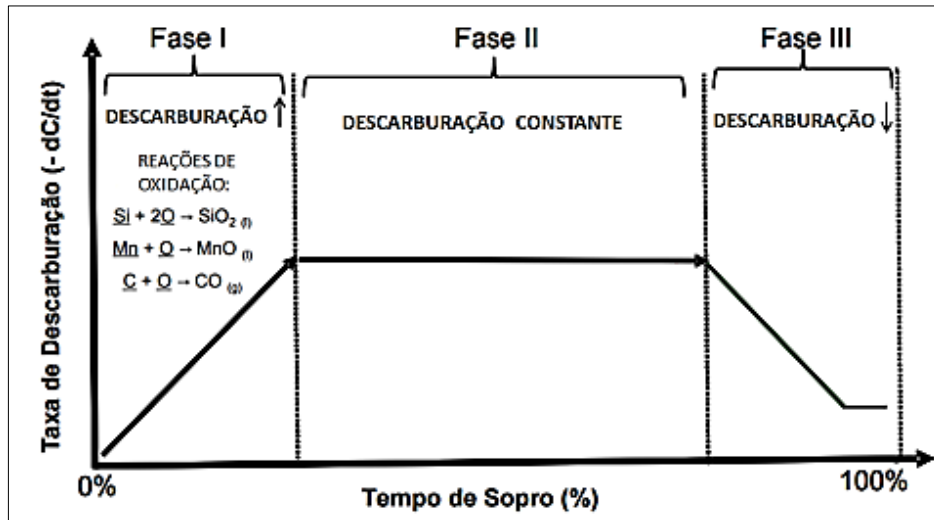


FIGURA 3.11: Diagrama representativo das fases de descarburização.
FONTE: MOTTA, 2011.

Na FIGURA 3.12 estão apresentadas de forma esquemática as reações que ocorrem durante a etapa de sopro. Observa-se que a reação química mais próxima do bico durante o processo é a de pós-combustão, o qual corresponde à oxidação do CO (proveniente da descarburização do banho metálico realizado pelo oxigênio (O_2) injetado) em contato com o O_2 remanescente do jato supersônico, formando o dióxido de carbono (CO_2).

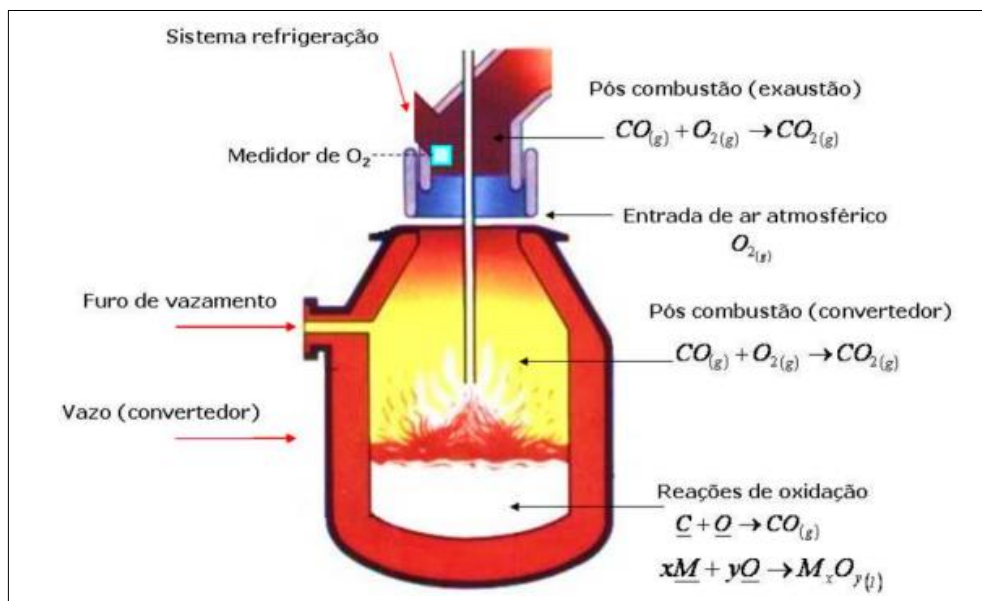


FIGURA 3.12: Representação esquemática das reações que ocorrem no processo BOF.
FONTE: MOTTA, 2011.

Segundo Maia (2007) o gás na saída do convertedor possui composição química entre 55 a 70 % de CO e de 30 a 35% de CO₂; já Miller *et al.* (1998) citam valores de 90% de CO e 10% de CO₂. A diferença nos valores finais de CO e CO₂ encontrada pelos autores podem estar relacionadas às particularidades de cada processo, como por exemplo, a composição química da matéria prima utilizada no convertedor e carga metálica carregada.

Barão (2007) apresenta uma tabela com valores de energia resultante das reações que ocorrem no processo de descarburização, baseando-se em três referências bibliográficas, com valores que variam conforme TABELA 2.

TABELA 2: Reações de oxidação e calor de formação.

Reação de oxidação	Calor de formação [kcal/kg]
$\text{Mn (s)} + \frac{1}{2} \text{O}_2 \text{ (g)} = \text{MnO (s)}$	1673 - 1674
$\text{Si (s)} + \text{O}_2 \text{ (g)} = \text{SiO}_2 \text{ (s)}$	7773 - 7775
$2\text{P (s)} + 5\frac{1}{2} \text{O}_2 \text{ (g)} = \text{P}_2\text{O}_5 \text{ (s)}$	5667 - 5807
$\text{Fe (l)} + \frac{1}{2} \text{O}_2 \text{ (g)} = \text{FeO (l)}$	1165 - 1204
$\text{C (s)} + \frac{1}{2} \text{O}_2 \text{ (g)} = \text{CO (g)}$	2201 - 2202
$\text{C (s)} + \text{O}_2 \text{ (g)} = \text{CO}_2 \text{ (g)}$	7838

FONTE: BARÃO, 2007.

Os valores da TABELA 2 representam a energia liberada durante a reação de oxidação de cada elemento. O bico de lança fica exposto a grande parte desta energia, onde se pode destacar a energia gerada pela pós-combustão, por ser reação que ocorre mais próxima do bico da lança.

3.4. Bocais supersônicos em bicos de lança BOF

Nas primeiras aplicações comerciais do processo BOF, foram utilizadas lanças com apenas um furo central em convertedores de 30 a 100 toneladas. Com o aumento da capacidade dos convertedores, e objetivando manutenção da produtividade sem aumentar o tempo de refino, elevaram-se as vazões de oxigênio. Com isso começaram a aparecer efeitos colaterais tais como: penetração profunda do jato no interior do banho metálico afetando o revestimento refratário; perturbações excessivas durante o sopro, tendo como consequências projeções de escória e de metal e promovendo uma deficiente desfosforação. (MAIA & MARTINS, 2012)

Segundo Maia & Martins (2012) a solução encontrada para os problemas ocasionados pelo o aumento da vazão de oxigênio em um único furo foi à evolução no projeto de lanças para bicos com multifuros angulares. Além do aumento no número de furos, para se evitar a

interação entre os jatos foram necessários o aumento na distância entre os furos e, conseqüentemente, o aumento no diâmetro da lança. A vazão de oxigênio soprado no processo depende do porte do convertedor, quantidade de aço a ser produzido e composição química. Na FIGURA 3.13 é apresentada uma relação entre a vazão de oxigênio e a capacidade do convertedor. Segundo Maia (2007) na prática as vazões variam durante o sopro em torno de 20% acima ou abaixo da vazão média pretendida.

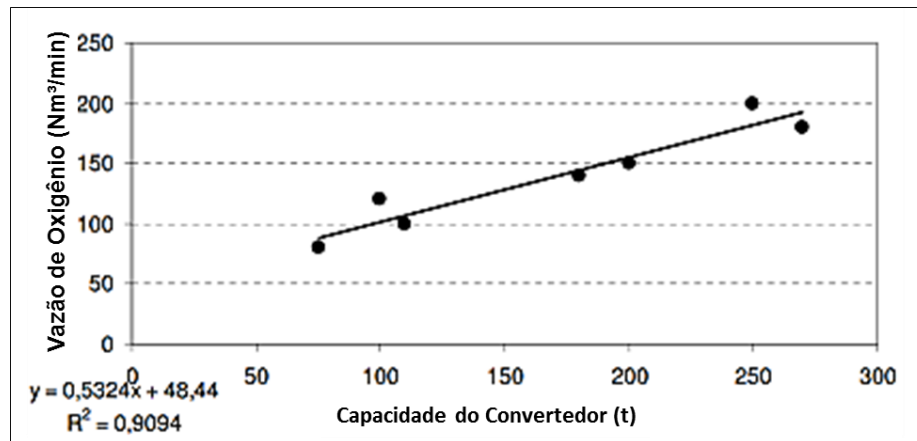


FIGURA 3.13: Vazão de oxigênio em função da capacidade do convertedor.
FONTE: MAIA & MARTINS, 2012.

A definição de inclinação dos bocais também está relacionada a parâmetros geométricos do convertedor. Ao colidir com o banho metálico, o impacto gerado (*splash*) promove projeções de metal líquido e escória no interior do forno. Guerra *et al.* (2015) apresenta uma metodologia empírica de análise geométrica para a determinação do ângulo para os bocais supersônicos (FIGURA 3.14), objetivando reduzir a projeção de metal líquido e escória para fora do forno.

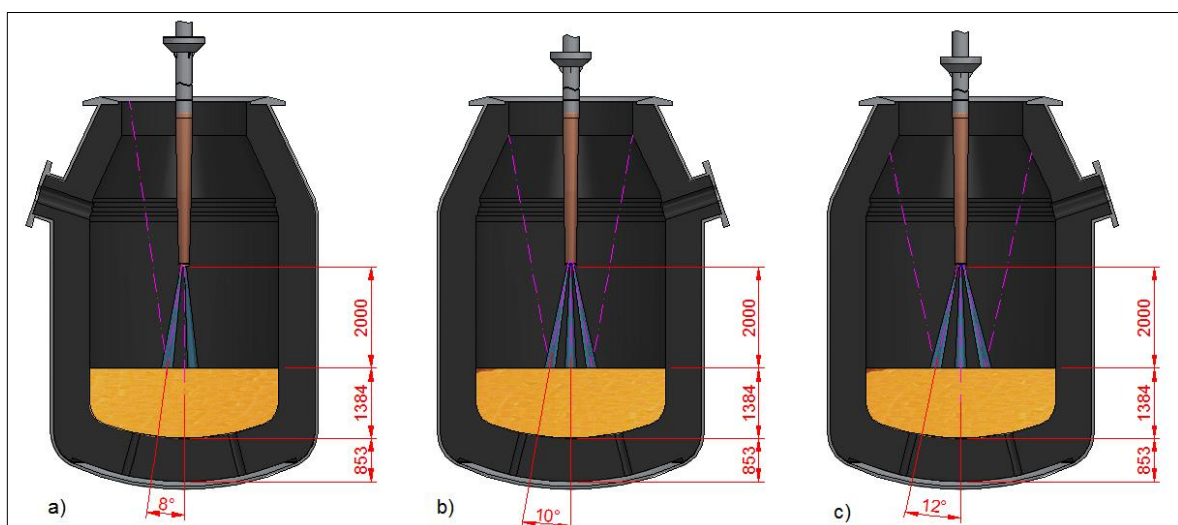


FIGURA 3.14: Análise geométrica das linhas de reflexão para bocais com: a) 8° b) 10° e c) 12°.
FONTE: GUERRA *et al.*, 2015.

Conforme apresentado na TABELA 3, observa-se que a definição de ângulo ideal para os bocais do bico deve ser avaliada caso a caso, pois depende das condições geométricas e de processo que variam para cada projeto do LD.

TABELA 3: Comparação do efeito do jato sobre as condições de sopro.

Tipo de Bico	Despoeiramento	Boca do Convertedor	Ventaneira
3 Bocais e 8°	Possibilidade de o material incandescente atingir o sistema em caso de projeções.	Sem interferência	Sem interferência
4 Bocais e 10°	Sem interferência	Possível aumento da necessidade de limpeza de boca.	Sem interferência
4 Bocais e 12°	Sem interferência	Possível formação de cascão no interior do forno.	Sem interferência
6 Bocais e 17,5°	Sem interferência	Possível formação de cascão no interior do forno.	Possibilidade de interferência e necessidade de avaliar interferência com os munhões.

FONTE: GUERRA *et al.*, 2015.

Maia (2013) apresenta modelos físicos de várias configurações para bocais de bico de lança, onde se observa o perfil de escoamento através do método Schlieren na FIGURA 3.15. Nesta figura verifica-se que quanto maior for o ângulo de inclinação dos bocais, maior será a área de abrangência do jato no banho.

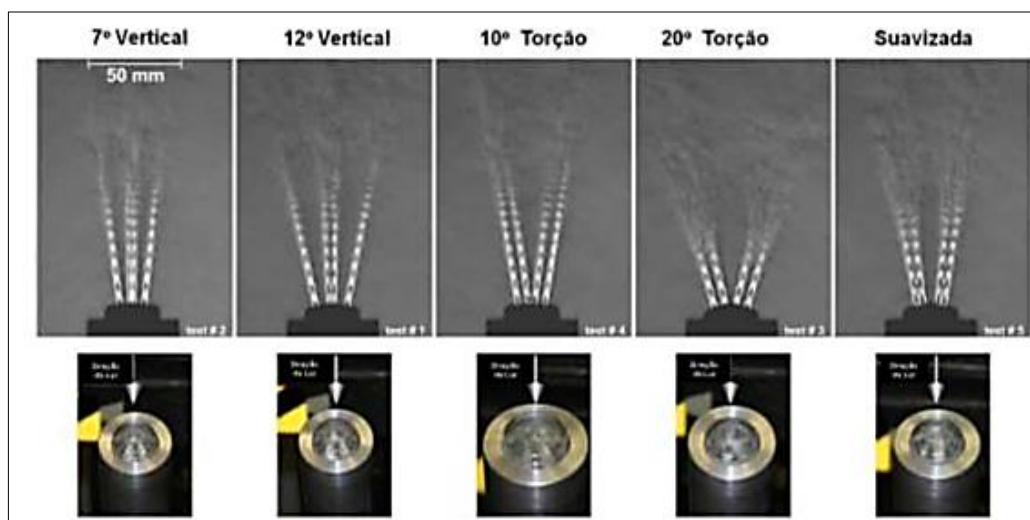


FIGURA 3.15: Método Schlieren utilizado para a verificação do perfil de jato em bocais com 7°, 12°, 10°, 20° com torção e Laval suavizado.

FONTE: MAIA, 2013.

Em contra partida, uma maior inclinação acarretará menor penetração no banho, como apresentado na FIGURA 3.16. Penetrações excessivas podem causar desgaste prematuro do refratário. Uma maior abrangência da área de interação entre o jato supersônico e o banho metálico, pode promover uma melhor agitação e movimentação do banho, o que favorece as reações e, conseqüentemente, reduzir o tempo total de processo.

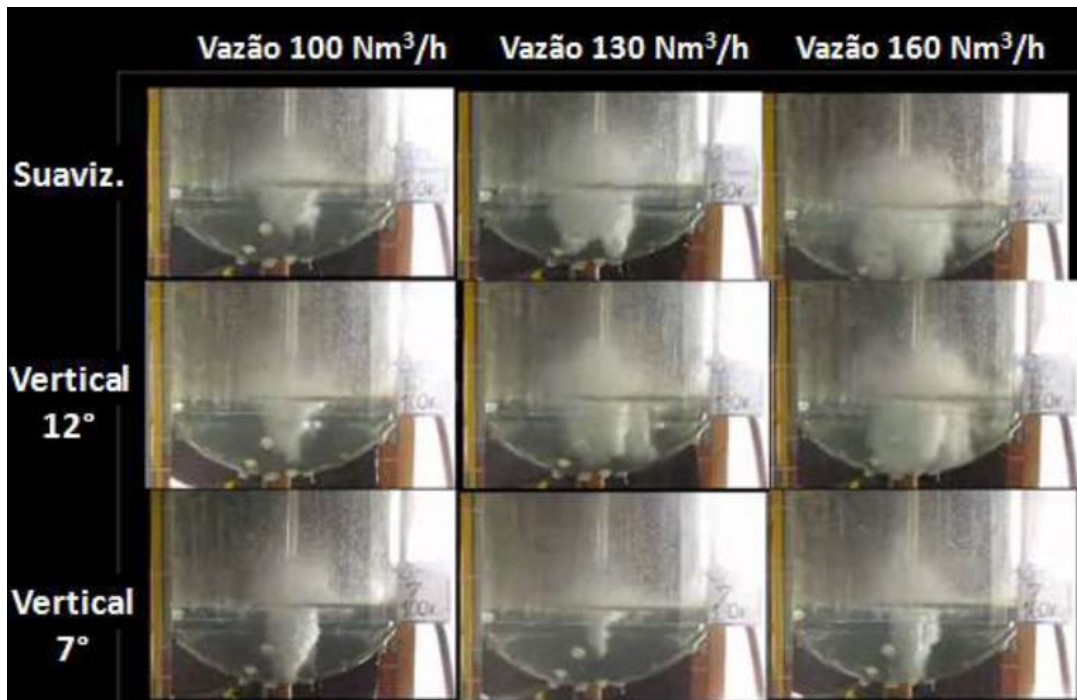


FIGURA 3.16: Modelo físico da penetração de jato para diferentes vazões e inclinação do bocal.
 FONTE: MAIA, 2013.

A cavidade formada pela incidência do jato no banho pode ser estimada através de cálculos teóricos de penetração no banho, partindo da quantidade de movimento do jato através de um balanço de energia na base da cavidade, correlacionado com o número modificado de Froude, conforme a adequação das equações desenvolvidas por Szekely & Themelis (1971), Meidani e Isac *et al.* (2004), Alam e Irons *et al.* (2011) e aprimorada por Maia (2013):

$$\frac{\pi \cdot \rho_g \cdot V_s^2 \cdot d^2 \cdot \cos\theta \cdot n}{4 \cdot \rho_l \cdot g \cdot H^3} = \frac{2}{K^2} \frac{P_b}{H_b} \left(1 + \frac{P_b}{H \cdot \cos\theta}\right)^2 \quad (3.1)$$

Onde ρ_g – densidade na saída do bocal; V_s – velocidade na saída do bocal; d_b – diâmetro do bocal; ρ_l – densidade do banho; g – aceleração da gravidade; P_b – Penetração; H_b – Distância da lança ao banho (DBL); K - uma constante empírica para cada tipo de bico; θ - ângulo de cada um dos furos dos bicos com a vertical; n - número de furos do bico.

3.5. Falhas em bicos de lança

As condições de trabalho do bico de lança são severas devido a este trabalhar imerso na emulsão (metal-gás-escória) a elevadas temperaturas e onde estão presentes diversas reações químicas exotérmicas. Comumente os bicos tem vida média em torno de 200 a 400 corridas, mas em casos de extrema evolução do circuito de refrigeração através simulação CFD, pode-se chegar a mais de 1400 corridas, conforme Santos *et al.* (2015). Na FIGURA 3.17 pode-se observar um equipamento que teve um aumento significativo de vida, após modificações no circuito de refrigeração. Na FIGURA 3.17a, verifica-se que as altas temperaturas encontradas coincidem com a região de defeito. Já na FIGURA 3.17b, a redução da temperatura nas regiões anteriormente com defeito, resultou em um aumento expressivo na vida do bico.

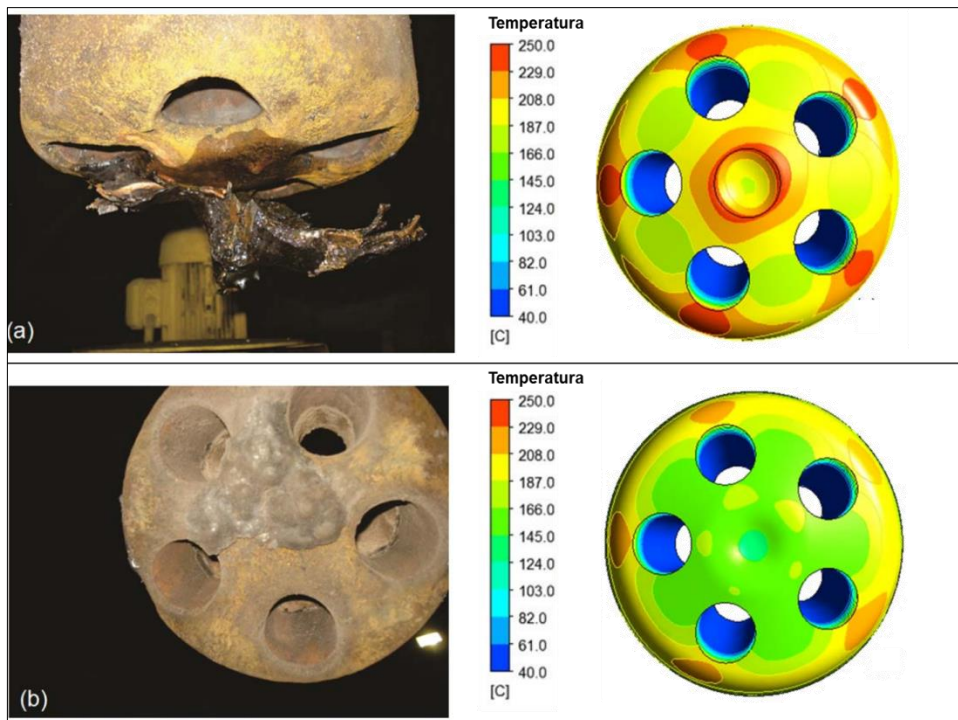


FIGURA 3.17: a) Bico operou 166 corridas com refrigeração e simulação de troca térmica com as altas temperaturas coincidentes com região de defeito b) bico operou 990 corridas com refrigeração modificada e temperaturas reduzida pela nova refrigeração;
 FONTE: SANTOS *et al.*, 2014.

Outro problema típico de falha em bicos verificado nas usinas é o desgaste na face frontal do bico por “rebote de jato”. O rebote de jato acontece quando o jato supersônico encontra uma barreira para penetrar no banho líquido no início da operação, como um volume de sucata, por exemplo, fazendo com que ocorra atraso na ignição do processo e redirecionamento do jato para a face do bico. A FIGURA 3.18 apresenta um bico que falhou após 8 corridas devido a rebote de jato.



FIGURA 3.18: Bico de lança que falhou por rebote de jato.

Também é comum a retirada de lança de operação em função do agarramento de escória no corpo da lança. O silício do gusa é um dos principais fatores de importância, pois seu efeito está diretamente ligado com a quantidade de escória formada e em como esta escória influencia na penetração de jato. Quanto maior a quantidade de silício, mais metálica e torna a escória e, conseqüentemente, maior a possibilidade de fusão com o metal da lança. O ângulo entre os bocais supersônicos também tem grande influência na aderência de material na lança, conforme apresentado no capítulo anterior. Em alguns casos a aderência de escória, também conhecida como “cascão”, é tanta que a lança pode ficar presa na saída da coifa. Guerra *et al.* (2015) apresentam correlações entre a temperatura superfície da lança e a aderência de cascão, conforme pode ser visto na FIGURA 3.19.

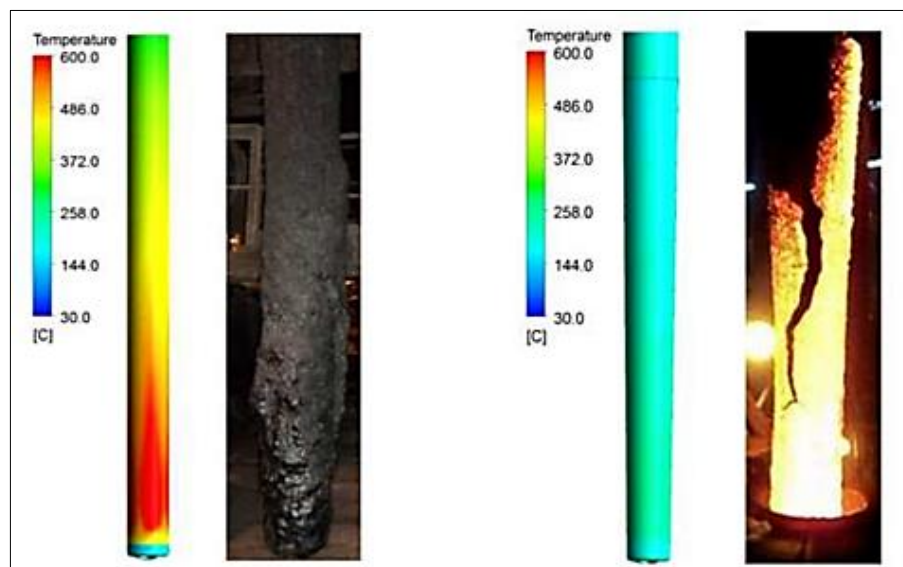


FIGURA 3.19: Comparação entre a aderência de escória para diferentes perfis de temperatura externa da lança.

FONTE: GUERRA *et al.*, 2015.

A falha que se tem por objetivo estudar no presente trabalho é a de desgaste nos bocais supersônicos, conforme exemplo apresentado na FIGURA 3.20, que tem sido um dos principais limitadores na vida de bicos de lança da Vallourec Brasil. Neste caso, considera que o bico de lança falhou quando se desgasta o bocal, reduzindo a eficiência de penetração do jato supersônico de oxigênio no banho e aumentando o tempo necessário para descarbonação, tornando necessária a troca do bico.



FIGURA 3.20: a) Bico novo; e b) Bico usado com vida de 600 corridas em função do desgaste nos bocais.

Na FIGURA 3.21 são apresentados vários bicos com configurações diferentes (ângulo dos bocais, número de furos, etc.) que apresentam desgaste na saída dos bocais supersônicos, em quantidades corridas e intensidade de desgaste muito distintas. Observar-se que a falha não está correlacionada apenas com a quantidade de corridas que estes trabalham, mas também com a relação entre os parâmetros operacionais e às especificações de projeto dos bocais.

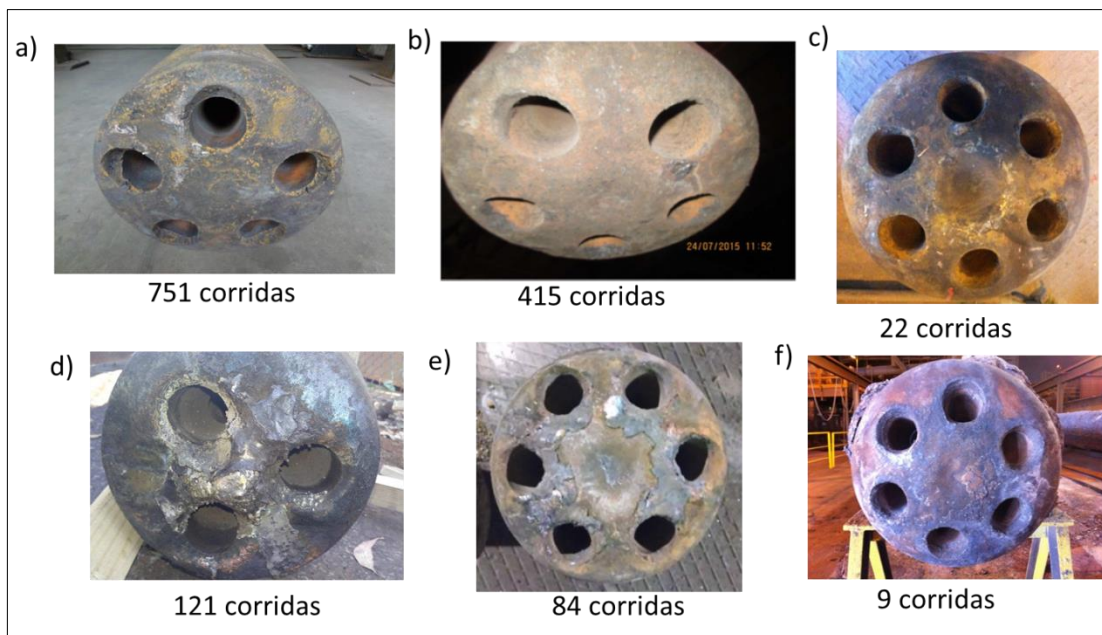


FIGURA 3.21: Comparação entre falhas por desgaste dos bocais de bico – a) bico de 5 furos com 751 corridas; b) bico de 5 furos com 415 corridas; c) bico de 5 furos com 22 corridas; d) bico de 3 furos com 121 corridas; e) bico de 6 furos com 84 corridas; f) bico de 6 furos com 9 corridas.

Apenas a refrigeração do bico, mesmo quando otimizada, não é suficiente para se evitar o desgaste dos bocais, que estaria também associado ao seu mau dimensionamento, onde em muitos casos não se consideram as variações da vazão e pressão do O_2 durante o processo (GUERRA *et al.*, 2015). São importantes parâmetros de injeção de oxigênio para o dimensionamento dos bocais: \dot{m} (vazão), P_0 (pressão de entrada), T_0 (temperatura de entrada) e P_{amb} (pressão ambiente). Caso estes parâmetros estejam diferentes das condições previstas em projeto, segundo SMS SIEMAG (2012), o bico de lança pode desgastar-se rapidamente, porém este autor não explica o porquê desta conclusão, que pode ter sido adquirida através de observações da prática. A busca deste entendimento é uma das motivações do presente trabalho.

4. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

Neste capítulo será apresentada toda fundamentação teórica utilizada para avaliação do desgaste na saída dos bocais supersônicos nas amostras retiradas de peças falhadas e sua correlação com os fenômenos de processo. Para tal análise, faz-se necessário um conhecimento da caracterização microestrutural do cobre, além de conhecimento teórico em dimensionamento de bocais, bem como sua avaliação e caracterização do perfil formado pelo jato supersônico. Como os bocais também serão avaliados utilizando o software CFD ANSYS-CFX, também serão apresentados alguns dos conceitos básicos e equações fundamentais que regem a fluidodinâmica computacional.

4.1. Características microestruturais do cobre

Conforme destacado anteriormente, o bico de lança é fabricado em cobre de alta pureza para favorecer a troca térmica. Além da alta condutividade, o cobre tem outras propriedades que contribuem para a escolha deste material, tal como sua alta tenacidade que lhe permite resistir aos ciclos térmicos que ocorrem entre as corridas. Outra característica interessante é a diversidade dos processos de fabricação possíveis para obtenção do bico, que pode ser fundido, forjado ou centrifugado. Na FIGURA 4.1 estão apresentadas amostras atacadas do cobre forjado em matriz fechada, centrifugado e fundido. Observa-se que o bico forjado apresenta menor tamanho de grão, o que confere uma maior resistência mecânica, comparado aos bicos fabricados pelos outros processos.

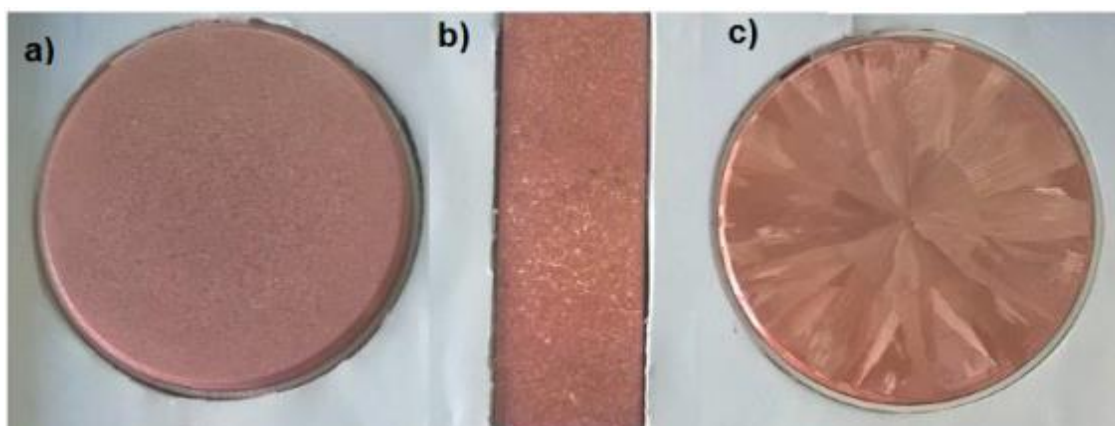


FIGURA 4.1: Macroestrutura do cobre: a) Forjado em matriz fechada; b) Centrifugado e c) Fundido.

O mesmo material com granulação mais fina tende a ser mais duro e mais resistente do que com granulações mais grosseira, em função de sua maior área total de contornos de grão para

dificultar o movimento de discordâncias. Esta relação entre a resistência do material e o tamanho de grão pode ser encontrada através da EQUAÇÃO 4.1, conhecida como de equação de Hall-Pech.

$$\sigma_e = \sigma_0 + k_e d^{\frac{1}{2}} \quad (4.1)$$

Onde d é o diâmetro médio de grãos, σ_e o limite de escoamento, σ_0 e k_e são constantes específicas para cada material (CALLISTER, 2002).

No presente trabalho objetiva-se estudar um bico fabricação pelo processo de forjamento a quente em matriz fechada. Conforme Cetlin (1983) durante a conformação a quente (acima da temperatura homóloga) ocorre um amaciamento do material simultaneamente com o encruamento. Isso confere ao material um rearranjo da microestrutura, podendo resultar em grãos equiaxiais menores, dependendo da temperatura e deformação aplicada.

A força motriz para este rearranjo, denominado recristalização, vem da energia armazenada durante a conformação, formando novos grãos livres de deformação. Entretanto, se estes grãos forem aquecidos a temperaturas acima da temperatura de recristalização ocorrerá o crescimento gradativo no tamanho de grão. A força motriz para este crescimento passa a ser a diminuição da energia livre resultante da diminuição da área de contornos de grão, em função do crescimento de grãos. (DIETER, 1961)

A EQUAÇÃO 4.2 (FELTHAM 1957) permite calcular o crescimento de grão D , em função do tamanho inicial do grão D_0 , para varias temperaturas (T) em função do tempo (t).

$$D^2 - D_0^2 = K_0 t \exp\left(\frac{-Q}{RT}\right) \quad (4.2)$$

Onde K_0 é uma constante do material, H é a energia de ativação e R é a constante dos gases ideais. Na TABELA 4 são apresentados os valores das constantes características do cobre para o cálculo de crescimento de grão, para um caso específico.

TABELA 4: Variáveis para o cálculo do crescimento do grão de cobre.

Constante	Valor
D_0	2 [μm]
H	0,87 [eV]
K_0	$3,6 \times 10^{-4}$ [cm^2/s]
R	8,3144 [J/mol.K]

FONTE: (GHAURI *et al.*, 1990)

Na FIGURA 4.2 está apresentado um diagrama de crescimento de grãos do cobre em função do tempo, para varias temperaturas, obtido pela através da EQUAÇÃO 4.2.

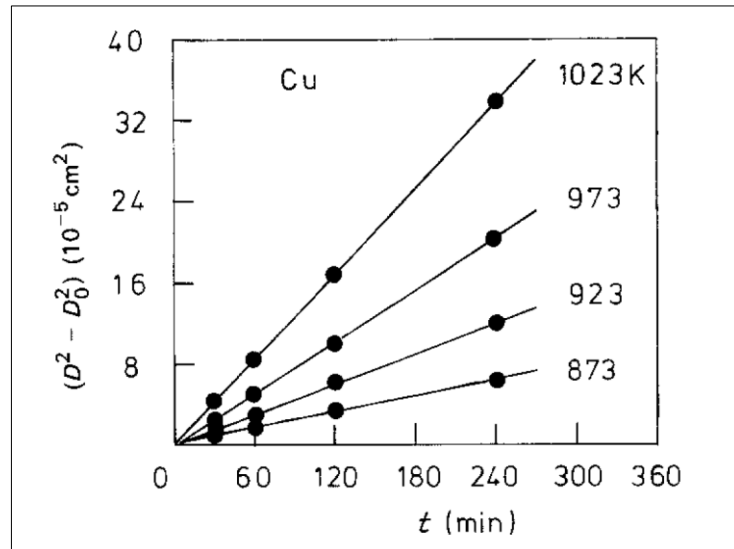


FIGURA 4.2: Crescimento de grãos de cobre em função do tempo, com $D_0=10\mu\text{m}$.
FONTE: GHAURI *et al.*, 1990.

Fan *et al.* (2008) realizaram experimentos com amostras de cobre com estrutura inicialmente muito refinada para diversas temperaturas por um tempo de 2 horas; os resultados estão apresentados na FIGURA 4.3. Nota-se que é considerável a influência da temperatura no crescimento de grãos.

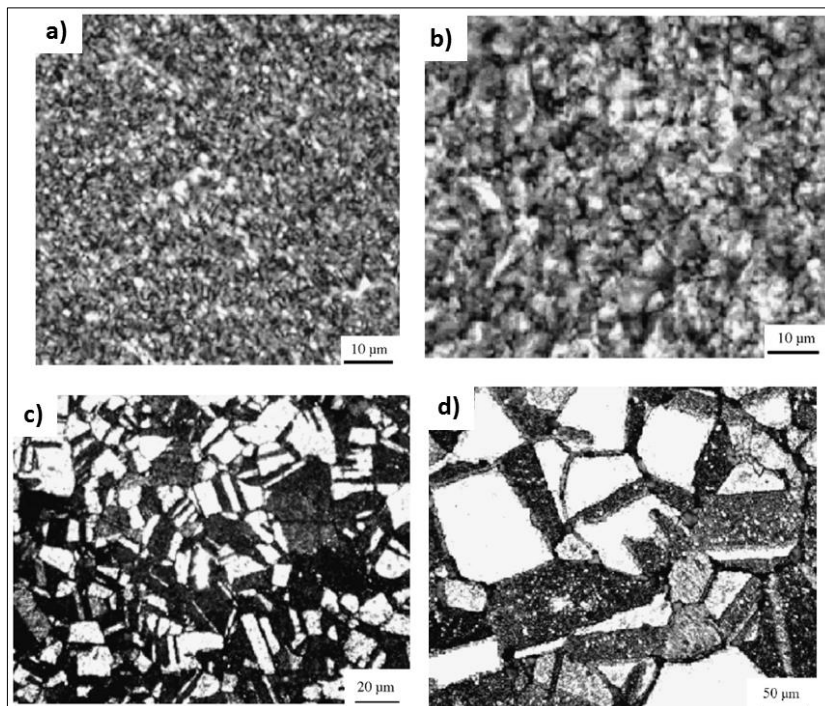


FIGURA 4.3: Micrografia de uma amostra de cobre aquecida por 2h: a) Tamanho de grão inicial 2μm; b) T = 410 °C; c) T = 530 °C e c) T = 650 °C.
FONTE: FAN *et al.*, 2008.

Fan *et al.* (2008) também realizaram experimentos para avaliar os efeitos do tempo no crescimento de grãos do cobre, onde a variação foi no tempo de exposição das amostras para a mesma temperatura (FIGURA 4.4). É possível notar que a variação do tempo de exposição da amostra na mesma temperatura, também apresenta uma grande influência no aumento do tamanho do grão. Entretanto, a temperatura de exposição acaba sendo mais relevante para o crescimento de grãos do que o tempo de exposição, pois como se verifica na EQUAÇÃO 4.2, a temperatura atua como um expoente logarítmico do tamanho de grão final.

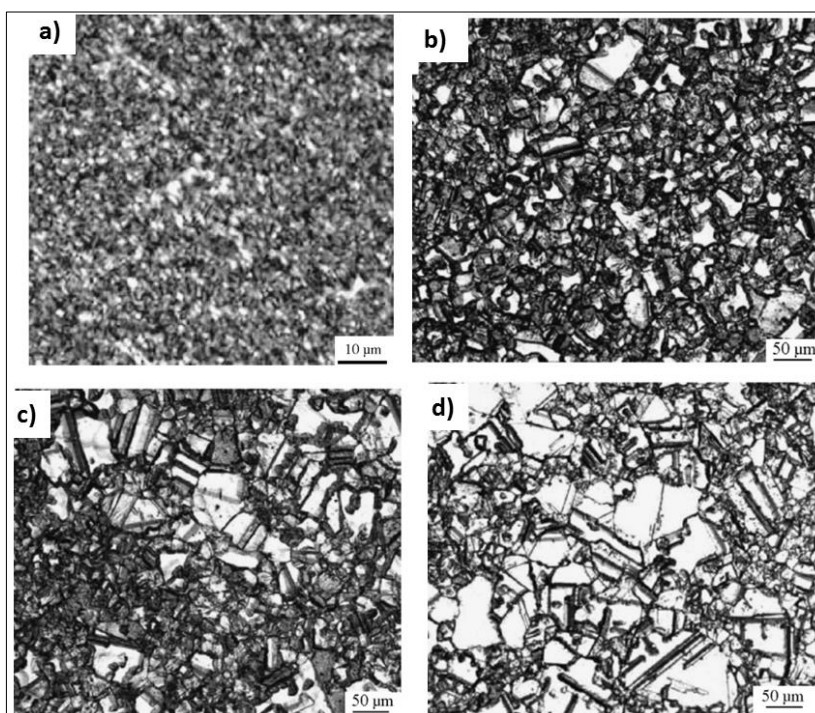


FIGURA 4.4: Micrografia de amostras de cobre aquecida a 530 °C a) Tamanho de grão inicial 2 μ m; b) 4h; c) 10h e c) 100h.
FONTE: FAN *et al.*, 2008.

4.2. Bocais supersônicos do tipo convergente-divergente

O termo inglês “*Nozzle*” (bocal em português) indica o escoamento de um fluido através de uma passagem onde a área da seção transversal muda com a distância na direção do fluxo. O principal propósito de um bocal é aumentar a velocidade de um fluido pelo decréscimo da pressão, sendo aplicado, por exemplo, em turbinas de gás a vapor e jatos de foguetes. (KLEIN & NELLINS, 2012)

A interação de um gás a alta velocidade com um banho líquido é um processo exclusivo da indústria metalúrgica. Quando se trata de fluidos compressíveis a variação na área da seção

transversal resulta em rápidas mudanças, não somente na velocidade, mas também na densidade e pressão ao longo do comprimento do bocal. (SZEKELY & THEMELIS, 1971)

Em geral lanças de BOF utilizam bocais do tipo convergente-divergente, objetivando um jato supersônico para conseguir vencer a camada de escória na superfície e penetrar no banho metálico, promover agitação e, conseqüentemente, as reações químicas do processo de refino. Conforme Zucrow & Hoffman (1976), bocais convergente-divergentes são também conhecidos como Laval. Na FIGURA 4.5, pode-se observar o desenho esquemático de um Laval de bico de lança.

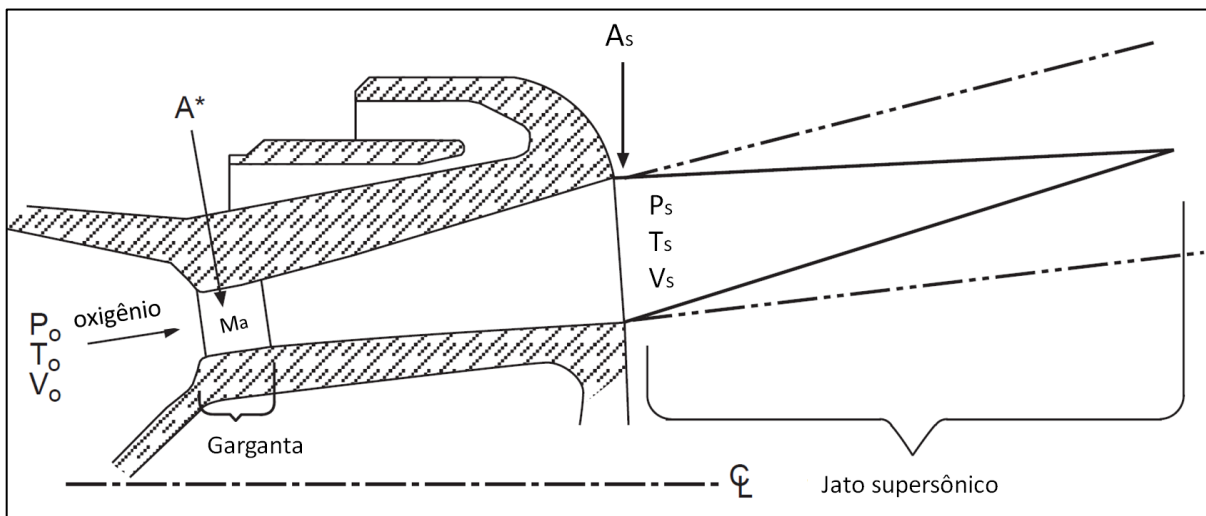


FIGURA 4.5: Laval supersônico de um bico de lança e os parâmetros de formação do jato supersônico
 FONTE: BARKER *et al.*, 1998.

A relação de compressibilidade de um gás em função de sua densidade é dada pela Equação 4.3:

$$\tau = \frac{1}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial P_1} \quad (4.3)$$

Onde: $\partial \rho$ - variação da massa específica; ρ - massa específica; τ - compressibilidade do fluido; ∂P_1 - variação da pressão (BABU, 2015).

Quando o escoamento é tratado como compressível o número adimensional de Mach (M_a), que relaciona a velocidade local (v) no escoamento com a velocidade do som no meio (a), é um importante parâmetro de análise, pois através deste pode-se verificar as regiões de velocidades supersônicas e subsônicas (STASCHOWBER *et al.*, 2002). Está apresentada na EQUAÇÃO 4.4 a relação do número de Mach (WHITE, 2011).

$$M_a \equiv \frac{v}{a} \quad (4.4)$$

Onde a velocidade do som (a) para um gás ideal é dado por:

$$a = \sqrt{kRT} \quad (4.5)$$

Com as propriedades do gás ideal seguindo as seguintes relações:

$$P_1 = \rho RT; \quad R = C_p - C_v; \quad K = \frac{C_p}{C_v} \quad (4.6)$$

Onde: a - Velocidade do som no meio (m/s); P_1 - Pressão; k - Razões dos calores específicos; R - Constante dos gases ideais; T - Temperatura. (OOSTHUIZEN, 2014)

Saad (1993) explica que a área de passagem do fluxo decresce na seção convergente até uma seção transversal mínima, conhecida como garganta, ocorrendo uma aceleração do fluido até Mach igual a 1 e aumento da pressão. Em seguida, quando aumenta a seção divergente até saída, há um decréscimo da pressão e aumento da velocidade para níveis supersônicos. Analisando o número de Mach, pode-se classificar qual o tipo de escoamento, conforme apresentado na TABELA 5.

TABELA 5: Classificação do escoamento pelo número de Mach.

$M_a < 0.3$	Escoamento Incompressível: onde os efeitos da densidade são desprezados.
$0.3 < M_a < 0.8$	Escoamento Subsônico: onde os efeitos da densidade são importantes, mas não aparecem ondas de choques.
$0.8 < M_a < 1.2$	Escoamento Transônico: onde aparecem as primeiras ondas de choque, dividindo as regiões de escoamento subsônico e supersônico.
$1.2 < M_a < 3.0$	Escoamento Supersônico: onde ondas de choque estão presentes em todo escoamento, mas regiões subsônicas podem ser encontradas.
$3.0 < M_a$	Escoamento hipersônico: onde ondas de choque e outras mudanças no escoamento são extremamente fortes.

FONTE: WHITE, 2011.

4.2.1. Relação do número de Mach com a área da seção transversal

O número de Mach pode ser estabelecido com relação à área da seção do bocal, partindo da equação da continuidade, considerando o estado unidimensional, escoamento isentrópico e sem atrito, pela seguinte relação entre a densidade (ρ), a área da seção transversal (A) e a velocidade (V) (ZUCROW & HOFFMAN, 1976):

$$\dot{m} = \rho AV = \text{constante} \quad (4.7)$$

Reescrevendo a EQUAÇÃO 4.8 em sua forma diferencial, tem-se:

$$\frac{d\rho}{\rho} + \frac{dA}{A} + \frac{dV}{V} = 0 \quad (4.8)$$

Assumindo a velocidade do som (a) em função da pressão (P_1) na forma de derivada total, tem-se (ZUCROW & HOFFMAN, 1976):

$$dP_1 = a^2 d\rho \quad (4.9)$$

Substituindo $d\rho$ na EQUAÇÃO 4.8 na EQUAÇÃO 4.7:

$$\frac{dP_1}{\rho a^2} + \frac{dA}{A} + \frac{dV}{V} = 0 \quad (4.10)$$

Associando a EQUAÇÃO 4.9 à EQUAÇÃO 4.11 (momento), pode-se chegar à EQUAÇÃO 4.12 (ZUCROW & HOFFMAN, 1976):

$$\frac{dP_1}{\rho} + V^2 \frac{dV}{V} = 0 \quad (4.11)$$

$$\frac{V^2 dV}{a^2 V} + \frac{dA}{A} + \frac{dV}{V} = 0 \quad (4.12)$$

Colocando a EQUAÇÃO 4.11 em função do número de Mach, chega-se em uma equação que relaciona a mudança de área na seção transversal com o número de Mach, conforme EQUAÇÃO 4.13:

$$\frac{dA}{A} = (M_a^2 - 1) \frac{dV}{V} \quad (4.13)$$

A partir de uma análise da EQUAÇÃO 4.13 observa-se um interessante aspecto de compressibilidade do escoamento, com mudanças de propriedades de forma oposta para escoamento subsônico e supersônico, em função do termo “ $(M_a^2 - 1)$ ”. Esta diferença pode ser mais bem compreendida na FIGURA 4.6.

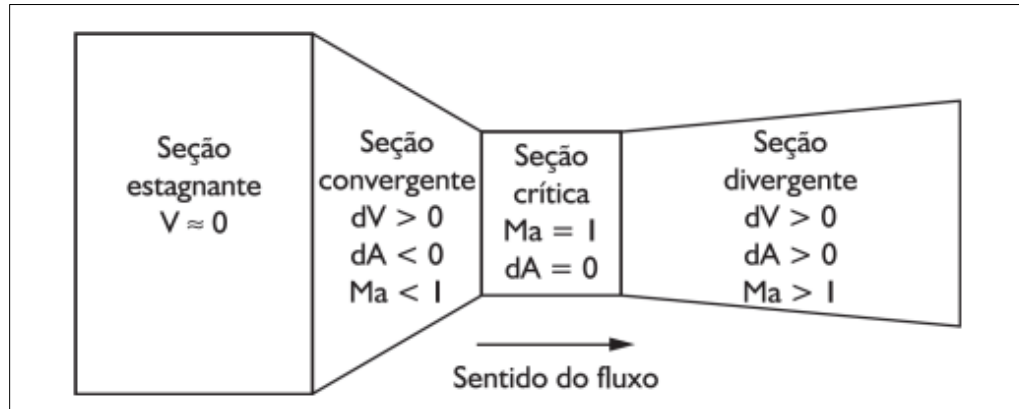


FIGURA 4.6: Efeito do número de Mach nas propriedades do escoamento com mudança de área.
 FONTE: GUERRA *et al.*, 2012.

No escoamento subsônico com a redução da área há um aumento velocidade do fluido e decréscimo na pressão, em contrapartida, na seção divergente a velocidade diminui e a pressão aumenta. Para o escoamento supersônico o comportamento é totalmente o oposto, ocorrendo um aumento da pressão e redução da velocidade na seção convergente, e aumento da velocidade e redução da pressão na seção divergente. Esta relação também pode ser observada nas curvas plotadas na FIGURA 4.7.

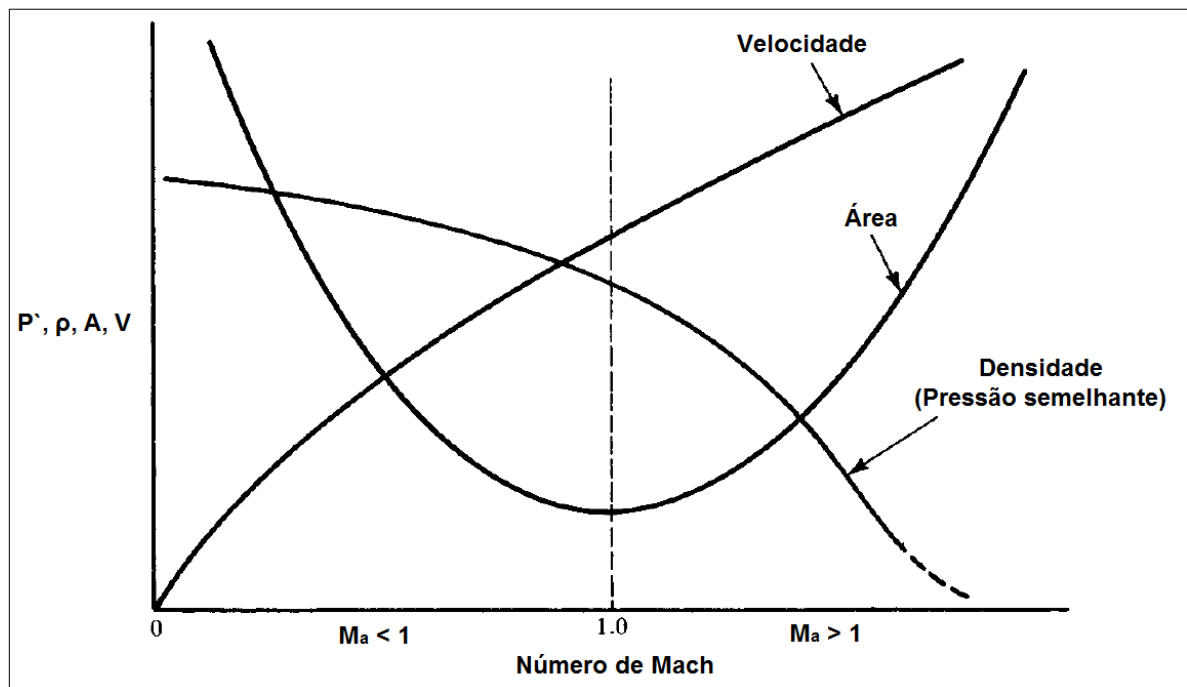


FIGURA 4.7: Variação das propriedades com a mudança de área.
 FONTE: ZUKER & BIBLARZ, 2002.

Zucrow & Hoffman (1976) afirmam que para o escoamento supersônico a máxima pressão é atingida no ponto de menor área na seção transversal, também conhecida como garganta ou área crítica, sendo neste ponto a velocidade igual à velocidade crítica do som, tendo os termos

um sobrescrito “*” para caracterizar esta região. Glass & Smith (1976) definem a condição estagnante como sendo a maior área da seção transversal do conduto, que para todos os propósitos de velocidade, o número de Mach é igual à zero. Nesta região às propriedades do fluido é representado com um subscrito “0”.

4.2.2. Relação do jato supersônico, propriedades do gás e o número de Mach

Tomando a equação geral para o gás ideal em escoamento isentrópico, chega-se a EQUAÇÃO 4.14 (OOSTHUIZEN, 2014):

$$\frac{P^*}{\rho^* T^*} = \frac{P_1}{\rho T} \leftrightarrow \frac{T}{T^*} = \frac{P^* \rho}{P_1 \rho^*} \quad (4.14)$$

Rearranjando as duas equações e inserindo as propriedades dos gases da EQUAÇÃO 4.6, tem-se:

$$\frac{T}{T^*} = \left(\frac{\rho}{\rho^*}\right)^{k-1} = \left(\frac{P_1}{P^*}\right)^{\frac{k-1}{k}} \quad (4.15)$$

Para o fluxo com energia adiabática, pode-se estabelecer a seguinte relação:

$$C_p T^* + \frac{a^2}{2} = C_p T + \frac{V}{2} \quad (4.16)$$

Substituindo a EQUAÇÃO 4.16 em 4.15, e colocando os termos em função do número de Mach, chega-se à EQUAÇÃO 4.17:

$$\frac{T}{T^*} = \frac{1 + \left(\frac{k-1}{2}\right) M_a^{*2}}{1 + \left(\frac{k-1}{2}\right) M_a^2} \rightarrow \frac{T^*}{T} = \left(1 + \frac{k-1}{2} M_a^2\right) \quad (4.17)$$

Utilizando a EQUAÇÃO 4.17 pode-se chegar a uma relação entre o número de Mach através da EQUAÇÃO 4.15, estabelecendo a seguinte equação para relação entre as pressões:

$$\frac{P_1}{P^*} = \frac{1 + \left(\frac{k-1}{2}\right) M_a^{*2}}{1 + \left(\frac{k-1}{2}\right) M_a^2} \rightarrow \frac{P^*}{P_1} = \left(1 + \frac{k-1}{2} M_a^2\right)^{\frac{k}{k-1}} \quad (4.18)$$

Rearranjando a EQUAÇÃO 4.15 com a EQUAÇÃO 4.18, chega-se a uma relação entre a densidade e o número de Mach:

$$\frac{\rho}{\rho^*} = \left(\frac{1 + \frac{1}{2}(k-1)M_a^{*2}}{1 + \frac{1}{2}(k-1)M_a^2}\right) \rightarrow \frac{\rho^*}{\rho} = \left(1 + \frac{k-1}{2}M_a^2\right)^{\frac{1}{k-1}} \quad (4.19)$$

Para se estabelecer uma relação entre a área da seção crítica e o número de Mach a partir da equação da continuidade 4.7, deve-se igualar os dois pontos analisados, conforme a EQUAÇÃO 4.20 (ZUKER & BIBLARZ, 2002):

$$\rho^* A^* a^* = \rho AV \quad \rightarrow \quad \frac{A}{A^*} = \frac{\rho^* a^*}{\rho V} \quad (4.20)$$

Substituindo a densidade em termos da pressão (EQUAÇÃO 4.9) na EQUAÇÃO 4.20, chega-se à EQUAÇÃO 4.21:

$$\frac{A}{A^*} = \left(\frac{P^*}{RT^*} \right) \left(\frac{RT^2}{P_1} \right) \frac{M_a^*}{M_a} \quad (4.21)$$

Simplificando a EQUAÇÃO 4.21 para relacionar a área com a temperatura e o número de Mach, têm-se:

$$\frac{A}{A^*} = \left(\frac{P^* M_a^*}{P_1 M_a} \right) \frac{T}{T^*} \quad (4.22)$$

Substituindo e rearranjando a relação de temperatura da EQUAÇÃO 4.16 na EQUAÇÃO 4.21, pode-se chegar à EQUAÇÃO 4.23.

$$\frac{A}{A^*} = \frac{1}{M_a} \left[\left(\frac{2}{k+1} \right) \left(1 + \frac{k-1}{2} M_a^2 \right) \right]^{\frac{(k+1)}{2(k-1)}} \quad (4.23)$$

Equações que relacionam o diferencial de pressão, massa específica, podem ser deduzidas de forma semelhante às equações 4.17, 4.18, 4.19 e 4.23, conforme apresentado nas equações 4.24, 4.25 e 4.26:

$$\frac{T_0}{T} = \left(1 + \frac{k-1}{2} M_a^2 \right) \quad (4.24)$$

$$\frac{P_0}{P_1} = \left(1 + \frac{k-1}{2} M_a^2 \right)^{\frac{1}{k-1}} \quad (4.25)$$

$$\frac{\rho_0}{\rho} = \left(1 + \frac{k-1}{2} M_a^2 \right)^{\frac{1}{k-1}} \quad (4.26)$$

A FIGURA 4.8 apresenta esquematicamente as relações entre a seção estagnante, seção crítica e seção na saída do bocal.

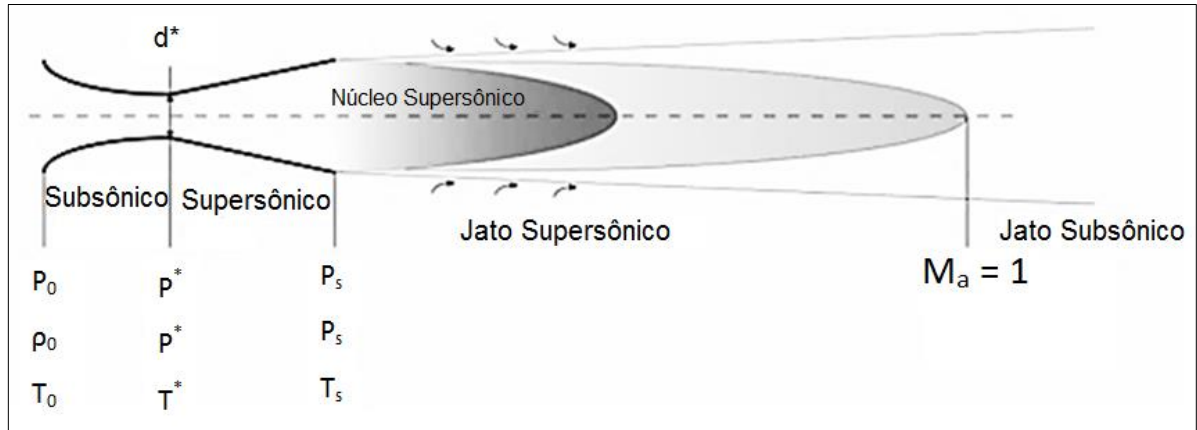


FIGURA 4.8: Transformação das propriedades ao longo do bocal e formação do jato supersônico.
 FONTE: SONG, 2013.

Na FIGURA 4.9 pode-se observar a variação do número de Mach, relações de Pressão, Temperatura e Massa específica com a variação de áreas do bocal no escoamento supersônico para fluido compressível.

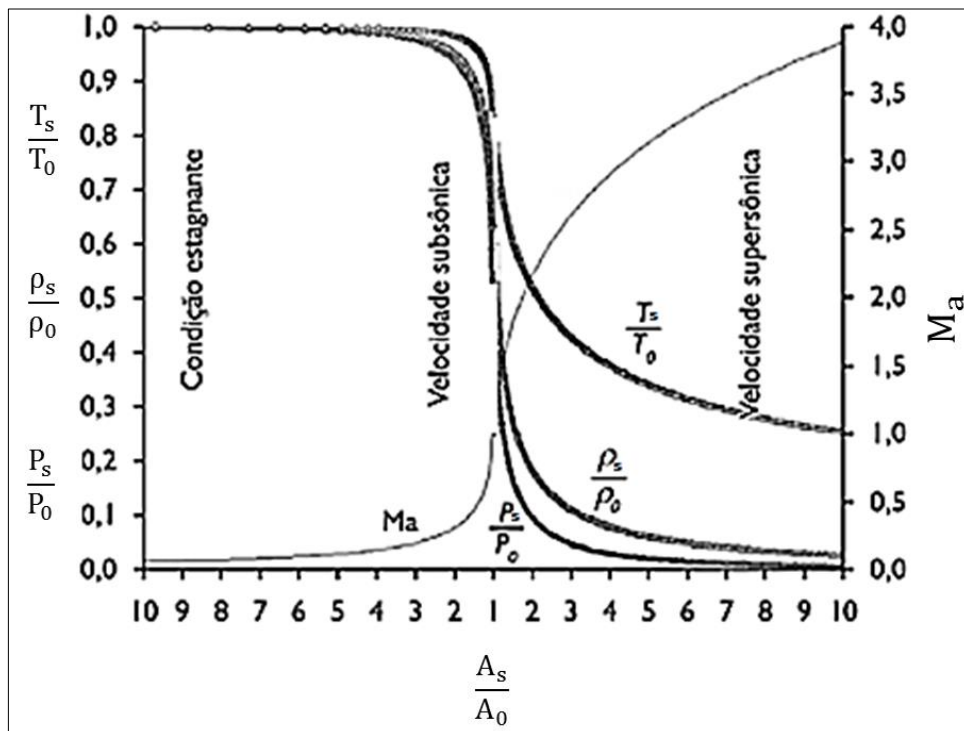


FIGURA 4.9: Variação das propriedades do fluxo com a variação A_s/A_0 .
 FONTE: GLASS & SMITH, 1976.

Grygorov & Shubert (2012) afirmam que utilizando as equações analíticas apresentadas neste capítulo é possível dimensionar bocais supersônicos para as mais diversas condições operacionais. Odenthal *et al.* (2006), Song *et al.* (2013), Maia (2007), Guerra *et al.* (2015), Wang *et al.* (2014), dentre outros autores, apresentam em seus trabalhos as equações deduzidas neste capítulo para avaliação e/ou dimensionamento do bocal de jato supersônico

em bicos de lança para convertedores BOF, além de comparações entre os resultados analíticos e por simulações CFD.

Na prática o escoamento apresenta perdas, como por exemplo, variação da entropia devido à energia perdida no atrito, viscosidade (atrito entre as moléculas do fluido) e trabalho adiabático. Porém, estas perdas podem ser inseridas através de fatores de segurança com base em dados experimentais. O método computacional CFD, tem sido amplamente utilizado para o dimensionamento de bocais supersônicos, além de estudos do comportamento de jatos com o banho líquido em convertedores BOF. Alguns destes trabalhos serão apresentados na seção 4.3.

4.2.3. Caracterização do perfil de escoamento do jato

Na saída do bocal o jato supersônico entra em contato com o fluido ambiente, que pode oferecer restrições ao escoamento através de uma contrapressão, promovendo um equilíbrio entre as pressões. Os efeitos deste equilíbrio entre as pressões podem gerar ondas de choque, que caracterizam o escoamento quanto ao seu perfil de formação. A onda de choque consiste em uma pequena região muito fina, quase sempre idealizada como região de descontinuidade, onde ocorrem grandes variações das propriedades do escoamento, que se propaga no fluido e não é necessariamente estacionária.

Em geral todas as propriedades como pressão, velocidade, densidade, etc., são descontínuas através da superfície e podem ser classificadas em duas categorias, conforme Guerra *et al.* (2015):

- Oblíquas - menor intensidade, normalmente mantém o escoamento supersônico;
- Normal - maior intensidade, escoamento sempre se torna subsônico.

A FIGURA 4.10 apresenta esquematicamente a variação da pressão em função da posição de um fluxo compressível através de um bocal convergente-divergente da entrada até a saída. As diferentes curvas apresentadas estão cada uma associada a diferentes condições de escoamento. Em todas, as pressões de entrada (P_0) são iguais, porém existe uma grande diferença na pressão de descarga, sendo a maior para a curva A e a menor para G (KLEIN & NELLINS, 2012).

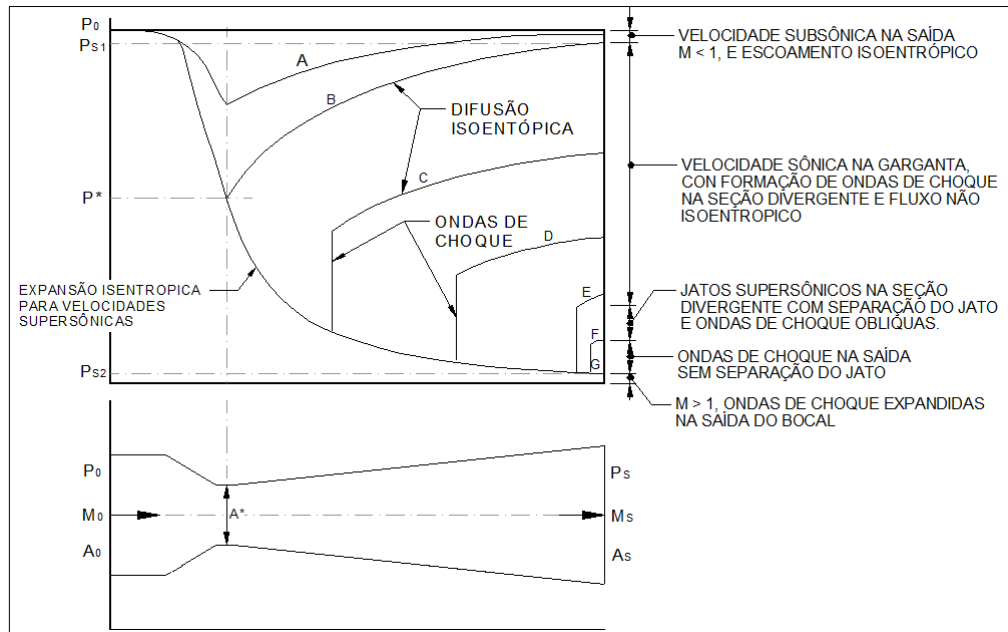


FIGURA 4.10: Esboço da pressão em função da posição de fluxo no bocal convergente-divergente com vários valores da pressão de saída do bocal
 FONTE: ZUCROW & HOFFMAN, 1976.

Segundo White (2011), a curva A representa um escoamento subsônico onde a vazão em massa aumenta com o decréscimo da pressão de retorno (contrapressão). Observa-se também que nesta curva a pressão de saída do bocal é ligeiramente menor que a de entrada. Klein & Nellins (2012) explicam que neste caso a menor pressão e a maior velocidade irão ocorrer na garganta do bocal. Zuker & Biblarz (2002) definem a curva A do gráfico como regime de Venturi, pois o bocal trabalha de forma similar a um Venturi. Considera-se que este escoamento é subsônico, e o número de Mach na saída do bocal é igual a 1. Para a condição de escoamento subsônico a pressão de saída deve ser igual ou ligeiramente menor que a pressão de entrada, porém superior à pressão na garganta.

Maia (2013) explica que na curva B, assim como na curva A, o escoamento na saída do bocal é subsônico, mas como as propriedades do escoamento na garganta são constantes, a vazão mássica não varia. Abaixo da curva B, o bocal tem a vazão no seu valor máximo e permanece constante. Segundo White (2011) as curvas C e D têm na garganta velocidade sônica, mas com formação de ondas de choque normais na seção divergente que causam um fluxo subsônico.

Zucrow & Hoffman (1976) afirmam que entre as curvas E e F existe um pequeno trecho em que ocorre a separação de jato no interior do bocal, porém o em regime do escoamento prevalece supersônico em todo trecho. Em outro trecho da curva G ocorrem ondas de choque obliquas, mas sem a separação de jato. Na curva G o escoamento é supersônico na saída do bocal e com

expansão isentrópica, caracterizando o bocal como expansão ótima. Abaixo da curva G o escoamento tem ondas expandidas na saída do bocal.

4.2.4. Bocais sub-expandidos, com expansão ótima e sobre-expandidos

Szekely & Themelis (1971) explicam que o contato do jato com o fluido do ambiente externo gera uma separação tangencial entre a superfície do jato e o ambiente. As linhas de fluxo criadas em torno do jato se movem na direção do núcleo, promovendo transferência de calor e massa entre o jato e o meio. Estas linhas de separação estão relacionadas com as dimensões do bocal, pela influência que esta geometria tem na formação das ondas de choque. As três condições típicas de bocais quanto à característica do escoamento supersônico estão esquematicamente apresentadas na Figura 4.11.

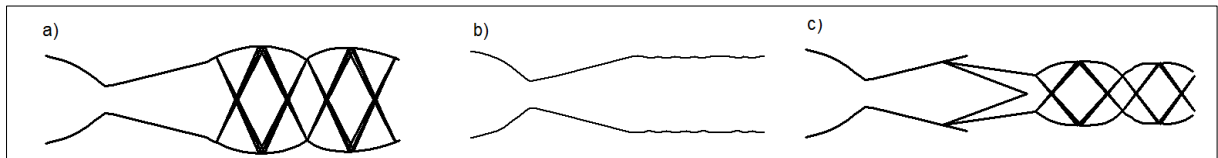


Figura 4.11: Tipos de bocais: a) sub-expandido, b) com expansão ótima e c) sobre-expandido.

Segundo Zucrow & Hoffman (1976) em escoamentos com $M_a > 1$ na saída do bocal e pressão de entrada maior que a pressão ambiente ($P_s > P_{amb}$), o bocal é denominado sub-expandido (*under expanded*), apresentado na Figura 4.11a. O restante da expansão se dará fora do bocal e as ondas de choque normais na saída são substituídas por ondas de choque oblíquas, partindo de suas bordas.

Se a pressão de projeto for igual à pressão de trabalho e não há onda de choque em seu interior, o bocal atinge um regime de operação dito de expansão ótima (Figura 4.11b). Conforme Babu (2015), para escoamentos com $M_a > 1$ e com a pressão na saída menor que a ambiente ($P_s < P_{amb}$), o bocal é considerado sobre-expandido (*over expanded*). Segundo Zuker & Biblarz (2002) esta condição ocorre devido à contrapressão imposta pelo ambiente como resistência ao escoamento supersônico.

Se a pressão ambiente (P_{amb}) for pouco maior do que a pressão de entrada (P_0), na extremidade da seção de saída ocorrerá à formação de ondas de choque oblíquas. Porém se a contrapressão for muito superior, pode ocorrer o descolamento do jato no interior do bocal.

A FIGURA 4.12 apresenta esquematicamente a expansão do jato no interior do bocal e a formação da linha de contorno de separação das velocidades supersônicas e subsônicas, bem como a formação de ondas de choque oblíquas.

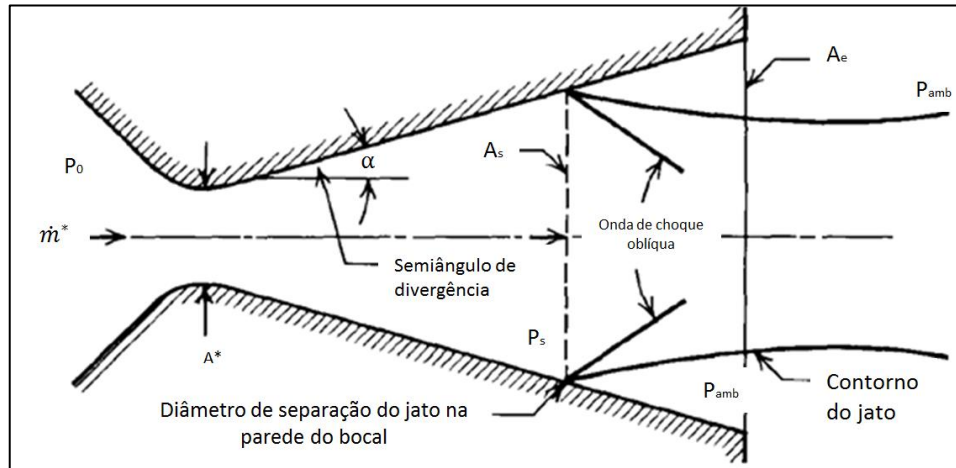


FIGURA 4.12: Bocal sobrelargado com descolamento de jato.
FONTE: ZUCROW & HOFFMAN, 1976.

O descolamento de jato no interior do bocal não se propaga em todo jato, porque em vários pontos ainda prevalecem velocidades supersônicas. Assim, ela se propagada através da camada limite em torno do jato, uma vez que existem variações da velocidade do núcleo, que é máxima, até a parede do bocal (zero). Isso possibilita a formação de regiões próximas da parede do bocal com velocidades subsônicas. (ZUCROW & HOFFMAN, 1976)

As formas gerais de onda descritas podem ser vista por meio de técnicas especiais de visualização de fluxo, como a fotografia Schlieren. Eventualmente, a grande diferença de velocidade que existe ao longo da fronteira livre faz com que uma camada de cisalhamento turbulento dissipe rapidamente os padrões de ondas. Isto pode ser visto na FIGURA 4.13, que apresenta algumas imagens Schlieren para experimentos com várias relações de pressão.

Segundo Muzumdar (2013) a base física para o método Schlieren vem da Lei de Snell, que afirma que a luz diminui em cima de interação com a matéria. Se o material é homogêneo, a luz viaja uniformemente com uma velocidade constante. Ao encontrar meios não homogêneos, tais como fluidos em movimento, os raios de luz refratam e se desviam de seu caminho contínuo, resultando em Schlieren.

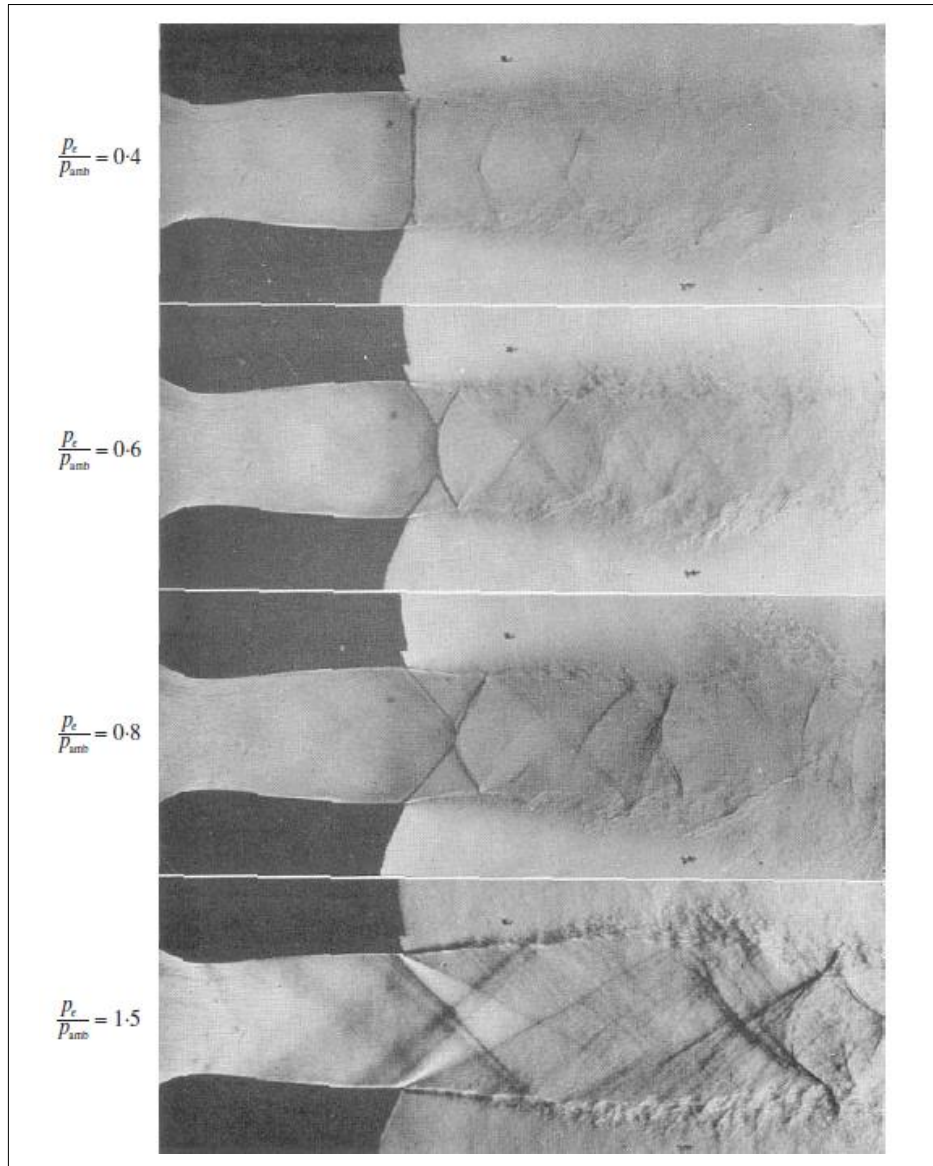


FIGURA 4.13: Schlieren de jatos supersônico com diferentes pressões de entrada
 FONTE: ZUKER & BIBLARZ, 2002.

4.2.5. Coalescência de Jato

Para bicos de lança com múltiplos bocais a coalescência entre os jatos é um fenômeno que influencia diretamente na eficiência do jato e, conseqüentemente, nos resultados do processo. A região ao redor de cada jato individualmente apresenta uma tendência de arraste de ar e provoca uma redução na pressão na região entre os jatos, conseqüentemente, puxando cada jato na direção do outro, ou seja, ao eixo central da lança. Obviamente esta tendência é maior quando a separação entre jatos diminui ou o ângulo de inclinação em relação ao centro do jato for menor. O grau de coalescência aumenta com a queda de pressão estagnante. Para pressões maiores não existe uma completa coalescência e sempre permanece alguma incidência dos jatos originários de cada bocal. (MAIA, 2013)

Lee *et al.* (1977) compararam em seu trabalho lanças de 03 e 04 bocais com ângulos de 15° e 10° respectivamente, objetivando determinar o ângulo de espalhamento dos jatos. Neste trabalho eles conseguiram caracterizar o efeito da sobreposição geométrica de interação entre os jatos, e explicaram o fenômeno da coalescência de jato tomando uma vista no plano de direção Y-Y, apresentada na FIGURA 4.14.

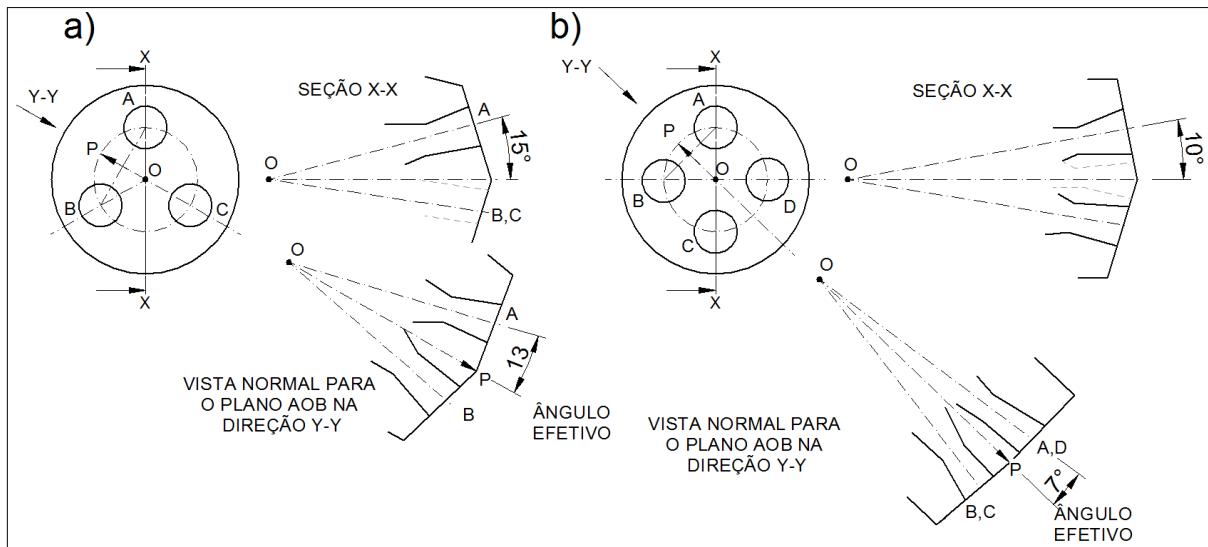


FIGURA 4.14: Coalescimento de jato para bicos: a) 03 bocais e b) 04 bocais.
 FONTE: LEE *et al.*, 1977.

Na FIGURA 4.14a observa-se que o ângulo entre o eixo de dois bocais é 26° para uma lança de 03 bocais e 14° para 04 bocais. Desta forma, neste plano os semiângulos efetivos (ângulos de espalhamento) são 13° e 7° , sendo menores que os respectivos ângulos entre os bocais e o eixo da lança. Um jato interferirá com outro se seus contornos encontrarem algum outro ao longo da linha OP, a bissetriz do ângulo entre os eixos dos bocais.

Para lanças de 03 bocais os contornos de jato divergem um do outro em um ângulo de $+5,5^\circ$ ($13,0^\circ - 7,5^\circ$). Com lanças de 04 bocais, FIGURA 4.14b, este ângulo de divergência é de $-2,0^\circ$ ($5,0^\circ - 7,0^\circ$), significando o sinal negativo e que o efeito de contorno de jato deve ser em algum lugar ao longo da linha OP.

4.3. Fluidodinâmica Computacional (CFD)

Versteeg & Malalasekera (1995) definem fluidodinâmica computacional como a análise de sistemas envolvendo escoamento de fluidos e transferência de calor, podendo estar associados a fenômenos de reações químicas, através da resolução numérica computacional de equações

que descrevem o escoamento do fluido. Eles ainda afirmam que esta é uma técnica poderosa que abrange uma vasta gama de aplicações em áreas industriais e não industriais tais como:

- Aerodinâmica de aeronaves e veículos, sustentação e arrasto;
- Hidrodinâmica de navios;
- Usina de energias: combustão em motores de combustão interna e turbinas a gás;
- Turbo-máquinas: fluxo de passagem nos rotores, difusores e etc.;
- Engenharia elétrica e equipamentos eletrônicos: resfriamento de equipamentos incluindo microcircuitos;
- Processos de engenharia química: mistura e separação moldagem de polímeros;
- Ambientes externos e internos de edifícios: cargas de ventos, transferência de calor e ventilação;
- Engenharia naval: carregamentos de estruturas off-shore;
- Engenharia ambiental: poluentes e efluentes;
- Hidrologia e oceanografia: fluxo de rios, estuários e oceanos;
- Metrologia: previsão de chuva;
- Engenharia biomédica: fluxo de sangue nas veias e artérias.

Segundo Blazek (2001) a história do CFD se inicia na década de 70 impulsionado pelo desenvolvimento dos computadores, não muito diferente do que acontece atualmente com seus avanços totalmente atrelados às evoluções da informática. Uma das primeiras aplicações do CFD foram simulações de escoamento transônico baseado em equações potenciais não lineares. Na década de 80 foram feitas as primeiras simulações de geometrias 2D, e pouco tempo mais tarde as primeiras simulações 3D, quando a soluções das equações de Euler se tornaram viáveis. Ainda segundo este autor, em meados da década de 80 a complexidade das simulações aumentaram devido à precisão dos escoamentos viscosos regidos pelas equações de Navier-Stokes, modelo presente até hoje nos *softwares* comerciais CFD.

Em geral a maioria das ferramentas CFD apresentam melhor precisão na previsão de escoamento de fluidos, quando comparado às soluções analíticas baseadas na conservação de massa, movimento e calor, principalmente em casos com geometrias complexas. Por isso, diversas ferramentas CFD têm sido amplamente desenvolvidas e aplicadas em diversos casos industriais para elaboração e melhoria de projetos, além de auxílio na identificação de problemas e análises de falha. Esta ferramenta numérica trabalha resolvendo equações

diferenciais que descrevem os fenômenos físicos inseridos através de modelos matemáticos, que devem descrever os fenômenos físicos em questão.

Segundo Santos (2012), o *software* Ansys CFX tem uma modificação do método de volumes finitos clássico, que é conhecido como método de volumes finitos baseado em elementos finitos. Este método discretiza o domínio espacial através de uma malha e esta é utilizada para construir volumes finitos o qual serão utilizados para conservar quantidades relevantes de massa, momento e energia. A geometria, quantidade e tamanho dos elementos influenciam diretamente na qualidade dos resultados. Na FIGURA 4.15 estão apresentados alguns exemplos de elementos tridimensionais utilizados em volumes finitos.

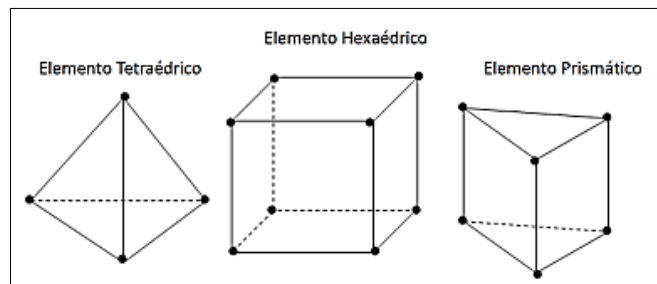


FIGURA 4.15: Elementos tridimensionais.
FONTE: SAYMA, 2009.

As propriedades são avaliadas no centroide dos elementos, como mostra a FIGURA 4.16, e utiliza-se interpolação para calcular os valores das propriedades nas faces que delimitam os elementos. Nesta malha, as soluções variáveis e propriedades do fluido são armazenadas em nós, onde os nós são os vértices da malha. (SANTOS, 2012)

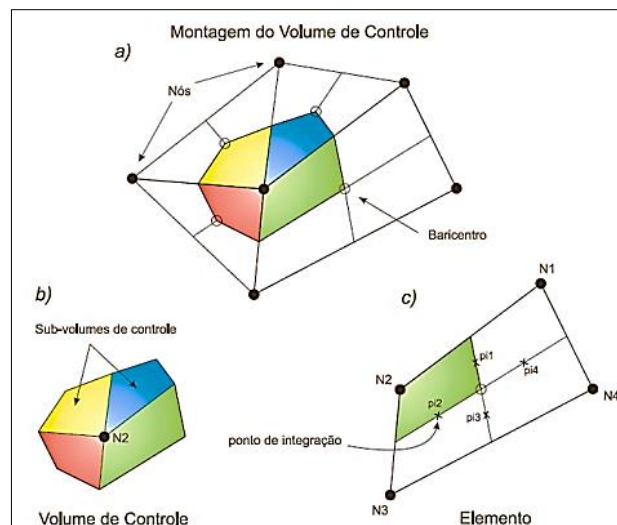


FIGURA 4.16: Volume de controle: a) a partir de elementos triangulares e quadrangular. b) resultante. c) elemento quadrangular e seus pontos de integração.
FONTE: REZENDE, 2008.

4.3.1. Equações que descrevem o escoamento de fluidos e transferência de calor

Os modelos matemáticos são elaborados com base nos modelos teóricos, onde estas equações que regem a fluidodinâmica se baseiam nos três princípios básicos:

- Conservação de Massa.
- Conservação de Momento.
- Conservação da Energia.

Segundo Versteeg & Malalasekera (1995) estes princípios podem ser representados de forma análoga através de balanços em volumes de controles infinitesimais, obtendo-se a respectiva equação do transporte para cada princípio físico. A partir destas equações, escoamentos em regime laminar ou turbulento podem ser representados. No *software* comercial Ansys CFX 15 as equações de Navier-Stokes são resolvidas em sua forma conservativa. Para a fase gasosa as equações resolvidas incluem conservação de massa, momento, energias cinéticas turbulentas e taxa de dissipação turbulenta, entalpia e número de espécies químicas (CFX, 2015).

4.3.2. Conservação de massa

O princípio da conservação de massa estabelece que a massa e volume do fluido devam ser constantes. A derivada da equação de conservação de massa, ou equação da continuidade, pode ser escrita da seguinte forma:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{U}) = S_m \quad (4.27)$$

Onde:

- $\frac{\partial \rho}{\partial t}$ - representa a mudança da densidade em função do tempo.
- ρ - densidade.
- \vec{U} - velocidade.
- S_m - massa adicionada na fase contínua.

O termo ∇ é a derivada espacial de uma quantidade em todas as direções em um sistema de coordenadas escolhido, como apresentado na equação 4.28 (VERSTEEG & MALALASEKERA, 1995):

$$\nabla = \frac{\partial}{\partial x} \mathbf{i} + \frac{\partial}{\partial y} \mathbf{j} + \frac{\partial}{\partial z} \mathbf{k} \quad (4.28)$$

Para fluidos incompressíveis a densidade é constante e a EQUAÇÃO 4.28 torna-se:

$$\nabla = 0 \quad (4.29)$$

4.3.3. Conservação de Momento

A equação de momento está fundamentada na segunda Lei de Newton, onde a taxa de mudança do momento de uma partícula de um fluido é igual ao somatório de forças nessa partícula. Na EQUAÇÃO 4.30 apresenta a conservação de momento em sua forma vetorial. Esta equação pode ser aplicada de forma análoga para os eixos x, y, z (CFX, 2015).

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho v) + \nabla \cdot (\rho \vec{U} \vec{U}) = -\nabla p + \nabla \cdot (\bar{\tau}) + \rho \vec{g} + \vec{F} \quad (4.30)$$

Em que:

- $\rho \vec{g}$ - forças gravitacionais.
- \vec{F} - forças externas.
- $\bar{\tau}$ - tensor de tensões.

O termo $\bar{\tau}$ é descrito conforme apresentado na EQUAÇÃO 4.31 (CFX, 2015):

$$\bar{\tau} = \mu \left[(\nabla \cdot \vec{U} + \nabla \cdot \vec{U}^T) - \frac{2}{3} \nabla \cdot \vec{U} \cdot I \right] \quad (4.31)$$

Sendo o termo μ a viscosidade molecular, I o tensor unitário e o termo $\nabla \cdot \vec{v}^T$ o efeito da dilatação volumétrica.

4.3.4. Conservação de Energia

Conforme a “Segunda Lei da Termodinâmica” a variação da energia é igual à soma do fluxo de calor transferido para o fluido com o trabalho realizado sobre o fluido. Esta equação pode ser escrita para o estado estacionário, conforme apresentado na EQUAÇÃO 4.32 (CFX, 2015).

$$\frac{\partial(\rho h_{tot})}{\partial t} - \frac{\partial p}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \cdot \vec{v} \cdot h_{tot}) - \nabla \cdot (\lambda \cdot \nabla \cdot T) + \nabla(\vec{v} \cdot \tau) + \vec{v} \cdot S_m + S_e \quad (4.32)$$

Onde:

- $\nabla(\vec{v} \cdot \tau)$ - representa o trabalho devido a tensões viscoso e é chamado de termo de trabalho viscoso.
- $\vec{v} \cdot S_m$ - representa o trabalho devido a fontes de impulso externas e atualmente é negligenciado.

- τ - tensão de cisalhamento.
- λ - condutividade térmica

A entalpia total (h_{tot}) está relacionada à entalpia estática $h(T, p)$ pela EQUAÇÃO 4.32.

$$h_{\text{tot}} = h + \frac{1}{2}v^2 \quad (4.33)$$

4.3.5. Conservação de Espécies Químicas

O CFX 15.0 resolve modelos que envolvem reações químicas adicionando nas equações de transporte os termos que descrevem fontes de convecção, difusão e reação para cada espécie química Y_i através da EQUAÇÃO 4.34 (CFX, 2015).

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho Y_i) + \nabla \cdot (\rho \vec{U} Y_i) = \nabla \cdot \vec{J}_i + R_i + S_i \quad (4.34)$$

Onde:

- J_i - fluxo de difusão das espécies i , devido a gradientes de concentração de temperatura.
- R_i - taxa de produção de uma espécie química, calculada como a soma da reação fonte de Arrhenius sobre a quantidade de reações que a espécie participa.
- S_i - taxa de criação e adição da espécie química somada com possíveis fontes pré-definidas.

4.3.6. Modelo de combustão

Os modelos de combustão no CFX 15 utilizam o mesmo algoritmo usado para o fluido de multicomponentes com a adição de um termo fonte/dissipador devido às reações químicas. A equação de transporte para componente I com fração de massa, Y_I é então (CFX, 2015):

$$\frac{\partial(\rho Y_i)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_j Y_i)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(T_{\text{Ieff}} \frac{\partial Y_i}{\partial x_j} \right) + S_i \quad (4.35)$$

A combustão depende diretamente da quantidade de misturas e químicas envolvidas, assim, a velocidade com que estas reações ocorrem é crucial para o resultado da chama gerada na combustão, principalmente em escoamentos turbulentos. Para reações rápidas, o progresso da reação é limitado pela mistura turbulenta, proporcionando chamas “quentes”. Em contra

partida, para reações lentas o progresso é limitado pela cinética química, e resulta em uma chama “fria”, devido a misturas com baixo oxigênio. O número de Damköhler (EQUAÇÃO 4.35) relaciona a taxa característica de mistura turbulenta e o tempo característico para as reações químicas. (BACCHI, 2013)

$$D_a = \frac{\text{Tempo característico de mistura}}{\text{Tempo característico da cinética}} \quad (4.36)$$

Sendo que para:

- $D_a \gg 1$, as reações regidas pela mistura;
- $D_a \ll 1$, as reações regidas pela cinética.

Segundo Ansys CFX (2015) em problemas que envolvem combustão sem pré-mistura, é recomendado utilizar o modelo de combustão PDF (*Probability Density Function*). Este modelo tem como objetivo gerar uma tabela com valores estatisticamente calculados das espécies químicas com relação à fração de mistura (Z). Sendo assim, exige menos recurso computacional quando comparados a outros modelos de combustão os quais utilizam uma equação de transporte para cada espécie química. Para se calcular a tabela PDF, utiliza-se apresentado na EQUAÇÃO 4.36:

$$\tilde{Y}_i = \tilde{Y}_i(\tilde{Z}, \tilde{Z}''^2, \tilde{X}_{st}) = \int_0^1 \tilde{Y}_i(\tilde{Z}, \tilde{X}_{st}) \cdot P_{\tilde{Z}\tilde{Z}''^2}(Z) \partial Z \quad (4.37)$$

Onde:

- Y_i - Difusão e reação para cada espécie química
- Z - Fração em massa de um elemento químico
- X_{st} - mistura estequiométrica

Este modelo representa a fração de tempo em que o fluido passa em cada espécie, temperatura e pressão.

4.3.7. Modelo de turbulência

Escoamentos turbulentos são difíceis de serem definidos com precisão, embora seja intuitivamente fácil diferenciar escoamentos laminares de turbulentos. O movimento do fluido é descrito como turbulento se for irregular, rotacional, intermitente, altamente desordenado, difusor e de dissipação. Fluxos turbulentos são inerentemente instáveis e tridimensionais, onde se observam perfis de fluxos rotacionais (chamados vórtices de turbulência), com uma vasta gama de escalas de comprimento. Estes movimentos aleatórios e as interações entre

turbilhões de diferentes escalas de comprimento levam a um contato efetivo entre as partículas de fluidos que são inicialmente separadas por uma longa distância. Como consequência ocorre uma transferência de calor, massa e momento entre as partículas dos fluidos do sistema. (RONADE, 2002)

A grande gama de escalas temporais dificulta a resolução simultânea das equações de governo básicas. A distância entre as pequenas e grandes escalas cresce com o aumento no número de Reynolds (como $Re^{3/4}$), portanto, como o aumento do número de Reynolds o fluxo se torna mais turbulento e a complexidade da resolução aumenta. (RONADE, 2002)

Segundo Blazek (2001) equações de Navier-Stokes podem ser usadas para descrever escoamentos laminares e turbulentos sem a necessidade de modelos auxiliares, sendo este método conhecido como DNS (*Direct Numerical Simulation*). Entretanto, a vasta gama de escalas de comprimento e tempo possíveis para o número de Reynolds, que podem ser menores que o volume finito de malha, tornaria inviável a solução do ponto de vista computacional. Para isso, foram criados os modelos de turbulência de forma a possibilitar a previsão dos efeitos da turbulência sem a necessidade de grandes refinamentos de malha. Estes modelos modificam as equações não estacionárias de Navier-Stokes originais, introduzindo a média da quantidade de flutuações. A maioria destes modelos é estatística, exceto os modelos LES (*Large Eddy Simulation*) e DES (*Detached Eddy Simulation*).

O SST é um dos modelos existentes no Ansys CFX 15 e apresenta excelente precisão na relação resultado versus custo computacional. Este modelo funciona através da resolução de um modelo de turbulência/frequência ($k-\omega$) para a parede e ($k-\epsilon$) no fluxo em massa, conforme EQUAÇÃO 4.38. Uma função de mistura garante uma transição suave entre os dois modelos.

$$\rho \frac{\partial K}{\partial t} = \tau_{ji} \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial X_j} - \rho \beta^* K \omega + \frac{\partial}{\partial X_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial K}{\partial X_j} \right] \quad (4.38)$$

Onde:

- K - energia cinética de turbulência por unidade de massa.
- ω - frequência da turbulência.
- β^* - o subscrito é para indicar a quantidade que se aplica a fase β
- μ - viscosidade molecular dinâmica.
- μ_t - viscosidade turbulenta.
- σ_k - modelo de turbulência constante para a equação k .

4.4. Modelagem numérica de bocais supersônicos em bicos de lança

A utilização de ferramentas computacionais para o estudo de bocais supersônicos, mais especificamente através de *softwares* CFD, tem sido amplamente utilizada na indústria siderúrgica e em pesquisas acadêmicas voltadas para melhoria de processos e equipamentos. No trabalho realizado por Guerra *et al.* (2012), diversas geometrias de bocais supersônicos foram avaliados por simulação CFD, onde se concluiu que o trecho reto na seção crítica contribui para a formação de ondas de choque no interior do bocal, gerando perda de eficiência do jato. Os resultados do referido trabalho estão apresentados na FIGURA 4.17.

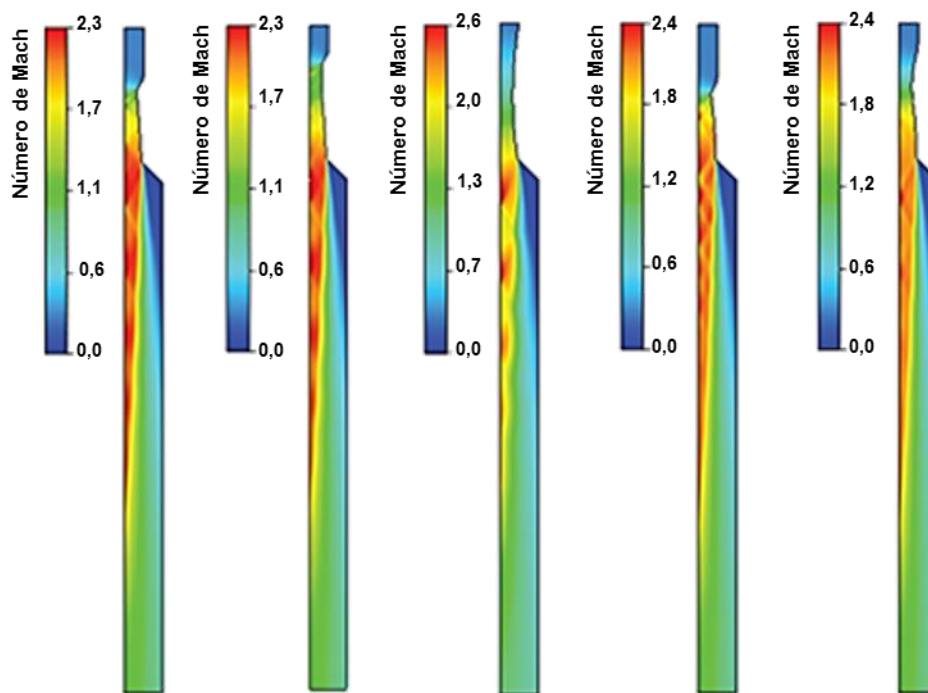


FIGURA 4.17: Simulação CFD de bocais supersônico de lanças BOF com diferentes geometrias.
FONTE: GUERRA *et al.*, 2012.

Odenthal *et al.* (2006) apresenta um estudo comparativo de bocais supersônicos com diferentes pressões ambientes, onde se pode observar a variação das ondas de choque em termos do número de Mach, conforme apresentado na FIGURA 4.18. Verifica-se que quanto maior a pressão ambiente, menos disperso fica o jato na saída do bocal, tendo comportamento inverso para menores pressões. Analisando estes resultados, observa-se a relevância da pressão interna do convertedor no perfil de escoamento do jato supersônico na saída do bocal, sendo este um parâmetro de difícil obtenção, visto a dificuldade de se realizar uma medição e a quantidade de variáveis envolvidas no processo.

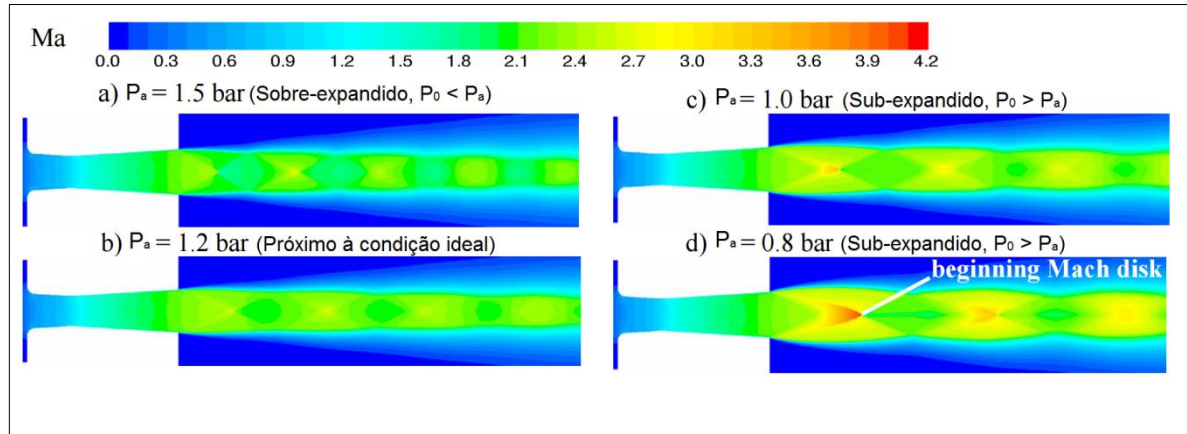


FIGURA 4.18: Simulação CFD da influencia da pressão interna do convertidor no comportamento do jato supersônico.

FONTE: ODENTHAL *et al.*, 2006.

Para avaliar a precisão das simulações, Odenthal *et al.* (2006) compara seus resultados com os cálculos teóricos para o escoamento isentrópico, apresentado no capítulo 4.2, conforme TABELA 6, onde se observa uma grande proximidade entre os valores calculados analiticamente e aqueles obtidos por simulação CFD.

TABELA 6: Comparação entre simulações CFD e cálculos teóricos.

RELAÇÕES	CFD		TEORIA DO ESCOAMENTO ISENTRÓPICO	
	GARGANTA	SAÍDA	GARGANTA	SAÍDA
P/P^*	0.5288	0.0972	0.5283	0.0923
T/T^*	0.8369	0.5306	0.8332	0.5064
ρ/ρ^*	0.6315	0.1839	0.6339	0.1822
Ma	0.995	2.127	1.000	2.208
\dot{m} [Kg/s]	4.27		4.35	
	GARGANTA		SAÍDA	
$ \Delta Ma / Ma $ in %	0.5		3.7	
$ \Delta \dot{m} / \dot{m} $ in %	1.8			

FONTE: Odenthal *et al.*, 2006.

Simulações CFD também tem sido utilizada para avaliação do escoamento em processos com multi-bocais. Wang *et al.* (2014) utilizaram simulações CFD em um estudo de comportamento do jato supersônico em bicos de 4 bocais e variações no ângulo de inclinação. Os resultados confirmam a teoria apresentada no capítulo 4.2.5, onde se observa maior relevância da coalescência entre os jatos para bicos com bocais de menor inclinação. A FIGURA 4.19 apresenta a variação do número de Mach para bicos com bocais de 10°, 12° e 14° de inclinação e perfil de coalescência dos jatos.

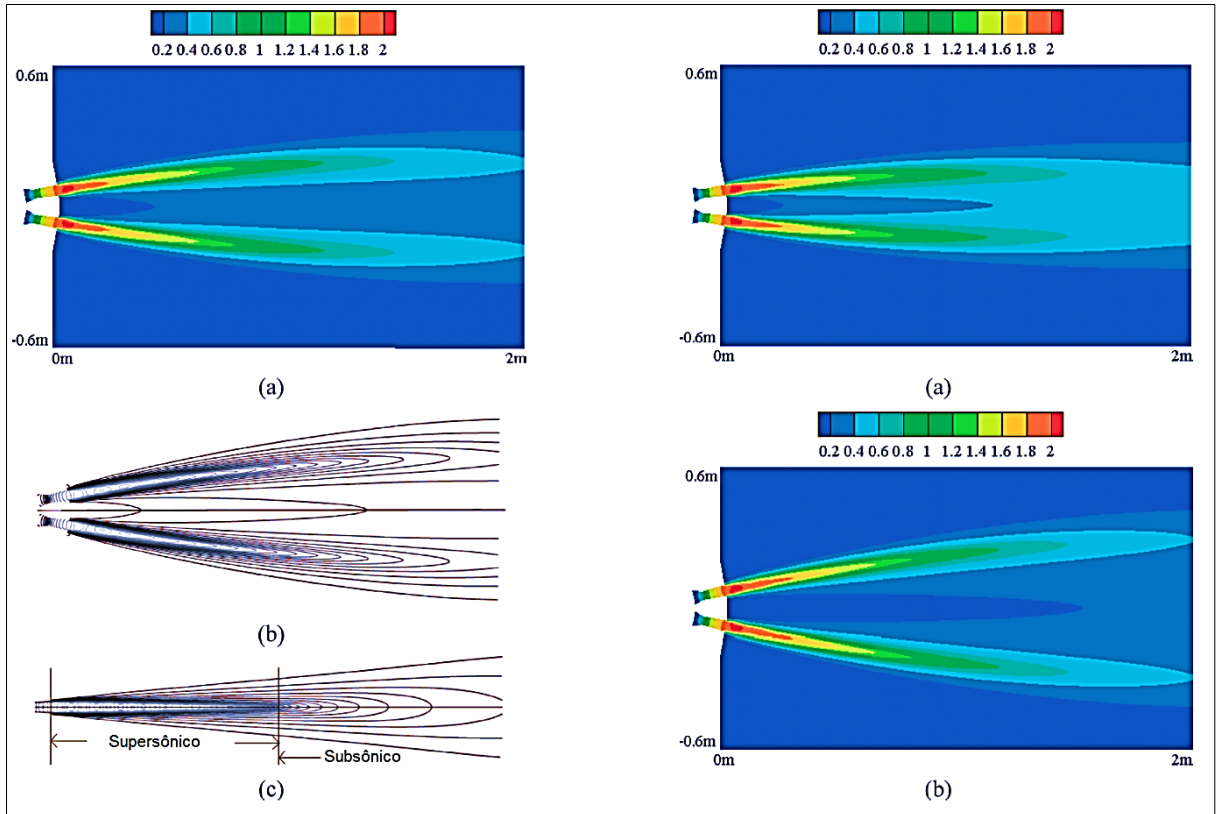


FIGURA 4.19: Variação do número de Mach em bicos de lança com bocais de ângulos: a) $\theta = 10^\circ$; b) $\theta = 12^\circ$ e c) $\theta = 14^\circ$. d) transição de jato supersônico para sônico.

FONTE: WANG *et al.*, 2014.

Li *et al.* (2014) realizaram estudos comparativos entre bocais com ângulos de inclinação de 10° , 14° e $17,5^\circ$ onde apresentam o perfil de interação entre os jatos em uma seção a 1,5 m de distância do bico (FIGURA 4.20). Estes autores também concluem que a interação entre os jatos será maior quanto menor for o ângulo de inclinação.

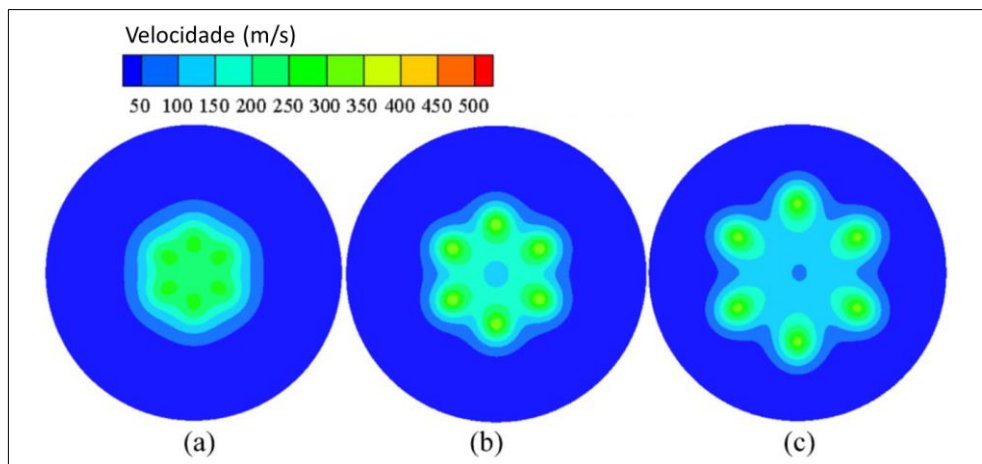


FIGURA 4.20: Perfil de velocidade de jatos a 1,5m de distância dos bocais para bico de 6 furos com: a) $\theta = 10^\circ$; b) $\theta = 14^\circ$ e c) $\theta = 17,5^\circ$.

FONTE: Li *et al.* (2014)

Estes autores também concluem, adicionalmente, que a relação entre as pressões de entrada e saída do bocal tem grande influência na coalescência de jato, conforme pode ser visto na FIGURA 4.21. Nota-se que quanto maior a pressão de entrada do bocal em relação à pressão de saída, maior será a interferência entre os jatos.

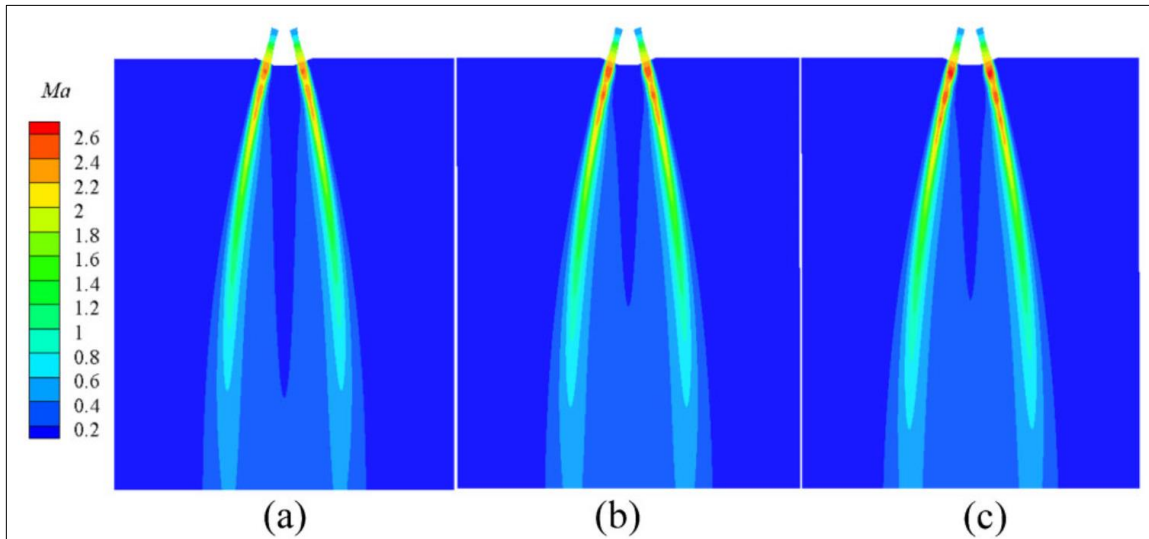


FIGURA 4.21: Número de Mach para bocais de 14° de inclinação: a) $P_0/P_s = 1$; b) $P_0/P_s = 1,1$ e c) $P_0/P_s = 1,2$. FONTE: Li. *et al.*, 2014.

Doh (2012) e Naito *et al.* (2013) apresentaram estudos das reações químicas existentes entre o jato de oxigênio e o CO resultante da descarbonização, como os apresentados nas FIGURA 4.22 e FIGURA 4.23.

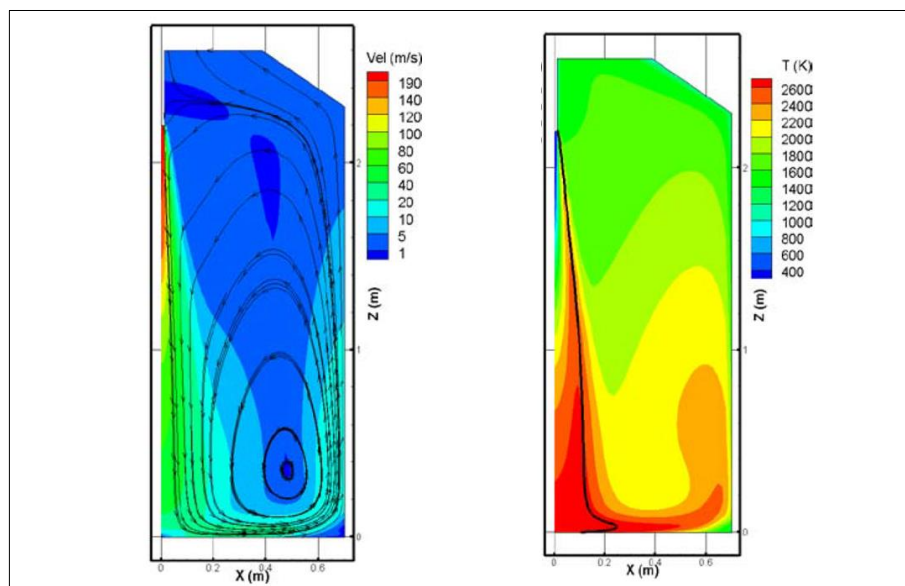


FIGURA 4.22: Linhas de velocidade e perfil de temperatura de simulação CFD de jato supersônico com efeitos de pós-combustão do CO FONTE: DOH, 2012.

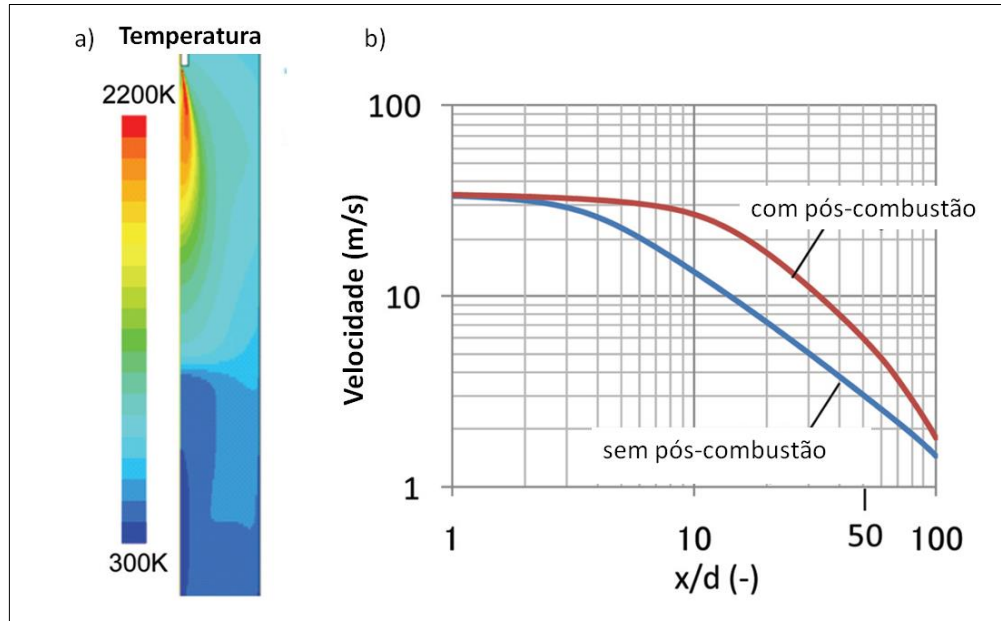


FIGURA 4.23: a) Perfil de temperatura de jato com pós-combustão do oxigênio com o CO. b) comparação de velocidade do jato com e sem pós-combustão.
 FONTE: DOH, 2012.

Comparando o perfil de temperaturas na FIGURA 4.22 e na FIGURA 4.23a observa-se que a pós-combustão gera maiores temperaturas na parte externa do jato, superiores às medidas nos gases de exaustão. Na FIGURA 4.23b Naito *et al.* (2013) ainda comparam as velocidades ao longo da distância da face do bico, onde observa-se um expressivo aumento no comprimento efetivo do jato na simulação que considera o efeito da pós-combustão. Os trabalhos apresentados neste capítulo reforçam a pertinência de se utilizar a simulação CFD como auxílio na identificação dos fenômenos envolvidos no desgaste dos bocais de bico de lança.

5. METODOLOGIA

A metodologia e os critérios utilizados para a caracterização dos mecanismos de desgaste nos bocais do bico de lança, além dos parâmetros utilizados nas simulações computacionais seguem as etapas sequenciadas e estabelecidas em:

- (1) levantamento das informações operacionais do bico que apresentou desgaste nos bocais, a ser analisado;
- (2) retirada e preparação das amostras do bico com desgaste nos bocais;
- (3) definição de geometria, geração de malha e levantamento das condições de contorno para simulações computacionais CFD de caracterização do jato supersônico.
- (4) definição de geometria, geração de malha e levantamento das condições de contorno para simulações computacionais CFD de troca térmica do bico, com as temperaturas geradas nas simulações de jato supersônico.

5.1. Levantamento dos parâmetros operacionais

Atualmente a Vallourec do Brasil utiliza em suas lanças um bico de 3 furos e inclinação de 11° , conforme apresentado na FIGURA 5.1. O bico a ser estudado, quando novo, tem estrutura granulométrica característica de peças forjadas, e como já visto anteriormente, possui granulometria mais refinada quando comparada com um bico fundido.

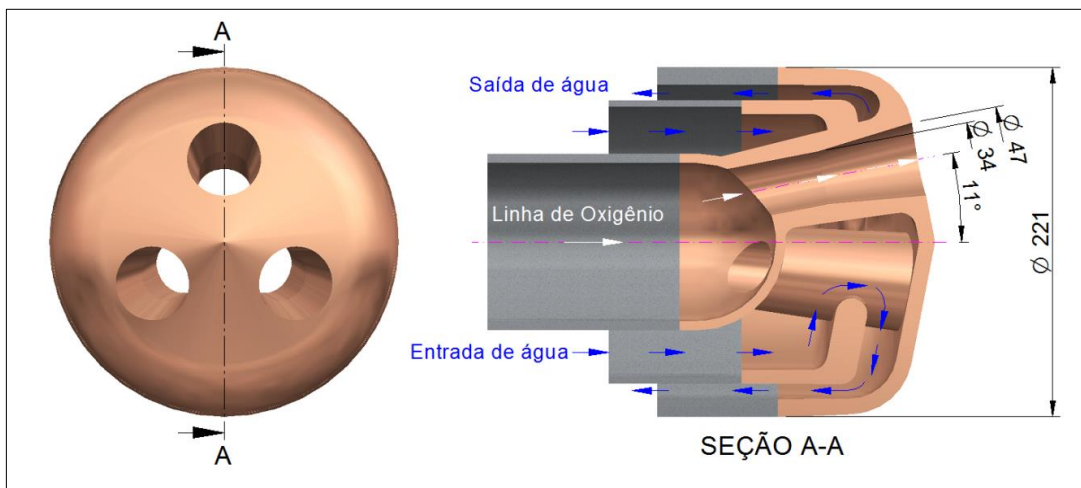


FIGURA 5.1: Desenho esquemático da configuração do bico utilizado pela Vallourec Brasil.

A partir de um bico que apresentou desgaste, este pode ser identificado pelo número de série, e levantado o número de corridas, informações de vazão máxima e mínima do oxigênio e temperatura média de saída dos gases conforme TABELA 7.

TABELA 7: Parâmetros operacionais da lança

Parâmetro	Valor
P_0	10 [kgf/cm ²]
$\dot{m}_{\text{máx}}$	180 [m ³ /min]
\dot{m}_{min}	150 [m ³ /min]
DBL	1500 [mm]
$T_{\text{gás}}$	1600 [°C]

* P_0 – Pressão medida na entrada da lança.

A vazão máxima ($\dot{m}_{\text{máx}}$) de operação ocorre durante o período de descarburização máxima; já a menor vazão (\dot{m}_{min}) ocorre durante o período de amostragem com a sub-lança. A distância de face da lança para o banho (DBL) será utilizado como referência para definir o comprimento do domínio para as simulações de jato supersônico. A temperatura média ($T_{\text{gás}}$) dos gases será utilizada como condição de contorno inicial do domínio.

5.2. Retirada de amostras e análise metalográfica

Amostras dos bocais falhados foram divididas em três regiões distintas do bico, conforme apresentado na FIGURA 5.2. As amostras das FIGURA 5.2a e b estão localizadas dentro do bocal, sendo a amostra da FIGURA 5.2a uma parte interna do bocal sem desgaste e FIGURA 5.2b a região de saída do bocal que apresentou desgaste. A FIGURA 5.2c apresenta uma amostra da face externa do bico, parte que fica totalmente exposta ao ambiente externo do forno, porém sem a ocorrência de desgaste.

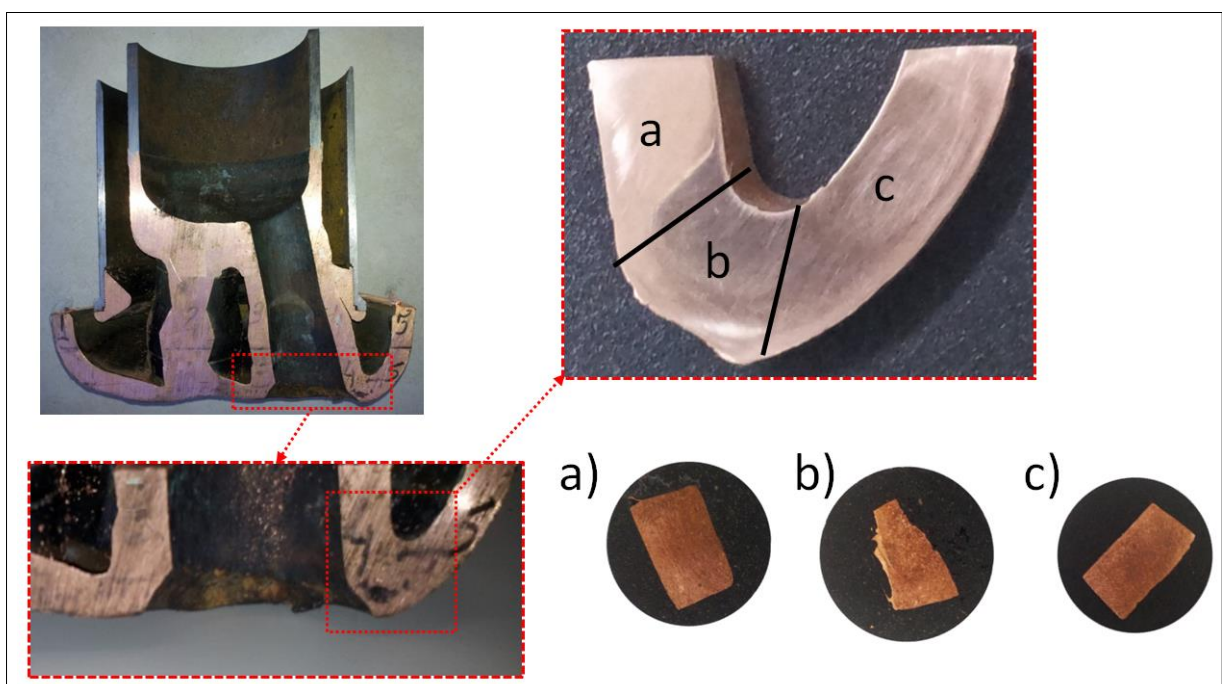


FIGURA 5.2: Regiões do bocal (a) sem desgaste; (b) região de desgaste e (c) face externa do bico.

Após o embutimento, as amostras necessitam de polimento em politriz metalográfica, com tratamento superficial apropriado. Em seguida, as amostras de cobre polidas podem ser atacadas quimicamente por imersão em solução de Cloreto de ferro III (ROHDE, 2010). Assim, pretende-se realizar análises metalográficas, para verificação de possíveis variações microestruturais que auxiliem no entendimento do mecanismo de desgaste.

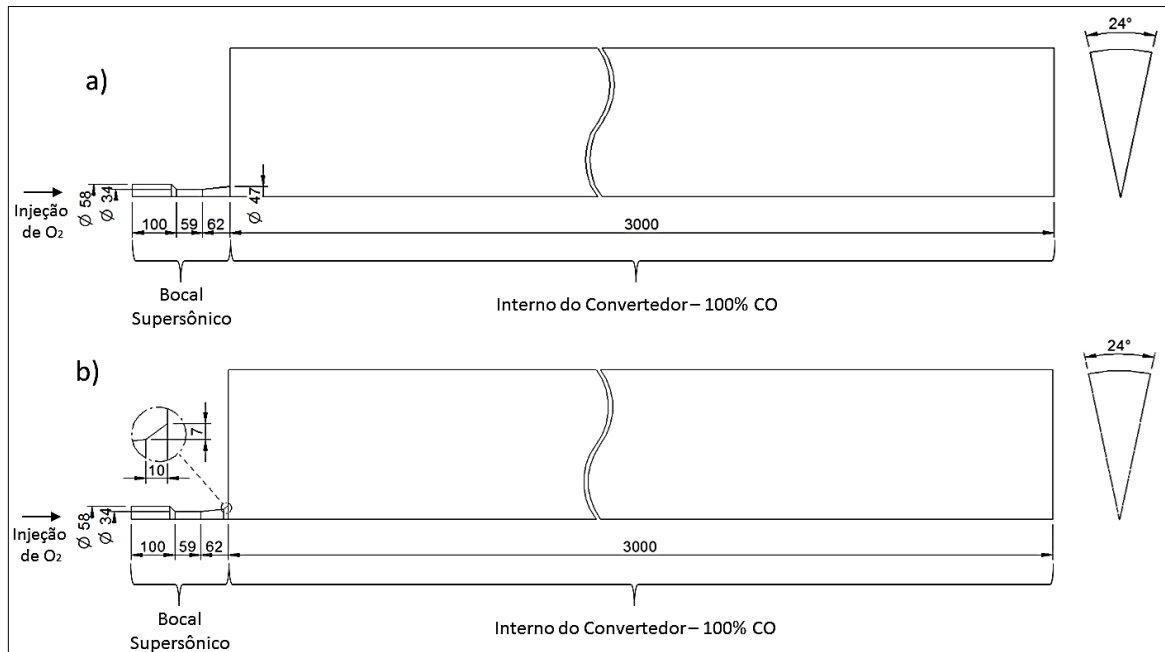
5.3. Condições de contorno para simulação CFD do bocal supersônico

Para simulações CFD pode-se utilizar o *software* comercial Ansys CFX 15.0, que apresenta excelente precisão nos resultados para simulações com os fenômenos físico-químicos presentes no processo, a serem estudados. Devido à complexidade das condições reais de operação, necessita-se restringir o domínio das simulações, de maneira que possibilite estimar as condições de contorno para dar ênfase ao desgaste na saída do bocal supersônico, por ser objeto de estudo.

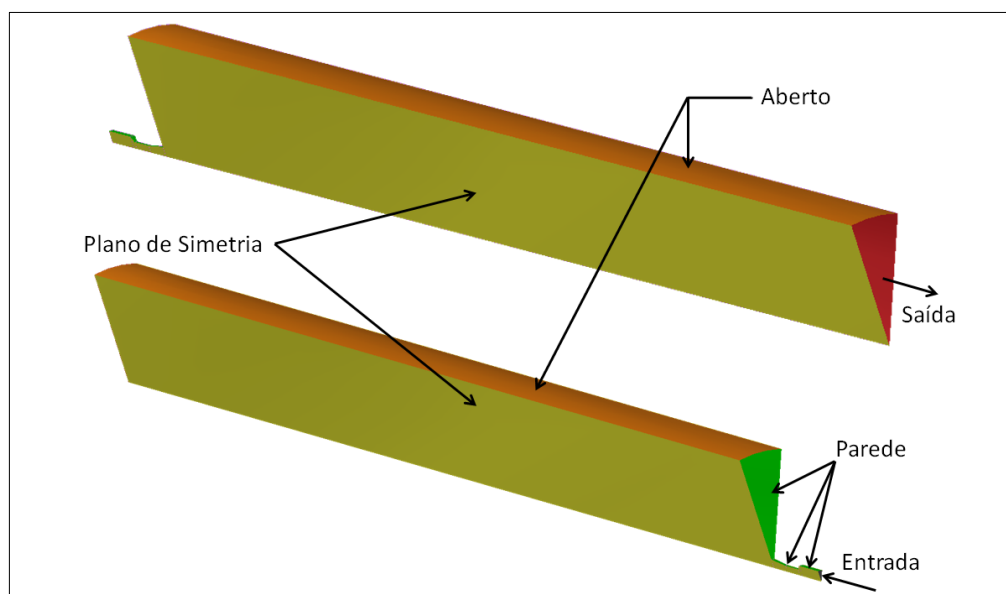
Para facilitar o entendimento das simulações, o bocal será identificado da seguinte forma:

- **Bocal falhado:** em referência às dimensões de bocal que apresentou desgaste (FIGURA 5.1);
- **Bocal desgastado:** em referência a geometria de bocal com o chanfro na saída para simular o desgaste, objetivando a verificação dos efeitos do desgaste no jato supersônico e na temperatura de trabalho da massa de cobre bico;
- **Bocal redimensionado:** para identificar o bocal com dimensões recalculadas, com base nos resultados das simulações de caracterização do mecanismo de desgaste.

A geometria do bocal pode ser simplificada para 1/15 da circunferência, utilizando como referência o eixo axissimétrico de apenas um bocal. Esta metodologia é semelhante aos trabalhos de Guerra *et al.* (2015) e Odenthal *et al.* (2006), representada pela FIGURA 5.3a, considerando 1/15 da circunferência do bocal. Para a simulação do jato com o bocal desgastado, foi adicionado na geometria um chanfro com as dimensões do desgaste encontrado nas amostras, conforme FIGURA 5.3b. Como condições de contorno, o O₂ é injetado pelo bocal em um ambiente externo composto de CO, tentando se aproximar das condições do conversor durante o período de descarburção.



O plano de simetria possibilita ao *software* Ansys CFX calcular o escoamento com um número menor de elementos, obtendo resultados muito próximos ao de uma circunferência completa. Na parede do domínio consideram-se restrições ao escoamento pelo atrito e a face externa aberta possibilita o fluido entrar e sair do domínio sem direção preferencial, conforme apresentado na FIGURA 5.4.



A geometria pode ser discretizada com malha hexaédrica de 1.005.000 elementos (FIGURA 5.5), que garantem uma boa morfologia aos elementos, com refinamento no tamanho dos elementos nas regiões próximas ao bocal, com o objetivo de se obter maior precisão no

cálculo das ondas de choque, turbulência do escoamento e temperatura nesta região de interesse.

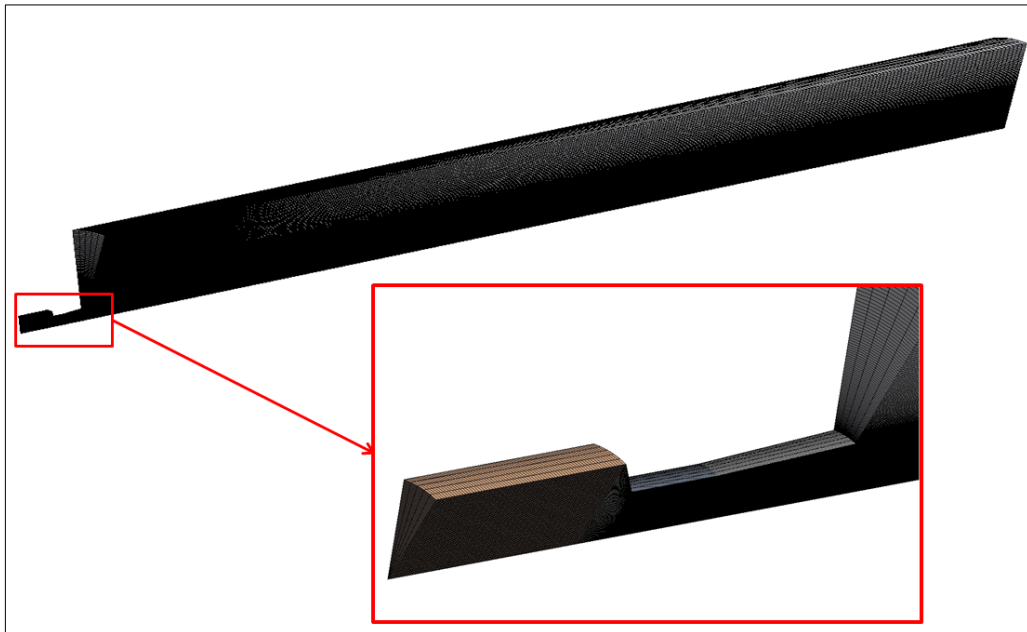


FIGURA 5.5: Malha utilizada para as simulações CFD.

A temperatura ambiente de 1600 °C utilizada nas simulações é a temperatura aproximada de saída dos gases, semelhante ao modelo utilizado por Odenthal *et al.* (2006) e Wang *et al.* (2010) para as simulações CFD de jato supersônico em convertedores BOF. Os modelos apresentados por estes autores desprezam os efeitos da pós-combustão e consideram apenas o oxigênio presente no domínio. Na TABELA 8 podem-se verificar todas as simulações realizadas, bem como, comparar as diferenças básicas entre elas.

TABELA 8: Simulações CFD para avaliação do jato supersônico.

	Vazão [m³/min]	Relação A/A*	T_{amb} [°C]	Modelo de Combustão	Tipo de bocal
Simulação 1	180	1,38	1600	-	Falhado
Simulação 2	150	1,38	1600	-	Falhado
Simulação 3	180	1,38	1600	PDF	Falhado
Simulação 4	150	1,38	1600	PDF	Falhado
Simulação 5	180	1,38	1600	PDF	Desgastado
Simulação 6	150	1,38	1600	PDF	Desgastado
Simulação 7	180	1,15	1600	PDF	Redimensionado
Simulação 8	150	1,15	1600	PDF	Redimensionado

O modelo de combustão PDF utilizado nas simulações para verificação dos efeitos da pós-combustão, apresenta boa relação de tempo total de simulação e precisão nos cálculos. As vazões utilizadas nas simulações de 180 Nm³/h e 150 Nm³/h correspondem às vazões máxima e mínima comuns de operação, respectivamente. A relação de área entre a seção de saída e seção estagnante (A/A^*) é única diferença entre os modelos de bocal falhado e redimensionado. A precisão dos cálculos iterativos definida para as simulações é de 0,0001%, sendo utilizado para resolução o método *High Resolution*, o qual proporciona uma menor dispersão dos resultados interpolados.

5.4. Simulação CFD de transferência de calor

Para avaliação dos efeitos do aporte térmico gerado pela pós-combustão nos bocais falhado e desgastado encontradas na simulação do jato supersônico, considerando a refrigeração interna do bico, na temperatura da massa de cobre do bico, pode-se utilizar simulações CFD. Estas simulações tem por finalidade caracterizar o mecanismo de desgaste, fazendo uma correlação entre as análises metalográficas, a simulação de jato supersônico e a temperatura de trabalho do bico. Como o bico analisado possui 3 bocais, pode-se utilizar simetria geométrica de 1/3, conforme apresentado na FIGURA 5.6, onde observar-se a divisão do domínio com a parte preenchida pela água e o sólido referente a massa de cobre.

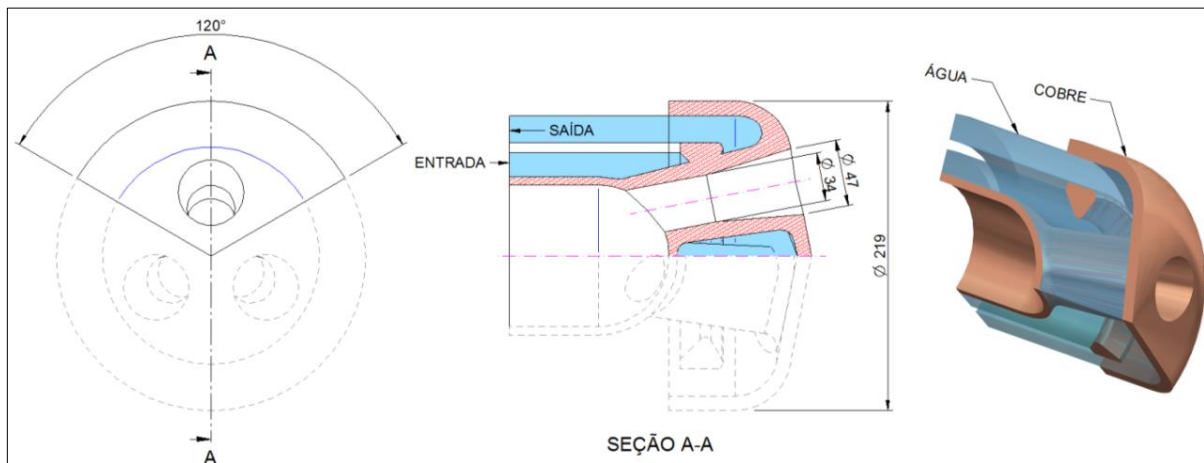


FIGURA 5.6: Representação esquemática da geometria utilizada para as simulações CFD.

As condições fluidodinâmicas de contorno são referentes a parâmetros operacionais de processo, obtidos junto a Vallourec. Como fluxo de calor para as simulações, tem-se como referência os resultados do aporte térmico gerado nas simulações de jato supersônico com os efeitos da pós-combustão, apresentadas anteriormente, como indicado na FIGURA 6.17. Estas simulações estão resumidamente apresentadas na TABELA 9.

TABELA 9: Condições de contorno do escoamento

Descrição	Temp.de entrada da água [°C]	Vazão de água [m ³ /h]	ΔP [Pa]	Fluxo de calor
Simulação a)	30	80	0	Simulação 3
Simulação b)	30	80	0	Simulação 4
Simulação c)	30	80	0	Simulação 5
Simulação d)	30	80	0	Simulação 6

ΔP^* - Diferença entre a pressão de entrada e saída

A partir desta geometria o domínio foi discretizado em malha tetraédrica de 2.058.062 elementos, com refinamento nas proximidades do fluido com a parede para uma melhor previsão dos efeitos da camada limite, conforme apresentado na FIGURA 5.7.

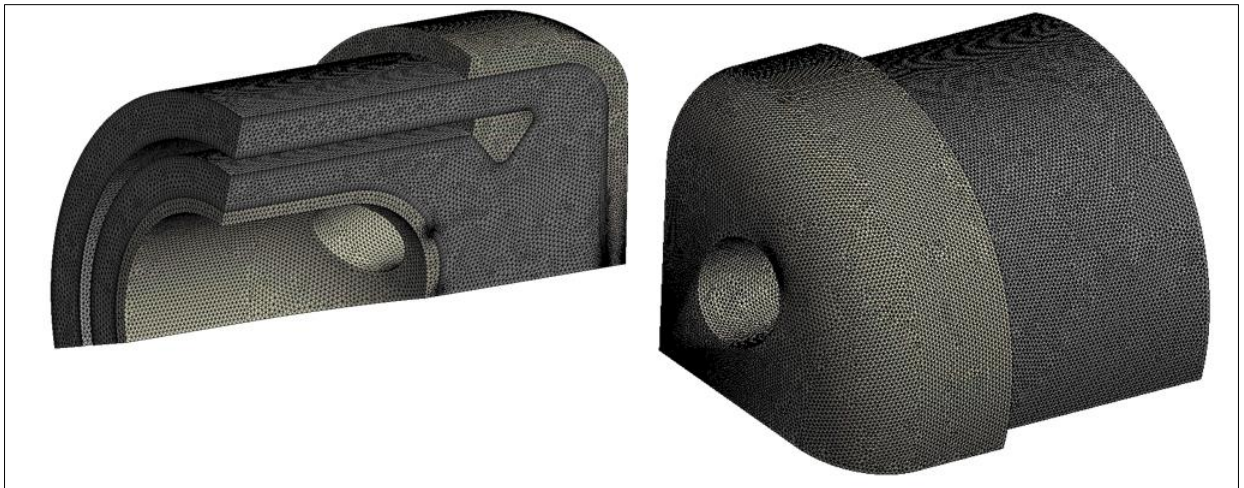


FIGURA 5.7: Malha utilizada para as simulações CFD.

Para estas simulações também se utilizou o resíduo numérico especificado de 10^{-6} , além do método de interpolação *High Resolution*, para garantir uma melhor precisão nos resultados.

6. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo serão apresentados os resultados das análises metalográficas das amostras da de desgaste dos bocais, bem como os resultados das simulações computacionais para caracterização do jato supersônico e de troca térmica do bico.

6.1. Análises metalográficas e caracterização geométrica da falha

A partir de cortes realizados em todos os bocais do bico falhado, conforme apresentado na geometria da FIGURA 5.2, pode-se encontrar um perfil de desgaste médio, que apresentou ser semelhante nos três bocais, conforme apresentado na FIGURA 6.1. Observa-se uma assimetria geométrica no desgaste do bocal, que é maior próximo ao eixo central (10mm) do bico do que próximo ao diâmetro externo (8mm). Uma hipótese que poderia explicar esta assimetria seria relacionada ao fenômeno de coalescência de jato.

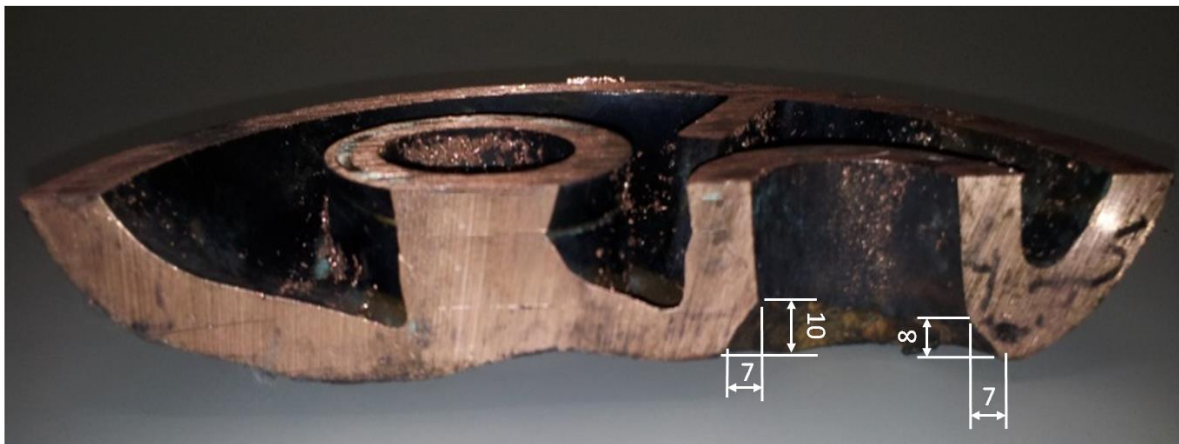


FIGURA 6.1: Dimensões médias dos desgastes dos três bocais.

Os efeitos da coalescência de jato não podem ser previstos nos modelos CFD propostos no presente trabalho, visto que estes estão limitados a apenas um bocal. Para verificação da relevância da coalescência de jato no bico em estudo, pode-se utilizar a teoria empírica proposta por Lee *et al.* (1977), conforme apresentado no capítulo 4.2.5, que se baseia em uma análise geométrica de proximidade entre os bocais.

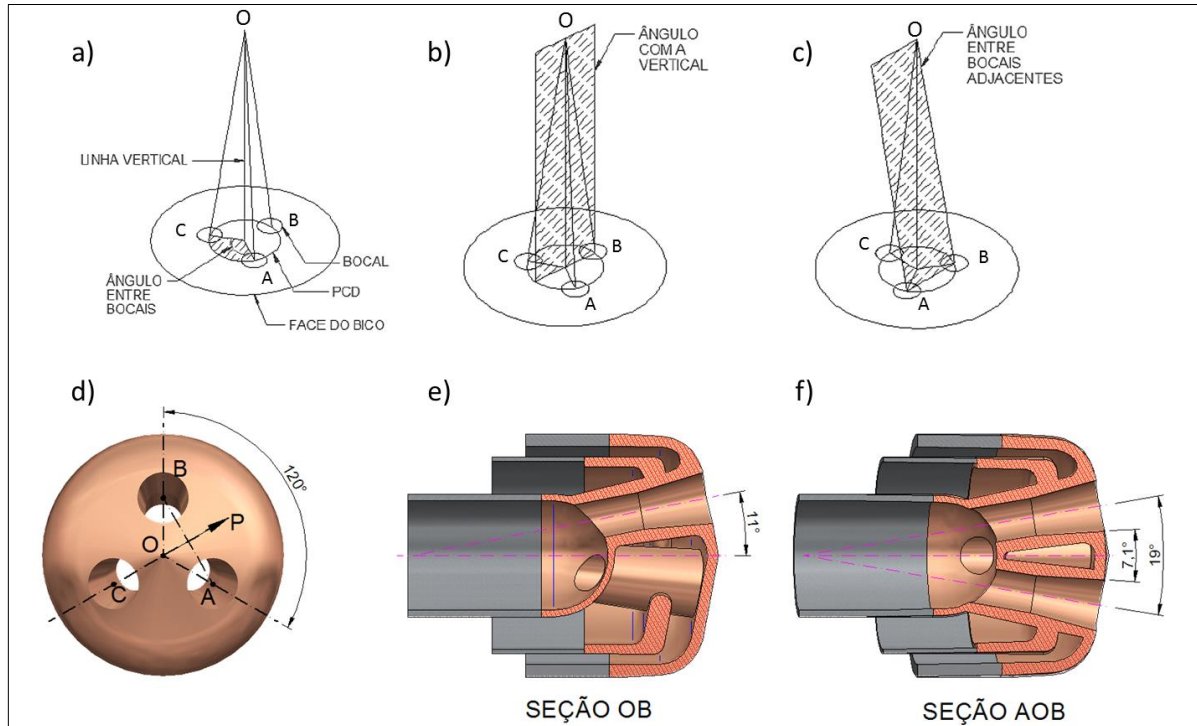


FIGURA 6.2: Ângulos existentes em bicos de 3 furos: a) representação da linha vertical, ângulo entre os bocais, inclinação do bocal, face do bico e o diâmetro primitivo; b) plano do ângulo de inclinação dos bocais; c) plano do ângulo entre os bocais adjacentes; d) verificação dos ângulos entre os bocais; e) verificação do ângulo de inclinação dos bocais; f) verificação dos ângulos entre os bocais adjacentes.

FONTE: Elaborado a partir de Lee *et al.*, 1977.

Na FIGURA 6.2 é possível notar que o ângulo de inclinação dos bocais de 11° está muito próximo do ângulo entre os bocais adjacentes e o eixo do bico que é de $8,5^\circ$, resultando em uma diferença de $2,5^\circ$. Apesar deste resultado ser positivo (pela teoria, para uma coalescência relevante o resultado desta diferença teria que ser negativo), pode ser considerado uma diferença pequena. O ângulo de 11° também está muito próximo ao ângulo da inclinação que apresenta maior coalescência no trabalho de Wang *et al.* (2014), apresentado na FIGURA 4.19.

Na FIGURA 6.3 estão apresentados os resultados das análises metalográficas das amostras apresentadas na FIGURA 5.2. Analisando a FIGURA 6.3a pode-se observar uma distribuição bastante homogênea dos grãos, indicando que a estrutura não sofreu alterações nesta região ao longo da vida útil do bico. Entretanto, ao se analisar FIGURA 6.3b observa-se uma distribuição heterogênea e com maior tamanho de grão, quando comparado a FIGURA 6.3a, o que não deveria ocorrer visto a proximidade destas regiões.

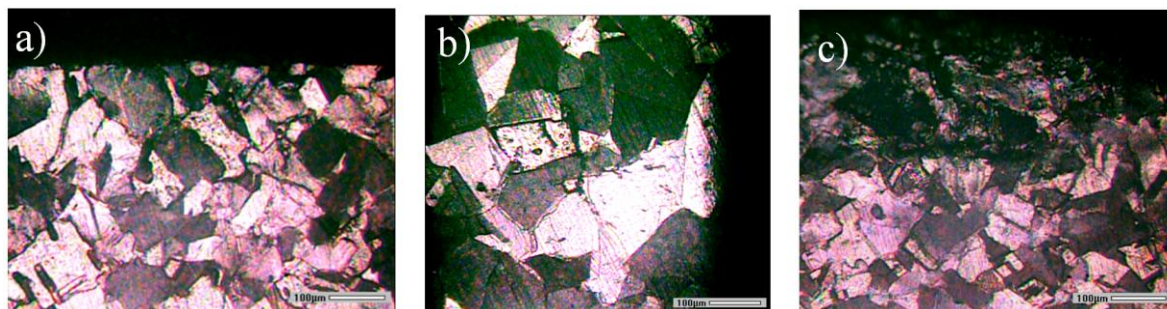


FIGURA 6.3: Análise metalográfica com ampliação de 200 vezes - a) Amostra da região interna do bocal sem desgaste; b) região de desgaste na saída do bocal e c) face externa do bico.

Esta diferença granulométrica só seria possível em caso de crescimento de grãos na região de desgaste, e visto que se tratar de um bico com material forjado, isso seria possível. Materiais forjados em geral, possuem estruturas granulométricas mais refinadas e quando exposto a temperaturas acima da temperatura de recristalização do material por um determinado tempo, pode ocorrer crescimento de grãos, conforme princípios teóricos apresentados no capítulo 4.1.

O crescimento de grãos também não foi observado na FIGURA 6.3c (face externa do bico), que fica exposta ao ambiente do forno, onde, porém se observa micro fusões de alguns grãos. Estas podem estar relacionadas a um superaquecimento localizado nesta região, causada por um rebote de jato ou no contato com metal/escória líquido no bico, por exemplo.

Em todos os resultados das análises metalográficas a única região que apresentou crescimento de grãos foi à região de desgaste, indicando que ocorre um aporte térmico mais elevado nesta região do que nas outras.

6.2. Verificação dos efeitos de pós-combustão

Na FIGURA 6.4 estão apresentados os resultados gráficos em termos do número de Mach das simulações do bocal falhado com vazões máxima de $180 \text{ Nm}^3/\text{min}$ e mínima de $150 \text{ Nm}^3/\text{min}$, verificadas em operação, com e sem o efeito de pós-combustão. Observa-se um considerável aumento do comprimento do núcleo efetivo do jato em função dos efeitos da pós-combustão presente nas Simulações 3 e 4, sendo este um resultado semelhante ao verificado por Doh (2012) na FIGURA 4.23.

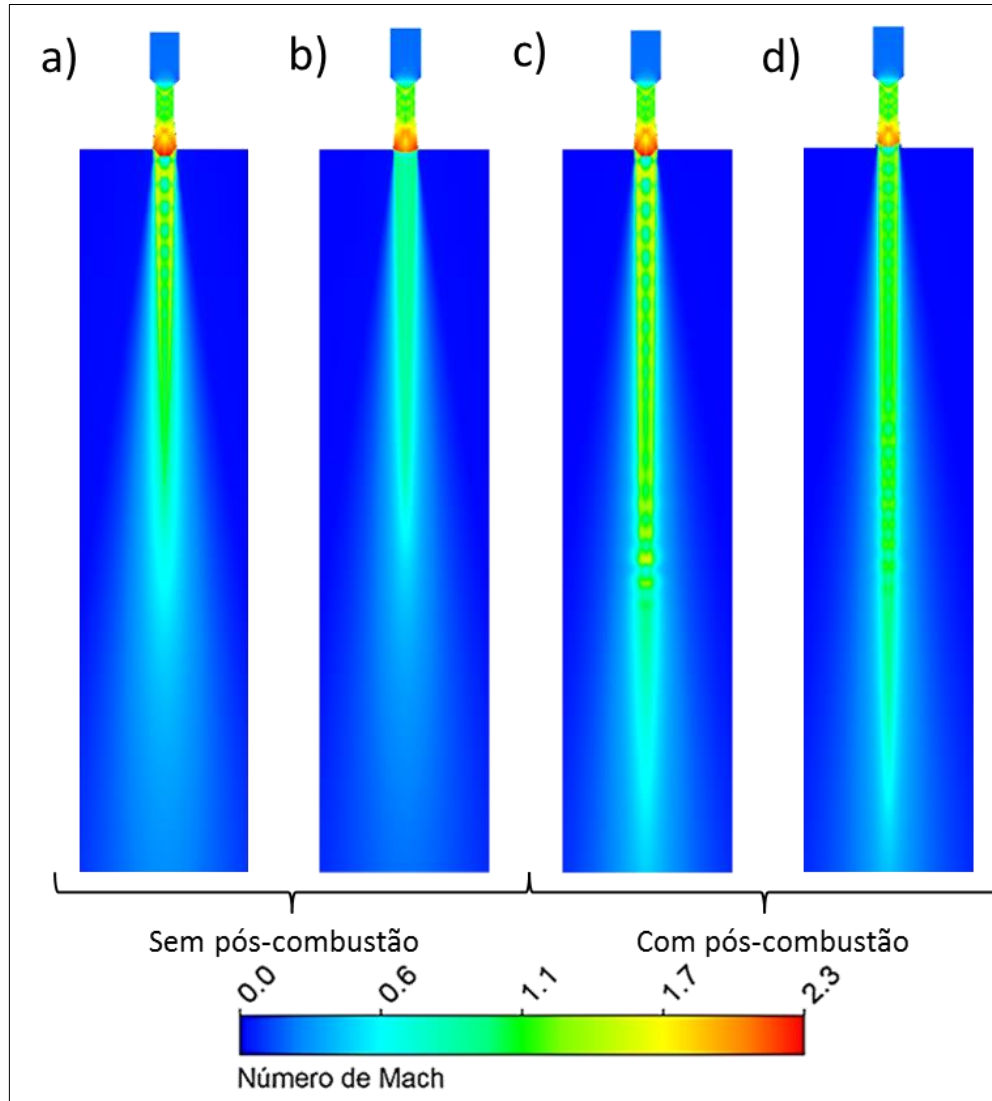


FIGURA 6.4: Número de Mach - a) Simulação 1 (180 Nm³/min) sem pós-combustão, b) Simulação 2 (150 Nm³/min) sem pós-combustão, c) Simulação 3 (180 Nm³/min) com pós-combustão e d) Simulação 4 (150 Nm³/min) com pós-combustão.

Verifica-se na FIGURA 6.4a que o perfil de jato caracteriza o bocal como sub-expandido, com presença de ondas de choque oblíquas no interior do bocal. Já na FIGURA 6.4b o bocal está sobre-expandido e com a velocidade de saída do jato inteiramente subsônica, isso devido à formação de onda de choque normal dentro do bocal. O perfil de jato verificado na FIGURA 6.4a se apresenta bem semelhante na FIGURA 6.4c (mesma vazão), tendo como principal diferença o aumento do núcleo efetivo do jato do pelo efeito da pós-combustão, conforme destacado anteriormente. Este aumento de comprimento, também pode ser verificado na FIGURA 6.4d, em comparação com a FIGURA 6.4b que tem mesma vazão.

O aumento do comprimento de jato pelo efeito da pós-combustão, torna-se mais evidente ao se analisar as FIGURA 6.5 e FIGURA 6.6, onde podem ser comparados o número de Mach pelo comprimento para as simulações de mesma vazão.

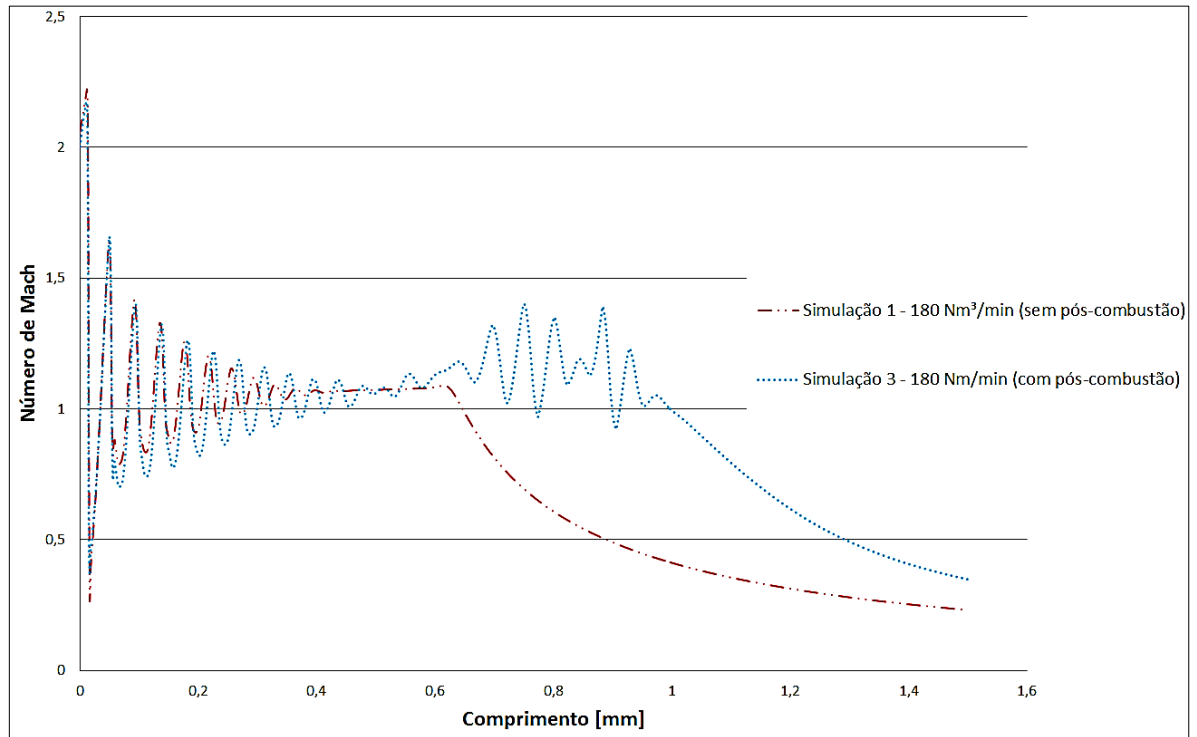


FIGURA 6.5: Comparação entre o comprimento de jato pelo número de Mach para as simulações 1 e 3.

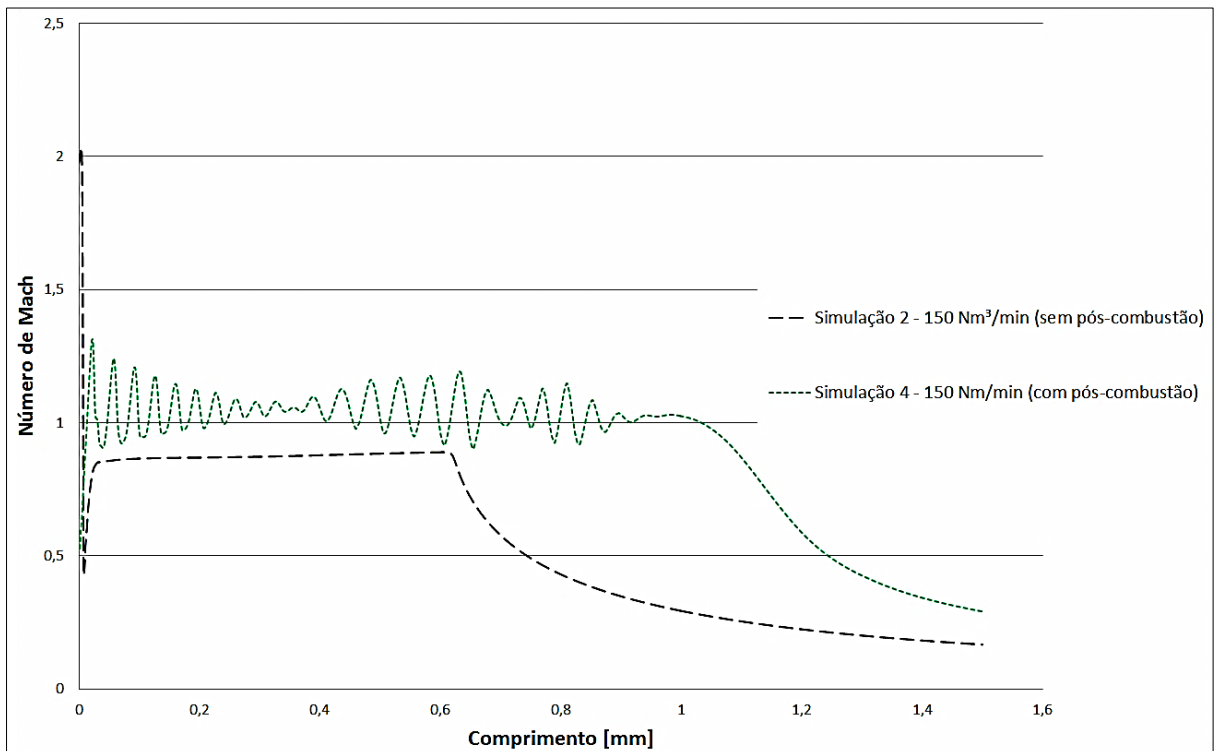
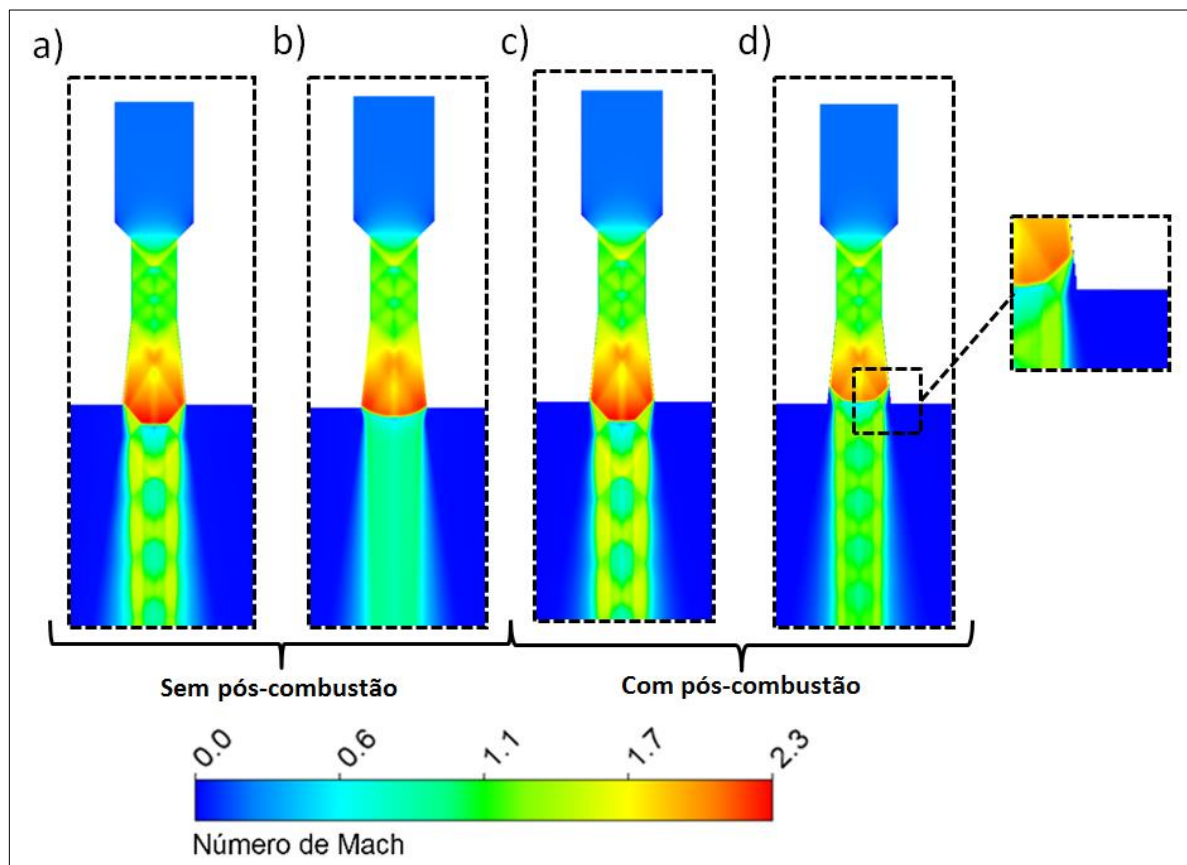


FIGURA 6.6: Comparação entre o comprimento de jato pelo número de Mach para as simulações 2 e 4.

A combustão geada no entorno do jato promove um efeito similar ao conceito de jato coerente apresentado por Viana e Santos *et al.* (2003), em que a chama no entorno do jato prolonga o comprimento efetivo do núcleo. De uma forma geral o aumento do comprimento do jato em função do aumento da temperatura foi de aproximadamente 400 mm, o que é muito relevante para cálculos de penetração, movimentação do banho, etc.

Outras diferenças causadas pela presença da pós-combustão nas simulações, podem ser verificadas na FIGURA 6.7, que se trata de uma ampliação na região dos bocais da FIGURA 6.4. Percebe-se ao se comparar a FIGURA 6.7b com a FIGURA 6.7d que a pós-combustão reduz os efeitos da onda de choque normal, fazendo com que o jato saia do bocal com velocidade supersônica. Entretanto um novo fenômeno pode ser caracterizado na FIGURA 6.7d, que é denominado por Zucrow & Hoffman (1976) como descolamento de jato, conforme apresentado no Capítulo 4.2.4.



Os resultados de temperatura das simulações 1, 2, 3 e 4 (referentes à geometria do bocal falhado com e sem pós-combustão), podem ser comparados na FIGURA 6.8. Nas FIGURA

6.8a e b, observa-se que os gradientes de temperatura estão muito próximos, onde a temperatura máxima é de 1600 °C, que foi pré-definida como condição de contorno da simulação. Isso acontece porque a transferência de calor ocorre somente entre o O₂, que atingem temperaturas de até -125 °C na saída do bocal, e o CO do ambiente externo ao bocal. Entretanto, nas simulações com modelos que permitem as reações químicas entre o O₂ e o CO, observa-se a ocorrência de pós-combustão gerando temperaturas de até 3200 °C, como se pode ver nas FIGURA 6.8c e d.

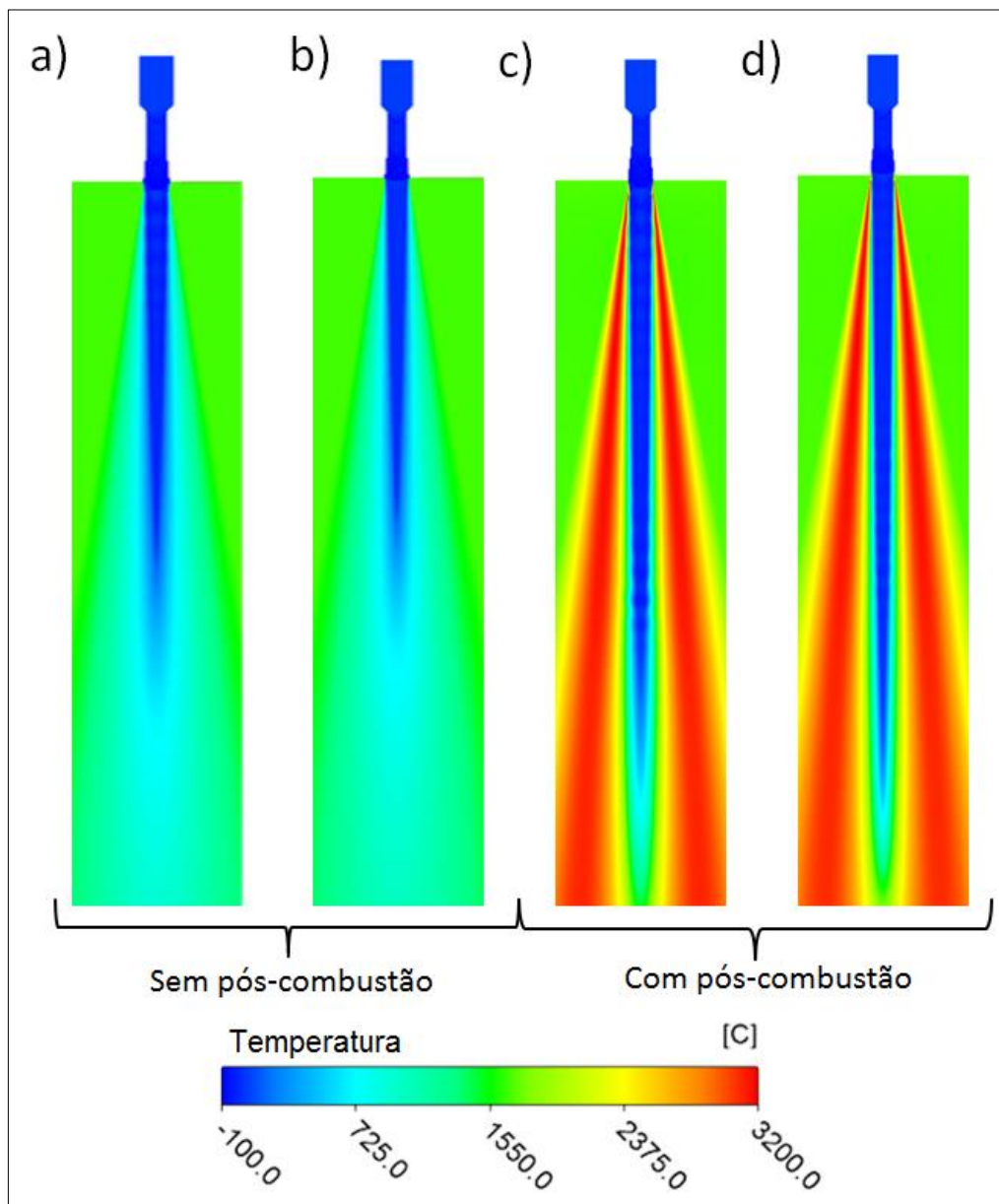


FIGURA 6.8: Gradiente de temperatura - a) Simulação 1 (180 Nm³/min) sem pós-combustão, b) Simulação 2 (150 Nm³/min) sem pós-combustão, c) Simulação 3(180 Nm³/min) com pós-combustão e d) Simulação 4 (150 Nm³/min) com pós-combustão.

A maior diferença encontrada na distribuição de temperatura acontece nas proximidades do bocal, conforme pode ser visto na FIGURA 6.9, que basicamente se refere a uma ampliação da FIGURA 6.8 na região do bocal. Observa-se que o efeito de descolamento de jato propicia o início da pós-combustão no interior do bocal, em função da zona de pressões negativas formadas pelo descolamento do jato, que succiona o CO do ambiente externo para dentro do bocal e mistura-o com o oxigênio das extremidades do jato.

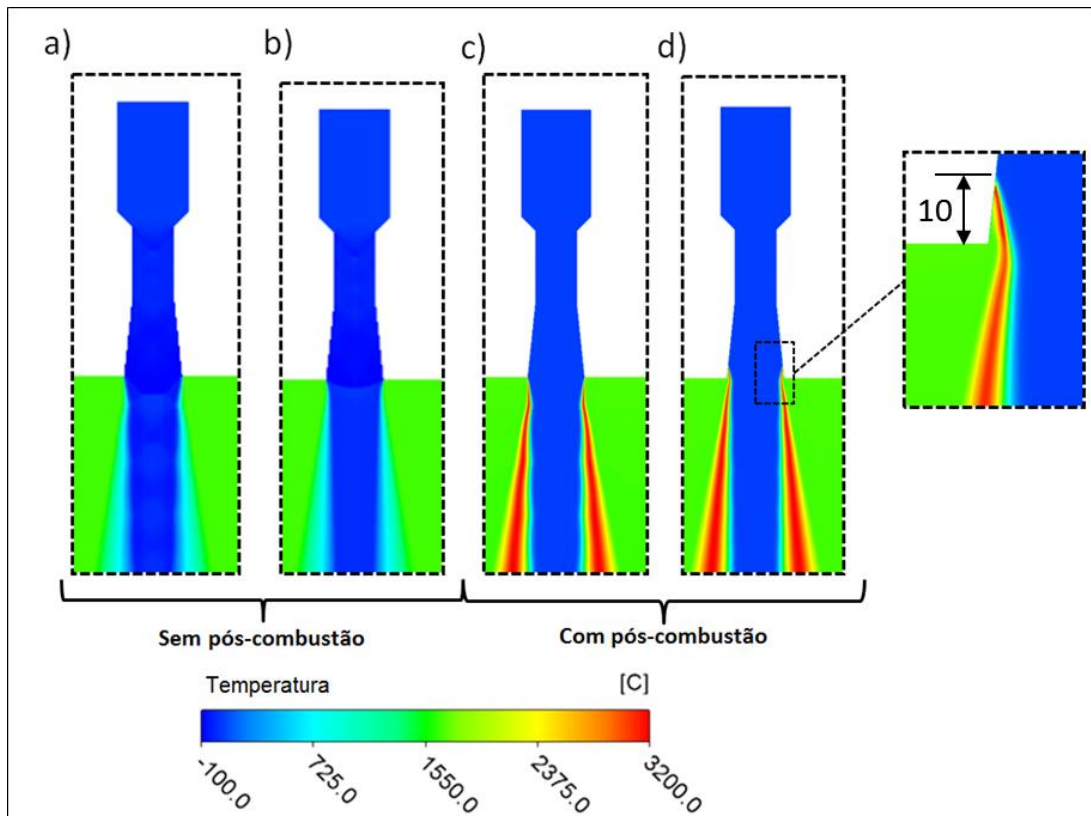


FIGURA 6.9: Gradiente de temperatura com ampliação na região dos bocais - a) Simulação 1 (180 Nm^3/min) sem pós-combustão, b) Simulação 2 (150 Nm^3/min) sem pós-combustão, c) Simulação 3 (180 Nm^3/min) com pós-combustão e d) Simulação 4 (150 Nm^3/min) com pós-combustão.

O fenômeno de descolamento de jato pode ser mais bem compreendido ao se analisar as velocidades nas linhas de fluxo do escoamento no interior do bocal, apresentados na FIGURA 6.10. Observa que o sentido do fluxo encontrado na simulação da FIGURA 6.10a é semelhante à teoria apresentada por Almqvist (2005) na FIGURA 6.10b. Observa-se também na FIGURA 6.10b que a formação de onda de choque oblíqua é uma das características deste fenômeno.

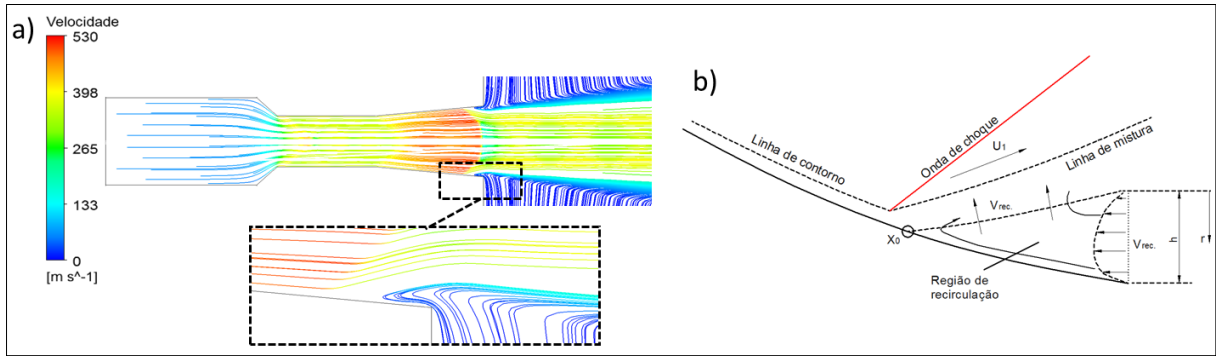


FIGURA 6.10: a) Simulação 2: Linhas de fluxo do escoamento; b) Teoria de comportamento do fluxo de escoamento quando ocorre descolamento de do jato no interior do bocal.

FONTE: ALMQVIST, 2005.

A comparação entre os resultados das simulações, obtidos através de uma média na área da seção analisada, e os resultados analíticos a partir das equações apresentadas no capítulo 4.1.2, é apresentada na TABELA 10. Verifica-se uma pequena diferença entre os resultados de número de Mach entre teóricos e CFD, que pode estar relacionada ao fato de o modelo CFD ser tridimensional e a abordagem analítica ser unidimensional.

TABELA 10: Comparação entre os resultados numéricos e teóricos.

Relações na saída	Simulação	CFD	Teórico
Ps [kgf/cm ²]	Simulação 1	0,99	1,03
	Simulação 2	1,19	1,22
	Simulação 3	0,94	1,03
	Simulação 4	-0,92	1,22
Ts [C]	Simulação 1	-98,42	-96,86
	Simulação 2	-91,1	-87,43
	Simulação 3	-93,15	-96,86
	Simulação 4	325,61	-87,43
Número de Mach	Simulação 1	2,00	2,15
	Simulação 2	1,99	1,90
	Simulação 3	2,00	2,15
	Simulação 4	0.64	1,90

Outros resultados se mostraram mais discrepantes do que os comparados pelo número de Mach, como por exemplo, a temperatura de saída encontrada na Simulação 4 de 325,61°C, e analítico a uma temperatura de -87,43 °C. Outra diferença notável está no valor de pressão de saída teórico da Simulação 4 de 1,22 kgf/cm² comparado a pressão encontrada no modelo CFD de -0,92 kgf/cm². Estas diferenças se devem ao fato de os modelos analíticos não serem capazes de prever o descolamento de jato, que gera pressões negativas dentro do bocal, e as altas temperaturas da pós-combustão dentro do bocal.

6.3. Verificação dos efeitos do desgaste dos bocal no jato supersônico

Na FIGURA 6.11 pode-se comparar os resultados em termos de número de Mach para as Simulações 3 e 4 (bocal falhado) com as Simulações 5 e 6 (bocal desgastado). Observa-se que o desgaste, de uma forma geral, causou uma perda de comprimento efetivo do jato quanto comparado a geometria do bocal inicial.

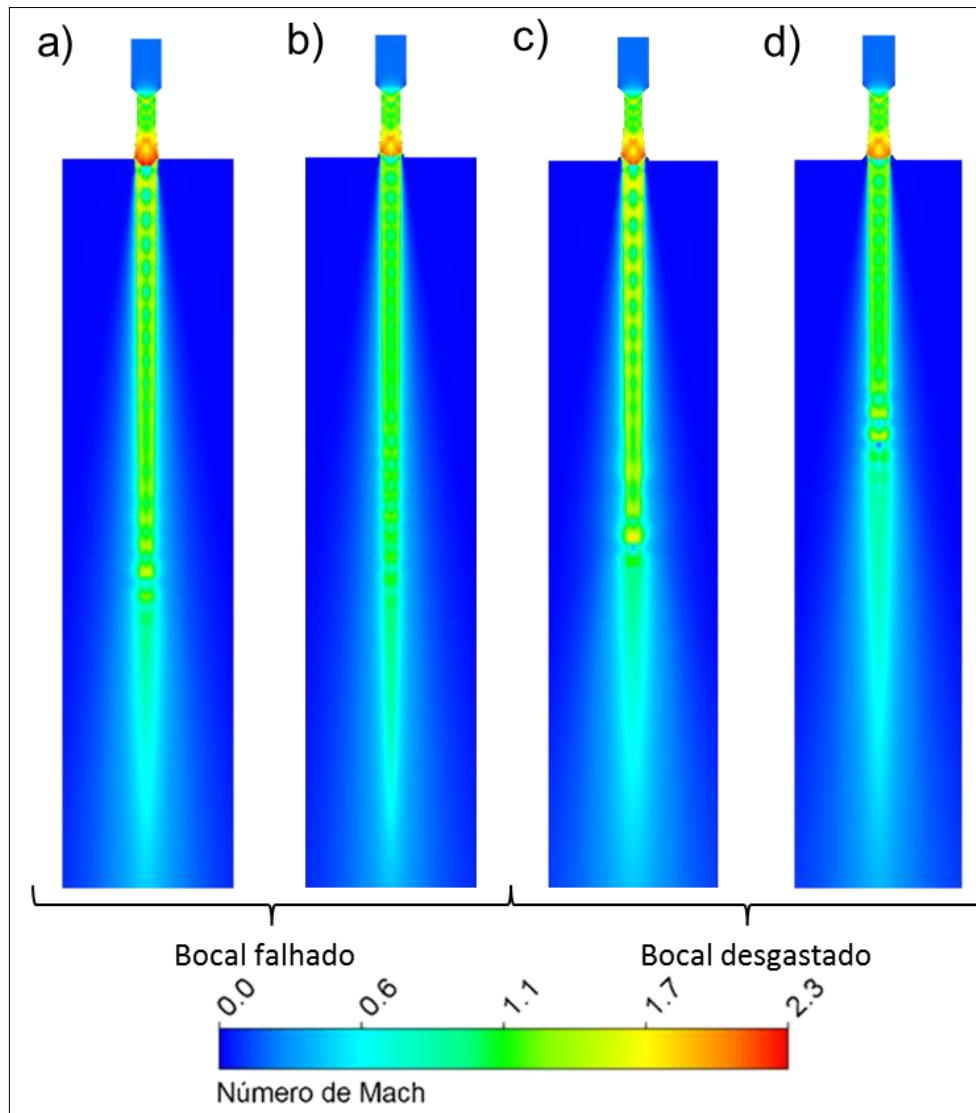


FIGURA 6.11: Número de Mach com o efeito da pós-combustão - a) Simulação 3 (180 Nm³/min); b) Simulação 4 (150 Nm³/min); c) Simulação 5 (180 Nm³/min) e d) Simulação 6 (150 Nm³/min).

Isto pode ser melhor compreendido ao se analisar a FIGURA 6.12, onde se aplicou uma ampliação na região dos bocais da FIGURA 6.11. Comparando a Simulação 6 (FIGURA 6.12a) com a Simulação 4 (FIGURA 6.12b) verifica-se que após o desgaste completo não ocorre mais descolamento de jato, além do diâmetro formado pelo desgaste. Este diâmetro passa a ser efetivamente o diâmetro de saída da seção divergente do bocal, mas como o

comprimento da conicidade é reduzido, o jato não consegue se desenvolver para fora do bocal, perdendo em comprimento efetivo.

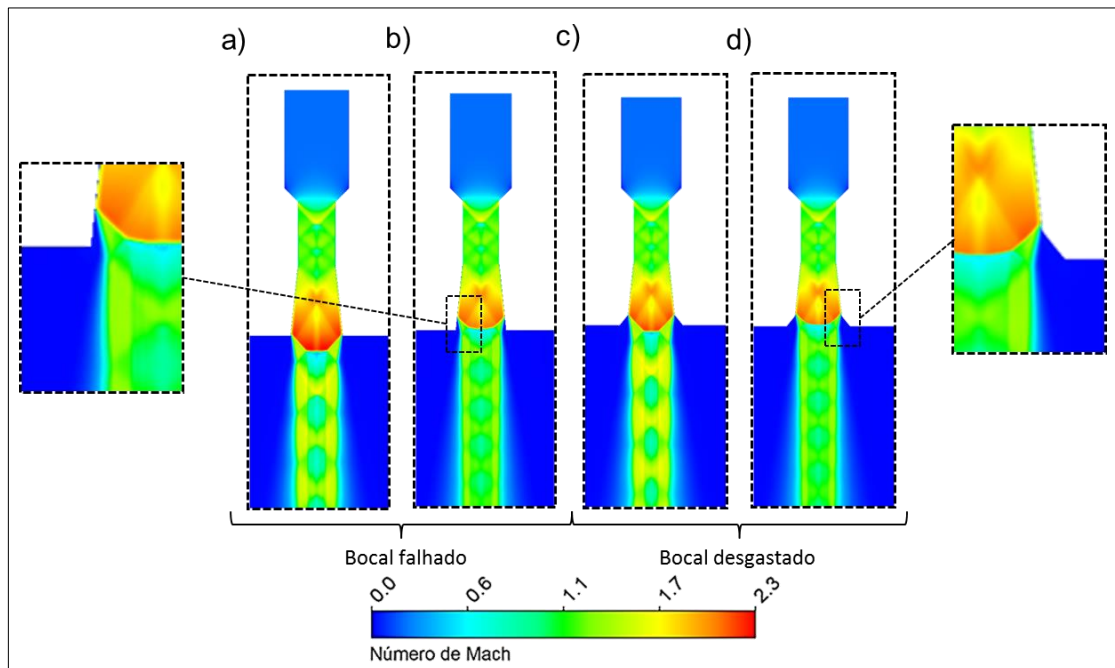


FIGURA 6.12: Número de Mach com ampliação na região dos bocais com o efeito da pós-combustão - a) Simulação 3 ($180 \text{ Nm}^3/\text{min}$); b) Simulação 4 ($150 \text{ Nm}^3/\text{min}$); c) Simulação 5 ($180 \text{ Nm}^3/\text{min}$) e d) Simulação 6 ($150 \text{ Nm}^3/\text{min}$).

A baixa velocidade do jato diminui sua penetração no banho, conseqüentemente, reduz a movimentação de massa e aumenta a velocidade das reações químicas e o tempo necessário para a descarburização. Também pode-se supor que esta perda de eficiência tende a ser progressiva, à medida que o desgaste avança para dentro do bocal, fato este que tem sido observado na prática operacional pelo incremento de tempo para descarburização. O principal motivo da retirada da lança de operação após o desgaste dos bocais é justamente devido à baixa eficiência de descarburização. Outro fator a ser considerado está relacionado à segurança operacional, visto que se o desgaste continua progredindo até se chegar ao circuito de refrigeração, pode ocorrer vazamento de água para dentro do forno, aumentando o risco de explosões.

Fica ainda mais evidente a verificação da perda efetiva no comprimento do jato supersônico com o desgaste do bocal, quando se comparam os gráficos nas FIGURA 6.13 e FIGURA 6.14. Observa-se que a redução no comprimento do jato é ainda mais considerável para a menor vazão de operação, mesmo com os efeitos do descolamento de jato nesta simulação.

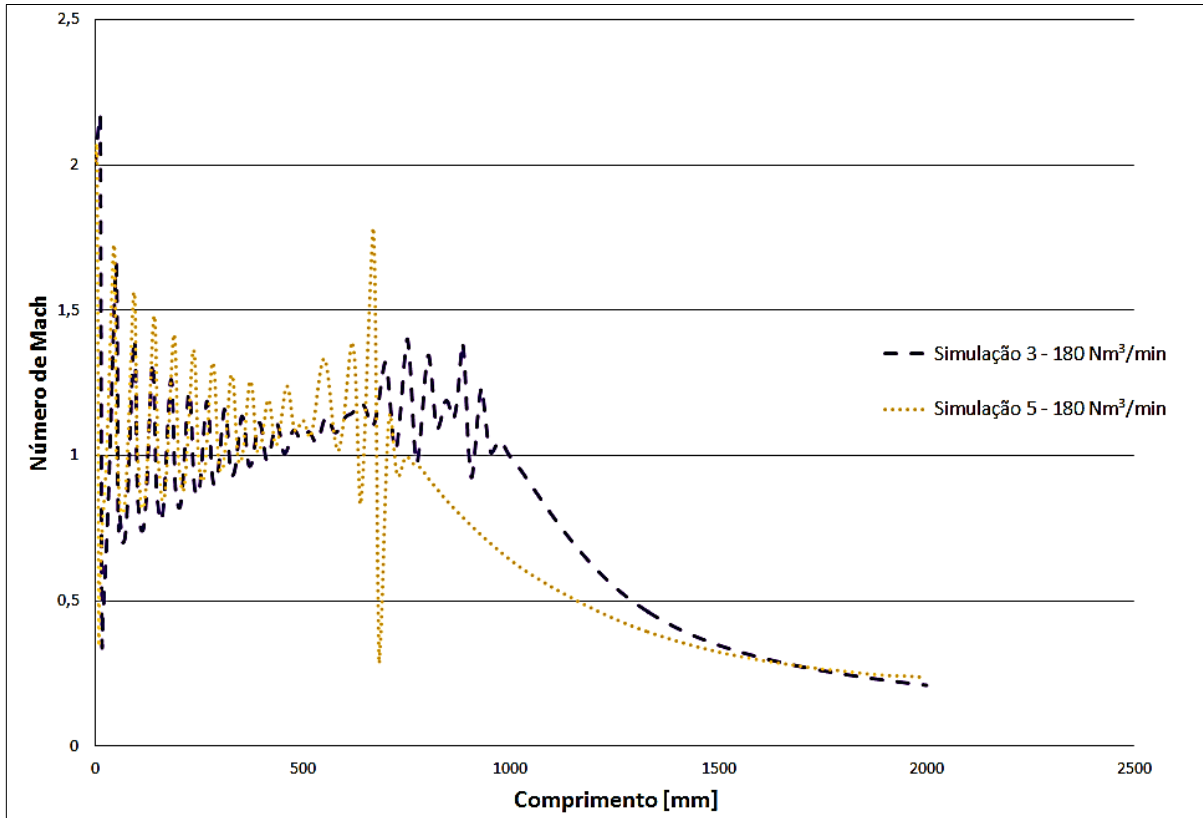


FIGURA 6.13: Comparação entre o comprimento de jato pelo número de Mach para as simulações 3 e 5.

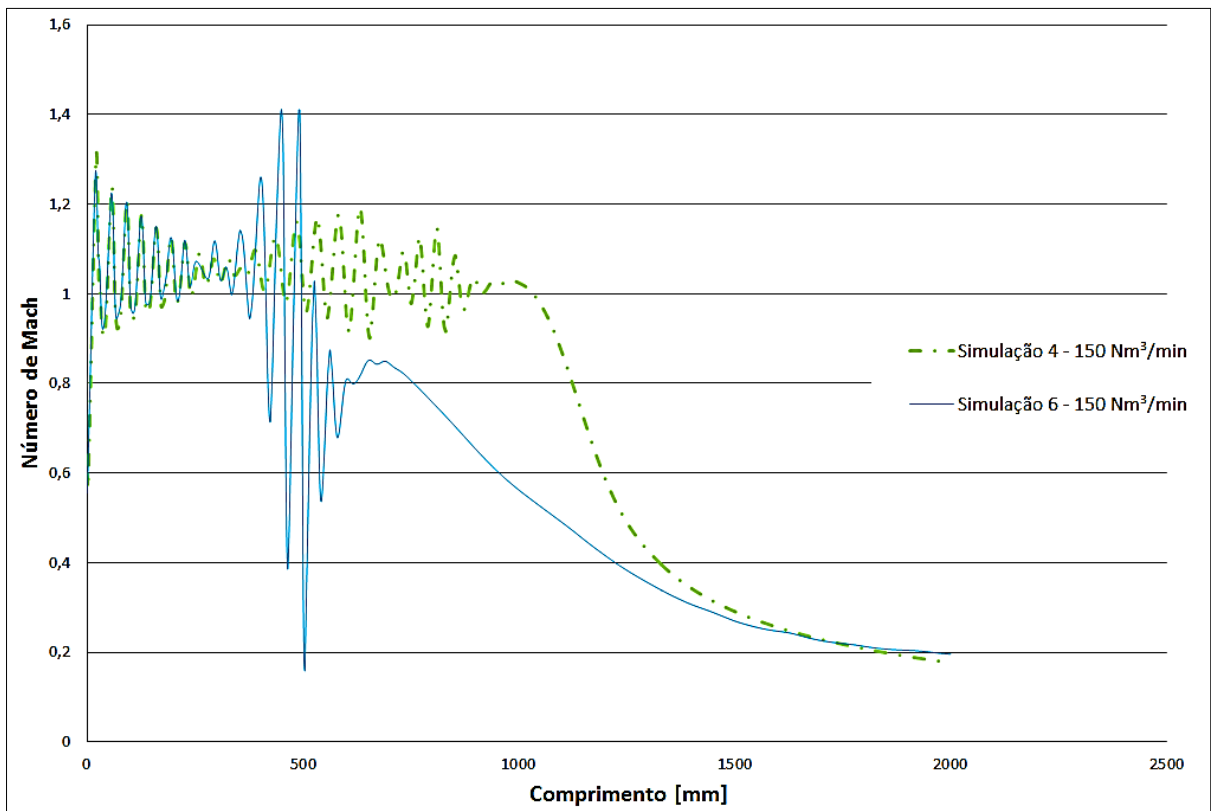


FIGURA 6.14: Comparação entre o comprimento de jato pelo número de Mach para as simulações 4 e 6.

Na FIGURA 6.15 estão apresentados os resultados de gradientes de temperatura das Simulações 3 e 4 (bocal falhado), 5 e 6 (bocal desgastado). Observa-se uma distribuição de temperatura muito semelhante para todas as simulações, com uma pequena diferença no núcleo efetivo do jato, que tem aspecto proporcional ao perfil de velocidades em termos de número de Mach, vistos na FIGURA 6.11.

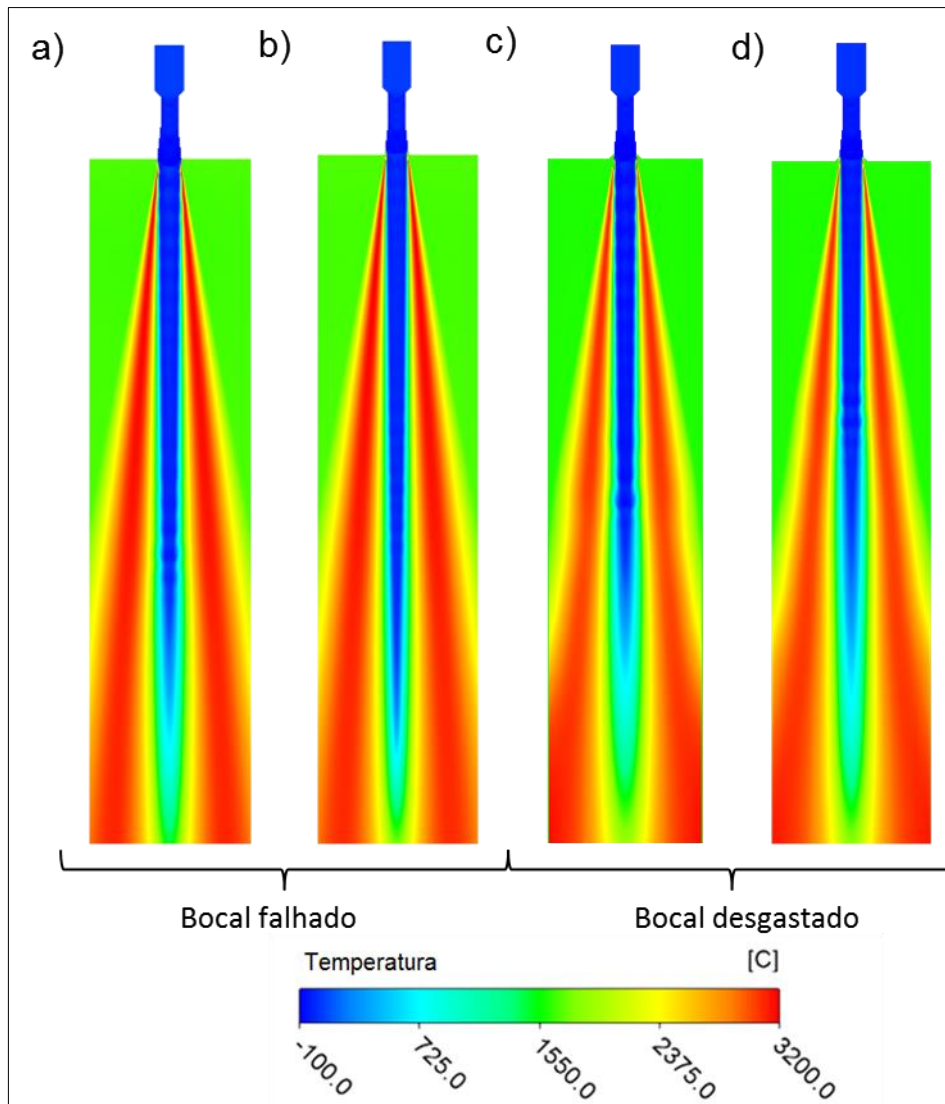


FIGURA 6.15: Gradiente de temperatura com o efeito da pós-combustão - a) Simulação 3 (180 Nm^3/min); b) Simulação 4 (150 Nm^3/min); c) Simulação 5 (180 Nm^3/min) e d) Simulação 6 (150 Nm^3/min).

A principal diferença pode ser observada nas proximidades do bocal, conforme apresentado na FIGURA 6.16. Observa-se nas FIGURA 6.16c e d que em ambas as simulações a pós-combustão ocorre dentro do bocal, porém se limita apenas ao comprimento já desgastado, o que pode indicar que o desgaste não irá mais progredir.

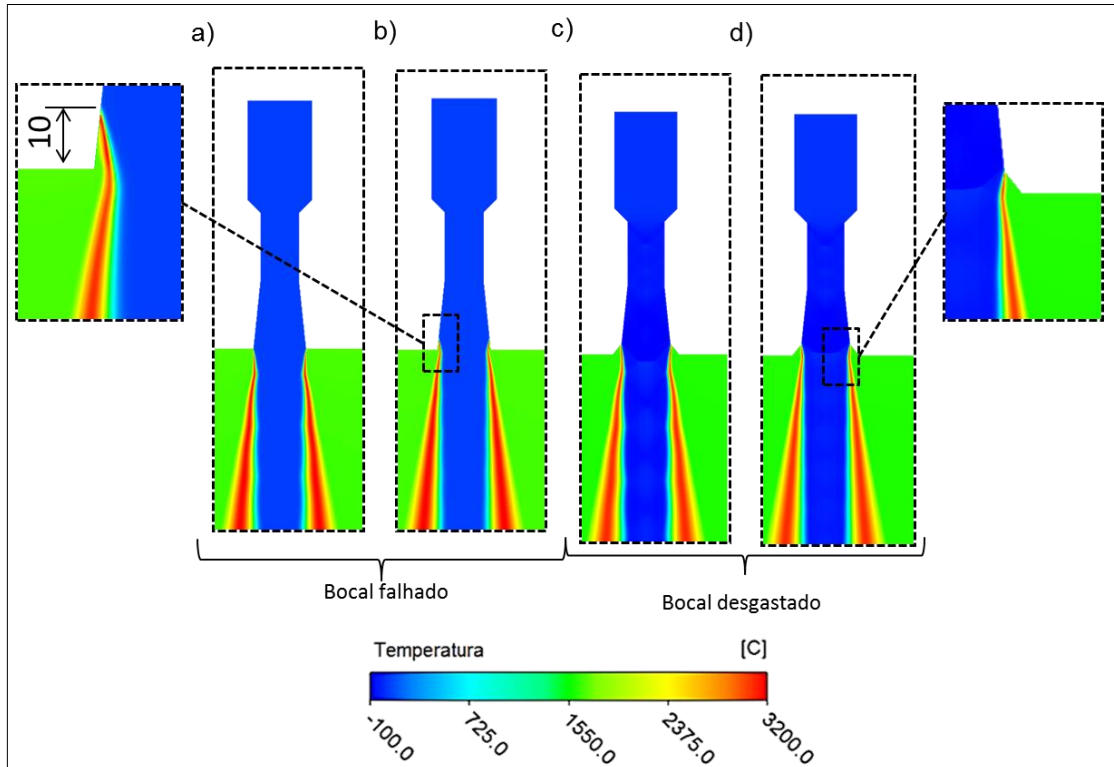


FIGURA 6.16: Gradiente de temperatura com ampliação na região dos bocais e efeito da pós-combustão - a) Simulação 3 (180 Nm³/min), b) Simulação 2 (150 Nm³/min), c) Simulação 3(180 Nm³/min) e d) Simulação 4 (150 Nm³/min).

6.4. Simulação de troca térmica com a refrigeração do bico

A partir dos resultados das simulações de jato supersônico com os efeitos da pós-combustão, pode-se levantar os fluxos de calor gerados no bico para realização das simulações de troca térmica, conforme apresentados na FIGURA 6.17.

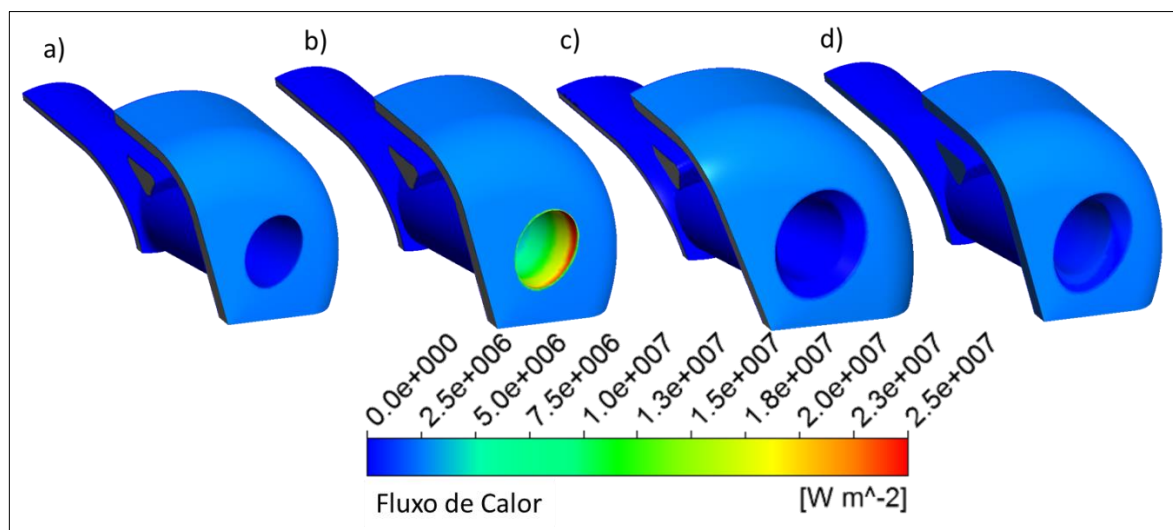


FIGURA 6.17: Fluxo de calor gerado pela pós-combustão: a) Simulação 3, b) Simulação 4, c) Simulação 5 e d) Simulação 6.

Na FIGURA 6.17a observa-se uma variação do fluxo de calor com o máximo $\sim 28 \text{ KW/m}^2$. Já na FIGURA 6.17b, onde ocorre a pós-combustão no interno do bocal, a variação do fluxo de calor chegam a $\sim 25 \text{ MW/m}^2$ na saída dos bocais. A FIGURA 6.17c e d apresentam um fluxo de calor para o bocal já desgastado e tem fluxo de calor semelhante ao da FIGURA 6.17a, que não ocorre pós-combustão no interior dos bocais. Na face externa do bico o fluxo de calor tem valor praticamente constante de $2,4 \text{ MW/m}^2$, para todas as condições simuladas, sendo este valor próximo ao utilizado por Santos *et al.* (2014). Na FIGURA 6.18 estão apresentados os resultados das simulações CFD para a distribuição de temperaturas nas superfícies do bico, considerando os fluxos de calor conforme FIGURA 6.17.

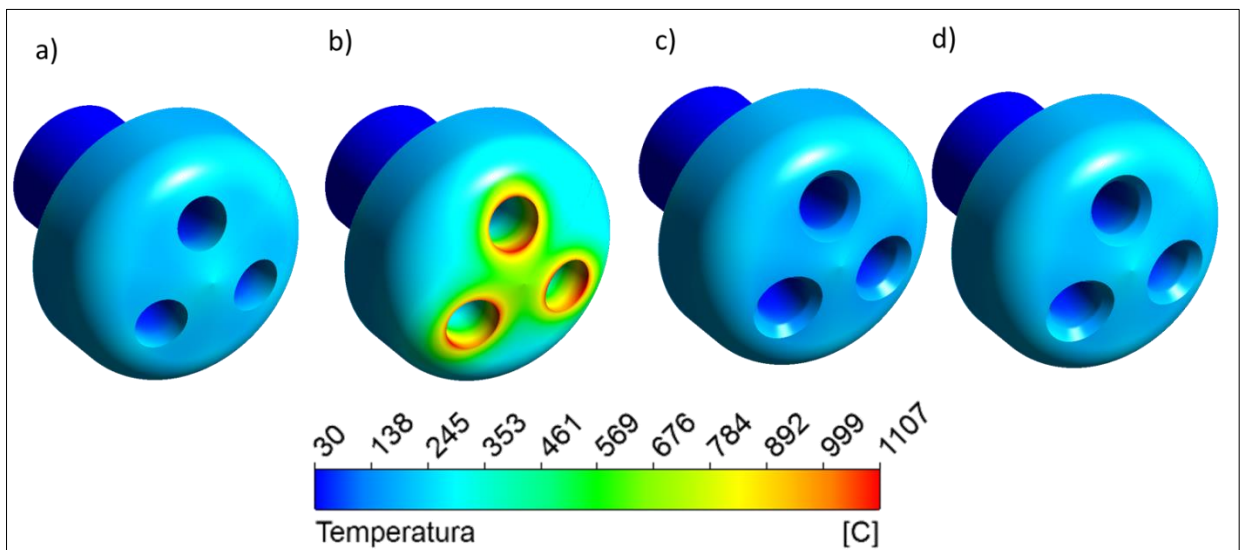


FIGURA 6.18: Temperatura do cobre para o fluxo de calor: a) Simulação 3; e b) Simulação 4; c) Simulação 5 e d) Simulação 6 .

Observa-se nas FIGURA 6.18a, c e d que as temperaturas encontradas estão abaixo de 250°C e podem ser comparadas distribuições de temperatura da FIGURA 3.17b. Observa-se também que a refrigeração do bico em condições normais seria satisfatória, porém não o suficiente para manter o bico com baixas temperaturas quando ocorre pós-combustão no interior dos bocais. Entretanto, as temperaturas geradas pela pós-combustão, que podem ser vistas na FIGURA 6.18b, apresentam regiões com temperaturas acima do ponto de fusão do cobre ($\sim 1085^\circ\text{C}$). Esta diferença indica que apenas com a pós-combustão externa ao bico, não ocorreria desgaste dos bocais. Nem mesmo na simulação da FIGURA 6.18d, que tem a mesma vazão de operação da simulação da FIGURA 6.18b, não se encontram temperaturas elevadas. Este é um forte indício de que o desgaste tende a se estabilizar, sem progredir na parede do bico, sentido ao circuito de refrigeração.

Na FIGURA 6.19 estão apresentadas as linhas isotérmicas na seção do bico para a simulação que apresentou temperaturas acima do ponto de fusão do cobre (FIGURA 6.18b), de forma a facilitar a visualização das regiões propícias ao crescimento de grãos na seção divergente do bocal. Próximo ao eixo do bico, a saída do bocal apresenta temperaturas acima do ponto de fusão por um maior comprimento do que na saída do bocal próxima ao diâmetro externo do bico, o que explica a assimetria do desgaste encontrado na FIGURA 6.1. A partir desta constatação, pode-se supor que a assimetria do desgaste estaria mais relacionada às condições de troca térmica do bico do que com os efeitos da coalescência de jato, conforme analisado no Capítulo 6.1.

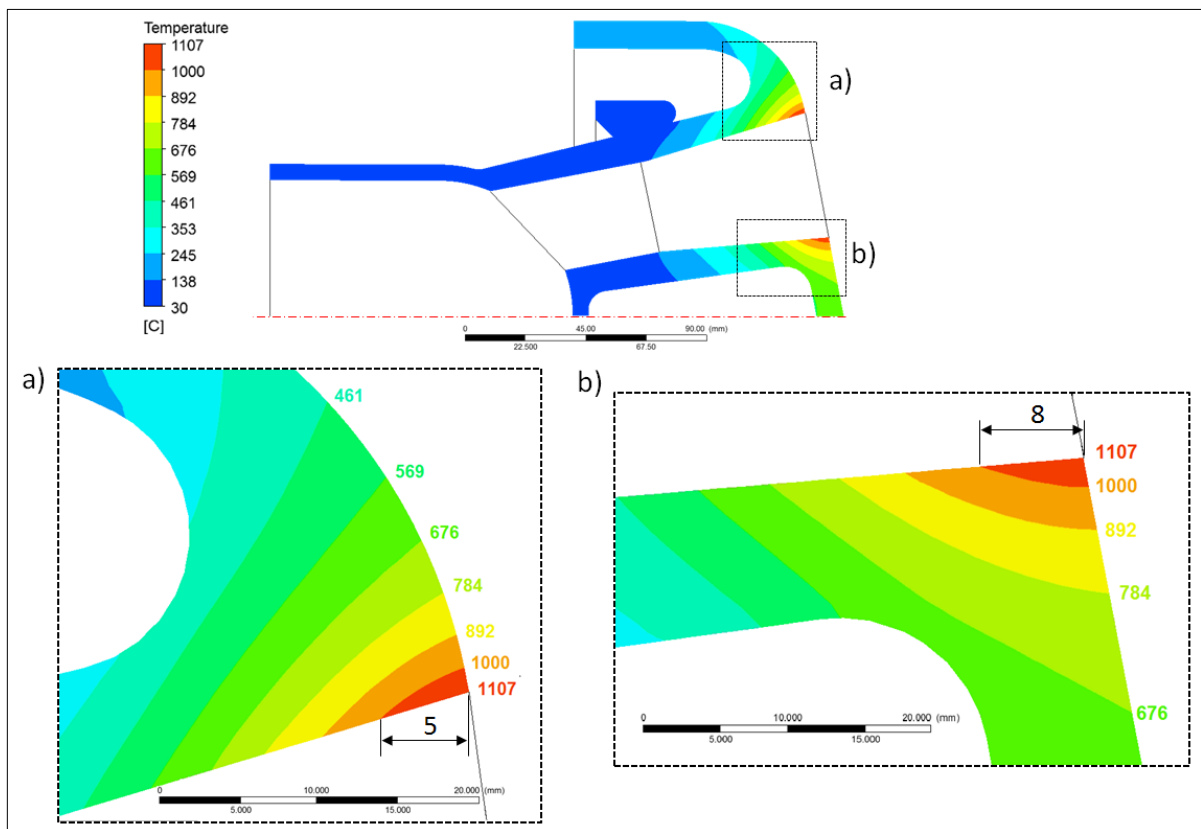


FIGURA 6.19: Distribuição de temperaturas nas regiões próximas às saídas dos bocais.

As linhas isotérmicas com temperaturas abaixo do ponto de fusão encontradas na saída dos bocais correspondem a regiões pertinentes ao crescimento de grãos (FIGURA 6.3b). A FIGURA 6.20 apresenta o perfil de temperatura na superfície interna do bocal, e ao longo de seu comprimento, onde a temperatura máxima encontrada foi 1107 °C. Pelo gráfico pode-se verificar que um comprimento de 5 mm, na saída do bocal, apresenta temperaturas acima do ponto de fusão do cobre, distância relativamente próxima à do desgaste apresentado na FIGURA 6.1, que foi de 8 – 10mm.

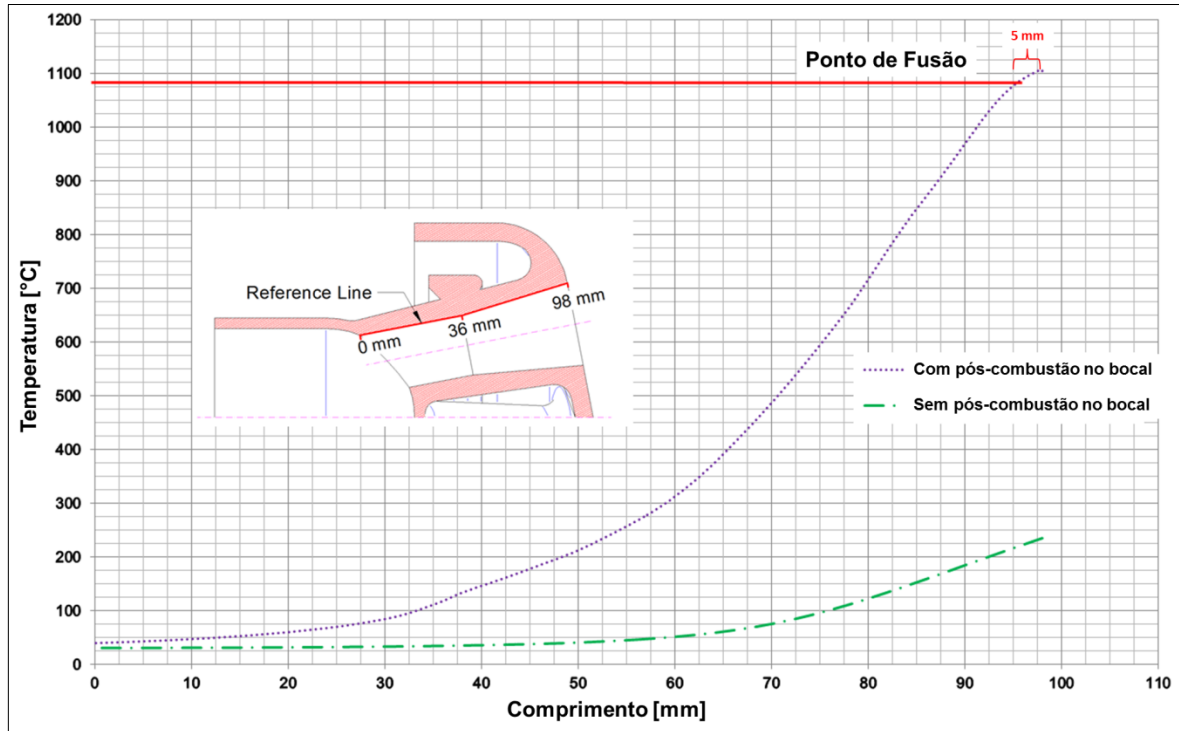


FIGURA 6.20: Temperatura na parede do bocal pela distância interna do bocal.

A partir do exposto no presente capítulo, verifica-se que é notável a diferença causada pelo efeito da pós-combustão no interior dos bocais na temperatura do cobre. A FIGURA 6.21 apresenta uma comparação entre as regiões de altas temperaturas na saída dos bocais e o desgaste encontrado no bico, onde nota-se uma grande proximidade dos resultados com a amostra de desgaste do bico.

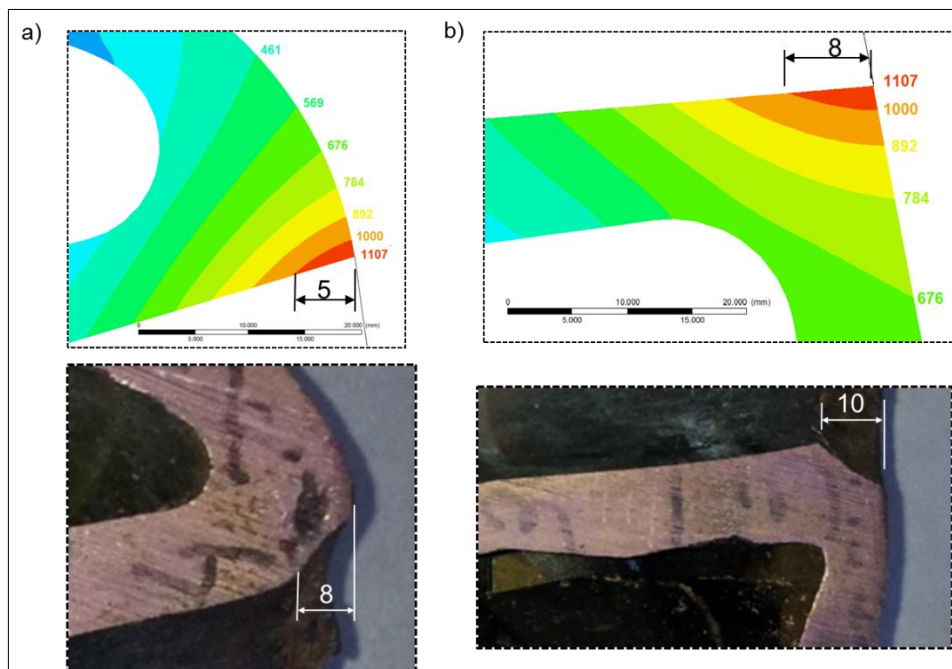


FIGURA 6.21: Comparação entre o comprimento com temperatura acima do ponto de fusão encontrada nas simulações e o desgaste dos bocais no bico.

A maior temperatura encontrada na parte inferior dos bocais (FIGURA 6.19) pode ser mais bem compreendida considerando os vetores de velocidade da água na FIGURA 6.22. Ocorrerá maior extração de calor nas regiões onde o fluido estiver com maior velocidade. Observa-se que próximo ao diâmetro externo o escoamento têm maior velocidade do que próximo ao eixo central do bico.

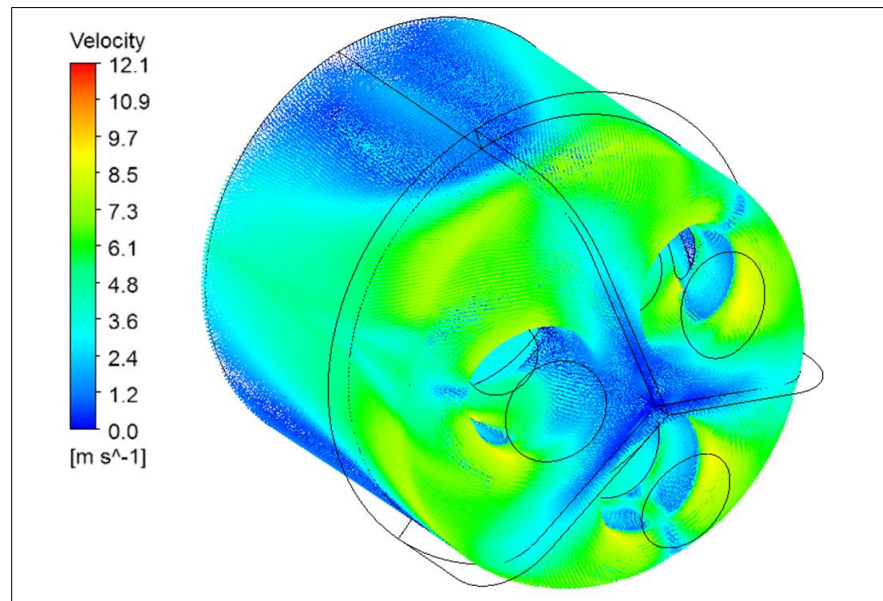


FIGURA 6.22: Vetores de velocidade de escoamento do fluido de refrigeração.

Como o desgaste acontece somente no período em que se opera com a menor vazão de O_2 , o tempo de exposição às temperaturas seria acumulado por várias corridas. Um bico com vida de 600 corridas opera aproximadamente 10 horas (600 min) soprando O_2 com a menor vazão. Considerando que a granulometria média inicial do bico forjado é de $20\mu\text{m}$, o gráfico da FIGURA 6.23 apresenta as curvas de crescimento de grãos de cobre geradas a partir da EQUAÇÃO 4.2 com os valores da TABELA 4, apresentada no Capítulo 4.1, para as isotemperaturas dos bocais da FIGURA 6.19.

O tamanho de grão médio encontrado na amostra da FIGURA 6.3a (região interna do bocal sem desgaste), tem granulometria aproximado de $150\mu\text{m}$. Esta região trabalha com temperatura em torno de $676\text{ }^\circ\text{C}$ (FIGURA 6.19), onde o tamanho de grão final seria cerca de $200\mu\text{m}$ pelo gráfico da FIGURA 6.23, o que apresenta boa aproximação. Já na região de desgaste (FIGURA 6.3b) a temperatura gira em torno de $1000\text{ }^\circ\text{C}$, gerando um tamanho de grão de cerca de $750\mu\text{m}$, valor muito maior do que o encontrado na amostra que é de cerca de $400\mu\text{m}$. Para este tamanho de grão a região estaria trabalhando a uma temperatura aproximada de $800\text{ }^\circ\text{C}$, conforme FIGURA 6.23.

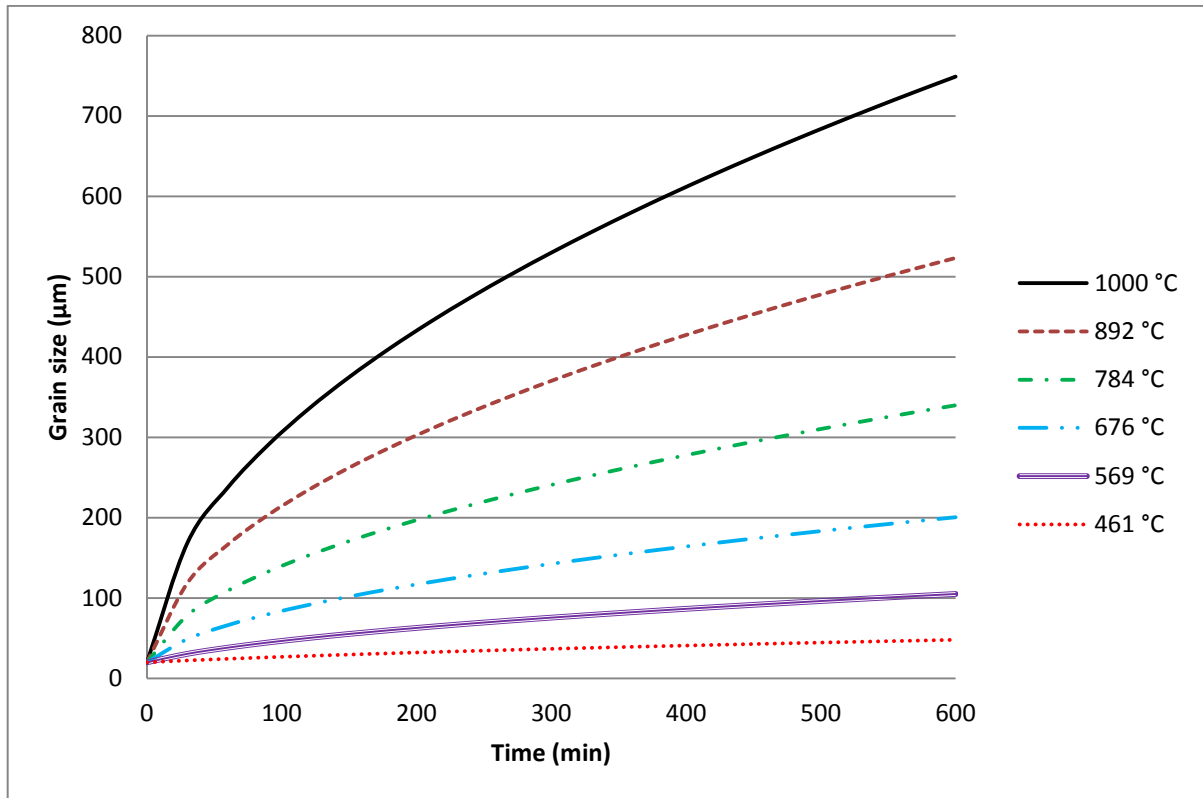


FIGURA 6.23: Crescimento de grãos de cobre forjado pelo tempo de exposição para várias temperaturas.

A progressão do desgaste pode contribuir para uma variação desta temperatura ao longo das corridas, o que explicaria a diferença entre os modelos teóricos e o resultado encontrado na amostra. A região que fica exposta ao ambiente do forno também estaria com temperatura em torno de 676 °C, onde o tamanho de grão previsto é de 200μm. Para esta amostra (FIGURA 5.2a) o tamanho de grão encontrado foi de 150μm.

De qualquer forma, os resultados apresentados nos capítulos anteriores, bem como a coerência entre as temperaturas encontradas no cobre e o crescimento de grãos localizado na região de desgaste, permitem a caracterização do desgaste dos bocais estudado como sendo a fusão progressiva do cobre, quando se opera com a menor vazão de sopro, ao longo das corridas.

6.5. Redimensionamento dos bocais utilizando simulação CFD

A partir da caracterização do mecanismo de desgaste, pode-se realizar o redimensionamento dos bocais conforme apresentado FIGURA 6.24. Fazendo uma comparação entre as FIGURA 6.24a e b com as FIGURA 6.24c e d e suas respectivas vazões, observa-se um expressivo aumento no comprimento do jato supersônico, em termos do número de Mach.

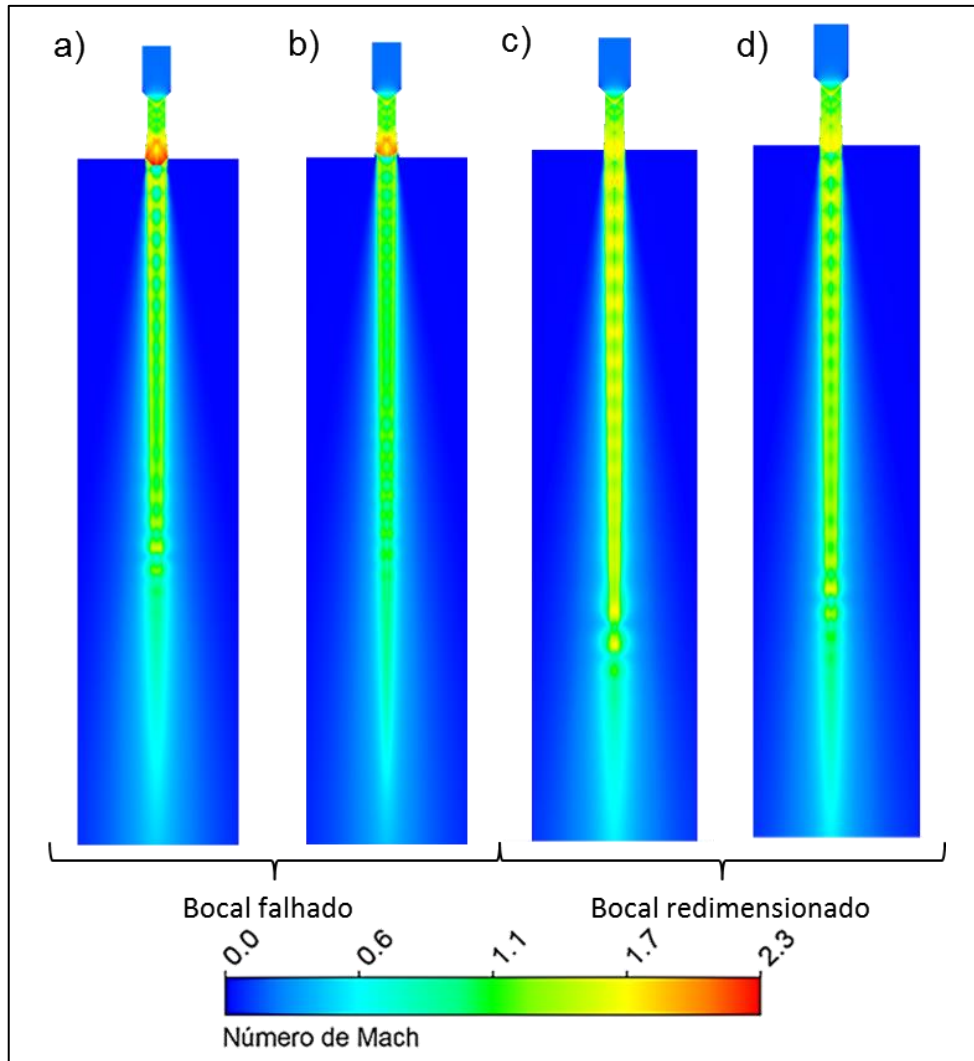
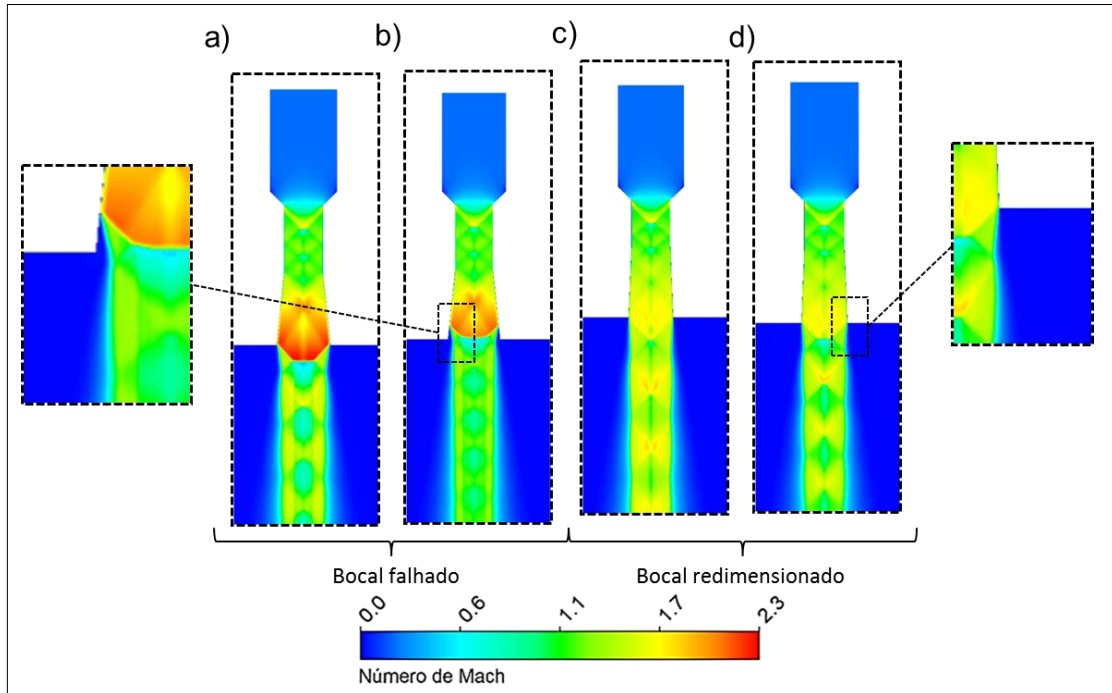


FIGURA 6.24: Número de Mach com o efeito da pós-combustão - a) Simulação 3 (180 Nm³/min), b) Simulação 4 (150 Nm³/min), c) Simulação 7 (180 Nm³/min) e d) Simulação 8 (150 Nm³/min).

Nota-se que o bocal redimensionado apresenta uma melhor distribuição das ondas de choque, quando comparado ao bocal falhado, principalmente na saída do bocal, onde as ondas de choque obliquas foram minimizadas. O perfil de escoamento caracteriza o bocal redimensionado como sendo de expansão ótima. A maior efetividade do jato confere ao processo uma melhor agitação do banho, aumento de velocidade das reações químicas e redução no tempo de descarburção. Mesmo se a redução do tempo de Tap-to-Tap não for o objetivo da usina, um maior comprimento permite um afastamento da lança do banho, garantindo uma penetração proporcional a anterior, porém com menor agressividade ao bico.

A partir da FIGURA 6.25, que se refere a uma ampliação realizada na região do bocal da FIGURA 6.24, é possível notar que além do aumento no comprimento do jato, o bocal redimensionado eliminou o descolamento de jato no interior dos bocais, para a menor vazão de sopro.



Nas FIGURA 6.26 estão plotados os gráficos do comprimento efetivo do jato pelo número de Mach, para as simulações 3 e 7, referente a maior vazão de operação. Já a FIGURA 6.27 apresenta uma comparação entre as simulações 4 e 8, referente à menor vazão de operação.

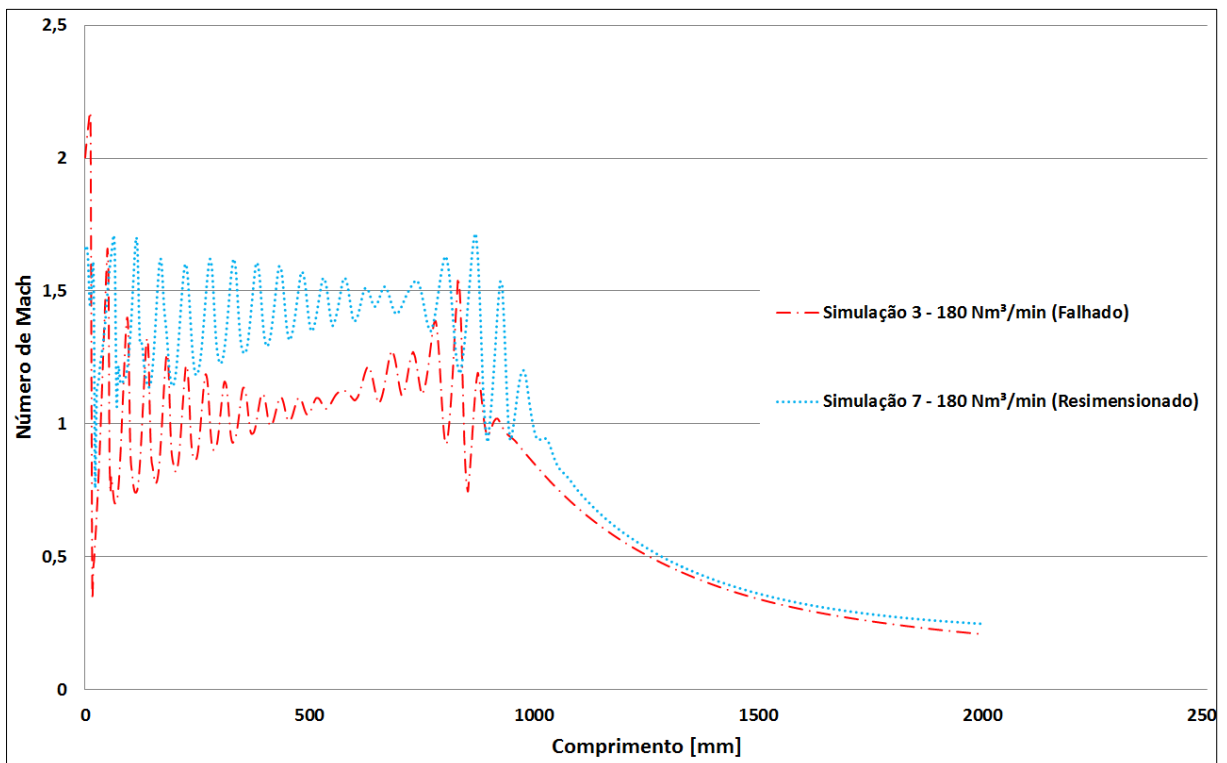


FIGURA 6.26: Comparação entre o comprimento de jato pelo número de Mach para as simulações 3 e 7.

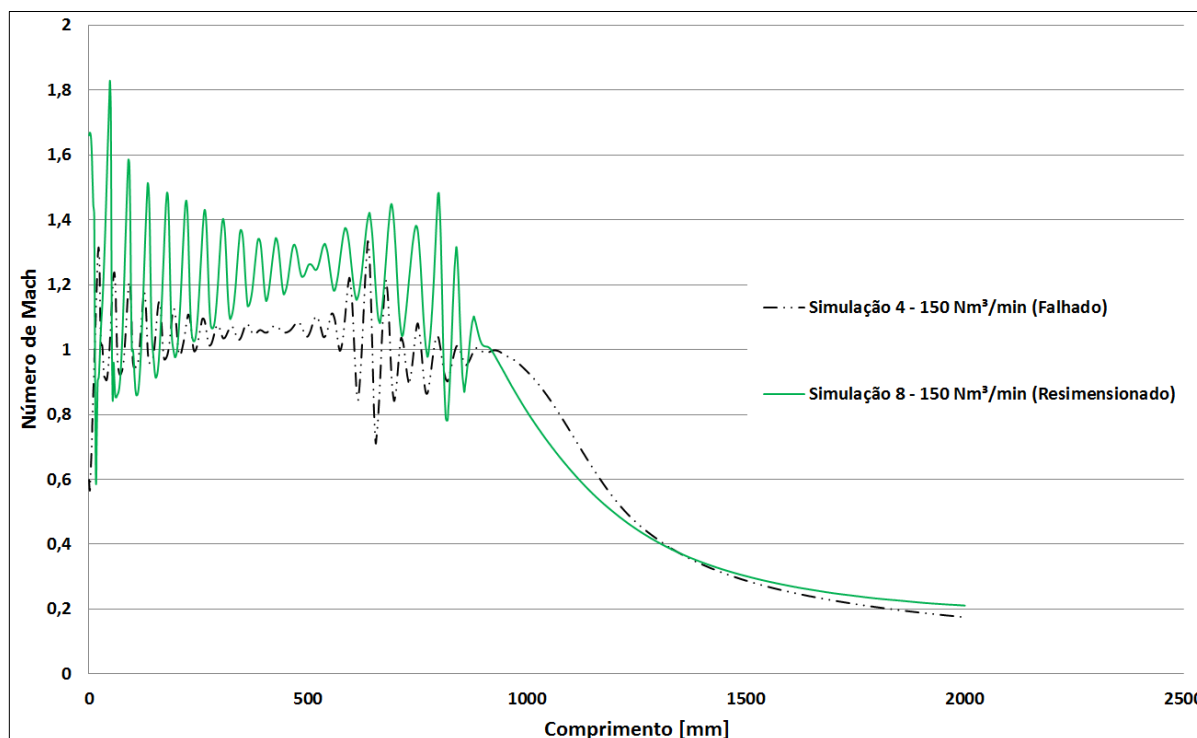


FIGURA 6.27: Comparação entre o comprimento de jato pelo número de Mach para as simulações 4 e 8.

Analisando os dados destes dois gráficos pode-se comprovar que o bocal redimensionado apresenta um maior comprimento do núcleo efetivo do jato para ambas as vazões de operação, quando comparado ao bocal falhado. Isso mesmo com o bocal falhado atingindo um número de Mach maior que o redimensionado nas duas vazões. Porém essa superioridade ocorre somente na saída do bocal, devido à formação de uma grande onda de choque oblíqua dentro do bocal, fazendo com que o jato perca velocidade.

A FIGURA 6.28 apresenta a distribuição de temperatura para comparação entre as Simulações 3 e 4 com as Simulações 7 e 8. Percebe-se uma grande semelhança na distribuição de temperatura, com pequenas diferenças no núcleo efetivo do jato, proporcional ao perfil de velocidades em termos do número de Mach apresentados na FIGURA 6.24. As maiores diferenças entre as simulações ocorrem na seção divergente e na saída dos bocais, e podem ser vistas na FIGURA 6.29.

Ao se analisar a região próxima ao bocal na FIGURA 6.29, verifica-se que no bocal redimensionado não mais apresenta o início da pós-combustão no interno do bocal. Desta forma, existe uma tendência de que ocorra à redução parcial, ou mesmo total do desgaste dos bocais. Isso tendo como base o princípio de que a sem ocorrência de pós-combustão dentro dos bocais, não haverá a fusão gradativa do cobre, sendo reduzida a possibilidade de desgaste.

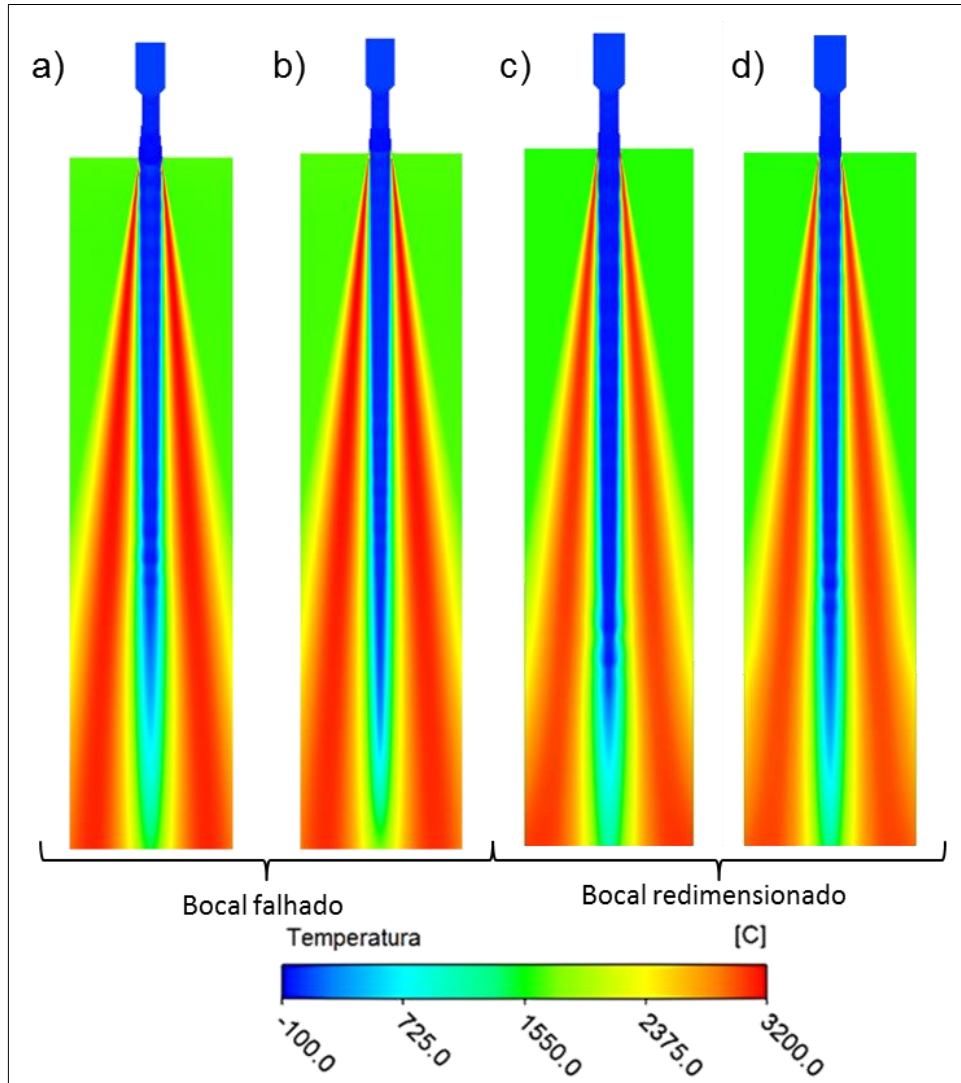


FIGURA 6.28: Gradiente de temperatura com o efeito da pós-combustão - a) Simulação 3 b) Simulação 4; c) Simulação 5 e d) Simulação 6

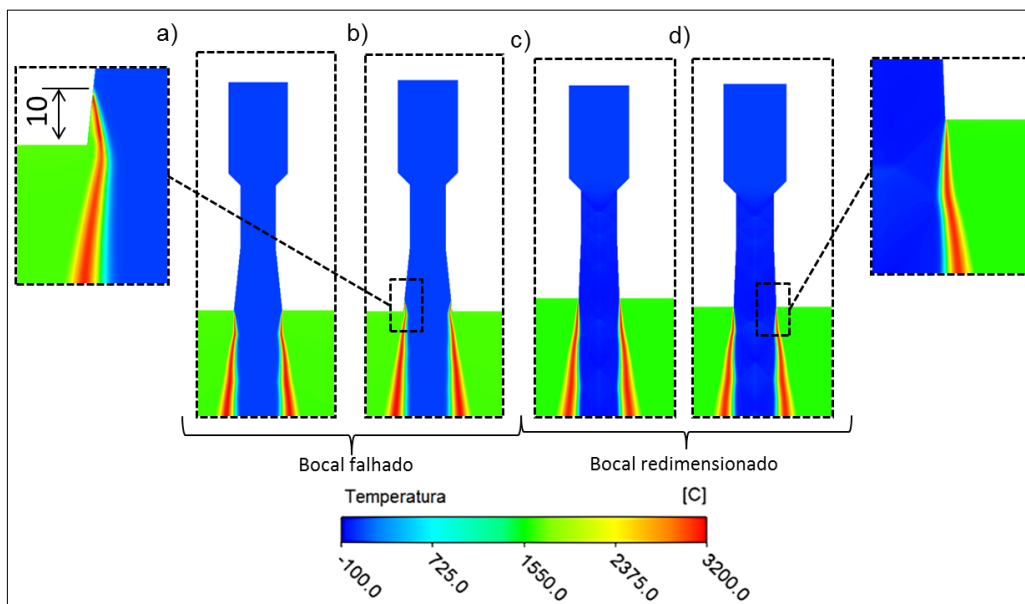


FIGURA 6.29: Gradiente de temperatura com ampliação na região dos bocais com os efeitos da pós-combustão- a) Simulação 1, b) Simulação 2, c) Simulação 3 e d) Simulação 4.

7. CONCLUSÕES

A partir das simulações CFD de jato supersônico pode-se verificar que ocorrem reações de pós-combustão entre o CO, proveniente do processo de refino, e o O₂ remanescente do jato, e estas tem grande influência na distribuição de temperatura e perfis de escoamento do jato. Observou-se também a ocorrência de descolamento de jato na menor vazão de operação, onde este fenômeno propiciou o início da pós-combustão no interior do bocal. Nas simulações de troca térmica, verificou-se que esta pós-combustão pode elevar a temperatura do cobre para valores acima do seu ponto de fusão, caracterizando a fusão gradativa do material como o mecanismo de desgaste.

Os resultados das análises metalográficas reforçam esta hipótese, visto que ocorreu crescimento de grãos somente na região de desgaste, fato que só seria possível com exposição localizada desta região a altas temperaturas. O comprimento médio do desgaste (FIGURA 6.1) também foi parâmetro para validação dos resultados das simulações em CFD, visto que foi condizente com o comprimento encontrado nas amostras.

Pode-se verificar nas simulações de jato supersônico com o bocal desgastado a não ocorrência de pós-combustão dentro do bocal além do desgaste, indicando uma possível descontinuação do desgaste. Entretanto a redução do comprimento efetivo do jato é considerável, comparado ao bocal novo no início do processo, o que gera a perda significativa de penetração e, conseqüentemente, produtividade. Isto foi observado na usina e determinou a saída de operação do bico, mesmo sem ocorrer vazamento de água.

O bocal redimensionado não apresenta descolamento de jato, e entende-se que isso aumentará o número de corridas para início do desgaste, ou até mesmo a eliminação deste tipo de falha. Observa-se também que o bocal redimensionado tende a aumentar a efetividade do jato devido ao aumento no comprimento do jato em termos do número de Mach, o que implicará em maior penetração no banho e, conseqüentemente, no menor tempo de descarburção.

Com isso, pode-se concluir que ferramentas de simulação CFD podem ser de grande auxílio no dimensionamento de bocais supersônicos de bico de lança, por possibilitar o cálculo de um maior número de variáveis existentes no processo, quando comparado aos métodos analíticos. Além disso, pode possibilitar o projeto de um bico que não se desgaste mesmo com as variações de parâmetros operacionais, inerentes no processo de fabricação do aço.

8. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Para a continuidade do trabalho e estudos relacionados a bicos de Lança BOF, seguem algumas sugestões para de novos modelos CFD e testes práticos:

- Realizar os testes com a geometria do bocal redimensionado e comparar os resultados de desgaste com a geometria anterior;
- Propor adaptação dos modelos analíticos utilizados para cálculo dos bocais supersônicos, penetração de jato e movimentação de banho contemplando os efeitos da pós-combustão;
- Realizar simulação tridimensional do perfil de jato supersônico em multi-bocais para verificação da influência dos efeitos da pós-combustão e coalescência de jato;
- Verificar os efeitos da pós-combustão em outros tipos de falha, como no desgaste na face do bico;
- Realizar a instrumentação de um bico para medições de temperatura durante o processo, para comparar com os resultados das simulações.

9. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ADOLF, Z. (2014). *Technology of production of steel in converters*. VSB – Technical University of Ostrava, Ostrava.
- ALAM, M., IRONS, G., BROOKS, G., & FONTANA, A. (2011). Inclined Jetting and Splashing in Electric Arc furnace Steelmaking. *ISIJ International*, 51, 1439-1447.
- ALMQVIST, M. (2005). *Semi-empirical Model for supersonic flow separation in rocket nozzle*. Dissertação de mestrado, Departamento de Ciências Espaciais, Kiruna.
- ARAÚJO, L. d. (2005). *Manual de Siderurgia* (2ª ed.). São Paulo: Arte & Ciências.
- BABU, V. (2015). *Fundamentals of Gas Dynamics*. Chichester: John Wiley & Sons Ltd.
- BACCHI, R. D. (2013). *Best Practice Guidelines for Combustion Modeling*. Apresentação na ESSS Conference & Ansys Users Meeting, ESSS, Atibaia, SP.
- BARÃO, C. (2004). Operação de Refino de Aço. In *Fabricação de Aço em Forno básico à Oxigênio* (p. 389). São Paulo: ABM.
- BARÃO, C. D. (2007). *Comportamento do manganês durante o sopro de oxigênio em convertedor*. UFOP, Ouro Preto.
- 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* (11ª ed., pp. 431-474). Pittsburgh: Copyright.
- BLAZEK, J. (2001). *Computational Fluid Dynamics: Principles and Applications* (Vol. I). New York: Elsevier.
- Bureau of International Recycling. (2017). *World Steel Recycling in Figures 2012-2016*. Bruxelas.
- CALLISTER, W. (2002). *Ciência e Engenharia de Materiais* (5ª ed.). Rio de Janeiro, RJ: Livros Técnicos e Científicos Editira SA.
- CETLIN, P., & HELMAN, H. (1983). *Fundamentos da Conformação Mecânica dos Metais*. Rio de Janeiro: Guanabara Dois.
- CFX, 1. (2015). *Solver Theory Guide*. Ansys, USA.
- DIETER, G. E. (1961). *Mechanical Metallurgy*. New Yo: McGraw-Hill.
- DOH, Y. (2012). *Modélisation multiphysique du convertisseur d'aciérie*. l'Université de Lorraine, Energie Mécanique et Matériaux, Nancy e Metz.

- FAN, A. L., LI, S., & TIAN, W. (2008). Grain growth and texture evolution in electroformed copper liners of shaped charges. *Material Science and Engineering A*, 208-2013.
- GHAURI, I. M., BUTT, M. Z., & RAZA, S. M. (1990). Grain Growth in Copper and Alpha-Brasses. *Journal of Materials Science*, 4782-4784.
- GLASS, D., & SMITH, G. (1976). Nozzle Theory. In D. GLASS, & G. SMITH, *BOF Steelmaking: Design* (Vol. 3). Nova Iorque.
- 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.
- GRYGOROV, P., & SHUBERT, B. (2012). Calibration System for Oxygen-Blowing Lances.
- GUERRA, M. d., BARROS, J. M., MAIA, B. T., NASCIMENTO, L. M., & TAVARES, R. P. (2012). Simulação Numérica do Sopros de Oxigênio através de Bocal Supersônico. pp. 64-70.
- GUERRA, M. d., GARAJAU, F. S., BARROS, J. M., & MAIA, B. T. (2015). Desgaste em Bocais de Lança - Simulações CFD e Condições Reais.
- KKOLLER, C. (1998). *LD Converter and Secondary Metallurgy*.
- KLEIN, S., & NELLINS, G. (2012). Compressible Flow. In *Thermodynamics* (p. 1009). Nova Iorque: Cambridge University Press.
- LEE, C., NEISON, J., & GILCHRIST, A. (1977). A. *Correlation of the Decay Characteristics of Jets from Multi-nozzle Oxygen Lances with the Performance of the Charge in Steel Converters*. Iron and Steel International.
- M., M., Q., L., L., L., Y., B. H., & Z., S. Z. (2014). Effect of operation parameters on supersonic jet behaviour of BOF six-nozzle oxygen lance. *Ironmaking and Steelmaking*, 41, 699-709.
- 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.
- 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.
- MAIA, B. T., & MARTINS, A. A. (2012). Lança de Oxigênio e Características do Jato. In *Curso ABM de Aciaria à Oxigênio*. São Paulo.
- MARTINS, A. (2004). Lanças de Oxigênio e Características do Jato. In *Fabricação de Aço em forno básico à Oxigênio* (p. 389). São Paulo: ABM.

- MEIDANI, A., ISAC, M., RICHARDSON, A., CAMERON, A., & GUTHRIE, R. (2004). Modeling Srouded Supersonic Jets in Metallurgical Reactor Vessel. *ISIJ International*, 44, 1639-1645.
- MERADI, H., BOUHOUCHE, S., & LAHRECHE, M. (2008). World Academy of Science. *Prediction of Bath Temperature Using Neural Networks*, pp. 946-950.
- MILLER, T., JIMENEZ, J., SHARAN, A., & GOLDTEIN, D. (1998). Oxygen Steelmaking Processes. In *Steelmaking and Refining* (pp. 475-524). Pittsburgh: Copyright.
- MOTTA, L. S. (2011). *Análise qualitativa da descarburização do MRPL da ArcelorMittal Inox Brasil através do teor de oxigênio do gás da exaustão*. UFMG, Belo Horizonte.
- MUNDIM, M. (1991). Curso sobre Aciaria LD, ABM, São Paulo.
- MUZUMDAR, A. (2013). *Principles and techniques os schilieren imaging systems*. Columbia University, New York.
- NAITO, K.-i., KAIZAWA, A., KITAGAWA, I., SASAKI, N., ASAHARA, N., OGAWA, Y., et al. (2013). *Behavior of Top-blowing Lance Jets in BOF*. NIPPON STEEL TECHNICAL REPORT.
- ODENTHAL, H.-J., FALKENRECK, U., & SCHLUTER, J. (2006). CFD Simulation of Multiphase Melt Flows in Steel Making Converters. *European Conference on Computational Fluid Dynamics*.
- OOSTHUIZEN, P. H. (2014). *Introduction Compressible Fluid Flow*. Nova Iorque: Taylor & Francis.
- REED-HILL, R. (2009). *Physical Metallurgy Principles* (4^a ed.). Cengage Learning.
- REZENDE, R. (2008). *Modelagem matemática e desenvolvimento de metodologia computacional para a simulação numérica do escoamento bifásico de ar e ferro-gusa em canal de corrida de Alto-Forno*. Dissertação, UFSC, Santa Catarina.
- RIZZO, E. M. (2006). *Introdução ao Processo de Refino Primário dos Aços nos Convertedores a Oxigênio*. São Paulo: ABM.
- ROHDE, R. (2010). *Metalografia e Preparação de Amostras: Uma abordagem prática*. URI, Santo Ângelo.
- RONADE, V. (2002). *Computational Flow Modeling for Chemical Reactor Engineering* (Vol. 5). Chennai, India: Copyright.
- SAAD, M. A. (1993). *Compressible flow*. Upper Saddle River: Prentice Hall.

SANTOS, B. O. (2012). *Simulação física a frio e numérica da injeção de combustíveis auxiliares em ventaneiras de altos-fornos*. REDEMAT - UFOP, Ouro Preto/MG.

SANTOS, B. O., GUERRA, M. d., GARAJAU, F. S., MAIA, B. T., & SOUZA, C. A. (2015, agosto 17 a 21). Desenvolvimentos contínuos da aciaria 1 da Usiminas Ipatinga através da tecnologia Slagless. *Seminário de Aciaria - ABM*.

SANTOS, B. O., GUERRA, M. d., MAIA, B. T., GARAJAU, F. S., SOUZA, C., & RIBEIRO, A. (2015). Desenvolvimentos contínuos da Aciaria 1 da Usiminas Ipatinga através da Tecnologia Slagless.

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.).

SCHOBBER, M. C. (2013). *The story of the Linz-Donawitz process - A development which has changed the world*. Voestalpine, Austria.

SHAPIRO, H., & MORAM, M. (1988). *Fundamentals Of Engineering Thermodynamics*. New York: John Wiley & Sons.

SMS SIEMAG. (2012). *Calibration System for Oxygen-Blowing Lances*. Düsseldorf.

SONG, Z. (2013). *Modeling of Gas flows in Steelmaking Decarburization*. Estocolmo: Royal Institute of Technology.

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

SZEKELY, J., & THEMELIS, N. (1971). *Rate Phenomena in Process Metallurgy*. New York: John Wiley & Sons, Inc.

VERSTEEG, H., & MALALASEKERA, W. (1995). *An introduction to Computational Fluid*. New York: Longman Group Ltd.

VIANA, J. F., SANTOS, F. d., CAMPOS, E. B., & SARDINHA, I. (2003). *Desenvolvimento do Sopro de Oxigênio com Lança de Jato Coerente na Usiminas*. ABM, São Paulo.

WANG, H., ZHU, R., GU, Y. L., & WANG, C. (2014). Behaviours of supersonic oxygen jet injected from four-hole lance during top-blown converter steelmaking process. *Canadian Metallurgical Quarterly*.

WANG, W., YUAN, Z., MATSUURA, H., ZHAO, H., DAI, C., & TSUKIHASHI, F. (2010). Three-dimensional Compressible Flow Simulation of Top-blown. *ISIJ International*, 50, 491-500.

WHITE, F. M. (2011). *Fluid Mechanics*. Nova Iorque: McGraw-Hill.

Wikipédia. (2015). Retrieved novembro 17, 2015, from Wikipédia: https://pt.wikipedia.org/wiki/Processo_de_Bessemer

ZUCROW, M. J., & HOFFMAN, J. D. (1976). *Gas Dynamics* (Vol. I). Toronto: John Wiley & Sons, Inc.

ZUKER, R. D., & BIBLARZ, O. (2002). *Fundamentals of Gas Dynamics* (2^a ed.). California: JOHN WILEY & SONS.