

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS

Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas

Dissertação de Mestrado

**Modelamento CFD Tridimensional da Combustão de Finos de Carvão
Vegetal e Mineral sob Condições de um Alto-Forno a Coque**

Autor: Diego Silva de Deus Vieira

Orientador: Prof. Leandro Rocha Lemos

Maio/2020

Diego Silva de Deus Vieira

**Modelamento CFD Tridimensional da Combustão de Finos de Carvão
Vegetal e Mineral sob condições de um Alto-Forno a Coque**

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

Área de concentração: Metalurgia Extrativa.

Orientador: Prof. Leandro Rocha Lemos

Belo Horizonte
Universidade Federal de Minas Gerais
Escola de Engenharia
2020

V658m	<p>Vieira, Diego Silva de Deus. Modelamento CFD Tridimensional da Combustão de Finos de Carvão Vegetal e Mineral sob Condições de um Alto-Forno a Coque [recurso eletrônico] / Diego Silva de Deus Vieira. – 2020. 1 recurso online (xiv, 99 f. : il., color.) : pdf.</p> <p>Orientador: Leandro Rocha Lemos.</p> <p>Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.</p> <p>Apêndices: f.94-99. Bibliografia: f. 86-92.</p> <p>Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.</p> <p>1. Engenharia metalúrgica - Teses. 2. Altos-Fornos - Teses. 3. Combustão – Teses. 4. Fluidodinâmica Computacional – Teses. I. Lemos, Leandro Rocha. II. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. III. Título.</p> <p style="text-align: right;">CDU: 669(043)</p>
-------	---------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------



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



Dissertação intitulada "**Modelamento CFD Tridimensional da Combustão de Finos de Carvão Vegetal e Mineral Sob Condições de um Alto-forno a Coque**", área de concentração: Metalurgia Extrativa, apresentada pelo candidato **Diego Silva de Deus Vieira**, para obtenção do grau de Mestre em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas, aprovada pela comissão examinadora constituída pelos seguintes membros:

Prof. Leandro Rocha Lemos
Orientador - Dr. (UFMG)

Prof. Roberto Parreiras Tavares
PhD (UFMG)

Guilherme Liziero Ruggio da Silva
Dr. (Gerdau Unidade Ouro Branco)

Prof. Rodrigo Lambert Oréfice
Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia
Metalúrgica, Materiais e de Minas/UFMG

Belo Horizonte, 03 de junho de 2020

AGRADECIMENTOS

Aos meus pais, Antônio Marcos e Edilaine, e aos demais familiares pelo apoio incondicional.

Ao Professor Leandro Rocha Lemos pela confiança e dedicação em me orientar, sendo sempre solícito.

Ao Professor Roberto Parreiras Tavares por ceder os computadores e licenças do laboratório (LaSip) para a realização das simulações, e ainda se colocar à disposição para solucionar as dúvidas que surgiam durante o processo de implementação do modelo.

À toda equipe do LaSip, em especial ao aluno de doutorado Simão Vervloet, que me auxiliou a ter acesso remoto aos computadores quando eu estava fora de BH, e ao técnico Paulo sempre prestativo com seu suporte.

A toda equipe do centro de pesquisa da ArcelorMittal Maizières Research, pelo grande aprendizado proporcionado, que foi fundamental para o seguimento do projeto, e aos amigos que fiz por lá.

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, de Minas e de Materiais (PPGEM) da UFMG e às agências de fomento CAPES, CNPq e FAPEMIG.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS.....	vi
LISTA DE TABELAS.....	viii
LISTA DE NOTAÇÕES	ix
RESUMO.....	xiii
ABSTRACT	xiv
1. INTRODUÇÃO	1
2. OBJETIVOS	4
2.1. OBJETIVO GERAL	4
2.2. OBJETIVOS ESPECÍFICOS	4
3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	5
3.1. O ALTO-FORNO	5
3.2. INJEÇÃO DE COMBUSTÍVEIS AUXILIARES.....	8
3.2.1. Injeção de carvão mineral pulverizado	8
3.2.2. Injeção de carvão vegetal.....	9
3.2.3. Disponibilidade de carvão vegetal no Brasil	12
3.3. PERMEABILIDADE DO ALTO-FORNO.....	13
3.3.1. Impactos da Injeção de Carvão Pulverizado na Permeabilidade do Alto-Forno.....	14
3.4. EFICIÊNCIA DE COMBUSTÃO DE COMBUSTÍVEIS SÓLIDOS	16
3.5. ENRIQUECIMENTO DE O ₂	18
3.6. MODELOS NUMÉRICOS PRESENTES NA LITERATURA.....	19
3.7. MODELAMENTO QUÍMICO DAS REAÇÕES DE COMBUSTÃO	26
3.7.1. Combustão do Carvão Mineral e Vegetal.....	27
3.7.2. Evaporação da umidade.....	29
3.7.3. Desvolatilização.....	29
3.7.4. Combustão da Fase Gasosa	31
3.7.5. Combustão do Carbono Residual	32
3.8. MODELAMENTO FÍSICO E TÉRMICO.....	35
3.8.1. Escoamento da Fase Gasosa	35
3.8.2. Escoamento das Partículas.....	37
3.8.3. Transferência de Calor Sólido-Gás.....	38
4. METODOLOGIA	40
4.1. Domínio Computacional	41
4.2. Considerações, Condições de Contorno e Parâmetros Numéricos	42
4.3. Estudo de Independência de Malhas	48

4.4.	Validação do Modelo	48
4.5.	Estudo sobre os Métodos de Enriquecimento de O ₂	51
4.6.	Estudo sobre Injeção de Misturas de Carvões Vegetais e Minerais	52
5.	RESULTADOS E DISCUSSÕES	55
5.1.	Resultados do Estudo de Independência de Malhas	55
5.2.	Resultados da Validação do Modelo	56
5.3.	Análise dos Métodos de Enriquecimento de O ₂ para Injeção de Misturas de Carvão Mineral	63
5.3.1.	Diferenças entre os Métodos de Enriquecimento Convencional e Coaxial	67
5.3.2.	Efeito da Injeção de Misturas de Carvões no Burnout.....	71
5.4.	Análise da Injeção de Misturas de Carvão Vegetal e Mineral.....	73
5.4.1.	Comparação entre as Combustões dos Carvões Vegetais e Minerais	73
5.4.2.	Misturas de Carvão Vegetal e Mineral	77
5.5.	Resultados Direcionados para a Prática Industrial	81
6.	CONCLUSÕES	83
7.	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	85
8.	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	86
9.	PUBLICAÇÕES DO AUTOR RELACIONADAS COM O TRABALHO.....	93
	APÊNDICE I	94

LISTA DE FIGURAS

Figura 3.1 – Esquema da região interna do alto-forno, mostrando as várias zonas	6
Figura 3.2 – Composição do gás gerado na zona de combustão em função do comprimento da zona de combustão (raceway).	7
Figura 3.3 – Alto-forno da MMk im. Ilyicha (Ucrânia): (a) aumento da taxa de injeção de PCI; (b) variações no consumo específico de coque; (c) queda de pressão.	15
Figura 3.4 – Estrutura do coque no nível das ventaneiras do alto-forno.	15
Figura 3.5 – Formato de zona de combustão calculadas.....	20
Figura 3.6 – Perfis de temperatura no plano de simetria para operações com lança única (a) e lança dupla (b).....	21
Figura 3.7 – Evolução do teor de voláteis (a) e temperatura das partículas (b) para modelos da literatura.	21
Figura 3.8 – Domínio simulado e configurações de lanças.....	22
Figura 3.9 – Efeito do teor de O ₂ no burnout para lanças duplas com uma distância horizontal de 200mm	23
Figura 3.10 – Dependência da combustibilidade com a taxa de injeção.....	24
Figura 3.11 - Reações químicas na combustão de carvão pulverizado	28
Figura 4.1 – Fluxograma do presente estudo.	40
Figura 4.2 – Principais dimensões (mm) da geometria do modelo (a) e detalhes de lança (b).	41
Figura 4.3 – Domínio utilizado para a simulação, visão geral (a) e entradas (b).	42
Figura 4.4 – Modelo de transferência de calor por radiação do meio gasoso (Ansys®).....	43
Figura 4.5 - Distribuição de Rosin Rammler para todos os carvões em estudo.	47
Figura 4.6 – Desenho esquemático mostrando os métodos de enriquecimento de oxigênio.	51
Figura 5.1 - Evolução de burnout das partículas.....	55
Figura 5.2 - Evolução da temperatura da fase gasosa.	56
Figura 5.3 – Monitores de temperatura (a) e velocidade (b).	57
Figura 5.4 – Validação da evolução de burnout do modelo desenvolvido.....	58
Figura 5.5 – Perfis de temperatura obtidos pelo modelo desenvolvido (a) e pelo modelo da literatura (b).	59
Figura 5.6 – Perfis de fração mássica de O ₂ obtidos pelo modelo desenvolvido (a) e pelo modelo da literatura (b).....	59
Figura 5.7 – Perfis de fração mássica de CO ₂ obtidos pelo modelo desenvolvido (a) e pelo modelo da literatura (b).	60
Figura 5.8 – Trajetórias das partículas de carvão variando burnout obtidas pelo modelo desenvolvido (a) e pelo modelo da literatura (b).....	60
Figura 5.9 – Resultados de burnout para o estudo sobre enriquecimento de O ₂	63
Figura 5.10 – Temperatura média dos gases no interior do reator em estudo.....	64
Figura 5.11 – Evolução de burnout para diferentes grupos de tamanhos partículas nos casos referências dos carvões CM-A, CM-B e CM-C.....	65
Figura 5.12 – Evolução do teor de matéria volátil para os casos referências de todos os carvões e suas misturas.....	66
Figura 5.13 – Evolução da temperatura das partículas de carvão para os casos referências de todos os carvões e suas misturas.	66
Figura 5.14 – Perfis de velocidade dentro da ventaneira para os casos 3 (a) e 5 (b) sendo injetado CM-B.	68
Figura 5.15 – Perfis de fração molar para os casos 3 (a) e 5 (b) sendo injetado CM-B.....	68
Figura 5.16 – Perfis de temperatura para os casos 3 (a) e 5 (b) sendo injetado CM-B.	69
Figura 5.17 – Evolução das temperaturas das partículas de CM-B.....	70
Figura 5.18 – Tempos de residência das partículas de CM-B.....	71

Figura 5.19 – Evolução de burnout para CM-A e CM-B injetados separadamente e em misturas considerando os casos referências.....	72
Figura 5.20 – Perfil térmico dos testes injetando CV-C e CM-A.	74
Figura 5.21 – Evolução da temperatura média das partículas ao longo do reator.	75
Figura 5.22 – Evolução do teor de voláteis (VM) das partículas ao longo do reator.	76
Figura 5.23 – Evolução de burnout das partículas ao longo do reator.	76
Figura 5.24– Resultados de burnout (à 925mm da lança) para os testes com as misturas injetadas.	78
Figura 5.25– Resultados da média de temperatura no reator para os testes com as misturas injetadas.	79
Figura 5.26 – Evolução de burnout para os testes das misturas de CM-A com os diferentes tipos de carvões vegetais.	80
Figura 5.27 – Evolução de burnout para os testes das misturas de CM-B com os diferentes tipos de carvões vegetais.	80
Figura 5.28 – Evolução de burnout para os testes das misturas de CM-C com os diferentes tipos de carvões vegetais.	81
Figura A. 1 – Perfis de temperatura para os casos 3 (a) e 5 (b) sendo injetado CM-A.	94
Figura A. 2 – Perfis de temperatura para os casos 3 (a) e 5 (b) sendo injetado CM-B.	94
Figura A. 3 – Perfis de temperatura para os casos 3 (a) e 5 (b) sendo injetado CM-C.	95
Figura A. 4 – Perfis de temperatura para os casos 3 (a) e 5 (b) sendo injetado Mix-AB.	95
Figura A. 5 – Perfis de temperatura para os casos 3 (a) e 5 (b) sendo injetado Mix-AC.	95
Figura A. 6 – Perfis de temperatura para os casos 3 (a) e 5 (b) sendo injetado Mix-BC.	96
Figura A. 7 – Evolução das temperaturas das partículas de CM-A.	96
Figura A. 8 – Evolução das temperaturas das partículas de CM-B.	96
Figura A. 9 – Evolução das temperaturas das partículas de CM-C.	97
Figura A. 10 – Evolução das temperaturas das partículas de Mix-AB.	97
Figura A. 11 – Tempos de residência das partículas de Mix-AC.	97
Figura A. 12 – Tempos de residência das partículas de Mix-BC.	98
Figura A. 13 – Tempos de residência das partículas de CM-A.	98
Figura A. 14 – Tempos de residência das partículas de CM-B.	98
Figura A. 15 – Tempos de residência das partículas de CM-C.	99
Figura A. 16 – Tempos de residência das partículas de Mix-AB.	99
Figura A. 17 – Tempos de residência das partículas de Mix-AC.	99
Figura A. 18 – Tempos de residência das partículas de Mix-BC.	99

LISTA DE TABELAS

Tabela III.1 – Propriedades químicas de carvões testados na literatura;.....	11
Tabela III.2 – Combustibilidade de misturas de carvões minerais e vegetais;.....	11
Tabela III.3 – Equações para o cálculo de eficiência de combustão;.....	17
Tabela III.4 – Burnout para diferentes formatos de partículas de carvão vegetal;.....	25
Tabela III.5 – Reações químicas para a combustão de carvão;.....	28
Tabela III.6 – Variáveis Φ , Γ_{eff} e $S\Phi$ para as equações de conservação da fase gasosa;.....	36
Tabela IV.1 – Reações de combustão para os carvões minerais com seus parâmetros cinéticos;.....	44
Tabela IV.2 – Reações de combustão para os carvões vegetais com seus parâmetros cinéticos;.....	45
Tabela IV.3 – Propriedades físicas e químicas dos carvões minerais simulados;.....	46
Tabela IV.4 – Propriedades físicas e químicas dos carvões vegetais simulados;.....	47
Tabela IV.5 – Tamanhos de malhas avaliadas no teste de independência de malhas;.....	48
Tabela IV.6 – Parâmetros de entrada para a simulação;.....	49
Tabela IV.7 – Testes experimentais de combustão para diferentes carvões minerais e suas misturas;.....	50
Tabela IV.8 – Testes experimentais de combustão para diferentes carvões de origem vegetal;.....	50
Tabela IV.9 – Parâmetros operacionais mantidos constantes nas simulações para estudo dos métodos de enriquecimento de O_2 ;.....	52
Tabela IV.10 – Condições de contorno para as definições dos casos;.....	52
Tabela IV.11 – Parâmetros operacionais mantidos constantes nas simulações de estudo das misturas de carvão vegetal e mineral;.....	53
Tabela IV.12 – Simulações de referência com a injeção de um único carvão;.....	53
Tabela IV.13 – Definição das misturas simuladas;.....	54
Tabela V.1 – Segunda parte da validação do modelo de combustão de carvão mineral;.....	61
Tabela V.2 – Validação do modelo de combustão de carvão vegetal;.....	62
Tabela V.3 – Resultados dos testes referência com a injeção de um único carvão;.....	74

LISTA DE NOTAÇÕES

- A = Fator pré-exponencial da equação de Arrhenius
 A_0 = Teor de cinza do carvão injetado
 A_1, A_2 = Fator pré-exponencial da reação de desvolatilização
 A_c = Fator pré-exponencial para a taxa de oxidação do carbono residual no modelo de Gibb ($\text{m s}^{-1} \text{K}^{-1}$)
 A_r = Teor de cinza do resíduo
 A_s = Fator pré-exponencial para a taxa de carbono residual do produto no modelo de Gibb
 C_0 = Massa de carvão inicial (kg)
 C_1, C_2 = Constantes de taxa de dissipação turbulenta (1,44; 1,92)
 C_A = Constante do EDM (“*Eddy dissipation model*”)
 C_s = Coeficiente de inchamento
 C_μ = Constante de turbulência (0,09)
 C_{ch} = Massa do carvão residual (char)
 C_D = Coeficiente de arraste
 C_{EBU} = Constante do “*Eddy Breakup model*”
 C_p = Capacidade calorífica da partícula ($\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$)
 D = Coeficiente de difusão externa do oxigênio no modelo de Gibb ($\text{m}^2 \text{s}^{-1}$)
 D_p = Difusividade no poro
 D_{ref} = Difusividade dinâmica referência ($1,8 \times 10^{-5} \text{ kg m}^{-1} \text{s}^{-1}$)
 DAF = Sem umidade e cinza (“*dry and ash free*”)
 d = Diâmetro da partícula no início da desvolatilização
 d_p = Diâmetro da partícula
 e = Fração de vazio do carbono residual
 E = Energia de ativação das reações de combustão gasosa
 $Effic$ = Eficiência de combustão interna
 F_D = Força de arraste sob a partícula (N)
 g_f = Variância da fração mássica do produto
 H = Entalpia (J kg^{-1})
 H_{reac} = Contribuição de perda ou ganho de calor das reações (J kg^{-1})
 I = Intensidade de radiação na partícula (W m^{-2})

- [i] = Concentração molar do componente i
- I_p = Índice de permeabilidade ($\text{m}^3 \text{kPa}^{-1} \text{min}^{-1}$)
- k = Energia cinética turbulenta ($\text{m}^2 \text{s}^{-2}$)
- k_a, k_b = Taxa de desvolatilização da reação (s^{-1})
- k_1 = Taxa de difusão externa no modelo de Gibb (s^{-1})
- k_2 = Taxa de reação de superfície no modelo de Gibb (s^{-1})
- k_3 = Taxa de difusão interna e reação de superfície no modelo de Gibb (s^{-1})
- k_c = Taxa de oxidação de carbono no modelo de Gibb (s^{-1})
- l_e = Comprimento do vórtice turbulento (“*Eddy*”)
- \dot{m} = Taxa de transferência de massa da partícula (kg s^{-1})
- M_0 = Massa inicial do combustível carvão
- m_c = Massa de carbono (kg)
- M_c = Massa atômica do carbono
- M_{O_2} = Massa molecular de O_2
- M_r = Massa do resíduo (base seca)
- \dot{m}_{ref} = Taxa de variação de massa do material de referência
- $m_{\text{ref},0}$ = Massa do material de referência no início da desvolatilização
- n = Índice de refração do fluido
- n_p = Número de partículas por unidade de volume (m^{-3})
- Nu = Número de Nusselt proposto pela equação de Ranz Marshall
- P = Pressão local (Pa)
- P_1 = Pressão de sopro para cálculo do índice de permeabilidade (kPa)
- P_2 = Pressão de topo para cálculo do índice de permeabilidade (kPa)
- P_k = Turbulência gerada pela força viscosa
- q = Transferência de calor da partícula (W)
- Q_C = Transferência de calor por condução
- Q_M = Trocas térmicas associadas à transferência de massa
- Q_R = Transferência de calor por radiação
- R' = Resistência ao escoamento em meio poroso
- R = Constante dos gases para a equação de Arrhenius
- r_p = Raio da partícula (m)
- r_i = Taxa de reação das espécies gasosas i ($\text{mol m}^{-3} \text{s}^{-1}$)

Re = Número de Reynolds

S_{Φ} = Termo fonte proveniente das interações entre a fase gasosa e particulada.

T = Temperatura (K)

T_{A1} , T_{A2} = Temperatura de ativação da reação de desvolatilização (K)

T_c = Temperatura de ativação para a taxa de oxidação do carbono no modelo de Gibb (k)

T_g = Temperatura da fase gasosa (K)

T_P = Temperatura da partícula (K)

T_{ref} = Temperatura de referência (293K)

T_s = Temperatura de ativação para taxa de carbono do produto no modelo de Gibb (K)

U = Velocidade média do gás ($m\ s^{-1}$)

U_p = Velocidade média das partículas ($m\ s^{-1}$)

u, v, w = Componentes de velocidade do gás ($m\ s^{-1}$)

v_i = Coeficiente estequiométrico das espécies i

v'_f = Velocidade flutuante do vórtice turbulento (“*Eddy*”)

VM_1 , VM_2 = Matéria volátil gerada pela reação de desvolatilização

V_s = Vazão de sopro (Nm^3/min)

W_i = Taxa de reação da espécie i por unidade de volume ($Kg\ m^{-3}\ s^{-1}$)

Y_i = Fração mássica das espécies i

α = Razão entre volume e área superficial interna no modelo de Gibb ($5e^{-9}\ m$)

α_1 , α_2 = Eficiência de voláteis

ε = Taxa de dissipação da energia cinética de turbulência ($m^2\ s^{-3}$)

ε_p = Emissividade da partícula

f_v = Fração de eficiência de voláteis

λ = Condutividade térmica ($W\ m^{-1}\ K^{-1}$)

σ = Constante de Stefan Boltzmann ($5,67 \times 10^{-8}\ W\ m^{-2}\ K^{-4}$)

σ_H = Número turbulento de Prandtl para entalpia

$\sigma_k, \sigma_\varepsilon$ = Constante do modelo de turbulência

ϕ = Coeficiente estequiométrico do carbono no modelo de Gibb

ρ = Densidade ($kg\ m^{-3}$)

ρ_c = Densidade do carbono

ρ_{fluid} = Densidade do fluido

ρ_∞ = Concentração de campo infinito dos gases reagentes para um valor de tempo médio

μ = Viscosidade dinâmica (Pa s)

μ_t = Viscosidade turbulenta (Pa s)

Γ_i = Difusividade molecular das espécies i ($\text{kg m}^{-1} \text{s}^{-1}$)

Γ_{eff} = Coeficiente de difusão da equação geral de Navier-Stokes

Φ = Variável dependente da equação geral de Navier-Stokes

τ_e = Duração do vórtice turbulento (“*Eddy*”)

η = Eficiência de combustão do carvão (“*Coal Burnout*”)

RESUMO

O alto-forno é o principal reator metalúrgico utilizado para a produção do ferro-gusa. Com as crescentes pressões ambientais para redução de consumo de combustíveis fósseis e emissão de CO₂, faz-se necessário inovações tecnológicas na siderurgia. Diante das dificuldades técnicas em se obter dados do interior desse reator, as modelagens física e matemática têm se tornado alternativas cada vez mais atrativas para o estudo dos altos-fornos, em especial na zona de combustão. Apesar do número considerável de modelos computacionais capazes de prever a combustão de carvão mineral pulverizado, ainda são escassos os trabalhos envolvendo a combustão de carvão vegetal.

Esse trabalho tem como objetivos analisar diferentes formas de enriquecimento de O₂ (coaxial e convencional) e investigar a eficiência de combustão para a injeção de misturas de carvão mineral e vegetal na zona de combustão de um alto-forno. Isso, a partir de um modelo fluidodinâmico computacional tridimensional desenvolvido e validado (através de dados presentes na literatura) por meio do *software* comercial ANSYS-CFX, e capaz de simular a combustão de diferentes carvões. Dessa forma, esse trabalho tem como possíveis implicações, uma maior eficiência energética dos carvões injetados, assim como uma consequente redução do consumo de coque e do custo de produção. E, também, devido ao maior uso de carvão vegetal, que é uma matéria-prima renovável, é visado reduções de emissões de CO₂.

Foi observado que o enriquecimento de O₂ pela lança coaxial passa a ser prejudicial à combustibilidade do carvão a partir de 3%, em que a vazão na lança é superior a 12Nm³/h, pois retarda aquecimento das partículas. Ficou evidente a importância da granulometria e do teor de voláteis no processo de combustão dos carvões, pois carvões com menores granulometrias e maiores teores de voláteis tendem a apresentar índices de combustibilidade mais elevados. A partir de simulações com misturas de carvão mineral e vegetal, variando a proporção destes, observou-se que misturas formadas com 25% de carvão vegetal apresentam melhores valores de combustibilidade.

Palavras-chave: CFD; PCI; Alto-Forno; Combustão de Carvão Pulverizado; Combustão; Burnout; Mistura de Carvões; Zona de Combustão; Fluidodinâmica Computacional; Blends de Carvões; Lança Coaxial.

ABSTRACT

Blast furnace is the main metallurgical reactor used to produce hot metal. Due to the environmental pressures to reduce fossil fuels consumption and CO₂ emissions, it is necessary to develop new technologies in the ironmaking process. However, since there are many technical difficulties to acquire data from inside the reactor, physical and mathematical models appear as very attractive alternatives in blast-furnace studies, especially in the combustion zone. Nowadays, there are a considerable number of computational models able to simulate pulverized coal combustion. Nevertheless, there are just a few works aiming to predict the combustion of charcoal.

This work aims to analyze different forms of O₂ enrichment (coaxial and conventional) and to investigate the combustion efficiency for mixtures formed by coals and charcoals injected in a blast furnace raceway. Through a 3D computational fluid-dynamic model developed and validated (through data in the literature) using the commercial software ANSYS-CFX, which is capable of simulating the combustion of different coals. Thus, as possible implications of this present study, greater energy efficiency for the injected fuels can be reached, as well as a consequent reduction in the consumption of coke and in the production costs. And also, due to the greater use of charcoal, which is a renewable raw material, reductions in CO₂ emissions can be achieved.

It was observed that O₂ enrichment by the coaxial lance becomes detrimental to the coal combustibility beyond 3%, in which the flow in the lance is greater than 12Nm³/h. As a result, it slows down the heating process of the particles. The importance of coal granulometry and volatile matter content in the combustion process became evident. Coals with smaller particle sizes and higher volatile matter contents tend to have higher combustibility indexes. From the simulations with coal and charcoal blends, it was observed that blends composed by 25% of charcoal present improvements in combustibility.

Keywords: Blast furnace; Coaxial Lance; Burnout; Pulverized Coal Injection; Mathematical Modelling; PCI; CFD; Computational Fluid Dynamics; Raceway; Combustibility; Combustion; Coal Blends.

1. INTRODUÇÃO

Principalmente devido à sua elevada produtividade e eficiência na utilização do calor gerado (ZHOU *et al.*, 2017a), o alto-forno é o principal reator metalúrgico utilizado para a produção de ferro-gusa (ZHOU *et al.*, 2017a; WIJAYANTA *et al.*, 2014a; KUANG *et al.*, 2017; SHEN *et al.*, 2011). Durante sua operação, é injetado ar quente pelas ventaneiras, com uma temperatura entre 1100°C e 1250°C, que reage com o coque na zona de combustão do alto-forno, gerando calor e gases redutores para a produção de ferro-gusa (ZHOU *et al.*, 2017a). No entanto, diante do alto preço do coque e os problemas ambientais causados pela grande quantidade de emissão de gases na coqueria, alguns combustíveis auxiliares são injetados, pelas ventaneiras dos altos-fornos, com o objetivo de reduzir o carregamento desse combustível fóssil pelo topo do reator (ZHOU *et al.*, 2017a; WIJAYANTA *et al.*, 2014a; SHEN *et al.*, 2011; LIAO *et al.*, 2017; SHEN *et al.*, 2009a).

A Injeção de Carvão Pulverizado (PCI) em altos-fornos é uma técnica que teve seu uso intensificado a partir de 1980 (Du *et al.*, 2010). Atualmente, tem se utilizado taxas de injeção por volta de 200kg/tgusa (CASTRO *et al.*, 2013; KALKREUTH *et al.*, 2005). Porém, a utilização de maiores valores tem sido um desafio, diante da redução de permeabilidade causada pelo carvão não consumido que deixa a zona de combustão (CASTRO *et al.*, 2013; LU *et al.*, 2002).

Segundo WIJAYANTA *et al.* (2014a), há uma necessidade do desenvolvimento de inovações tecnológicas na siderurgia com o objetivo de reduzir o consumo energético e emissões de CO₂ nos processos atuais. Dessa forma, é importante analisar e compreender os fenômenos de transferência de calor e massa dentro do reator, visando uma maior eficiência de produção. No entanto, devido ao alto grau de complexidade das reações, altas temperaturas e pressão, presença de material fundido, falta de acessibilidade, juntamente com a necessidade de parada da produção para análises mais detalhadas, é extremamente difícil obter informações precisas dentro de um alto-forno (ZHOU *et al.*, 2017a; WIJAYANTA *et al.*, 2014a; KUANG *et al.*, 2017; SHEN *et al.*, 2011; LIAO *et al.*, 2017).

Diante das dificuldades técnicas enfrentadas em obter dados do interior desse reator, o modelamento matemático, juntamente com o modelamento físico, tem se tornado uma alternativa atrativa para o estudo de altos-fornos (ZHOU *et al.*, 2017a; WIJAYANTA *et al.*, 2014a; KUANG *et al.*, 2017; SHEN *et al.*, 2011; LIAO *et al.*, 2017; SHEN *et al.*, 2009a). Ambos vêm sendo utilizados para investigações dos escoamentos multifásicos e comportamentos termoquímicos do equipamento como um todo, ou de certas regiões separadamente. Devido à alta complexidade do alto-forno, ainda é difícil utilizar apenas um tipo de modelamento numérico para descrever todo o reator (KUANG *et al.*, 2017). Por esse motivo, tem se utilizado uma combinação de modelos, simulando separadamente partes do reator, a partir de abordagens discretas e contínuas.

Segundo LIAO *et al.* (2017), o modelamento matemático da zona de combustão do alto-forno, tratada de forma unidimensional ou bidimensional, apresenta resultados simplificados e com características importantes do reator não sendo previstas. Portanto, modelos tridimensionais são mais indicados. Dentre eles, os modelos que mais se destacam na literatura, foram os desenvolvidos por NOGAMI *et al.* (2004), GUO *et al.* (2005), DU e CHEN (2006) e SHEN *et al.* (2008).

Visando taxas de injeção de PCI mais elevadas, enriquecimento de oxigênio é uma das práticas mais importantes para aumentar a eficiência de combustão do carvão, reduzindo a quantidade de material não consumido que deixa a zona de combustão (ZHOU *et al.*, 2017b). Pode-se identificar dois métodos distintos de aumentar o teor de O₂ injetado, o convencional e o coaxial (CHUNG e HUR, 1997; CHUNG *et al.*, 1996). O método convencional se baseia no enriquecimento do ar quente injetado pelo sopro. Enquanto que o coaxial consiste da injeção de O₂ pela lança coaxial sob diferentes vazões. Embora já tenha alguns trabalhos sobre essas formas de enriquecimento, como ZHOU *et al.* (2017a e 2017b), ainda existe uma necessidade de pesquisas utilizando-se carvões com propriedades químicas e físicas distintas, juntamente com suas misturas, e a análise do comportamento físico-químico metalúrgico utilizando cada um desses métodos.

Combustíveis alternativos de origem vegetal são uma opção para mitigar as emissões de CO₂ em altos-fornos. Assim sendo, WIJAYANTA *et al.* (2014a) e LIU e SHEN (2018) investigaram, por meio de modelamento matemático, a injeção de, respectivamente, biochar (uma espécie de serragem pirolisada) e carvão vegetal. No entanto, principalmente devido à importância e disponibilidade desse insumo no Brasil, ainda há a necessidade de trabalhos que simulem, com uma abordagem tridimensional, a injeção de carvão vegetal misturado com carvão mineral. Dessa forma, estudos a respeito do melhor aproveitamento desse material na siderurgia nacional, podem representar uma alternativa para a redução do uso de combustíveis não renováveis.

No presente trabalho, utilizando o *software* ANSYS-CFX[®] 17.1, um modelo matemático tridimensional foi desenvolvido e validado, capaz de simular a combustão de carvão mineral e vegetal (com diferentes propriedades químicas e físicas). A partir do modelo desenvolvido, realizou-se dois principais estudos. O primeiro focado na investigação dos métodos de enriquecimento de O₂ convencional e pela lança coaxial. Já o segundo conjunto de testes baseia-se em um estudo sobre os impactos na combustão ao injetar misturas de carvão mineral e vegetal. Todas as simulações foram realizadas a partir de um domínio computacional baseado em reator em escala piloto utilizado pela Newcastle Laboratories (GUO *et al.*, 2005; MATHIESON *et al.*, 2005).

2. OBJETIVOS

2.1. OBJETIVO GERAL

Simular a combustão de finos de carvão mineral e carvão vegetal, em diferentes misturas e teores de enriquecimento de O_2 , e identificar as condições mais favoráveis para uma queima com maior eficiência. Isso, por meio de um modelo fluidodinâmico computacional desenvolvido, utilizando o *software* ANSYS-CFX[®], que replique as condições de um reator para o estudo da zona de combustão de um alto-forno a coque.

2.2. OBJETIVOS ESPECÍFICOS

- Validar, através de dados presentes na literatura, o modelo desenvolvido para a combustão de carvão mineral e carvão vegetal pulverizados sendo injetados no reator;
- A partir da injeção de carvões com propriedades distintas e suas misturas, avaliar a eficiência de combustão para métodos de enriquecimento de O_2 pelo sopro (convencional) e pela lança coaxial.
- Nos testes sobre os métodos de enriquecimento de O_2 , avaliar as influências das propriedades dos carvões nos resultados de eficiência de combustão (burnout).
- Comparar aspectos termodinâmicos e cinéticos da injeção dos carvões minerais e dos vegetais.
- Avaliar as influências na combustibilidade para a injeção de misturas de carvão mineral (CM-A, CM-B e CM-C) formadas com 25, 50 e 75% de carvão vegetal (CV-A, CV-B e CV-C);

3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1. O ALTO-FORNO

O alto-forno é um reator metalúrgico que tem como objetivo produzir ferro-gusa líquido a temperaturas em torno de 1500°C. Esse reator tem como princípio básico o fluxo em contracorrente das matérias-primas sólidas, compostas de cargas ferríferas (sínter, pelota e minério de ferro), termo-redutores (coque ou carvão vegetal) e fundentes. Esse material sólido desce no interior do reator, indo em oposição aos gases ascendentes, que são gerados em consequência das reações químicas envolvendo o ar soprado pelas ventaneiras e a própria carga sólida.

O processo de obtenção de gusa líquido por meio de altos-fornos domina o cenário siderúrgico mundial. Em decorrência dos desenvolvimentos dos fornos (aparelhos melhores projetados, maior controle operacional e de manutenções) ocorridos principalmente a partir da década de 1970, quando começaram os estudos em altos-fornos dissecados, esse predomínio tem se mantido até os dias atuais. Como resultado desses avanços, ocorreram aumentos significativos de produtividade, operação contínua por longo tempo, acentuada redução da taxa de consumo de combustíveis (*fuel rate*) e foi inserido o uso de outros redutores, tais como o gás natural e o carvão pulverizado (PCI) (MOURÃO *et al.*, 2011).

A redução dos óxidos de ferro ocorre à medida que essa matéria-prima, carregada no topo do alto-forno, reage com o monóxido de carbono, gerado da queima do carbono (do coque ou do carvão vegetal) com o oxigênio do ar quente soprado pelas ventaneiras. Essa carga ferrífera é aquecida com o decorrer do processo e sua composição vai se alterando até ocorrerem as reações de redução, em que o oxigênio combinado com o ferro do minério de ferro passa, sob a forma de dióxido de carbono, a fazer parte dos gases. Juntamente com esse processo, ocorrem também outras reações químicas, como, por exemplo, a fusão da ganga e fundentes para a formação da escória (CASTRO *et al.*, 2004).

A estrutura interna dos altos-fornos foi conhecida, principalmente, após os estudos das dissecações de reatores desse tipo realizados na década de 1970 no Japão. Esses estudos consistiram de resfriamentos, sob condições normais de operação, de altos-fornos em fim de campanha. Dessa forma, as cargas ferríferas, fundentes e termo-redutores podiam ser cuidadosamente retirados e analisados, sendo objetos de estudos para decifrar o funcionamento do equipamento (OMORI *et al.*, 1987).

A partir dos estudos de dissecação realizados, a estrutura interna de um alto-forno pode ser dividida conforme mostrado na Figura 3.1, sendo composta por zona granular, zona de amolecimento e fusão e zona de gotejamento.

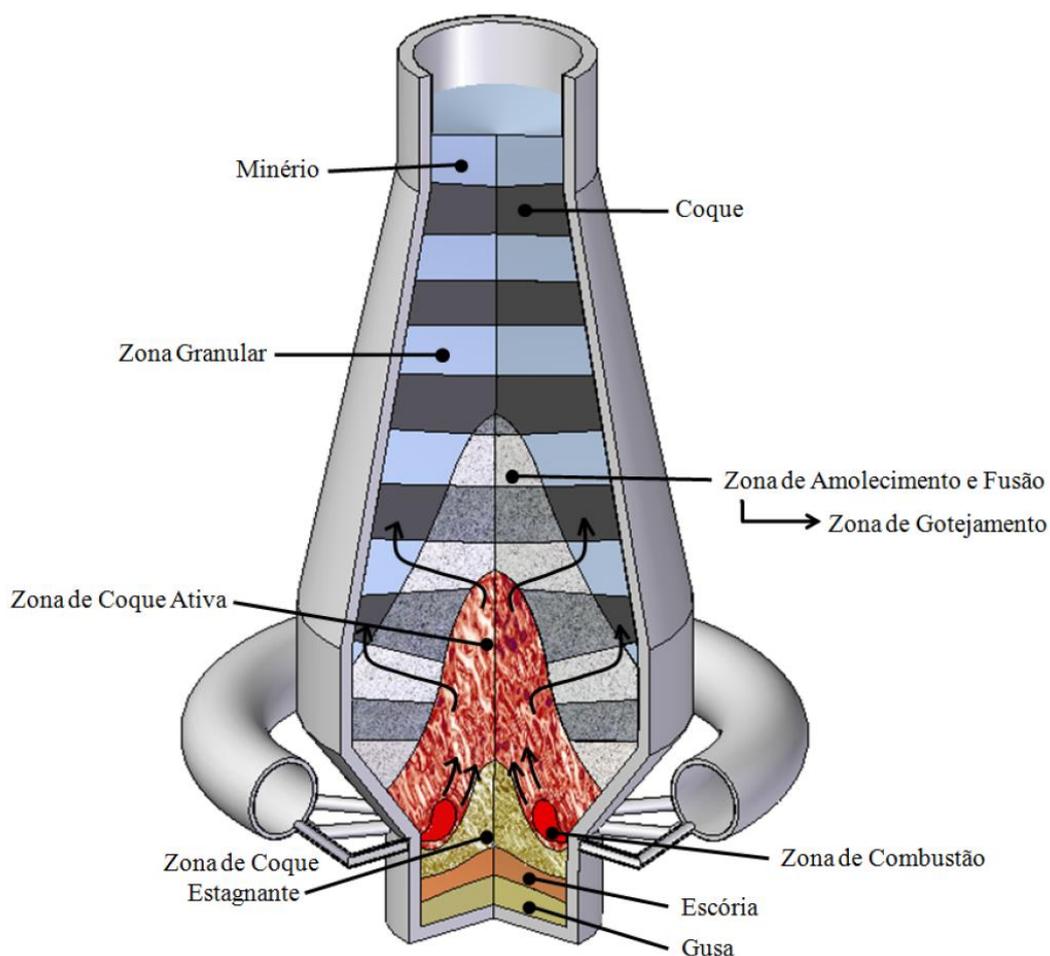


Figura 3.1 – Esquema da região interna do alto-forno, mostrando as várias zonas (SANTOS, 2012)

A zona granular é a região onde toda a carga sólida, composta pela carga ferrífera, termo-redutor e fundentes, desce em contracorrente com os gases ascendentes, nessa zona coexistem a fase sólida e gasosa. A zona de amolecimento e fusão é onde a carga ferrífera começa o processo de fusão, podendo ser encontrada em vários graus de redução. A última das três zonas distintas, a zona de gotejamento é definida como a região onde o metal e a escória, ambos já no estado líquido, escoam, em contracorrente com os gases, através de um empilhamento de material termo-redutor. Essa parte do reator engloba outras duas regiões secundárias, o homem morto e a zona de combustão. O homem morto é a coluna de termo-redutor por onde o metal e a escória gotejam e que não alimentam a zona de combustão.

A zona de combustão está presente na zona de gotejamento na região em frente às ventaneiras, onde ocorre a queima do carbono, fornecido pelo termo-redutor, com o oxigênio do ar soprado. O produto dessa reação são os gases redutores CO e H_2 , obtidos a partir da umidade do ar soprado, hidrocarbonetos do carvão injetado e do carbono do coque. A Figura 3.2 evidencia a composição do gás gerado em função do comprimento da zona de combustão (GASPARINI, 2016).

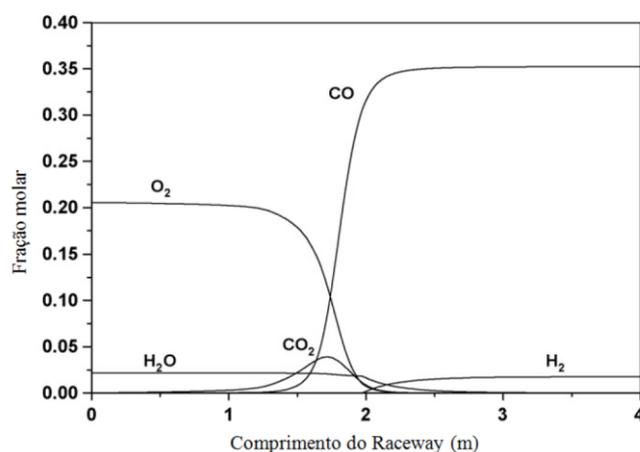


Figura 3.2 – Composição do gás gerado na zona de combustão em função do comprimento da zona de combustão (raceway) (JINDAL *et al.*, 2007).

3.2. INJEÇÃO DE COMBUSTÍVEIS AUXILIARES

A injeção de combustíveis auxiliares pelas ventaneiras dos altos-fornos é utilizada, principalmente, com o objetivo de reduzir o carregamento de coque pelo topo do reator. Pois o coque é uma das matérias-primas mais onerosas no processo de produção de ferro-gusa. Diante disso, OLIVEIRA *et al.* (2007) salientam que as injeções de carvão mineral, carvão vegetal, mistura de carvões, pré-aquecimento de carvões, plásticos, pneus, entre outros materiais, têm sido largamente noticiadas na literatura.

3.2.1. Injeção de carvão mineral pulverizado

De acordo com OLIVEIRA *et al.* (2007), em 1840, na França, aconteceu a primeira injeção de carvão em pó em uma tubulação de vento, atingindo uma economia em torno de 10% de carvão no topo do reator, mantendo esse aparato funcionando por 5 anos. Porém, apenas por volta de 1960 é que, por meio das ventaneiras dos altos-fornos, a injeção de carvão pulverizado (PCI) se tornou mais comum, reduzindo, de forma definitiva, a quantidade de coque carregado, e conseqüentemente, o custo de produção de ferro-gusa (GHOSH *et al.*, 2017).

Segundo SUOPAJÄRVI *et al.* (2017), essa prática auxilia no controle dos parâmetros operacionais do reator, facilitando sua operação. Isso porque, a injeção de carvão pulverizado propicia um melhor controle térmico do alto-forno, devido à reserva interna de energia do combustível injetado, absorvendo flutuações operacionais e facilitando a correção de desvios através de alterações nas taxas de injeção (SANTOS, 2012).

O uso de PCI já é uma prática bem consolidada na indústria siderúrgica, todavia, ainda apresenta bastante potencial de crescimento. SUOPAJÄRVI *et al.* (2017) estimam que a taxa média de injeção de finos de carvão mineral, nos altos-fornos ao redor do mundo, seja em torno de 150kg/tgusa. No entanto, VAMVUKA *et al.* (1996) afirmam que em altos-fornos mais modernos, a taxa de injeção praticada é superior a 200kg/tgusa, havendo a possibilidade de atingir valores superiores a 300kg/tgusa.

3.2.2. Injeção de carvão vegetal

O gás de efeito estufa mais relevante na indústria siderúrgica ao redor do mundo é o dióxido de carbono (CO₂). Em 2018, foi emitido uma média de 1,85 toneladas de CO₂ por cada tonelada de aço produzido, sendo que a indústria siderúrgica é diretamente responsável por gerar cerca de 7 a 9% dessas emissões globais provenientes do uso de combustíveis fósseis (WORLDSTEEL, 2020). Produtos à base de biomassa podem ser injetados através das ventaneiras dos altos-fornos com o objetivo de minimizar o consumo de agentes redutores de origem fóssil, e conseqüentemente, mitigar as emissões de CO₂. Dentre as alternativas desse tipo de combustível, pode-se citar serragem pirolisada pulverizada, moinha de carvão vegetal, biomassa torrificada e moída, bio-óleo e bio-PCI (MOUSA *et al.*, 2016).

No entanto, de acordo com SUOPAJÄRVI *et al.* (2017), para avaliar o uso adequado da injeção de biomassa como agente redutor, também deve-se considerar parâmetros como a reatividade, ignição, composição química e propriedades físicas (incluindo a granulometria). Ainda assim, segundo os mesmos autores, agentes redutores à base de biomassa representam a melhor forma de substituição de combustíveis de origem fóssil, utilizados através das ventaneiras dos altos-fornos, na rota de produção de aço. Dentre as vantagens das plantações florestais para a produção de agentes redutores à base de biomassa, destacam-se a possibilidade de remoção de CO₂ da atmosfera (1,8t CO₂/t madeira seca), liberação de O₂ para atmosfera (1,3 t O₂ /t madeira seca), além da retenção e aumento de estoque de carbono (20kg CO₂/árvore ano) (SILVA, 2016).

De acordo com BABICH e SENK (2013), os primeiros estudos a respeito da injeção de carvão vegetal em altos-fornos foram realizados no começo da década de 1990 pela RWTH Aachen University, na Alemanha, em parceria com Mannesmann S.A. Brasil. Os testes foram realizados tanto em um alto-forno a carvão vegetal (volume interno de 474m³ e soleira de 5,5m de diâmetro) em Belo Horizonte, quanto em um laboratório montado em Aachen, Alemanha. Nos dias de hoje, a injeção de carvão vegetal pelas ventaneiras é utilizada principalmente em altos-fornos de menores proporções no Brasil (BABICH e SENK, 2013). Entretanto, é possível uma substituição total de PCI (injeção de carvão

mineral pulverizado) por finos de carvão vegetal de alta qualidade (SUOPAJÄRVI *et al.* 2017).

Apesar da injeção de biomassa ser bem promissora, ela ainda possui algumas limitações práticas que precisam ser levadas em consideração, havendo a necessidade de maiores investigações a respeito. De acordo com FELICIANO-BRUZUAL e MATHEWS (2013), essas limitações podem ser resumidas em quatro pontos principais:

- Produtos à base de biomassa apresentam menor valor calorífico que agentes redutores de origem fóssil, exigindo um tratamento de carbonização (pirólise) eficiente para poderem ser utilizados;
- Dificuldade técnica de se atingir uma alta taxa de injeção, isso devido à porosidade de sua estrutura e à sua baixa densidade;
- A biomassa pulverizada tende a apresentar uma granulometria maior que a comumente utilizada para PCIs, portanto, deve-se aprimorar os processos de moagem e peneiramento;
- O alto teor de álcalis, apresentado por agentes redutores à base de biomassa, deve ser controlado e minimizado antes de serem utilizados, evitando impactos negativos nos refratários dos altos-fornos.

Segundo POHLMANN *et al.* (2016), a partir de testes experimentais com carvões vegetais de eucalipto em um aparato para avaliar seus valores de combustibilidade, a biomassa termicamente tratada (que passou por processo de pirólise) pode ser utilizada para substituir o carvão mineral no processo de PCI em um alto-forno a coque. Esse biorredutor apresenta uma reatividade maior que a do carvão mineral, e ainda, o teor de matéria volátil pode ser ajustado dependendo das necessidades em se manter uma combustão estável próximo às ventaneiras.

Com o intuito de avaliar e comparar a eficiência de combustão de carvões vegetais e minerais, MATHIESON *et al.* (2012) realizaram testes experimentais de combustão utilizando um reator que replica as condições da zona de combustão de um alto-forno. Nesses testes, foram considerados resultados de combustibilidade de 4 tipos de carvões vegetais, obtidos a partir de diferentes espécies de madeira, e comparados com um carvão

mineral de alto teor de volátil (36,2%) comumente utilizado em PCI, as propriedades químicas dos carvões testados se encontram na Tabela III.1. De acordo com os resultados obtidos pelos autores, os valores de eficiência de combustão, apresentados pelos carvões vegetais, foram comparáveis e até mesmo melhores do que os valores obtidos com a injeção de carvão mineral alto volátil. MATHIESON *et al.* (2012) também realizaram um breve estudo sobre a combustão de misturas de carvões minerais e vegetais, os resultados obtidos são mostrados na Tabela III.2. A partir desses resultados, pode-se inferir que a injeção dessas misturas representa uma alternativa para aumentar a combustibilidade do carvão mineral injetado. Dessa forma, é possível obter ganhos de performance e mitigação das emissões de CO₂ utilizando os dois combustíveis simultaneamente.

Tabela III.1 – Propriedades químicas de carvões testados na literatura (MATHIESON *et al.*, 2012);

	CM	CV1	CV2	CV3	CV4
Umidade (%)	2,9	7,8	9,2	8,6	6,3
Cinza (%)	8,2	1,6	2,8	2,4	2,7
Matéria volátil (%)	36,2	7,4	4,2	9,6	18,8
Carbono Fixo (%)	55,6	91,0	93,0	88,0	78,5
Enxofre (%)	0,50	-	0,02	0,03	0,02
Poder Calorífico Superior (MJ/kg)	31,81	33,14	32,48	32,20	31,00
CM = Carvão mineral; CV1, CV2, CV3, CV4 = Carvões vegetais;					

Tabela III.2 – Combustibilidade de misturas de carvões minerais e vegetais (MATHIESON *et al.*, 2012)

Amostra	Combustibilidade (%)
CM (100%)	71
15% CV1 + 85% CM	74
15% CV2 + 85% CM	68
12% CV3 + 88% CM	69
12% CV4 + 88% CM	74

3.2.3. Disponibilidade de carvão vegetal no Brasil

Diante da disponibilidade restrita de grandes jazidas de carvão mineral no Brasil, juntamente com o baixo custo do carvão vegetal, faz com que esse biorredutor tenha um papel relevante na siderurgia do país, sendo empregado na produção de aproximadamente 25% do ferro-gusa, 15% do aço e 80% das ferro-ligas (GERDAU FLORESTAL, 2016 apud SILVA, 2016). A siderurgia é responsável pelo consumo de 85% do carvão vegetal, principalmente nos estados de Minas Gerais, Pará, Maranhão e Mato Grosso do Sul.

O Brasil é o maior produtor mundial de carvão vegetal, e o setor siderúrgico é responsável pelo consumo anual de cerca de 12 milhões de toneladas de carvão vegetal (GERDAU FLORESTAL, 2016 apud SILVA, 2016). No entanto, devido a esse biorredutor ser bastante friável, desde a obtenção do carvão nas carvoarias até o seu consumo nos altos-fornos, o carvão sofre inúmeras quebras devido às movimentações mecânicas, como por exemplo: retirada do forno, carregamento para o caminhão, viagem até a siderúrgica, descarga, peneiramento e carregamento do forno (SILVA, 2016). Toda essa movimentação faz com que ocorram quebras, gerando cerca de 25% de finos de carvão vegetal com granulometria inferior a 9mm, sendo esse material chamado de moinha de carvão vegetal.

Silva (2016) estima que seja gerado cerca de 3Mt/ano de moinha de carvão vegetal, e que a maior parte é consumida em altos-fornos que possuem sistema de injeção. No entanto, como a maior parte dos altos-fornos a carvão vegetal (cerca de 80%, sendo principalmente os de pequeno porte) não possuem sistema de injeção, ocorre um excesso de mais de 1Mt/ano de moinha disponível no mercado, que atualmente é destinada às indústrias de cimento e cal (GERDAU FLORESTAL, 2016 apud SILVA, 2016). Portanto, esse excesso de moinha no mercado, principalmente em Minas Gerais, faz com que esse material represente uma excelente alternativa, tanto do ponto de vista ambiental quanto financeiro, para a substituição da injeção de finos de carvão mineral, podendo ocorrer a substituição de forma parcial ou até mesmo total.

3.3. PERMEABILIDADE DO ALTO-FORNO

O conceito de permeabilidade é uma questão de extrema importância no interior do alto-forno, pois seu princípio de funcionamento é baseado em um escoamento gasoso adequado. Durante esse processo, os gases ascendentes escoam para as regiões superiores, e durante o percurso realizado, reduzem e aquecem as cargas ferríferas, além de também aquecer os termo-redutores e fundentes (CARRASCAL *et al.*, 2008).

Assim sendo, uma distribuição adequada da carga do alto-forno resulta em um aumento da permeabilidade do leito, o que melhora a distribuição dos gases ascendentes, diminuindo a ocorrência de caminhos preferenciais para o escoamento gasoso. O melhoramento da distribuição do escoamento dos gases resulta em uma melhor utilização de seu potencial termoquímico, isso devido ao aumento do contato sólido/gás, resultando em um melhor aproveitamento do calor sensível dos gases e em maior ocorrência das reduções indiretas (reações de redução na parte superior do alto-forno), o que reduz significativamente a taxa de consumo de coque (PANDEY e YADAV, 1999).

O índice de permeabilidade do alto-forno é um indicador essencial para qualificar a performance desse reator. Esse índice é um parâmetro que pode ser utilizado para identificar desvios da operação do forno, e pode ser definido como a razão entre o volume total de gases soprado pelas ventaneiras e a variação de pressão de sopro e topo. A representação matemática desse índice é mostrada na equação 3.1 (SU *et al.*, 2017):

$$I_P = \frac{V_s}{(P_1 - P_2)} = \frac{V_s}{\Delta p} \quad (3.1)$$

onde, I_P representa o índice de permeabilidade ($\text{m}^3 \text{kPa}^{-1} \text{min}^{-1}$) do alto-forno, V_s é o vazão de sopro (Nm^3/min), P_1 e P_2 são as pressões de sopro e de topo (em kPa), respectivamente.

No entanto, segundo SU *et al.* (2017) diante da complexidade das reações internas do alto-forno, somente utilizando o volume de sopro, a pressão de sopro e a pressão de topo, não é possível conseguir uma previsão precisa do índice de permeabilidade, dessa forma

a equação 3.1 é apenas um método de se obter uma estimativa desse índice. Para uma maior precisão nesse cálculo, SU *et al.* (2017) propõem um modelo computacional de previsão do índice de permeabilidade baseado em um algoritmo melhorado, utilizando um método denominado de “*multi-layer extreme learning machine*”.

3.3.1. Impactos da Injeção de Carvão Pulverizado na Permeabilidade do Alto-Forno

Segundo CARRASCAL *et al.* (2008), a injeção de grandes quantidades de carvão pulverizado e, conseqüentemente, a redução do consumo de coque, é necessária para aumentar a produtividade do alto-forno.

Durante a prática de PCI, espera-se que grande parte das partículas de carvão reaja dentro da zona de combustão. Porém, partículas que não reagem por completo são carregadas pelos gases ascendentes para a zona de gotejamento, onde provocam a redução da permeabilidade e, conseqüentemente, um aumento da diferença de pressão (GHOSH *et al.*, 2017).

Um exemplo prático de injeção de PCI é o que ocorreu na usina Ilyich Mariupol (MMK im. Ilyicha - localizada na cidade de Mariupol, Ucrânia). A técnica de PCI foi introduzida nessa usina em 2012, e em 2013 atingiu uma taxa de injeção superior à 100kg de carvão pulverizado por tonelada de ferro-gusa, conforme mostrado na Figura 3.3. Dessa forma, o consumo de coque foi reduzido de 470-520kg para 350-400kg. No entanto, o aumento da injeção de PCI também acarretou um aumento da diferença de pressão na zona coesiva do alto-forno (LIPUNOV *et al.*, 2015).

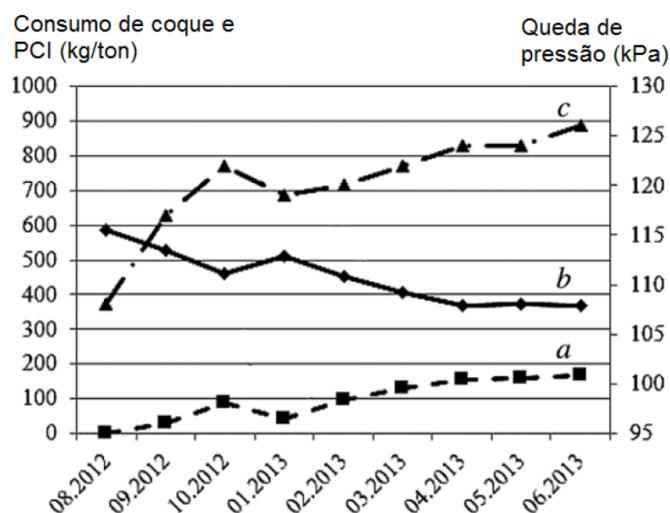


Figura 3.3 – Alto-forno da MMk im. Ilyicha (Ucrânia): (a) aumento da taxa de injeção de PCI; (b) variações no consumo específico de coque; (c) queda de pressão (LIPUNOV *et al.*, 2015).

Segundo GEERDES *et al.* (2015), por meio de sondas, foi observado o acúmulo de coque entre a zona de combustão e o homem morto, formando uma camada de material com baixa permeabilidade. Essa estrutura foi chamada de “*Bird’s Nest*” (ninho de passarinho) e pode ser representada esquematicamente pela Figura 3.4.

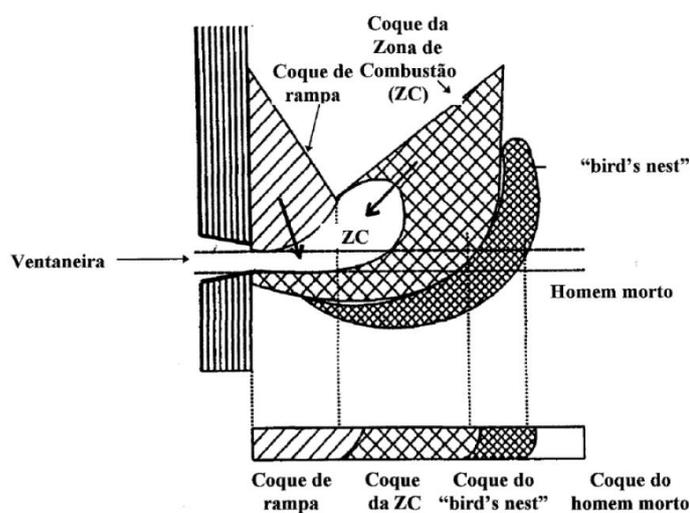


Figura 3.4 – Estrutura do coque no nível das ventaneiras do alto-forno (STEEGHS *et al.*, 1994 apud CASTRO *et al.* 1997).

Para operações com uma alta taxa de injeção de PCI, devem ser tomadas as devidas precauções para aumentar a permeabilidade do leito. De acordo com BALLAL (2013), a resistência do coque após a reação ao CO₂ (CSR) deve ser otimizada para evitar a geração de partículas finas desse termo-redutor. Já a distribuição da carga deve ser realizada com o intuito de maximizar o escoamento gasoso, sendo desejável a redução da espessura da zona coesiva. Outra medida para manter a permeabilidade do reator e permitir uma alta taxa de injeção de PCI é manter a fluidez da escória, pois menores índices de viscosidade favorecem o escoamento dos gases. E, essa prática é realizada através do controle dos teores de ganga e fundentes que são carregados pelo topo do alto-forno.

3.4. EFICIÊNCIA DE COMBUSTÃO DE COMBUSTÍVEIS SÓLIDOS

Ao se injetar elevadas taxas de carvão no alto-forno, é inevitável que parte do material injetado não seja completamente consumida na zona de combustão, prejudicando a permeabilidade do reator (DU *et al.*, 2010). As partículas tendem a apresentar um curto tempo de residência nessa região do forno (entre 15 e 20ms). No entanto, segundo GUO *et al.* (2005), esse tempo pode ser maior devido à recirculação de partículas menores. Portanto, a eficiência de combustão (ou “*burnout*”) do carvão pulverizado afeta consideravelmente o desempenho operacional do alto-forno. Sendo de grande importância controlar sua combustão e ignição para evitar a combustão incompleta e o excesso de formação de material depositado no homem-morto (GIROLAMO *et al.*, 2017).

De acordo com GIROLAMO *et al.* (2017), apesar de um alto teor de voláteis estar relacionado com uma mais alta reatividade e velocidade de ignição, o excesso de voláteis pode resultar em uma combustão instável na saída da lança de injeção e na degradação do coque no reator. Uma outra característica importante desse tipo de matéria-prima é que o teor de voláteis é inversamente proporcional ao poder calorífico do carvão. Portanto, carvões com menores teores de voláteis, tendem a apresentar um poder calorífico mais elevado, fornecendo uma maior quantidade de calor, porém como

geralmente apresentam uma menor eficiência de combustão, são mais suscetíveis a gerar acúmulo de carbono não reagido (STEER *et al.*, 2015).

Muitos parâmetros operacionais podem ser ajustados para melhorar a eficiência de combustão do carvão, como por exemplo (SHEN *et al.*, 2009b): propriedades físicas e químicas do carvão (tamanho das partículas, tipo de carvão, pré-aquecimento e utilização de misturas), condições operacionais (temperatura de sopro, enriquecimento de oxigênio, “coal rate”, aditivos), além de diâmetro e projeto das ventaneiras.

A partir de diversos trabalhos, a eficiência de combustão foi medida de diferentes formas, sendo que a grande maioria delas relaciona os valores dos teores de cinza da composição inicial do carvão e final dos resíduos. Dentre as várias equações propostas, podem ser citadas as que foram utilizadas por GIROLAMO *et al.* (2017), DU *et al.* (2010), STEER *et al.* (2015) e SHEN *et al.* (2009b) que estão representadas, respectivamente, pelas equações 3.2 a 3.5 na Tabela III.3.

Tabela III.3 – Equações para o cálculo de eficiência de combustão;

Referência	Equação	
GIROLAMO <i>et al.</i> (2017)	$\eta(\%) = \left(1 - \frac{M_r(100 - A_r)}{M_o(100 - A_o)}\right) \times 100$	3.2
DU <i>et al.</i> (2010)	$\eta(\%) = \left(\frac{A_r - A_o}{A_r \left(1 - \frac{A_o}{100}\right)}\right) \times 100$	3.3
STEER <i>et al.</i> (2015)	$\eta(\%) = \frac{10^4(A_r - A_o)}{A_r(100 - A_o)}$	3.4
SHEN <i>et al.</i> (2009b)	$\eta = \frac{\left(1 - \frac{A_o}{A_r}\right)}{(1 - A_o)}$	3.5

Nas equações da Tabela III.3, η representa a eficiência de combustão, M_o a massa inicial do carvão, M_r massa do resíduo (em base seca), A_o teor de cinza do carvão injetado (% em massa de base seca), e A_r a porcentagem de cinza do resíduo. Todas essas equações apresentaram resultados confiáveis, sendo de elevada importância nos trabalhos dos respectivos autores. No entanto, a equação utilizada no presente trabalho será a Eq. 3.5, proposta por Shen *et al.* (2009b), pois foi o mesmo método aplicado para o cálculo dos valores de burnout dos testes experimentais, encontrados em literatura, os quais foram utilizados para a validação do modelo.

3.5. ENRIQUECIMENTO DE O₂

Como citado no tópico anterior, a eficiência de combustão de um carvão pode ser aumentada, até certo grau, ajustando alguns parâmetros operacionais, como por exemplo enriquecimento de oxigênio, temperatura de sopro, misturas de carvão, entre outras medidas. Segundo ZHOU *et al.* (2017a e 2017b), dentre todas essas opções, a forma mais efetiva de melhorar o processo de combustão é através de enriquecimento de O₂.

CASTRO *et al.* (1997), citam a importância do uso de uma tecnologia denominada como injeção “Oxy-Coal” para o aumento da eficiência de combustão do carvão na zona de combustão, com o objetivo de minimizar o tamanho do “Bird’s Nest”. Essa tecnologia consiste em utilizar uma lança de injeção coaxial, onde oxigênio é injetado por fora, envolvendo o carvão que é injetado por um tubo interno da lança. Ao utilizar dessa prática, a eficiência de combustão pode ser melhorada e o tamanho do “Bird’s Nest” reduzido, melhorando a permeabilidade da parte inferior do alto-forno.

Dessa forma, pode-se citar dois métodos distintos de enriquecimento de O₂ na zona de combustão de um alto-forno (ZHOU *et al.*, 2017a e 2017b): o método convencional, que se trata do aumento do teor de oxigênio no sopro de ar quente; e o método de injeção coaxial (ou “Oxy-Coal”), em que O₂ é injetado, sob temperatura ambiente, pela lança coaxial envolvendo o carvão injetado.

3.6. MODELOS NUMÉRICOS PRESENTES NA LITERATURA

Nos últimos 50 anos, diversos modelos matemáticos foram desenvolvidos com o objetivo de descrever os processos siderúrgicos e muitos contribuíram significativamente para aumentar a eficiência operacional do alto-forno (UEDA *et al.*, 2010). Dentre os modelos criados para representar o funcionamento desse reator, tem-se principalmente a aplicação de abordagens contínua (CFD) ou discreta (DEM). No entanto, como a abordagem contínua requer um poder computacional significativamente inferior quando comparada à abordagem discreta, ela é a mais utilizada para descrever a combustão de carvão pulverizado injetado pelas ventaneiras do alto-forno.

Dentre os modelos para descrever a zona de combustão de um alto-forno, alguns dos que mais se destacaram na literatura e que serviram como referências para o desenvolvimento de diversos outros trabalhos, foram os desenvolvidos por NOGAMI *et al.* (2004), GUO *et al.* (2005), DU e CHEN (2006) e SHEN *et al.* (2008).

NOGAMI *et al.* (2004) reportaram um modelo 3D em estado transiente, aplicando abordagem discreta, para investigar os movimentos do leito de coque e a formação da zona de combustão. Dessa forma, a zona de combustão formada é analisada a partir de diferentes condições de concentração de O_2 e de temperatura de sopro (T_b), conforme pode ser observado na Figura 3.5. De acordo com os resultados apresentados, o formato e comprimento da zona de combustão pode ser controlado por meio das propriedades do sopro, sendo dependentes de sua temperatura e concentração de O_2 .

Esse modelo é considerado como pioneiro no estudo da zona de combustão do alto-forno a partir de uma abordagem acoplando abordagens contínua e discreta. No entanto, ele possui limitações devido às dificuldades de ser aplicado em escala real, onde existe um grande número de partículas.

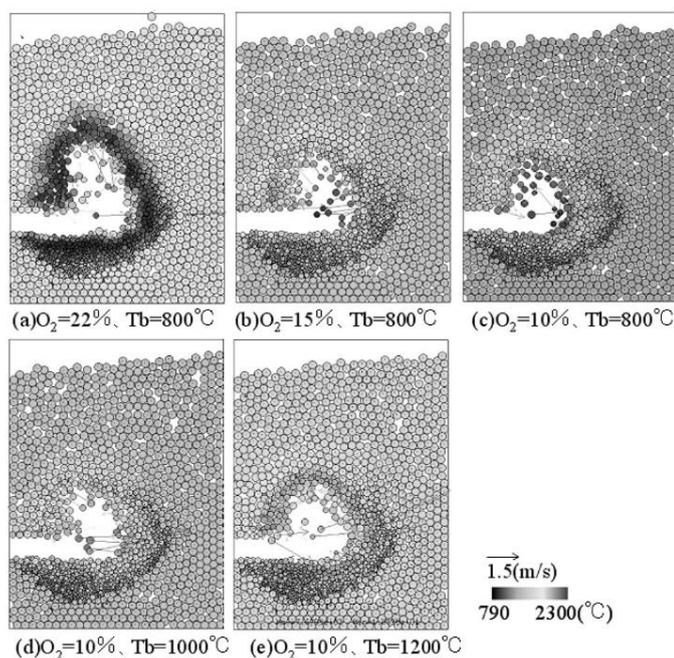


Figura 3.5 – Formato de zona de combustão calculadas (NOGAMI *et al.* 2004).

Já GUO *et al.* (2005), DU e CHEN (2006) e SHEN *et al.* (2008) reportaram modelos tridimensionais, com abordagens contínuas, para descrever a região da ventaneira do alto-forno, onde é injetado carvão pulverizado. Essa região foi considerada como uma cavidade em que ocorre troca de calor, quantidade de movimento e massa entre as fases. Esses modelos foram desenvolvidos através do software comercial ANSYS, e a partir de um robusto modelamento numérico para descrever o processo de combustão e o escoamento turbulento das partículas de carvão, apresentaram boa acurácia com dados experimentais.

DU e CHEN (2006) investigaram o efeito do uso de lança dupla, Figura 3.6, para a prática de PCI, e observaram um aumento da eficiência de combustão ao adotar essa nova geometria. No entanto, para resultados mais confiáveis, seria necessário que o domínio modelado apresentasse mais detalhes geométricos das lanças e não apenas as suas saídas.

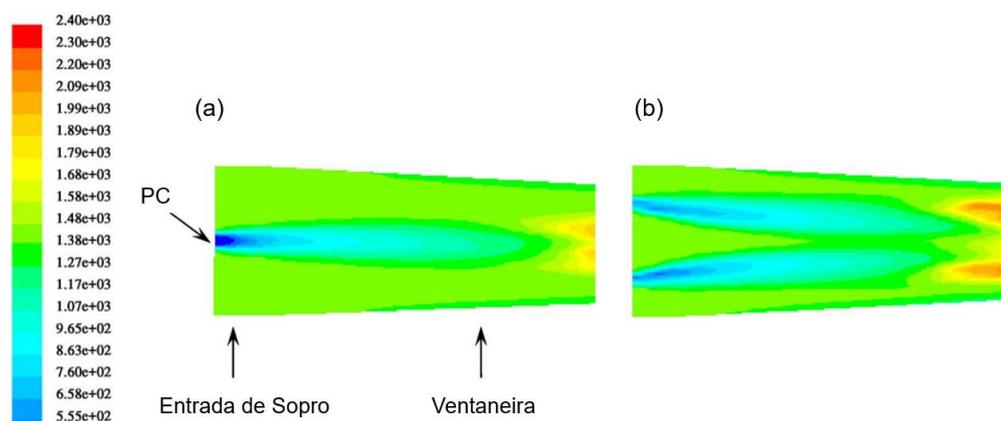


Figura 3.6 – Perfis de temperatura no plano de simetria para operações com lança única (a) e lança dupla (b) (DU e CHEN, 2006).

Comparando os modelos desenvolvidos por GUO *et al.* (2005) e SHEN *et al.* (2008), ambos apresentam grandes similaridades, utilizando o mesmo domínio computacional baseado em um reator em escala piloto utilizado pela Newcastle Laboratories (MATHIESON *et al.*, 2005). Contudo, como o modelo de SHEN *et al.* (2008) considera mais reações de gasificação do carbono (a reação de Boudouard e a gaseificação pela água), ele é mais robusto, prevendo com um maior detalhamento a composição da fase gasosa e a eficiência de combustão do carvão. Assim sendo, os modelos de GUO *et al.* (2005) e SHEN *et al.* (2008) apresentam resultados similares, porém com alguns desvios, como pode ser observado na Figura 3.7.

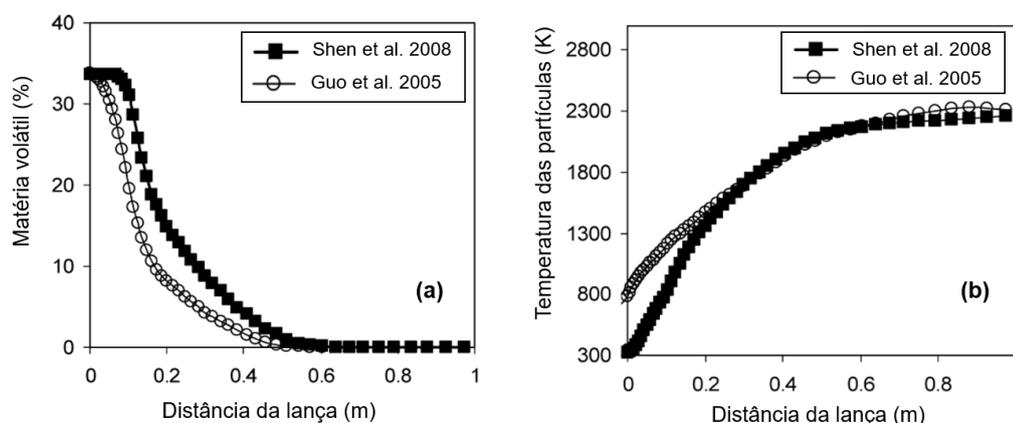


Figura 3.7 – Evolução do teor de voláteis (a) e temperatura das partículas (b) para modelos da literatura (SHEN *et al.*, 2008).

Devido à importância do enriquecimento de O_2 para aumentar a eficiência de combustão do carvão, a partir de um modelo tridimensional desenvolvido no ANSYS Fluent com abordagem contínua e escoamento turbulento, ZHOU *et al.* (2017a e 2017b) realizaram análises do escoamento e combustão do carvão sob diferentes formas de enriquecimento de O_2 . Os autores utilizaram três geometrias distintas de lanças para simular o domínio da ventaneira do alto-forno, Figura 3.8. A primeira consistiu de uma lança única convencional (que foi considerado como referência); a segunda geometria representa uma única lança coaxial; e a terceira consiste de lanças convencionais duplas.

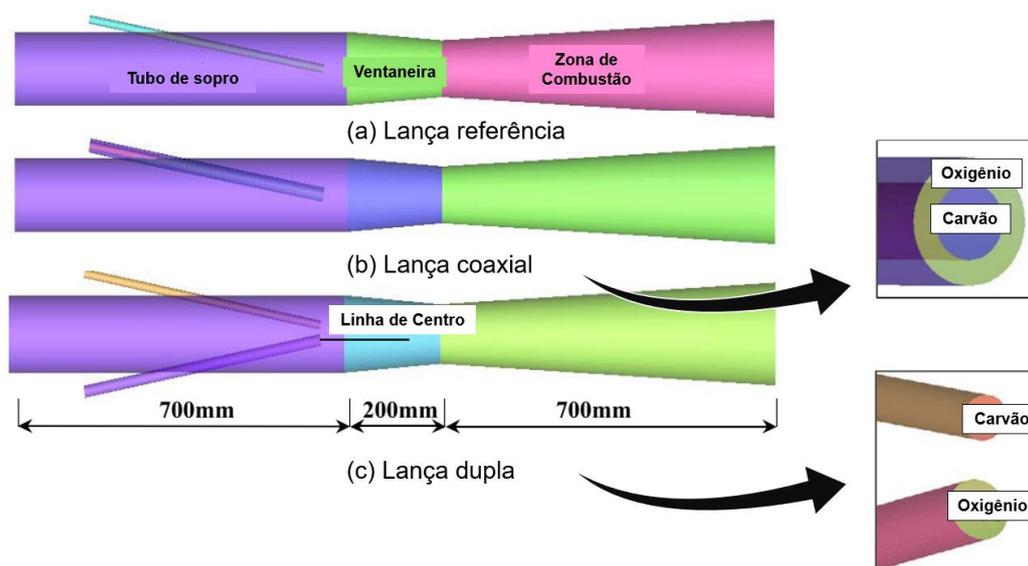


Figura 3.8 – Domínio simulado e configurações de lanças (ZHOU *et al.*, 2017a).

Segundo ZHOU *et al.* (2017a), o oxigênio ao redor das partículas de carvão beneficia o processo de combustão, contudo, se o enriquecimento local for inapropriado, pode prejudicar o burnout, pois o O_2 injetado, a uma temperatura ambiente, retarda o início da combustão do carvão. A partir de simulações com teores de O_2 variando de 21 a 27%, o uso da geometria com lanças duplas resultou em um aumento máximo de burnout de 12,84%, Figura 3.9, aumentando a concentração de oxigênio ao redor das partículas e também melhorando a dispersão do carvão (ZHOU *et al.* 2017a e 2017b). Esse aumento só foi possível ao posicionar as pontas das duas lanças a uma distância horizontal de

200mm uma da outra, dessa forma, o resfriamento causado pela temperatura ambiente do oxigênio é minimizado, não retardando a combustão do carvão.

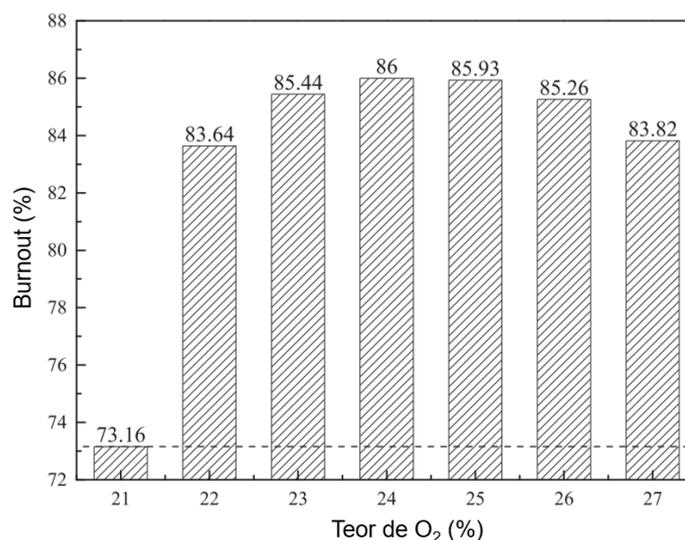


Figura 3.9 – Efeito do teor de O₂ no burnout para lanças duplas com uma distância horizontal de 200mm (ZHOU *et al.*, 2017a).

Apesar de haver alguns trabalhos sobre métodos de enriquecimento de oxigênio, pode-se perceber uma carência na literatura de estudos com o objetivo de avaliar diferentes métodos de enriquecimento para misturas de carvões minerais com propriedades físicas e químicas distintas.

A injeção de combustíveis alternativos de origem vegetal é uma opção para mitigar as emissões de CO₂ em altos-fornos. Diante disso, alguns modelos presentes na literatura se propõem a investigar o processo de combustão desses biorredutores, tanto a partir de modelos bidimensionais (WIJAYANTA *et al.*, 2014a e 2014b), quanto tridimensionais (LIU e SHEN, 2018; CASTRO *et al.*, 2011).

Através do ANSYS Fluent, WIJAYANTA *et al.* (2014a e 2014b) investigaram a combustibilidade de biochar (uma espécie de serragem pirolisada) por meio de um modelo numérico bidimensional da zona de combustão do alto-forno, os resultados obtidos foram comparados com a combustibilidade de um carvão mineral convencional.

O biochar utilizado nesse estudo, produzido a partir de madeira de carvalho, tem um alto teor de matéria volátil (27,1%), enquanto que o carvão mineral utilizado tem um teor ainda mais alto (44,6%) (WIJAYANTA *et al.*, 2014a).

No trabalho de WIJAYANTA *et al.* (2014a), o biochar apresentou uma performance inferior em comparação com o carvão mineral simulado. Os valores de combustibilidade apresentados pelo biorredutor, para os testes com a injeção de O₂ em teores de 23 e 27%, foram menores que os do carvão mineral. O biochar também apresentou perfis de temperatura com valores inferiores. Essa menor eficiência de combustão se deve ao teor de volátil ser significativamente inferior no biochar quando comparado ao carvão mineral (respectivamente, 27,10 e 44,60% de matéria volátil), e a diferença entre a combustibilidade de ambos os combustíveis fica ainda mais evidente com o aumento da taxa de injeção, Figura 3.10, onde não há voláteis suficiente para reagir com o oxigênio em excesso.

Com o intuito de melhorar a performance do biochar, WIJAYANTA *et al.* (2014a) sugeriram que uma zona de combustão mais comprida seria mais adequada para a combustão desse biorredutor, ou que esse combustível fosse injetado com granulometrias menores.

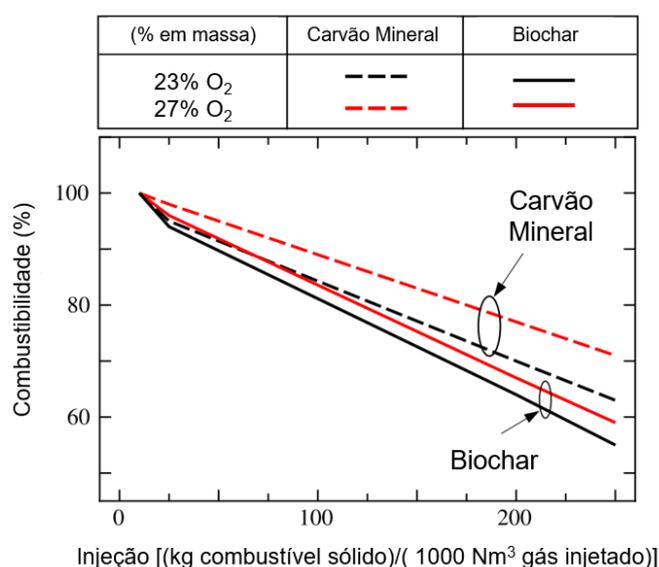


Figura 3.10 – Dependência da combustibilidade com a taxa de injeção (WIJAYANTA *et al.* 2014a).

Diferentemente dos trabalhos desenvolvidos por WIJAYANTA *et al.* (2014a e 2014b) em que foi desenvolvido um modelo bidimensional, LIU e SHEN (2018) implementaram um modelo tridimensional para descrever o escoamento e o comportamento termoquímico da injeção de carvão vegetal em altos-fornos. Nesse trabalho, foi investigado a injeção do carvão vegetal sendo modelado como partículas não-esféricas, e também foram analisados diferentes modelos de desvolatilização.

Comparando os resultados de burnouts obtidos pelo modelo desenvolvido com dados experimentais, LIU e SHEN (2018) inferiram que partículas não-esféricas tendem a exibir um menor burnout que as esféricas, isso porque elas apresentam um menor tempo de residência na zona de combustão. A partir das simulações realizadas, os valores de burnouts calculados pelo modelo, considerando as partículas de carvão vegetal com formato cilíndrico, foram mais próximo dos valores experimentais, Tabela III.4.

O formato das partículas de carvão vegetal é uma característica que pode ser acrescentada a um modelo de combustão de finos de carvão vegetal, podendo resultar em uma maior precisão de suas predições. No entanto, é algo que requer mais estudos comparativos entre ensaios experimentais e teóricos.

Tabela III.4 – Burnout para diferentes formatos de partículas de carvão vegetal (LIU e SHEN, 2018);

Id.	Burnout experimental (%)	Burnout calculado (%)	
		Formato esférico	Formato cilíndrico
1	70,1	72,12	70,79
2	80,8	81,44	79,82
3	70,4	75,10	73,75
4	72,1	80,40	71,61

Com uma abordagem diferentes dos outros modelos apresentados nessa seção, CASTRO *et al.* (2011) desenvolveram um modelo numérico tridimensional, capaz de descrever todo o alto-forno, utilizando uma abordagem baseada na teoria de diferentes fluidos

(“*multi-fluid theory*”) para a injeção simultânea de carvões minerais e vegetais. Esse modelo foi desenvolvido considerando as interações entre seis fases (gás, sólidos granulares, metal fundido, escória fundida, e os carvões vegetais e minerais pulverizados) cada uma com suas próprias composições e propriedades.

CASTRO *et al.*, 2011 realizaram simulações com taxas de injeção de até 250kg/tgusa de carvões pulverizados e, através dos resultados, puderam inferir que é possível manter uma operação estável mesmo com essa elevada taxa de injeção. Também concluíram que uma taxa de injeção de 200kg/tgusa de carvão mineral combinada com 50kg/tgusa de carvão vegetal, promoveria uma boa operação do alto-forno, representando uma alternativa para utilizar esse combustível renovável. Apesar desse modelo ser capaz de simular toda a extensão de um reator em escala industrial, ele não é adequado para prever detalhes que ocorrem na zona de combustão, não permitindo uma compreensão mais aprofundada dessa região do reator.

Nos trabalhos descritos nessa seção, foram tratados diversos aspectos da combustão de carvão vegetal em altos-fornos. No entanto, em nenhum deles foi abordado o efeito da combustão de misturas formadas simultaneamente por carvões, com composições químicas distintas, de origem mineral e vegetal. As propriedades químicas dos carvões apresentam uma importante contribuição para o processo de combustão. Dessa forma, carvões minerais alto-volátil e baixo-volátil podem apresentar processos de combustão bem diferentes ao serem misturados com biorredutores. Então, é importante investigar a injeção de misturas formadas a partir de carvões com propriedades distintas, e com diferentes proporções, para aumentar a eficiência de combustão.

3.7. MODELAMENTO QUÍMICO DAS REAÇÕES DE COMBUSTÃO

Fisicamente, a combustão de carvão nas ventaneiras e zona de combustão do alto-forno é um processo extremamente complexo. Nesse fenômeno, ocorre escoamento multifásico em regime turbulento, transferência de quantidade de movimento, massa e calor,

juntamente com diversas reações químicas ocorrendo simultaneamente (SHEN *et al.*, 2009a).

No passado, o estudo desse processo era impraticável devido às dificuldades técnicas de se obter medidas das variáveis envolvidas em escala industrial, principalmente, devido às elevadas temperaturas e pressão nessa parte do reator. Assim sendo, como uma forma de contornar tais dificuldades, modelamento matemático, aplicado ao estudo de injeção de combustão de finos de carvão, aparece como um método eficiente e mais economicamente viável comparado aos testes em escala piloto (SHEN e YU, 2015).

3.7.1. Combustão do Carvão Mineral e Vegetal

O processo de combustão de carvão (mineral) pulverizado na zona de combustão do alto-forno ocorre sob elevada temperatura e pressão (1400-2200°C e 461kPa), em um curto intervalo de tempo (10-40ms) e pequena distância (0,7-2,0m) (SHIOZAWA, 2013). A evolução das partículas ao serem injetadas, tanto para o carvão mineral como para o vegetal, no reator é descrita pela Figura 3.11, em que são caracterizadas três zonas distintas: pré-aquecimento, chama e pós-chama. Segundo SHIOZAWA (2013), cada uma dessas regiões apresenta as seguintes características:

- Zona de pré-aquecimento: as partículas de carvão são aquecidas e perdem umidade devido à temperatura de sopro;
- Zona de chama: as partículas de carvão começam a liberar matéria volátil (representada na Figura 3.11 como VM) e carbono residual, conseqüentemente, ocorre a formação da chama a partir das reações homogêneas de combustão dos gases.
- Zona pós-chama: onde ocorrem as reações heterogêneas envolvendo o carbono residual liberado, determinando a eficiência de combustão do sistema.

Com o intuito de descrever todo o processo de combustão das partículas injetadas, pode-se dividir, em estágios subsequentes, as reações químicas envolvidas (Tabela III.5), podendo também ocorrer de forma paralela, ou seja, estágios diferentes ocorrendo simultaneamente.

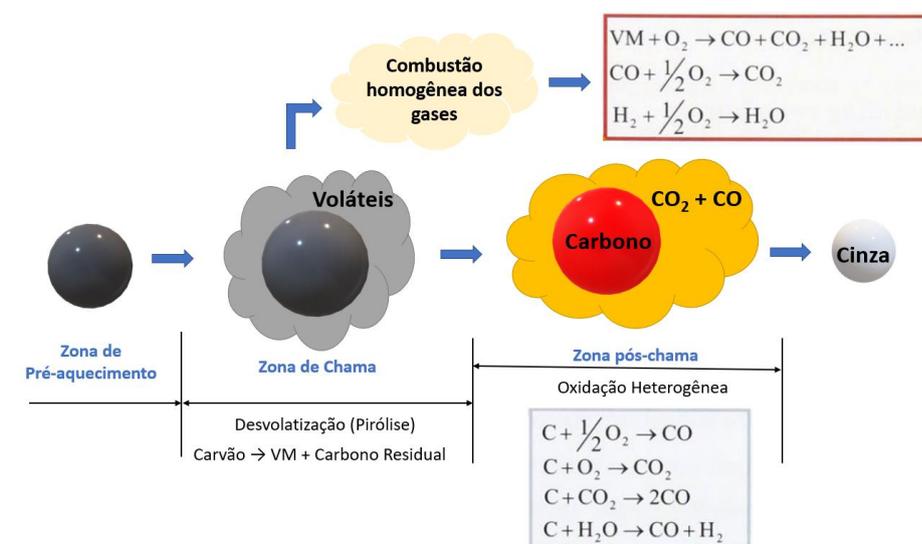


Figura 3.11 - Reações químicas na combustão de carvão pulverizado (SHEN, 2008).

Tabela III.5– Reações químicas para a combustão de carvão (SHIOZAWA, 2013);

Zona	Estágio	Processo	Reação
Pré-aquecimento	1	Evaporação de umidade	$\text{Umidade}_{(l)} \rightarrow \text{H}_2\text{O}_{(g)}$
Chama	2	Desvolatilização	$\text{Carvão}_{(s)} \rightarrow \text{GC}_{(g)} + \text{Carbono}_{(s)}$
	3	Combustão gasosa	$\text{GC}_{(g)} + \text{O}_{2(g)} \rightarrow \text{CO}_{2(g)} + \text{H}_2\text{O}_{(g)}$
Pós-chama	4-1	Oxidação do carbono	$\text{Carbono}_{(s)} + \text{O}_{2(g)} \rightarrow \text{CO}_{2(g)} + \text{CO}_{(g)}$
	4-2(a)	Gaseificação do carbono (Reação de Boudouard)	$\text{Carbono}_{(s)} + \text{CO}_{2(g)} \rightarrow 2\text{CO}_{(g)}$
	4-2(b)	Gaseificação do carbono (pela água)	$\text{Carbono}_{(s)} + \text{H}_2\text{O}_{(g)} \rightarrow \text{CO}_{(g)} + \text{H}_2_{(g)}$

GC = gás combustível;

3.7.2. Evaporação da umidade

A evaporação da umidade do carvão ocorre durante seu estágio de pré-aquecimento. A taxa de reação desse processo pode ser estimada através do cálculo da constante cinética (k) da equação de Arrhenius (equação 3.6).

$$k = A. \exp\left(\frac{-E}{RT_p}\right) \quad (3.6)$$

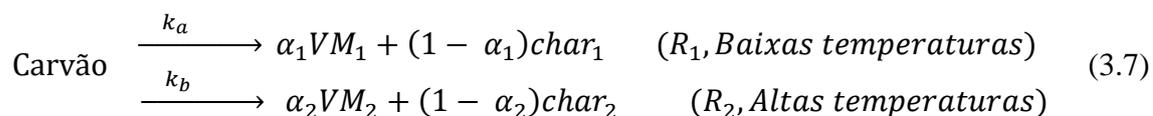
Em que, A é o fator pré-exponencial da equação (s^{-1}), E a energia de ativação, R a constante dos gases e T_p a temperatura da partícula (K).

No entanto, para o estudo da combustão de carvão, segundo SHIOZAWA (2013), se o material apresentar baixo teor de umidade (em torno de 3%), pode-se desconsiderar esse fenômeno.

3.7.3. Desvolatilização

Carvão Mineral

Na literatura, pode-se encontrar diversos modelos propostos para descrever a desvolatilização do carvão mineral, onde o desenvolvido por UBHAYAKAR *et al.* (1977) é largamente utilizado para tal fim. Nele, um par de reações (R_1 , R_2) com diferentes taxas (k_a , k_b) e rendimento dos voláteis (α_1 , α_2) agem simultaneamente para consumir o carvão, conforme mostra a equação 3.7. Onde, VM_1 e VM_2 são as frações mássicas do material volátil, e $char_1$ e $char_2$ os produtos do carvão residual queimado. Esse modelo apresenta resultados melhores que outros que consideram apenas uma reação de desvolatilização, pois o carvão mineral exibe uma forte dependência entre a taxa de liberação de voláteis e as temperaturas de aquecimento (ANSYS, 2017).



Utilizando esse modelo, a primeira reação descrita (R_1) é dominante em temperaturas mais baixas (inferiores a 1200K) e apresenta um rendimento de voláteis (α_1) menor do que para a segunda reação (α_2). Dessa forma, o rendimento final da geração de voláteis dependerá do histórico de temperatura da partícula (ANSYS, 2017).

As taxas de conversão de carvão, geração de voláteis (gás combustível) e de formação de carvão residual (“Char”) são descritas, respectivamente, pelas equações 3.8 a 3.10 (ANSYS, 2017). Onde C_o é a massa do carvão inicial (sem considerar a massa de cinza) C_{ch} é a massa de carvão residual, t é o tempo.

$$\frac{dC_o}{dt} = -(k_a + k_b)C_o \quad (3.8)$$

$$\frac{dVM}{dt} = (\alpha_1 k_a + \alpha_2 k_b)C_o \quad (3.9)$$

$$\frac{dC_{ch}}{dt} = ((1 - \alpha_1)k_a + (1 - \alpha_2)k_b)C_o \quad (3.10)$$

Valores de α_1 , dos parâmetros A_1 e E_1 , provenientes da equação de Arrhenius (equação 3.6) e que definem a taxa de reação da reação 1 (k_a), são obtidos por meio da análise imediata do carvão (ANSYS, 2017). Já α_2 , A_2 e E_2 são obtidos por meio da pirólise do material. Uma observação importante é que os rendimentos são definidos em base DAF (*Dry Ash-Free*), ou seja, desconsiderando o teor de umidade e cinza (ANSYS, 2017).

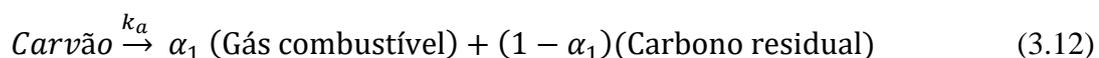
Durante a desvolatilização, as partículas de carvão sofrem um inchamento devido à liberação dos gases. Diante disso, o modelo assume que o diâmetro das partículas varia à medida que a matéria volátil é desprendida, seguindo a relação demonstrada na equação 3.11 (ANSYS, 2017).

$$\frac{d}{dt} d_p = C_s d_0 \frac{|\dot{m}_{ref}|}{m_{ref,0}} \quad (3.11)$$

Onde, d_p é o diâmetro da partícula, C_s , o coeficiente de inchamento, d_0 , o diâmetro da partícula no início da desvolatilização, \dot{m}_{ref} é a taxa de variação de massa do material e $m_{ref,0}$, a massa do material no início da desvolatilização.

Carvão Vegetal

Diferentemente do modelo utilizado para o carvão mineral, em que se usa um par de reações competindo entre si, para o carvão vegetal, esse processo pode ser descrito pelo chamado “*One Step Global Model*”, representado pela equação 3.12 (SHIOZAWA, 2013).



Dessa forma, o rendimento da formação de voláteis (α_1) é proporcional ao teor de voláteis apresentado pelo carvão (SHIOZAWA, 2013).

3.7.4. Combustão da Fase Gasosa

De acordo com SHIOZAWA (2013), no estudo de injeção de carvão pulverizado, as taxas de reação de combustão das fases gasosas podem ser afetadas pelo escoamento turbulento gerado pela injeção de partículas e a mistura dos reagentes. Sendo assim, os seguintes modelos são utilizados para considerar o efeito desse escoamento turbulento nas taxas de reação: “*Eddy Breakup Model*” (EBU) e “*Eddy Dissipation Model*” (EDM).

- EBU: esse modelo foi proposto por SPALDING (1971), e assume que as reações ocorrem assim que os reagentes se misturam. Dessa forma, a taxa de reação é completamente controlada pela mistura turbulenta das espécies envolvidas. Essa taxa

(r_i) é calculada pela equação 3.13, onde C_{EBU} é a constante do modelo, ε é taxa de dissipação turbulenta, κ é energia cinética turbulenta e g_f é a variância da fração mássica do produto.

$$r_i = C_{EBU} \frac{\varepsilon}{\kappa} (g_f)^{0.5} \quad (3.13)$$

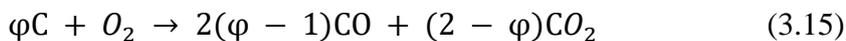
- o EDM: como uma forma de melhorar a previsão das taxas de reação em regimes turbulentos, MAGNUSSEN e HJERTAGER (1977) modificaram o modelo descrito anteriormente (EBU), passando a considerar a fração mássica das espécies minoritárias (combustível para misturas pobres e oxigênio para misturas ricas). Desse modo, a taxa de reação (r_i), utilizando essa abordagem, pode ser calculada pela equação 3.14, onde, C_A é uma constante de EDM, $[i]$ é a concentração molar dos reagentes e ν_i é o coeficiente estequiométrico para a o reagente $[i]$.

$$r_i = C_A \frac{\varepsilon}{\kappa} \min\left(\frac{[i]}{\nu_i}\right) \quad (3.14)$$

3.7.5. Combustão do Carbono Residual

O carbono resultante do processo de desvolatilização do carvão entra em combustão, contribuindo para o fornecimento de calor da região. Para o modelamento desse processo, comumente, utilizam-se dois modelos numéricos: o modelo de Field ou o modelo de Gibb. A grande diferença entre os dois modelos é que o modelo de Gibb considera a difusão dos gases reagentes no interior das partículas, e não somente a taxa de reação e de difusão externa, como no modelo de Field.

O mecanismo de oxidação do carbono pode ser caracterizado pelo parâmetro φ , definido como o coeficiente estequiométrico do carbono no modelo de Gibb, gerando óxidos conforme a equação 3.15.



Assume-se que o valor de φ depende da temperatura da partícula (T_p), seguindo a relação proposta pela equação 3.16 (ANSYS, 2017):

$$\frac{2(\varphi - 1)}{2 - \varphi} = A_s \exp\left(-\frac{T_s}{T_p}\right) \quad (3.16)$$

onde, os valores das constantes A_s e T_s foram baseados em SHEN *et al.* (2008) sendo respectivamente, 0.004 (valor adimensional) e 6240K. A equação 3.17 é apresentada para o decréscimo da massa de carbono (m_c), sendo obtida pela resolução analítica da equação de difusão de oxigênio.

$$\frac{dm_c}{dt} = -\frac{3\varphi M_c \rho_\infty}{1 - e M_{O_2} \rho_c} (k_1^{-1} + (k_2 + k_3)^{-1})^{-1} m_c \quad (3.17)$$

Onde ρ_∞ é o campo de concentração de oxigênio, considerado como sendo o valor médio ao longo do tempo para a fase gasosa e ρ_c é a densidade do carbono. k_1 , k_2 e k_3 são respectivamente, taxa de difusão externa, taxa de reação na superfície e taxa de difusão interna e de reação na superfície, representadas pelas equações 3.18 a 3.20.

$$k_1 = \frac{D}{r_p^2} \quad (3.18)$$

$$k_2 = (1 - e) \frac{k_c}{r_p} \quad (3.19)$$

$$k_3 = k_c T_p \frac{\beta \coth \beta - 1}{\beta^2 \alpha} \quad (3.20)$$

D é definido como o coeficiente de difusão externa do oxigênio na fase gasosa ao redor da partícula, sendo calculado pela equação 3.21 a seguir (ANSYS, 2017):

$$D = \frac{D_{ref}}{\rho_{fluid}} \left(\frac{T_p - T_g}{2T_{ref}} \right)^{0,75} \quad (3.21)$$

Em que D_{ref} é difusividade dinâmica (o valor recomendado é $1,8e^{-5} \text{kg.m}^{-1}.\text{s}^{-1}$) e T_{ref} é a temperatura de referência (293K).

Já k_c representa a taxa de oxidação do carbono, calculada por uma adaptação da equação de Arrhenius (equação 3.22), onde as constantes A_c e T_c , são iguais a, respectivamente, $14\text{m.s}^{-1}.\text{K}^{-1}$ e 21580K.

$$k_c = A_c T_p \exp\left(-\frac{T_c}{T_p}\right) \quad (3.22)$$

Para o cálculo de k_3 é utilizado a variável β , que é calculada conforme as equações 3.23 e 3.24.

$$\beta = R' \left(\frac{k_c}{D_p e \alpha} \right)^{0,5} \quad (3.23)$$

$$D_p = \text{effic} \times D \quad (3.24)$$

Onde D_p é difusividade nos poros da partícula e “effic” é a eficiência da difusão interna (acessível ao usuário por meio da linguagem de comando do arquivo CCL utilizado pelo CFX).

3.8. MODELAMENTO FÍSICO E TÉRMICO

As equações que descrevem o escoamento da fase gasosa, particulada, e as transferências de calor envolvidas nesse sistema são descritas nos tópicos a seguir.

3.8.1. Escoamento da Fase Gasosa

O escoamento da fase gasosa é normalmente modelado assumindo o fluido como uma fase contínua, e sendo descrito pelas equações de Navier-Stokes para regime estacionário e tridimensional, aproximadas pelo modelo de turbulência k-ε padrão.

Segundo SHEN (2008), para o sistema de combustão de carvão pulverizado, o modelo de turbulência k-ε padrão é o mais comumente utilizado, pois apresenta relativamente grande simplicidade e eficiência.

Considerando o uso do modelo de turbulência k-ε padrão, as equações de Navier-Stokes podem ser escritas, conforme proposto por SHEN (2008) e SHIOZAWA (2013), na forma representada pela equação 3.25, onde o operador nabla (∇) se refere ao vetor que representa a derivada espacial de uma variável, sendo aplicada em todas as direções de um sistema de coordenadas cartesianas.

$$\nabla \cdot (\rho U \Phi - \Gamma_{\text{eff}} \nabla \Phi) = S_{\Phi} \quad (3.25)$$

Onde U é a velocidade média, ρ é a densidade, Γ_{eff} o coeficiente de difusão, Φ a variável dependente e S_{Φ} o termo fonte. Dessa forma, alterando as variáveis Φ , Γ_{eff} e S_{Φ} da equação 3.25, conforme é representado na Tabela III.6, pode-se solucionar as equações de conservação de massa (m), da conservação de quantidade de movimento (u , v , w), energia cinética turbulenta (k), taxa de dissipação de turbulência (ε), entalpia (H) e frações mássicas das espécies (Y_i) (SHIOZAWA, 2013).

Tabela III.6 – Variáveis Φ , Γ_{eff} e S_{Φ} para as equações de conservação da fase gasosa (SHIOZAWA,2013);

	Φ	Γ_{eff}	S_{Φ}
Continuidade	1	0	$\sum_{n_p} \dot{m}$
Quantidade de Movimento	u, v, w	$\mu + \mu_t$	$-\nabla \left(P + \frac{2}{3} \rho k \right) + \sum_{n_p} F_D$
Energia	H	$\frac{\lambda}{C_p} + \frac{\mu_t}{\sigma_H}$	$\sum_{n_p} q$
Fração mássica das espécies	Y_i	$\Gamma_i + \frac{\mu_t}{\sigma_H}$	W_i
Energia cinética turbulenta	k	$\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k}$	$P_k - \rho \varepsilon$
Taxa de dissipação de turbulência	ε	$\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon}$	$\frac{\varepsilon}{k} (C_1 P_k - C_2 \rho \varepsilon)$
$\mu_t = C_\mu \rho \frac{k^2}{\varepsilon}$; $P_k = (\mu + \mu_t) \nabla U \cdot (\nabla U + (\nabla U)^T)$; $[i] = \text{Espécies químicas}$			

Em que, \dot{m} é taxa de transferência de massa da partícula (kg s^{-1}); μ , a viscosidade dinâmica (Pa s); μ_t , viscosidade turbulenta (Pa s); P , pressão local (Pa); ρ , densidade (kg m^{-3}); k , energia cinética turbulenta ($\text{m}^2 \text{s}^{-2}$); n_p é o número de partículas por unidade de volume (m^{-3}); F_D , força de arraste sob a partícula (N); λ , condutividade térmica ($\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$); C_p , capacidade calorífica da partícula ($\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$); σ_H , número turbulento de Prandtl para entalpia; q , transferência de calor da partícula (W); σ_k e σ_ε são constantes do modelo de turbulência; Γ_i é a difusividade molecular das espécies $[i]$ ($\text{kg m}^{-1} \text{s}^{-1}$); W_i , taxa de reação da espécie $[i]$ por unidade de volume ($\text{kg m}^{-3} \text{s}^{-1}$); P_k , turbulência gerada pela força viscosa; ε , taxa de dissipação turbulenta ($\text{m}^2 \text{s}^{-3}$); C_1 e C_2 são constantes de taxa de dissipação turbulenta iguais a, respectivamente, 1,44 e 1,92; C_μ é uma constante de turbulência igual a 0,09; U , a velocidade média do gás (m s^{-1}); e T , temperatura (K).

3.8.2. Escoamento das Partículas

Diferentemente da abordagem contínua utilizada para modelar o escoamento da fase gasosa, o movimento de partículas é mais precisamente descrito utilizando a abordagem Lagrangeana. Nesse método, as partículas são individualmente monitoradas desde o momento de sua injeção até quando deixam o domínio discretizado, ou então, atinge-se algum outro critério de limite de integração. Cada uma delas é injetada em turnos, pois, objetivando gerar termos fontes para as equações de massa, quantidade de movimento e energia do fluido, o *software* calcula uma média de todas as trajetórias das partículas (ANSYS, 2017).

No final de cada passo de tempo, a velocidade da partícula é calculada utilizando a seguinte equação analítica (equação 3.26) para o cálculo de quantidade de movimento:

$$m_p \frac{d\mathbf{U}_p}{dt} = F_{all} \quad (3.26)$$

Em que, m_p representa a massa da partícula, \mathbf{U}_p sua velocidade e F_{all} a soma de todas as forças atuando sobre ela. Porém, no caso em estudo, só será considerada a força de arraste atuando sobre a mesma. Portanto, tem-se a equação 3.27 para representar a sua trajetória.

$$F_{all} = F_D = \frac{1}{8} \pi d_p^2 \rho C_D |\mathbf{U} - \mathbf{U}_p| (\mathbf{U} - \mathbf{U}_p) \quad (3.27)$$

O coeficiente de arraste (C_D), em regimes turbulentos, é calculado por uma correlação inicialmente proposta por SCHILLER e NAUMANN (1933) apud ANSYS (2017), representada pela equação 3.28.

$$C_D = \max \left(\frac{24 (1 + 0,15 Re^{0,687})}{Re} ; 0,44 \right) \quad (3.28)$$

Já a dispersão turbulenta das partículas é modelada assumindo que cada partícula se encontra dentro de um vórtice turbulento, onde cada um deles apresenta uma velocidade flutuante (v'_f), duração (τ_e) e comprimento característico (l_e). Esses cálculos foram

propostos por GOSMAN e IOANNIDES (1983) e estão representados, respectivamente, pelas equações 3.29, 3.30 e 3.31 (ANSYS, 2017).

$$v'_f = \Gamma \left(\frac{2k}{3} \right)^{1/2} \quad (3.29)$$

$$\tau_e = l_e \left(\frac{2k}{3} \right)^{1/2} \quad (3.30)$$

$$l_e = \frac{C_\mu^{0,75} k^{1,5}}{\varepsilon} \quad (3.31)$$

3.8.3. Transferência de Calor Sólido-Gás

A taxa de troca térmica entre a fase gasosa e as partículas é regida por três processos físicos de transferência de calor: convecção (Q_C), transferência calor associado com transferência de massa (Q_M) e radiação (Q_R). Essa taxa pode ser obtida a partir da equação 3.32 (ANSYS, 2017).

$$\Sigma(m_c C_p) \frac{dT}{dt} = Q_C + Q_M + Q_R \quad (3.32)$$

Onde, m_c é a massa do carbono (kg) e C_p , a capacidade calorífica da partícula ($\text{Jkg}^{-1}\text{K}^{-1}$)
Em que, a transferência de calor por convecção (Q_C) é dada por (equação 3.33):

$$Q_C = \pi d_p \lambda \text{Nu} (T_g - T_p) \quad (3.33)$$

Onde, λ é a condutividade térmica do fluido, T_g a temperatura do fluido, T_p da partícula, e Nu é uma variável conhecida como número de Nusselt, dada pela equação 3.34, em que foi utilizada a correlação de Ranz-Marshall para uma esfera.

$$\text{Nu} = 2 + 0,6 \text{Re}^{0,5} \left(\mu \frac{C_p}{\lambda} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (3.34)$$

Na equação anterior, C_p é o calor específico do fluido e μ é sua viscosidade dinâmica. Já as trocas térmicas associadas à transferência de massa (Q_M), são calculadas pela seguinte relação representada na equação 3.35.

$$Q_M = \sum \frac{dm_p}{dt} H_{\text{reac}} \quad (3.35)$$

Esse somatório é aplicado a todos os componentes de uma partícula em que ocorre transferência de calor. Nessa equação, m_p é a massa da partícula e H_{reac} , como foi definido por SHIOZAWA (2013), representa o calor, consumido e gerado, das reações em que as partículas participam (reações de desvolatilização, gaseificação e oxidação).

O termo associado à transferência de calor por radiação (Q_R) para uma partícula de diâmetro d_p e temperatura uniforme T_p é dado pela seguinte equação 3.36:

$$Q_R = \varepsilon_p \pi d_p^2 (\pi I - \sigma n^2 T_p^4) \quad (3.36)$$

Em que, I é a intensidade de radiação na superfície da partícula, n é o índice de refração do fluido, σ a constante de Stefan-Boltzmann e ε_p é a emissividade da partícula. Espera-se que dependendo das frações mássicas de carvão e carbono residual, o valor de ε_p varie durante o processo de pirólise, pois essa propriedade é específica para cada material. Então, esse modelo assume uma variação linear para o cálculo de ε_p a partir dos valores de ε_p (carvão) e ε_p (carbono residual), como mostrado na equação 3.37.

$$\varepsilon_p = (1 - f_v) \varepsilon_p(\text{carvão}) + f_v \varepsilon_p(\text{carbono residual}) \quad (3.37)$$

Na qual, f_v é a fração de teor de voláteis durante a combustão. Para esses cálculos, é comum assumir valores de ε_p (carvão) e ε_p (carbono residual) como sendo, respectivamente, 1 e 0,6 (ANSYS, 2017).

4. METODOLOGIA

No presente trabalho, um modelo matemático, empregando CFD, foi desenvolvido e implementado através do *software* ANSYS-CFX[®] versão 17.1. E então, utilizado para avaliar a eficiência de combustão da injeção de carvões pulverizados. As simulações foram realizadas baseando-se em um reator que replica as condições da zona de combustão de um alto-forno a coque. O desenvolvimento do modelo e simulações foram realizados no Laboratório de Simulação (LaSim) e no Laboratório de Simulação de Processos Pirometalúrgicos (LaSiPP), localizados no Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, da Universidade Federal de Minas Gerais.

Esse modelo computacional implementado é capaz de simular o fenômeno de combustão de carvão mineral e carvão vegetal pulverizados, com diferentes composições, em um reator de queima de carvão em escala piloto. O desenvolvimento do modelo matemático e os estudos realizados se basearam nas seguintes etapas representadas pela Figura 4.1.

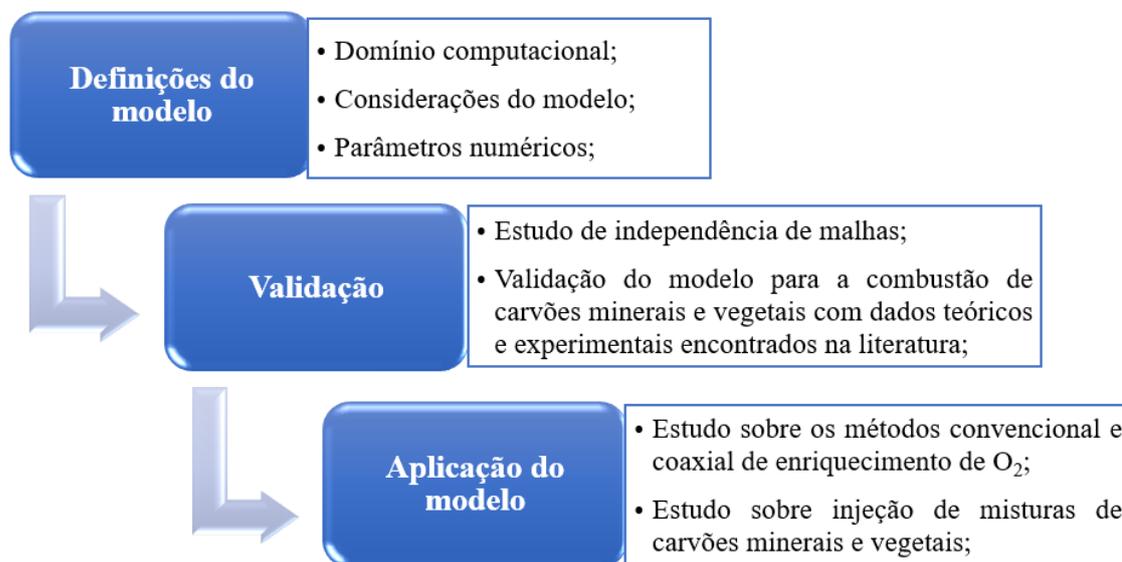


Figura 4.1 – Fluxograma do presente estudo.

4.1. Domínio Computacional

A validação e os estudos aplicando o modelo foram realizados simulando um reator para queima de carvão, utilizado na BHP Newcastle Laboratories, mostrado na Figura 4.2 (SHEN *et al.*, 2008). Esse reator visa replicar as condições de uma ventaneira de um alto-forno, sendo importante para estudos de sua zona de combustão.

A geometria modelada possui um comprimento total de 1215mm e o bico injetor de carvão está posicionado em um ângulo de 6 graus. Nota-se que esse sistema possui injeção coaxial de carvão e gás.

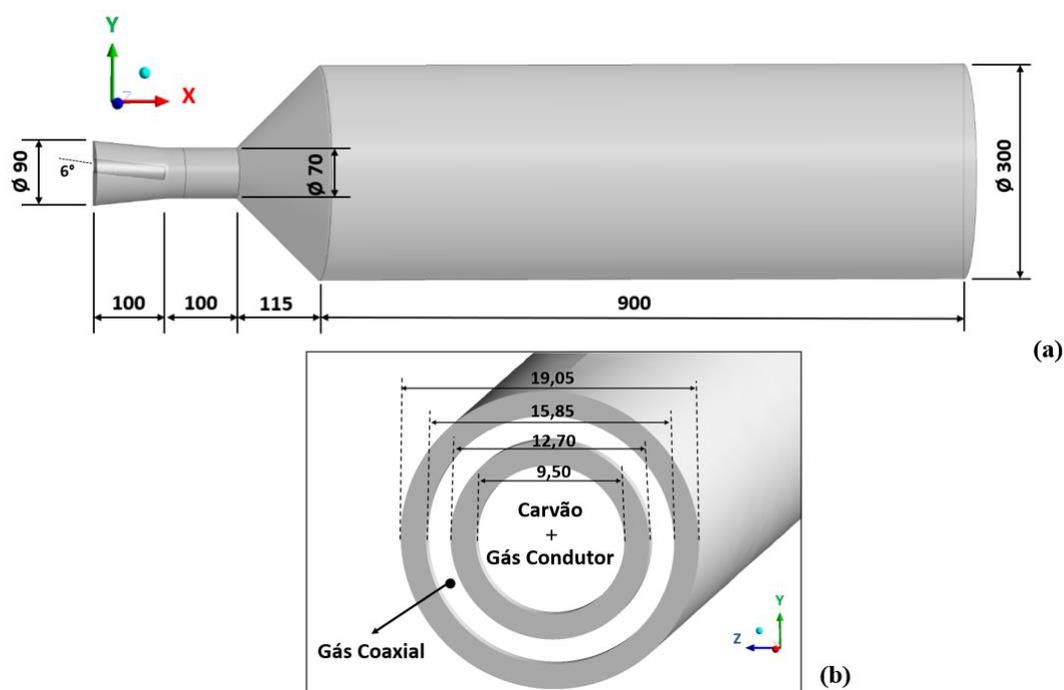


Figura 4.2 – Principais dimensões (mm) da geometria do modelo (a) e detalhes de lança (b).

A Figura 4.3 (a e b) apresenta o modelo computacional tridimensional desenvolvido no software ANSYS[®] já com a malha gerada, composta por 500.654 pontos nodais e 1.392.601 elementos. Com o intuito de otimizar o tempo de simulação, os testes foram realizados em apenas metade do domínio, pois o reator apresenta um plano de simetria. Utilizou-se uma malha mais refinada na região próxima da injeção do combustível

pulverizado, pois é preciso capturar o espalhamento inicial com melhor precisão, representando uma parte crítica da simulação.

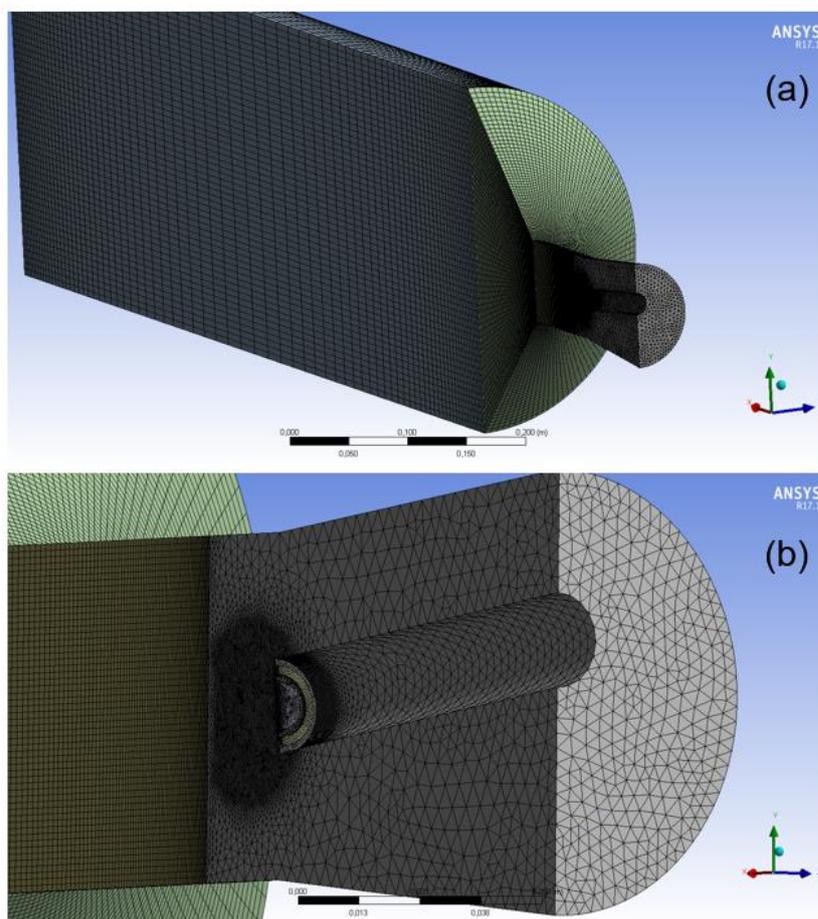


Figura 4.3 – Domínio utilizado para a simulação, visão geral (a) e entradas (b).

4.2. Considerações, Condições de Contorno e Parâmetros Numéricos

O desenvolvimento do modelo matemático partiu das seguintes considerações:

- Escoamento em estado estacionário;
- Modelo de turbulência $k-\epsilon$ (devido sua relativa simplicidade e eficiência);
- O escoamento das partículas de carvão foi modelado a partir de uma abordagem Lagrangeana;
- Combustão e radiação térmica dependente do fluido;

- Modelo de transferência térmica selecionado: “*Thermal Energy*”;
- O modelo de transferência de calor por radiação do meio gasoso foi implementado como transferência discreta, conforme mostrado pela Figura 4.4.

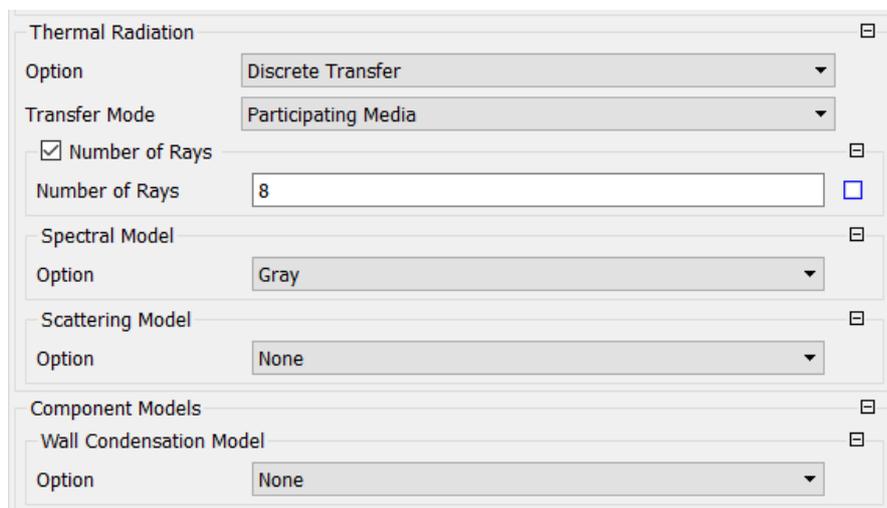


Figura 4.4 – Modelo de transferência de calor por radiação do meio gasoso (Ansys®).

Os valores das condições de contornos serão exibidos nas próximas seções, por variarem durante os testes. No entanto, sobre elas, pode-se destacar os seguintes aspectos:

- Entradas: Sopros de ar quente, gás da lança coaxial, gás condutor e carvão (ambos injetados pela mesma lança);
- Saída: considerada como sendo uma superfície livre para evitar erros de “*overflow*”, ocasionados pela recirculação das fases.
- Paredes: condição de não escorregamento definida em todas elas, ou seja, as velocidades dos fluidos em contato com essas superfícies são zero: $u = v = w = 0$;
- Simetria: Foi considerado um eixo de simetria. A condição de contorno adotada assume que não há fluxo de quantidade de movimento e de massa perpendiculares a estes planos.

As reações químicas, modelos matemáticos e parâmetros cinéticos utilizados, para a implementação do modelo de combustão de carvão mineral, estão listados na Tabela IV.1 e foram baseados nos modelos desenvolvidos por SHEN *et al.* 2008 e SHIOZAWA 2013.

Tabela IV.1 – Reações de combustão para os **carvões minerais** com seus parâmetros cinéticos (SHEN *et al.* 2008 e SHIOZAWA 2013);

Reações	Modelos Matemáticos	Parâmetros Cinéticos	
Carvão \rightarrow VM + Char	Par de reações concorrentes de desvolatilização;	$A_1 = 3,7 \times 10^5 \text{ s}^{-1}$	
		$A_2 = 1.46 \times 10^{13} \text{ s}^{-1}$	
		$T_{A1} = 18000\text{K}$	
		$T_{A2} = 30189\text{K}$	
VM + $\frac{1}{2}\text{O}_2 \rightarrow \text{CO}_2 + \text{H}_2\text{O}$	EDM “ <i>Eddy dissipation model</i> ”	$C_A = 4$	
Char + $\text{O}_2 \rightarrow \text{CO}_2$		$A_c = 14\text{m s}^{-1} \text{ K}^{-1}$	$T_c = 21580\text{K}$
		$A_s = 0,0004$	$T_s = 6240\text{K}$
Char + $\text{CO}_2 \rightarrow 2\text{CO}$	Modelo de Gibb	$A_c = 20230\text{m s}^{-1} \text{ K}^{-1}$	$T_c = 39743\text{K}$
		$A_s = 0,0004$	$T_s = 6240\text{K}$
Char + $\text{H}_2\text{O} \rightarrow \text{CO} + \text{H}_2$		$A_c = 606,9\text{m s}^{-1} \text{ K}^{-1}$	$T_c = 32406\text{K}$
		$A_s = 0,0004$	$T_s = 6240\text{K}$
Obs.: “ <i>Char</i> ” corresponde ao carbono residual.			

A desvolatilização é descrita por um par de reações concorrentes, com diferentes fatores pré-exponenciais e valores para T_A . Já a combustão da matéria volátil liberada é descrita utilizando a abordagem EDM. E as reações heterogêneas envolvendo o carbono, presente no carvão, são descritas por meio do modelo de Gibb.

As reações utilizadas para descrever a combustão dos carvões vegetais, representadas pela Tabela IV.2, são similares às dos carvões minerais, diferindo entre si no modelo de desvolatilização adotado e nos fatores pré-exponenciais do modelo de Gibb. Para descrever a desvolatilização do carvão vegetal, utilizou-se a abordagem “*One Step Global Model*”, por ser considerada mais adequada, baseando-se em experimentos com biomassa (SHIOZAWA, 2013). Nas reações heterogêneas, os fatores pré-exponenciais do modelo de Gibb utilizados foram 10 vezes mais elevadas que no modelo de combustão dos

carvões minerais. Essa foi uma consideração realizada por SHIOZAWA (2013), devido à falta de valores cinéticos experimentais, para representar os maiores burnouts apresentados experimentalmente por carvões vegetais, com os mesmos teores de voláteis que carvões minerais.

Tabela IV.2 – Reações de combustão para os **carvões vegetais** com seus parâmetros cinéticos (SHEN *et al.*, 2008 e SHIOZAWA, 2013);

Reações	Modelos Matemáticos	Parâmetros Cinéticos	
$\text{Carvão} \rightarrow \text{VM} + \text{Char}$	<i>“One Step Global Model”</i>	$A_1 = 4,3 \times 10^7 \text{ s}^{-1}$ $E = 136 \text{ kJ mol}^{-1}$	
$\text{VM} + \frac{1}{2}\text{O}_2 \rightarrow \text{CO}_2 + \text{H}_2\text{O}$	EDM <i>“Eddy dissipation model”</i>	$C_A = 4$	
$\text{Char} + \text{O}_2 \rightarrow \text{CO}_2$		$A_c = 140 \text{ m s}^{-1} \text{ K}^{-1}$ $A_s = 0,0004$	$T_c = 21580\text{K}$ $T_s = 6240\text{K}$
$\text{Char} + \text{CO}_2 \rightarrow 2\text{CO}$	Modelo de Gibb	$A_c = 202300 \text{ m s}^{-1} \text{ K}^{-1}$ $A_s = 0,0004$	$T_c = 39743\text{K}$ $T_s = 6240\text{K}$
$\text{Char} + \text{H}_2\text{O} \rightarrow \text{CO} + \text{H}_2$		$A_c = 6069 \text{ m s}^{-1} \text{ K}^{-1}$ $A_s = 0,0004$	$T_c = 32406\text{K}$ $T_s = 6240\text{K}$
Obs.: “Char” corresponde ao carbono residual.			

Os parâmetros cinéticos utilizados não são absolutamente gerais, podendo haver variações de seus valores para diferentes carvões. Segundo Liu e Shen (2020), os pares de parâmetros cinéticos (A e E), necessários para modelar a desvolatilização do carvão vegetal, podem ser obtidos ao correlacionar curvas termogravimétricas desse biorredutor com diferentes funções matemáticas de modelos cinéticos. Dessa forma, para carvões vegetais de diferentes composições químicas, é necessário que haja maiores investigações sobre os parâmetros cinéticos a serem utilizados.

As propriedades físicas e químicas dos carvões minerais australianos (CM-A, CM-B e CM-C), utilizados nas simulações, são mostrados na Tabela IV.3. Nessa tabela é representado o “Q Factor” que atua nas reações de desvolatilização para aumentar as quantidades de voláteis liberadas em temperaturas mais elevadas, acima de 800°C. Já as

propriedades dos carvões vegetais utilizados (CV-A, CV-B e CV-C) estão representadas na Tabela IV.4. As distribuições granulométricas de cada um dos carvões são representadas pela Figura 4.5, onde utilizou-se do método de Rosin Rammler com “*Rosin Rammler Power*” (nome dado pelo ANSYS CFX para representar o parâmetro que determina o “*spread*” da distribuição granulométrica de Rosin Rammler) sendo igual a 1. As densidades dos carvões minerais (CM-A, CM-B e CM-C) foram definidas como sendo 1560 kg/m^3 , enquanto que dos vegetais (CV-A, CV-B e CV-C) foram de 1150 kg/m^3 (valores de densidade real). E as simulações foram realizadas com a injeção de 1000 trajetórias de partículas.

Como critério de convergência para as simulações, foi tomado valor RMS (“*Root Mean Square*”) dos resíduos padronizados das equações resolvidas inferior a 10^{-4} . O esquema de advecção utilizado foi o “*High Resolution*” e “*Physical Timescale*” igual a 0.001s.

Tabela IV.3 – Propriedades físicas e químicas dos carvões minerais simulados;

	CM-A	CM-B	CM-C
Umidade (%)	1,2	3,2	2,7
Matéria volátil (%)	19,95	32,5	26,85
Cinza (%)	9,7	9,8	8,9
Carbono Fixo (%)	69,1	54,5	61,6
Enxofre (%)	0,34	0,58	0,33
Poder Calorífico Superior (MJ/kg)	31,94	30,08	30,22
C (%)	89,1	83,5	85,2
H (%)	4,7	5,3	5,1
N (%)	1,7	1,95	1,7
S (%)	0,37	0,60	0,34
O (%)	4,1	8,6	7,77
d₅₀ (µm)	41,0	63,0	48,0
Q Factor	1,1	1,45	1,4

Obs.: CM: Carvão Mineral;

Tabela IV.4 –Propriedades físicas e químicas dos carvões vegetais simulados;

	CV-A	CV-B	CV-C
Umidade (%)	9,3	9,5	6,3
Matéria volátil (%)	4,3	10,2	19,8
Cinza (%)	1,8	2,9	1,9
Carbono Fixo (%)	84,6	77,4	72,0
Poder Calorífico Superior (MJ/kg)	32,48	32,20	31,00
C (%)	95,0	90,7	84,6
H (%)	0,99	1,72	2,64
N (%)	0,33	0,36	0,33
S (%)	0,03	0,01	0,02
O (%)	3,7	7,21	12,41
d₅₀ (µm)	27	25	30

Obs.: CV: Carvão Vegetal;

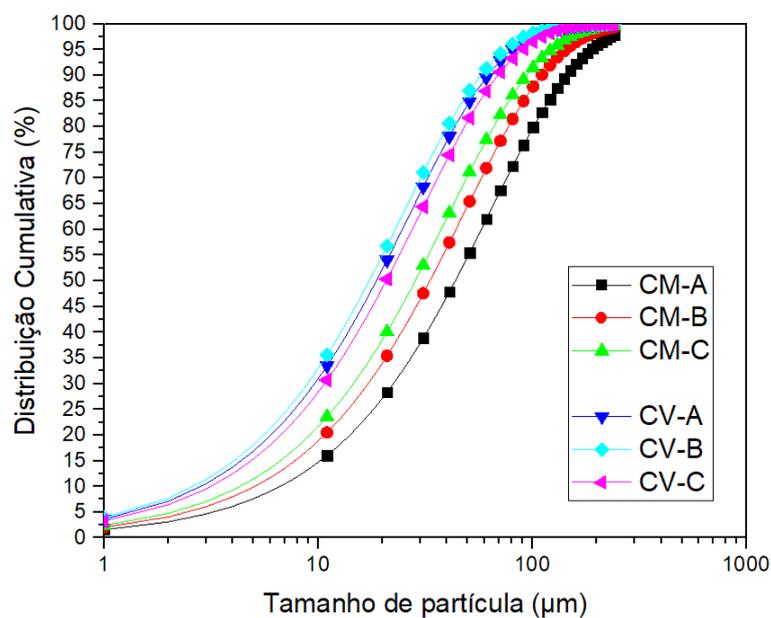


Figura 4.5 - Distribuição de Rosin Rammler para todos os carvões em estudo.

4.3. Estudo de Independência de Malhas

Foram realizadas simulações com diferentes tamanhos de malha para avaliar a independência do refino nos resultados. Como parâmetro, optou-se pela comparação das curvas de evolução de burnout das partículas e da temperatura da fase gasosa no interior do reator. Foram avaliados três casos com diferentes tamanhos de malha, mostrados na Tabela IV.5, sendo mantidas as mesmas condições de contorno para todos eles.

Tabela IV.5 – Tamanhos de malhas avaliadas no teste de independência de malhas;

	Elementos	Número de Nós
Malha 1	998 673	433 872
Malha 2	1 392 601	500 654
Malha 3	1 731 774	558 061

Como critério de convergência para as simulações, assim como nos demais casos em estudo nesse trabalho, foi tomado valor RMS (“*Root Mean Square*”) dos resíduos padronizados das equações resolvidas inferior a 10^{-4} , esquema de advecção “*High Resolution*” e “*Physical Timescale*” igual a 0.001s.

4.4. Validação do Modelo

Como o modelo matemático computacional foi desenvolvido tanto para simular a combustão de finos de carvão de origem mineral quanto vegetal, ele foi validado para ambos os carvões. A validação ocorreu a partir de dados encontrados na literatura em que foi utilizado o mesmo reator da BHP Newcastle Laboratories, e parte dos dados encontrados na literatura são teóricos (SHEN *et al.*, 2008) enquanto outros são experimentais (SHIOZAWA, 2013).

A injeção de carvão mineral foi validada em duas etapas. Primeiro, em uma comparação com os resultados obtidos pelo modelo desenvolvido por SHEN *et al.* (2008) sob as mesmas condições de contorno, apresentadas na Tabela IV.6. Nesse trabalho desenvolvido por SHEN *et al.* (2008), foram apresentados apenas os resultados em forma de gráficos e imagens relativo ao teste com o carvão B, diante disso, esse foi o carvão escolhido para a validação dessa primeira parte.

Tabela IV.6 – Parâmetros de entrada para a simulação;

	Composição		Vazão		Temperatura
Sopro	20,9% O ₂	79,1% N ₂	301 Nm ³ /h	0.053817 kg/s	1474 K
Gás coaxial			3,2 Nm ³ /h	0.000572 kg/s	600 K
Gás de transporte	100% N ₂		2,0 Nm ³ /h	0.000347 kg/s	323K
Carvão mineral B	Tabela IV.3		25,5 kg/h	0.003542 kg/s	320 K

Para assegurar que com os resíduos RMS inferiores a 10^{-4} fosse atingida a convergência da solução, dois monitores foram implementados no modelo em regiões críticas do reator. Um monitor calculando a média da velocidade no volume próximo à saída da lança (volume a partir de 100mm até 200mm ao longo do comprimento do reator), onde ocorrem as maiores velocidades do domínio devido a uma constrição na geometria ventaneira. E um outro monitor calculando a temperatura média da fase gasosa em um volume definido a partir de 200mm até o fim do reator, abrangendo toda a região onde ocorre a maior geração de calor do domínio, devido à combustão da matéria volátil liberada.

A segunda parte da validação do modelo de combustão de carvão mineral foi realizada com o intuito de validar a implementação de misturas binárias de carvões. E se baseia na comparação de valores de burnout obtidos pelo modelo com resultados experimentais (Shiozawa, 2013). Os testes foram performados com a injeção dos carvões minerais descritos (CM-A, CM-B e CM-C) na Tabela IV.3 e de suas misturas binárias com a proporção de 50% de cada carvão (Mix-AB e Mix-BC). As condições operacionais

adotadas foram as mesmas da primeira parte da validação, porém com as alterações representadas na Tabela IV.7.

Tabela IV.7 – Testes experimentais de combustão para diferentes carvões minerais e suas misturas (SHIOZAWA, 2013);

	Condições Operacionais			
	Vazão Sopro (Nm³/h)	Temp. Sopro (K)	O₂ no Sopro (%)	Vazão Carvão (kg/h)
CM-A	298	1473	20,8	35,9
	298	1475	25,9	52,3
	296	1474	21,9	41,8
CM-B	303	1474	20,9	40
	299	1475	21,8	44
	299	1474	25,9	43,9
CM-C	304	1474	20,9	39,4
	295	1475	21,8	46,8
	298	1474	25,6	48,7
Mix-AB	300	1473	21,1	38,2
	300	1473	21,9	43
Mix-BC	300	1473	21,0	24,8
	300	1473	25,9	47,2

Já a combustão de carvão vegetal pulverizado foi validada com os resultados experimentais presentes em SHIOZAWA (2013), utilizando as condições operacionais presentes na Tabela IV.8.

Tabela IV.8 – Testes experimentais de combustão para diferentes carvões de origem vegetal (SHIOZAWA, 2013);

	Condições Operacionais			
	Vazão Sopro (Nm³/h)	Temp. Sopro (K)	O₂ no Sopro (%)	Vazão Carvão (kg/h)
CV A	301	1474	22,4	33,5
	304	1475	22,5	25,2
CV B	302	1478	22,4	29,4
	301	1477	22,2	48,4
CV C	300	1478	22,3	39,1
	301	1478	22,3	53,5

4.5. Estudo sobre os Métodos de Enriquecimento de O₂

Utilizando os mesmos carvões e domínio computacional já apresentados nas seções anteriores, o modelo foi aplicado para o estudo de dois métodos distintos de enriquecimento de oxigênio, ambos passíveis de serem aplicados em uma ventaneira de um alto-forno. O primeiro é o método convencional de enriquecimento, em que O₂ é injetado junto ao sopro de ar quente pela entrada da ventaneira. Já no segundo método, oxigênio em estado puro é injetado pela lança coaxial, controlando o seu teor total pela vazão injetada. Ambos os métodos são esquematizados na Figura 4.6.

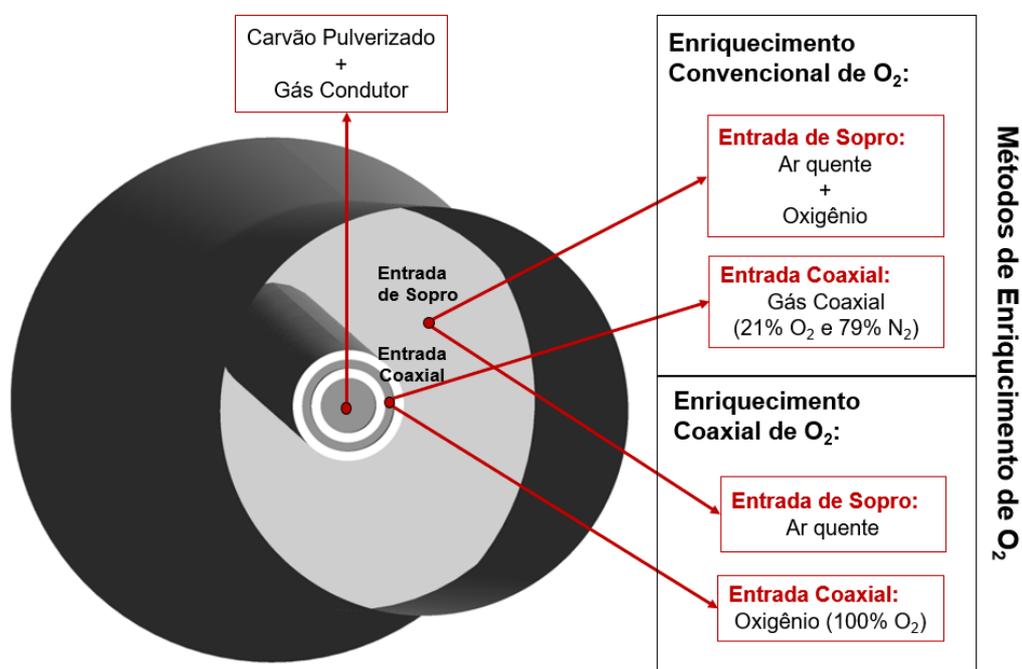


Figura 4.6 – Desenho esquemático mostrando os métodos de enriquecimento de oxigênio.

Diante da metodologia adotada, a Tabela IV.9 lista os parâmetros operacionais que foram mantidos constantes em todos os testes do estudo sobre métodos de enriquecimento. Enquanto, a Tabela IV.10 apresenta as condições de contorno implementadas em cada caso (com diferentes teores e métodos de injeção de oxigênio) para construir o estudo proposto. Os casos apresentados na Tabela IV.10 foram repetidos para todos os 3 carvões

minerais (CM-A, CM-B e CM-C) e também para suas misturas (Mix-AB, Mix-AC e Mix-BC – em proporção de 50/50 em massa), totalizando 30 testes distintos que foram simulados. Inicialmente, caso 1, foi definido como sendo o caso referência, onde não ocorre enriquecimento de oxigênio. Nos casos 2 e 3, foi aplicado o método de enriquecimento pelo sopro em diferentes teores. Já nos casos 4 e 5, oxigênio puro foi injetado pela lança coaxial com vazões de 12 e 25Nm³/h, respectivamente.

Tabela IV.9 – Parâmetros operacionais mantidos constantes nas simulações para estudo dos métodos de enriquecimento de O₂;

	Vazão	Temperatura
Entrada Sopro	301 Nm ³ /h	1474 K
Entrada Coaxial	-	320 K
Gás Condutor (100% N₂)	2,0 Nm ³ /h	323 K
Injeção de Carvão	30 kg/h	320 K

Tabela IV.10 – Condições de contorno para as definições dos casos;

Descrição	Casos Id.	O₂ [Vol%]	Vazão Entrada Coaxial [Nm³/h]
Referência	1	20,9	3,2
Enriquecimento pelo sopro	2	23,9	3,2
	3	26,9	3,2
Enriquecimento coaxial	4	23,9	12,0
	5	26,9	25,0

4.6. Estudo sobre Injeção de Misturas de Carvões Vegetais e Minerais

O modelo desenvolvido foi utilizado para o estudo do efeito de misturas de carvão vegetal pulverizado com outro de origem mineral. As simulações foram realizadas utilizando o mesmo domínio computacional apresentado nas seções anteriores, que representa um reator utilizado para o estudo da combustão de carvões em condições operacionais próximas de um alto-forno industrial a coque.

Esse estudo foi desenvolvido fixando-se as condições operacionais apresentadas na Tabela IV.11. Também foi fixada a granulometria de todos os tipos de carvões injetados (d_{50} igual a $50\mu\text{m}$), para que as diferenças de tamanho de partículas não influenciassem nos resultados de combustão. A partir desses mesmos parâmetros operacionais, foram realizadas simulações com as injeções dos 6 diferentes carvões (3 tipos de carvões vegetais e 3 minerais, com diferentes propriedades químicas) e suas misturas. Primeiramente, como referência, foram realizados 6 casos com a injeção dos diferentes carvões, com um único carvão sendo injetado em cada caso, Tabela IV.12. Em seguida, foram realizadas simulações injetando misturas formadas com pares de carvões minerais e vegetais, em 3 diferentes proporções (25, 50 e 75%), conforme apresentado pela Tabela IV.13, totalizando 27 casos.

Tabela IV.11 - Parâmetros operacionais mantidos constantes nas simulações de estudo das misturas de carvão vegetal e mineral;

	Vazão	Temperatura
Entrada Sopro	301 Nm ³ /h	1474 K
Entrada Coaxial	3,2 Nm ³ /h	320 K
Gás Condutor (100% N₂)	2,0 Nm ³ /h	323 K
Carvão	30 kg/h	320 K
d₅₀ (todos os carvões)	50 μm	

Tabela IV.12 – Simulações de referência com a injeção de um único carvão;

Carvão Vegetal injetado	Identificadores dos Testes	Carvão Mineral injetado	Identificadores dos Testes
CV-A	Ref-CVA	CM-A	Ref-CMA
CV-B	Ref-CVB	CM-B	Ref-CMB
CV-C	Ref-CVC	CM-C	Ref-CMC

Tabela IV.13 – Definição das misturas simuladas;

Carvão Mineral	Carvão Vegetal	% de Carvão Vegetal			
		25	50	75	
CM-A	CV-A	25AA	50AA	75AA	Id. dos Testes
	CV-B	25AB	50AB	75AB	
	CV-C	25AC	50AC	75AC	
CM-B	CV-A	25BA	50BA	75BA	
	CV-B	25BB	50BB	75BB	
	CV-C	25BC	50BC	75BC	
CM-C	CV-A	25CA	50CA	75CA	
	CV-B	25CB	50CB	75CB	
	CV-C	25CC	50CC	75CC	

5. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Nesse capítulo serão apresentados e discutidos os resultados do presente estudo. Primeiramente, os resultados do estudo de independência de malha são analisados. Em seguida, os modelos para combustão de carvão mineral e vegetal são validados com dados obtidos na literatura. E então, são apresentados e analisados os resultados de dois estudos independentes realizados através do modelo. O primeiro se trata de uma investigação a respeito de suas formas distintas de enriquecimento de O_2 , forma convencional e pela lança coaxial, injetando carvões minerais, com diferentes composições químicas e físicas, e de suas misturas. A segunda investigação realizada, a qual terá seus resultados apresentados nesse capítulo, se trata da comparação entre a combustão de carvões minerais e vegetais, assim como de suas misturas.

5.1. Resultados do Estudo de Independência de Malhas

Os testes de independência de malha foram realizados avaliando os resultados da evolução de burnout das partículas de carvão, Figura 5.1, e da temperatura da fase gasosa, Figura 5.2.

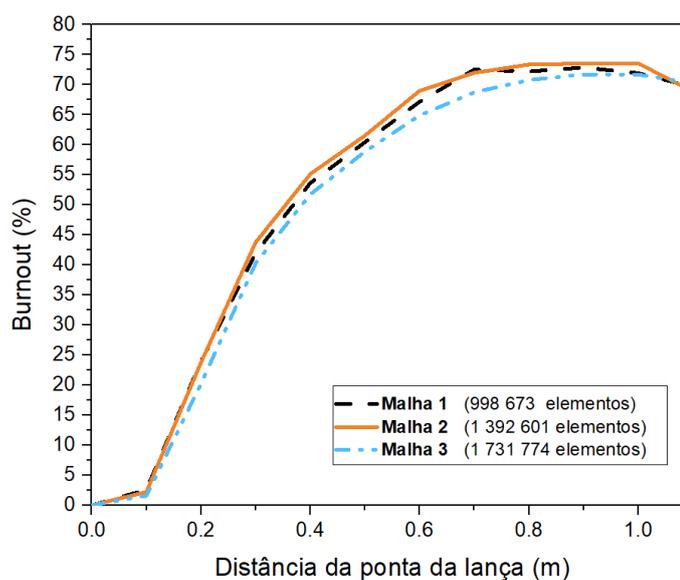


Figura 5.1 - Evolução de burnout das partículas.

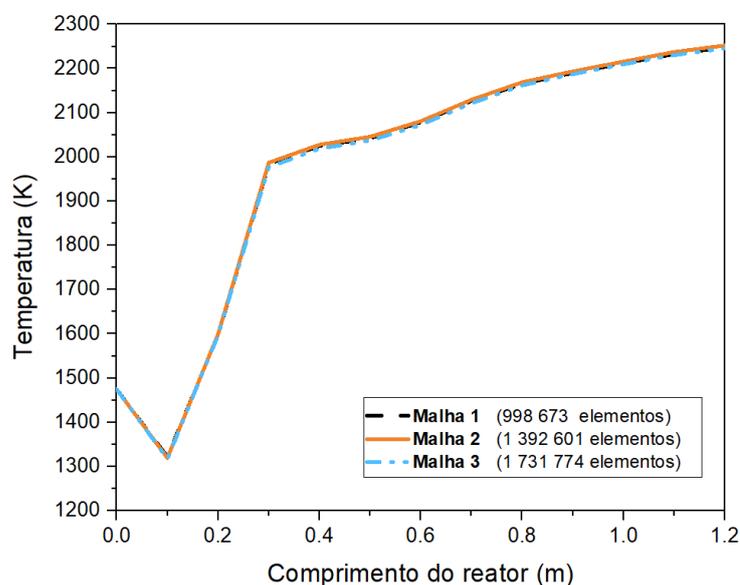


Figura 5.2 - Evolução da temperatura da fase gasosa.

Em ambas análises, verifica-se que não ocorrem diferenças significativas entre as 3 malhas utilizadas, sendo alcançada a independência entre as malhas. Dessa forma, o presente estudo utilizou-se da Malha 2 (1 392 601 elementos) para as demais simulações.

5.2. Resultados da Validação do Modelo

Com o objetivo de assegurar que com resíduos RMS abaixo de 10^{-4} fosse atingido a convergência da solução do modelo, dois monitores foram adicionados para medir a temperatura e a velocidade em zonas críticas do reator. O monitor de temperatura representado pela Figura 5.3 (a), calculou a temperatura média da fase gasosa no volume a partir de 200mm, que é quando a combustão da matéria volátil passa a ocorrer e há um aumento significativo dos valores de temperatura. Através da Figura 5.3 (a), percebe-se que o monitor de temperatura atingiu sua estabilidade a partir do passo de tempo acumulado de número 800. Já o outro monitor adicionado ao modelo foi o de velocidade, representado pela Figura 5.3 (b), que calculou a velocidade média da fase gasosa na região próximo da lança (volume situado entre 100 e 200mm ao longo do reator), onde ocorre uma constrição na geometria responsável por aumentar a velocidade da fase gasosa,

atingindo as velocidades máximas do domínio nessa região. Pela curva, representada na Figura 5.3 (b), percebe-se que o monitor de velocidade atingiu sua estabilidade após o passo de tempo acumulado de número 200, bem antes que o primeiro monitor. Portanto, o resíduo RMS de 10^{-4} foi suficiente para assegurar a convergência da solução do modelo desenvolvido.

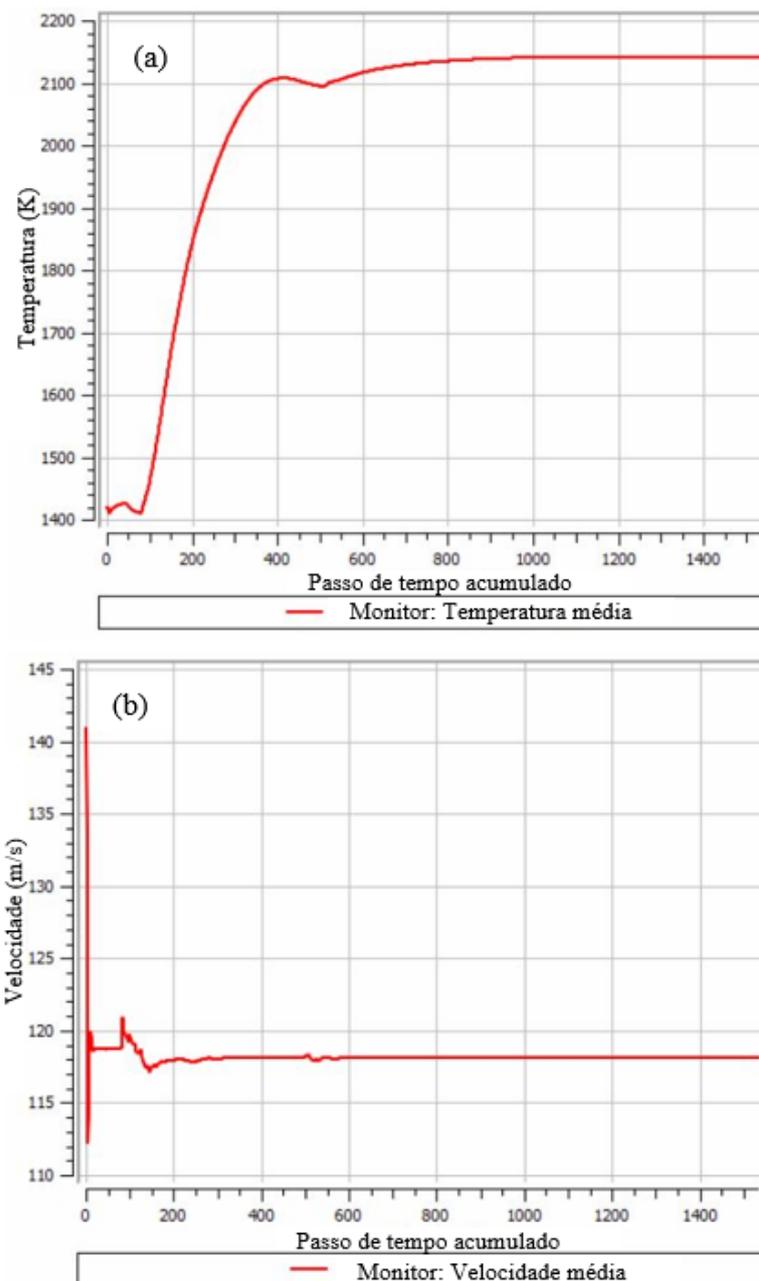


Figura 5.3 – Monitores de temperatura (a) e velocidade (b).

A Figura 5.4 mostra a comparação da evolução de burnout obtida pelo modelo desenvolvido comparada com os valores obtidos por SHEN *et al.* (2008), ambos em função da distância da ponta da lança injetora, considerando partículas entre 10 e 200 μm . As curvas são similares, apresentando as mesmas tendências. No entanto, na parte central do reator (entre 0,4 e 1,0m), os valores de burnout previstos pelo modelo proposto são superiores aos do desenvolvido por SHEN *et al.* (2008). Isso se deve à recirculação de partículas com baixa granulometria afetadas pela dispersão turbulenta, que reagem rapidamente e apresentam burnout próximo de 100%, o que faz com que, nessa região, a média de burnout apresentada pelo modelo desenvolvido seja superior ao do modelo presente na literatura. Próximo da saída do reator, o burnout calculado pelo modelo desenvolvido tende a diminuir, justamente pela menor presença de recirculação de partículas.

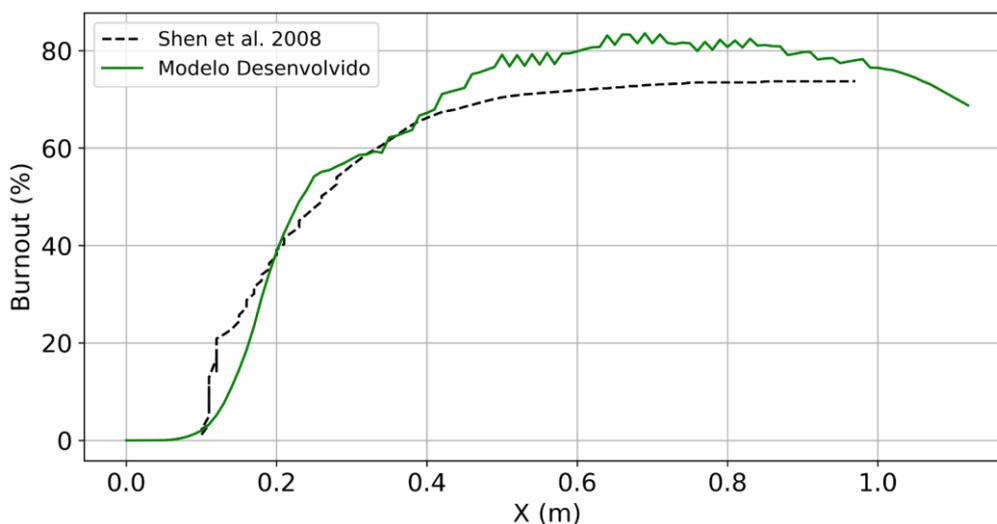


Figura 5.4 – Validação da evolução de burnout do modelo desenvolvido.

As Figuras 5.5 a 5.7 mostram, respectivamente, a comparação dos perfis de temperatura, fração mássica de O_2 e de CO_2 entre o modelo desenvolvido e uma simulação desenvolvida por SHEN (2008) utilizando das mesma condições de contorno. A Figura 5.8 exibe a trajetória das partículas e a variação de burnout em ambos modelos. Os resultados obtidos mostram grandes similaridades entre eles.

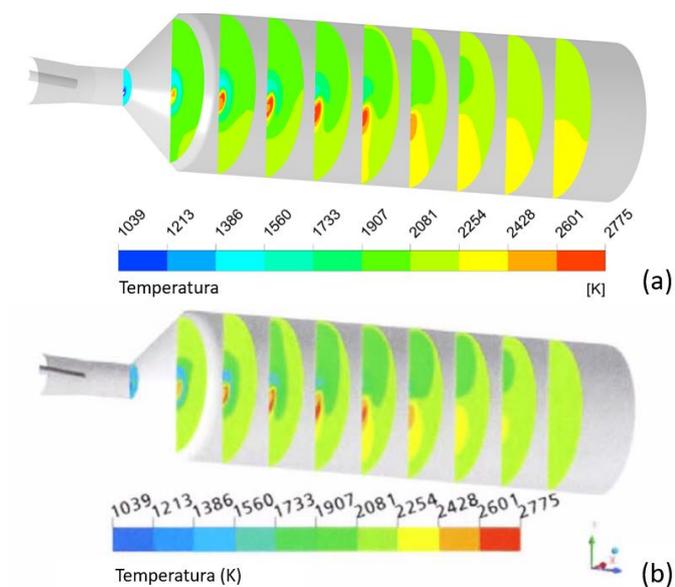


Figura 5.5 – Perfis de temperatura obtidos pelo modelo desenvolvido (a) e pelo modelo da literatura (SHEN, 2008) (b).

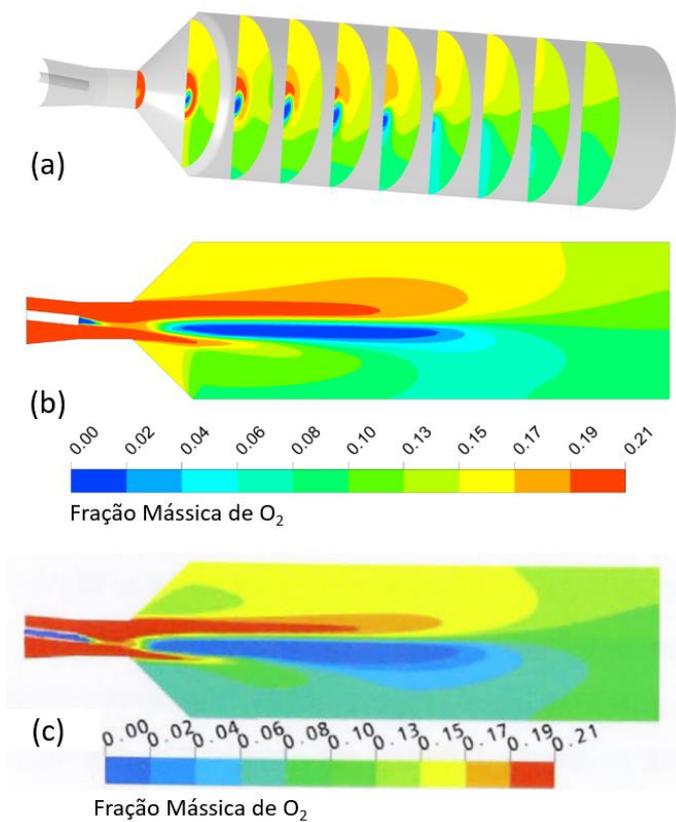


Figura 5.6 – Perfis de fração mássica de O_2 obtidos pelo modelo desenvolvido (a) e pelo modelo da literatura (SHEN, 2008) (b).

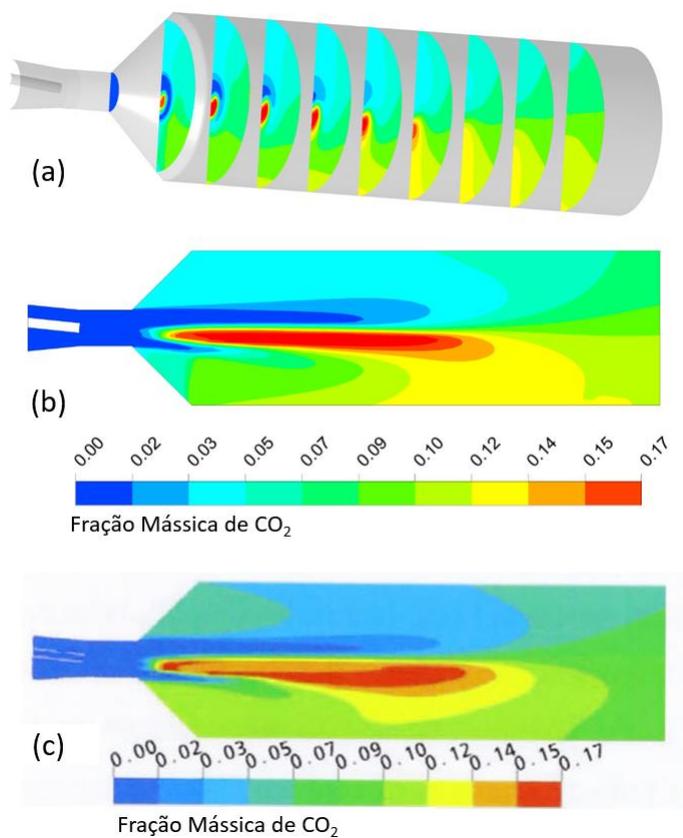


Figura 5.7 – Perfis de fração mássica de CO_2 obtidos pelo modelo desenvolvido (a) e pelo modelo da literatura (SHEN, 2008) (b).

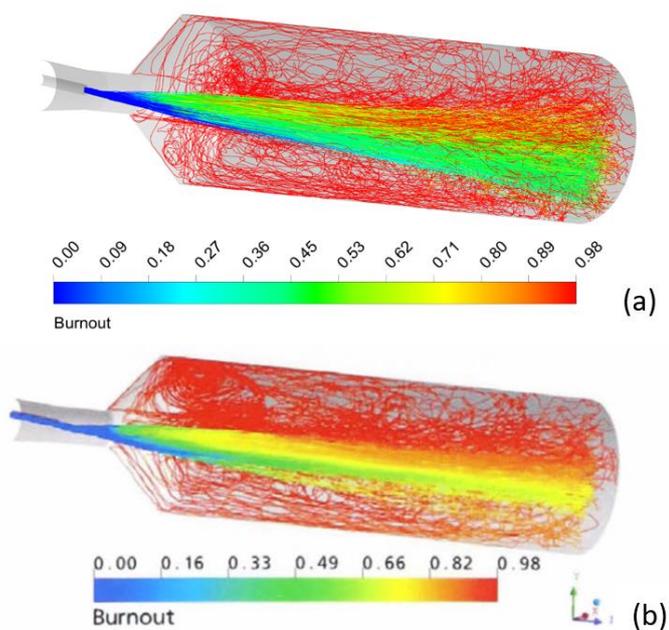


Figura 5.8 – Trajetórias das partículas de carvão variando burnout obtidas pelo modelo desenvolvido (a) e pelo modelo da literatura (SHEN, 2008) (b).

A Tabela V.1 mostra os resultados obtidos da segunda parte da validação do modelo de combustão de carvão mineral, onde testou-se a combustibilidade dos carvões e de suas misturas (na proporção em % em massa de 50/50) sob diferentes condições operacionais.

E a Tabela V.2 exibe os resultados da validação do modelo de combustão de carvões vegetais com propriedades físicas e químicas distintas.

Os valores de burnout para os testes experimentais (presentes em SHIOZAWA, 2013); foram calculados através de partículas coletadas, após um tempo percorrido de 20ms, a uma distância de 925mm da ponta da lança de injeção. Elas foram coletadas em três posições distintas dentro do reator, na linha de centro, 50mm acima dessa linha e 50mm abaixo dela. E foram calculadas as médias de burnout apresentadas por elas. Já para os resultados obtidos a partir do modelo desenvolvido, foram calculadas as médias dos valores de burnout apresentados pelas partículas, a uma distância de 925mm da ponta da lança, considerando todo o raio do reator.

Tabela V.1 – Segunda parte da validação do modelo de combustão de carvão mineral;

	Condições Operacionais				Burnout		
	Vazão Sopro (Nm ³ /h)	Temp. Sopro (K)	%O ₂ Sopro (%)	Vazão Carvão (kg/h)	Experimental (SHIOZAWA, 2013)	Modelo	Desvio (%)
CM-A	298	1473	20,8	35,9	55,5	63,27	14,0
	298	1475	25,9	52,3	60,6	64,36	6,2
	296	1474	21,9	41,8	52,5	60,95	16,1
CM-B	303	1474	20,9	40	75,5	65,74	-12,9
	299	1475	21,8	44	70,7	66,45	-6,0
	299	1474	25,9	43,9	76,2	71,72	-5,9
CM-C	304	1474	20,9	39,4	68,9	65,31	-5,2
	295	1475	21,8	46,8	62,7	63,41	1,1
	298	1474	25,6	48,7	73,9	71,35	-3,5
Mix-AB	300	1473	21,1	38,2	71,5	62,66	-12,4
	300	1473	21,9	43	66,8	68,52	2,6
Mix-BC	300	1473	21	24,8	72,9	66,33	-9,0
	300	1473	25,9	47,2	72,7	67,63	-7,0

Obs.: CM: Carvão Mineral;

Tabela V.2 – Validação do modelo de combustão de carvão vegetal;

	Condições Operacionais				Burnout		
	Vazão Sopro (Nm ³ /h)	Temp. Sopro (K)	%O ₂ Sopro (%)	Vazão Carvão (kg/h)	Experimental (SHIOZAWA, 2013)	Modelo	Desvio (%)
CV-A	301	1474	22,4	33,5	70,1	75,98	8,4
	304	1475	22,5	25,2	80,8	79,82	-1,2
CV-B	302	1478	22,4	29,4	70,4	78,92	12,1
	301	1477	22,2	48,4	72,1	78,57	9,0
CV-C	300	1478	22,3	39,1	84,6	77,41	-8,5
	301	1478	22,3	53,5	80,6	74,47	-7,6

Obs.: CV: Carvão Vegetal;

Ao considerar todo o raio do reator para o cálculo da média de burnout, garante-se uma boa representatividade dos valores apresentados pelas partículas. O que não pode ser garantido ao fazer apenas coletas em certos pontos dentro do reator, podendo gerar diversas incertezas devido ao escoamento turbulento apresentado por elas. Portanto, essas incertezas poderiam justificar os desvios obtidos entre os testes experimentais e as simulações com o modelo desenvolvido. No entanto, o modelo apresentou uma boa predição qualitativa dos resultados, sendo considerado válido.

Portanto, a partir dos resultados apresentados nessa seção e a comparação com resultados teóricos e experimentais presentes na literatura, o modelo desenvolvido pode ser considerado validado para os carvões mineral e vegetais em estudo. Porém, para a simulação de carvões com propriedades químicas e físicas muito distintas dos carvões avaliados, é necessária a realização de testes experimentais de combustão para validar o modelo para esses novos termo-redutores.

5.3. Análise dos Métodos de Enriquecimento de O₂ para Injeção de Misturas de Carvão Mineral

Com o objetivo de investigar os métodos convencional e coaxial de enriquecimento de O₂, nessa seção serão discutidos e analisados os resultados de 5 casos distintos simulados para os diferentes carvões e suas misturas, totalizando 30 simulações. A Figura 5.9 exhibe, para todos os testes simulados, a média de burnout obtida a uma distância de 925mm do ponto de injeção. O método de enriquecimento convencional (pelo sopro), de modo geral, apresentou uma melhor performance que o coaxial. Dentre todos os testes, o burnout mais alto foi apresentado pelo CM-C, sendo de 74,85% para um teor de oxigênio de 26,9%, atingido pelo método de enriquecimento convencional (Caso 3). O CM-C apresentou os melhores resultados devido a uma combinação de partículas de baixa granulometria (d₅₀ igual a 48µm) com um alto teor de matéria volátil (26,85%). Ambas características beneficiam a combustibilidade das partículas.

Aumentar o teor de oxigênio injetado tende a aumentar o burnout, isso porque aumenta-se a quantidade de O₂ disponível para reagir com as partículas de carvão e com os voláteis liberados. Dessa forma, a tendência é que ocorra um aumento de temperatura, como pode ser observado na Figura 5.10, em que é mostrado as médias de temperatura para cada teste. Comparando as figuras 5.9 e 5.10, pode-se observar uma correlação entre o aumento de burnout e de temperatura.

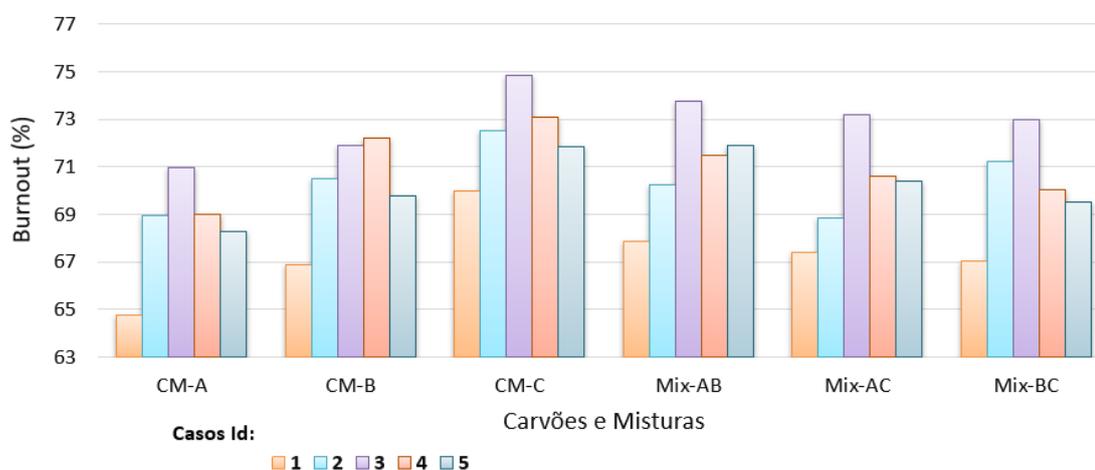


Figura 5.9 – Resultados de burnout para o estudo sobre enriquecimento de O₂.

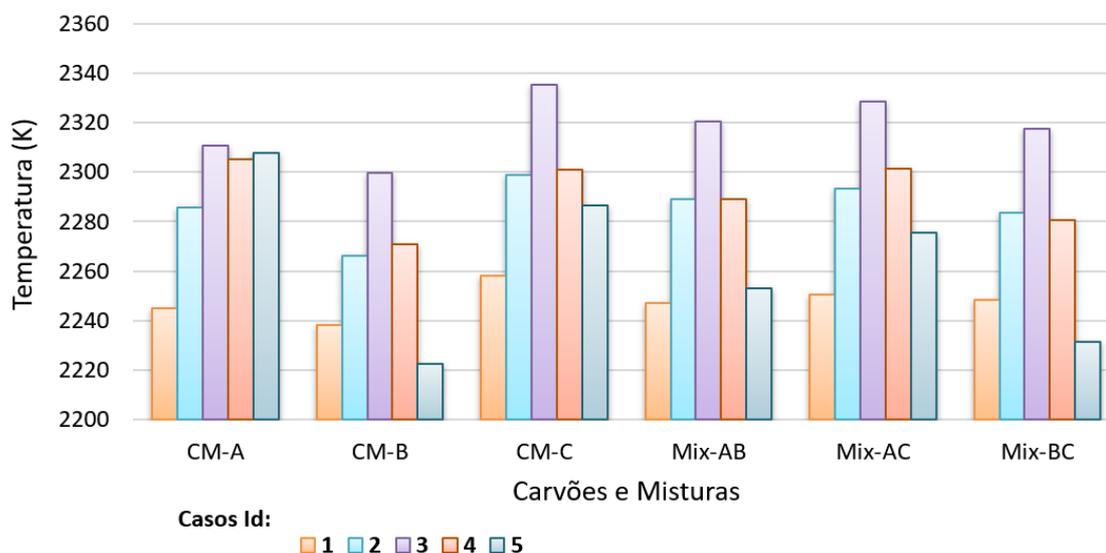


Figura 5.10 – Temperatura média dos gases no interior do reator em estudo

A granulometria do carvão injetado é um dos principais fatores que influenciam na combustibilidade do carvão. Quanto menor forem as partículas, maior a área superficial específica, as ajudando a serem aquecidas e reagirem mais rapidamente. Neste estudo, CM-A e CM-C possuem as menores granulometrias, com d_{50} iguais a 41 e 48 μm , respectivamente. No entanto, o carvão A apresenta um baixo teor de matéria volátil (19,95%) tendendo a resultar em uma menor combustibilidade se comparada com os outros carvões.

Como uma forma de evidenciar a grande contribuição que a granulometria das partículas tem em sua combustibilidade, a Figura 5.11 mostra uma comparação entre as evoluções de burnout para diferentes grupos de partículas para os carvões CM-A, CM-B e CM-C em seus casos referência (caso 1). As partículas menores, com diâmetros entre 20 e 30 μm , exibem um burnout superior aos valores apresentados pelas maiores, com diâmetros entre 100 e 200 μm . E devido ao maior teor de volátil em sua composição química (32,5%), CM-B apresentou valores de burnout finais mais elevados que os obtidos pelos outros carvões para todos os três grupos de partículas. No entanto, para o de menor diâmetro (20 - 30 μm), as diferenças entre os valores foram menos significativas.

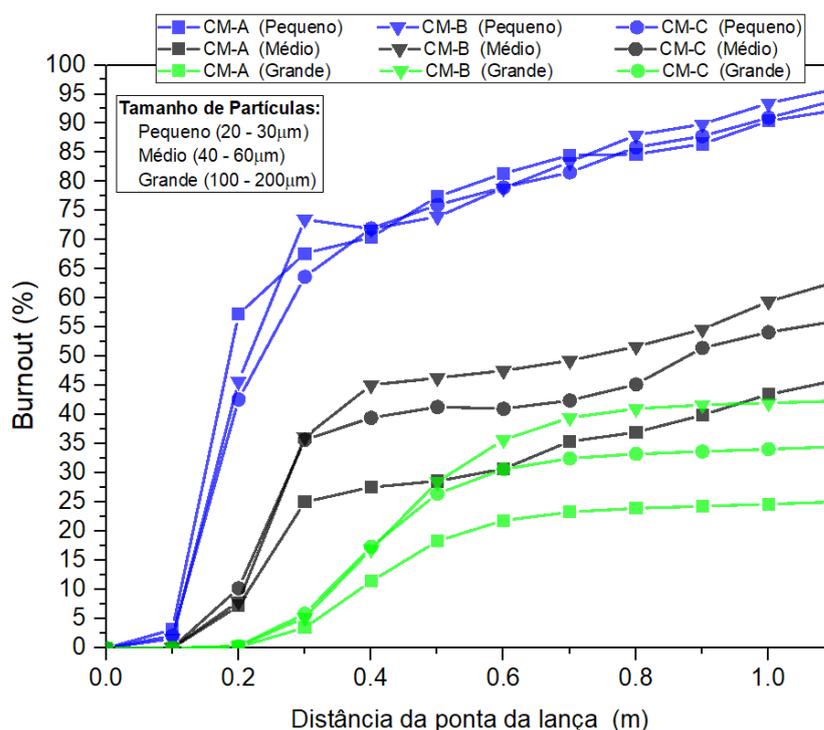


Figura 5.11 – Evolução de burnout para diferentes grupos de tamanhos partículas nos casos referências dos carvões CM-A, CM-B e CM-C.

A liberação de voláteis, ou desvolatilização, também tem grande influência no processo de combustão das partículas de carvão, representando uma de suas etapas principais. Isso porque a matéria volátil liberada reage com o oxigênio, produzindo calor, o que auxilia na combustão do carbono presente no carvão.

A Figura 5.12 exibe a evolução do teor de matéria volátil presente no carvão em função da distância ao ponto de injeção. Nota-se que o carvão mineral A e C (CM-A e CM-C), devido às suas granulometrias e propriedades químicas, têm curvas de liberação de voláteis mais acentuadas que para o CM-B. Seguindo as mesmas tendências apresentadas nas curvas de desvolatilização, as temperaturas das partículas de CM-A e CM-C, Figura 5.13, são consideravelmente mais elevadas que para CM-B. Dessa forma, essa rápida liberação de voláteis (motivada pela menor granulometria), auxiliando no aumento de temperatura das partículas, também é um dos fatores determinantes para atingir maiores índices de burnout. No entanto, como CM-A tem um baixo teor de VM, não apresenta uma elevada combustibilidade.

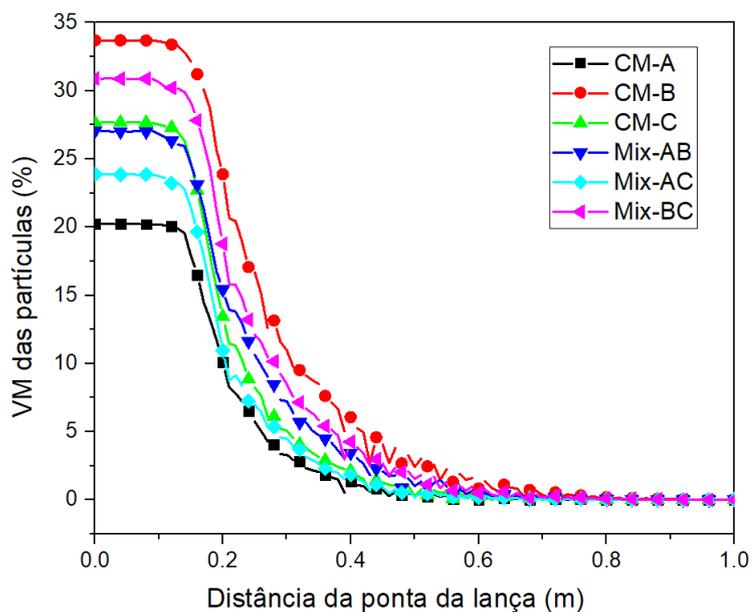


Figura 5.12 – Evolução do teor de matéria volátil para os casos referências de todos os carvões e suas misturas.

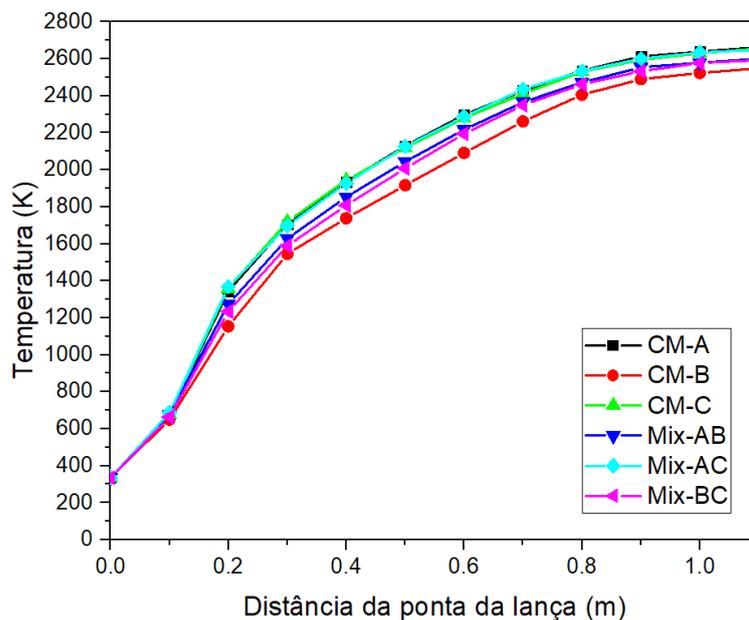


Figura 5.13 – Evolução da temperatura das partículas de carvão para os casos referências de todos os carvões e suas misturas.

Dentre os carvões minerais e suas misturas que foram simulados, o CM-C foi o que apresentou os maiores valores de burnout. Essa alta performance se deve à baixa granulometria de suas partículas (d_{50} igual a $48\mu\text{m}$) combinada com o alto valor do teor

de voláteis (26,85%), ambas características que têm grandes influências no processo combustão, conforme já havia sido observado por GU *et al.* (2010). Pois, partículas menores têm uma maior área superficial específica e são mais facilmente dispersas, melhorando sua combustibilidade.

5.3.1. Diferenças entre os Métodos de Enriquecimento Convencional e Coaxial

Enriquecimento de O₂ pela lança coaxial é uma alternativa para aumentar o teor de oxigênio injetado. No entanto, analisando os resultados apresentados pela Figura 5.9, percebe-se que, no geral, os casos 5 (casos com enriquecimento coaxial e teor de O₂ de 26,9%), para a maioria dos carvões e misturas, exibiram os menores valores de burnout.

Nesse caso 5, para atingir o alto teor de enriquecimento, é necessário uma alta vazão de O₂ sendo injetado pela lança coaxial, 25Nm³/h, enquanto que para os casos com enriquecimento convencional essa vazão foi de 3,2Nm³/h. Esse aumento do volume de gás sendo injetado pela lança coaxial, resulta em um grande aumento de velocidade de escoamento da fase gasosa nessa região, como pode ser visto na Figura 5.14, em que dois casos com o mesmo grau de enriquecimento, mas com métodos de enriquecimento distintos, são comparados.

Nos casos com enriquecimento convencional (vazão na lança coaxial de 3,2Nm³/h), a velocidade da fase gasosa nas proximidades da lança coaxial atinge cerca de 15m/s, enquanto que para os casos 5, em que se tem o mais alto grau de enriquecimento coaxial, essa velocidade alcança cerca de 117m/s. Essa maior velocidade nas proximidades da saída da lança impacta negativamente na combustibilidade do carvão.

Como já observado anteriormente por ZHOU *et al.* (2017a) a injeção de partículas mais dispersa auxilia em uma maior disponibilidade de O₂ pois aumenta a razão de O/C, contribuindo para as reações de oxidação do carbono e, conseqüentemente, tendo como resultado um aumento dos valores de burnout. No entanto, altas velocidades que ocorrem

nos casos 5 tendem a concentrar as partículas de carvão na região central do reator, impactando negativamente na disponibilidade de O_2 , e nos valores de burnout.

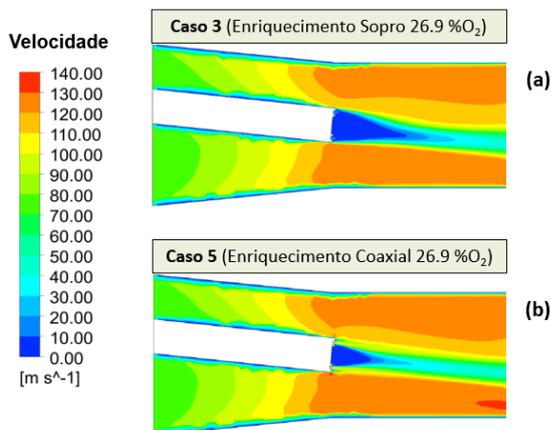


Figura 5.14 – Perfis de velocidade dentro da ventaneira para os casos 3 (a) e 5 (b) sendo injetado CM-B.

A Figura 5.15 mostra as frações molares de O_2 para um caso de enriquecimento pelo sopro (caso 3) e outro pela lança coaxial (caso 5), ambos com um teor de O_2 de 26,9%. Percebe-se que o método de enriquecimento convencional proporciona um perfil com um teor de oxigênio mais disperso, o que é benéfico para o aumento da disponibilidade de O_2 .

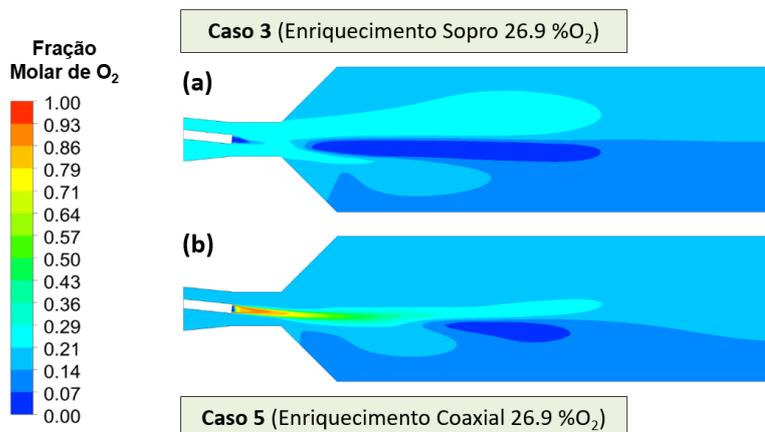


Figura 5.15 – Perfis de fração molar para os casos 3 (a) e 5 (b) sendo injetado CM-B.

Um outro impacto negativo relacionado com as altas vazões, praticadas nos testes com enriquecimento coaxial, está relacionado com a perda térmica resultante do maior volume de gás sendo injetado à baixas temperaturas (320K). Como consequência, tem-se um aumento de temperatura mais distante da ponta da lança, como pode ser observado na Figura 5.16. Da mesma forma que no reator simulado, a zona de combustão de um alto-forno tem um certo comprimento. Portanto, é de extrema importância que grande parte do PCI seja consumido ainda em seu interior para evitar problemas de permeabilidade no alto-forno. Com isso, é mais desejável que as partículas de carvão comecem a se desvolatilizar logo no início de suas trajetórias na zona de combustão, para que possam atingir valores de burnouts mais altos, antes de deixarem essa região.

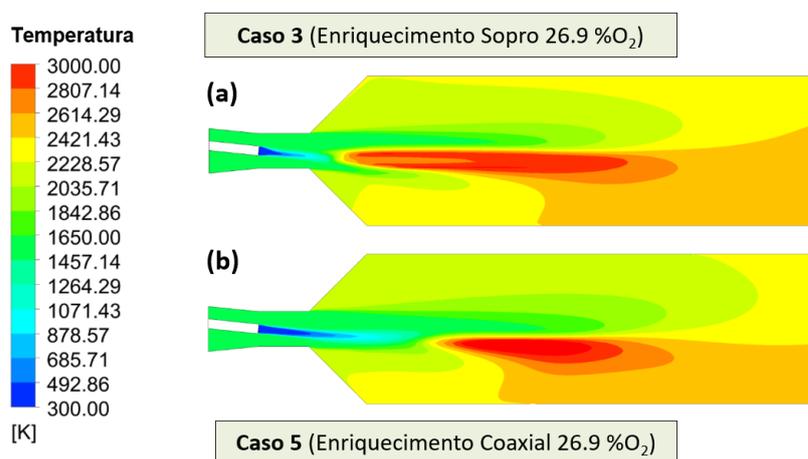


Figura 5.16 – Perfis de temperatura para os casos 3 (a) e 5 (b) sendo injetado CM-B.

A Figura 5.17 exibe a evolução das temperaturas das partículas, ao longo do reator, para cada um dos casos com injeção do carvão B. Nota-se que há uma grande diferença entre a curva obtida para o caso 5, quando comparada com os demais. Além de apresentar uma menor velocidade de aquecimento, no caso 5, em que há enriquecimento coaxial e o teor de O_2 é de 26,9%, atinge-se as mais baixas temperaturas (2475K ao final do reator). Isso, evidencia o efeito de perda térmica, citado anteriormente.

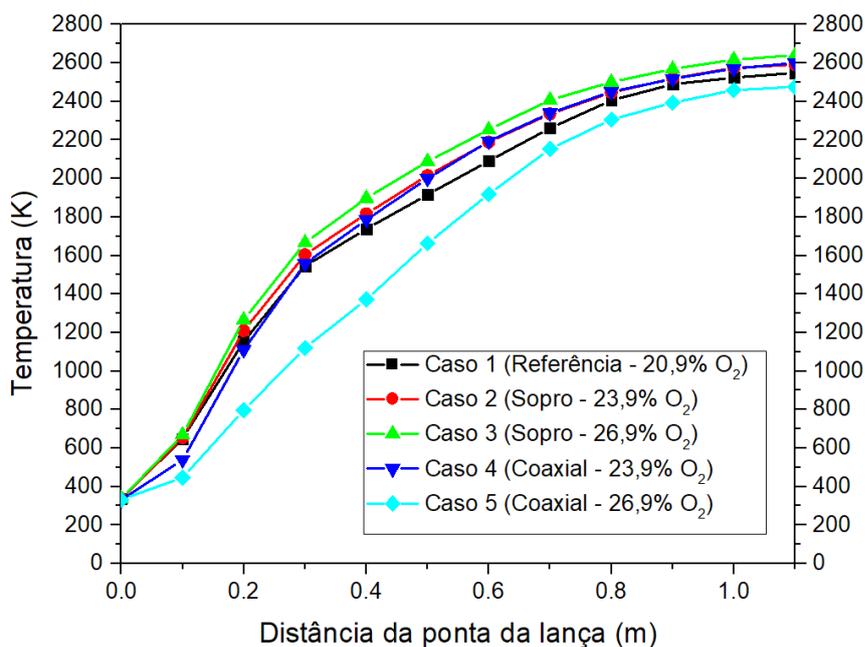


Figura 5.17 – Evolução das temperaturas das partículas de CM-B.

As altas velocidades do oxigênio injetado pela lança coaxial também impactam no tempo de residência das partículas de carvão dentro da zona de combustão. Como pode ser observado na Figura 5.18, para a injeção de carvão B, partículas apresentaram o menor tempo de residência no caso 5. Elas tiveram um menor tempo para serem consumidas, tendendo a apresentar uma diminuição de valores de burnout.

Comparando os outros casos presentes na Figura 5.18, observa-se um aumento do tempo de residência do caso referência para os casos 2 e 3. Isso pode ser justificado pelas maiores temperaturas, proporcionadas por um maior enriquecimento de O₂, que reduzem a densidade da fase gasosa e, conseqüentemente, diminuem a intensidade da força de arraste que atua sobre as partículas.

Esses efeitos observados para o carvão mineral B (CM-B), representados da Figura 5.14 até a Figura 5.18, também foram observados para os demais carvões minerais (Apêndice I). No entanto, os efeitos causados pela velocidade ficam mais evidentes no carvão B, devido à sua maior granulometria, e assim apresentar uma maior inércia e menos recirculações.

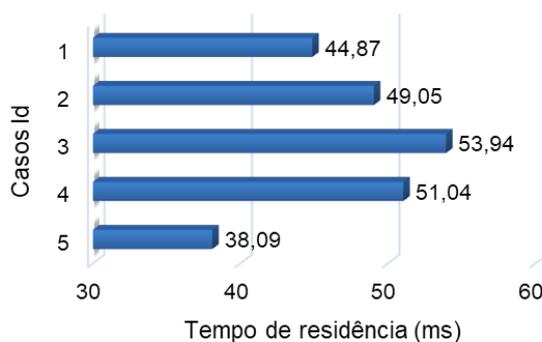


Figura 5.18 – Tempos de residência das partículas de CM-B.

Sendo assim, devido ao efeito de perda térmica causado pelo alto volume de gás injetado pelas lanças coaxiais (observados nos casos 5), o enriquecimento de O_2 pela lança coaxial passa a ser prejudicial para a combustibilidade do carvão, em uma vazão de $25Nm^3/h$, pois retarda o aumento de temperatura das partículas. Conforme foi observado por ZHOU *et al.* (2017a), a maior velocidade do gás nas proximidades da saída da lança também concentra as partículas, fazendo com que tenham uma menor disponibilidade de O_2 , prejudicando as reações de combustão. Outro importante impacto da maior velocidade da fase gasosa está relacionado com a aceleração das partículas, diminuindo o tempo de residência no reator, e resultando em menores burnouts já que o carvão permanece por um menor tempo na zona de combustão.

5.3.2. Efeito da Injeção de Misturas de Carvões no Burnout

Dentre os testes com injeção de misturas de carvão mineral (Mix-AB, Mix-AC e Mix-BC), todos na proporção de % em massa de 50/50, os únicos que apresentaram melhora no burnout, se comparados aos com injeção de um único carvão, foram os testes realizados com a mistura AB (mostrados anteriormente na Figura 5.9).

Essa mistura é composta de dois carvões com propriedades bem distintas. CM-A apresenta a menor granulometria (d_{50} igual a $41\mu m$) e o teor de voláteis mais baixo (19,95%). Enquanto, o CM-B apresenta o maior tamanho de partículas (d_{50} igual a $63\mu m$)

e o mais elevado teor de voláteis (32,5%). A Figura 5.19 mostra a evolução dos valores de burnout, nos casos referências (sem enriquecimento de O_2), em que ocorre a injeção unicamente do CM-A e CM-B (linhas tracejadas), assim como as performances desses mesmos carvões na mistura Mix-AB (linha contínua). Os valores de burnout para CM-A e CM-B nas misturas são mostrados isolando cada um deles, pois é possível analisar cada carvão separadamente nos testes envolvendo a injeção de misturas.

Analisando a Figura 5.19, percebe-se que para ambos os carvões, tem-se uma elevação de burnout no teste com injeção da mistura Mix-AB. Para CM-B, a maior diferença de burnout ocorre na parte intermediária do reator (por volta de 0,5m distante da lança). Esse aumento de burnout, pode ser justificado pela maior contribuição térmica, proporcionada pelo CM-A, logo ao sair da lança, devido ao seu maior poder calorífico e menor granulometria. Enquanto que para CM-A, essa maior diferença ocorre na região final (após 0,8m). Pois, há uma menor competição por O_2 nessa região, devido ao menor teor de carbono presente no CM-B, beneficiando a ocorrência das reações heterogêneas de oxidação envolvendo CM-A.

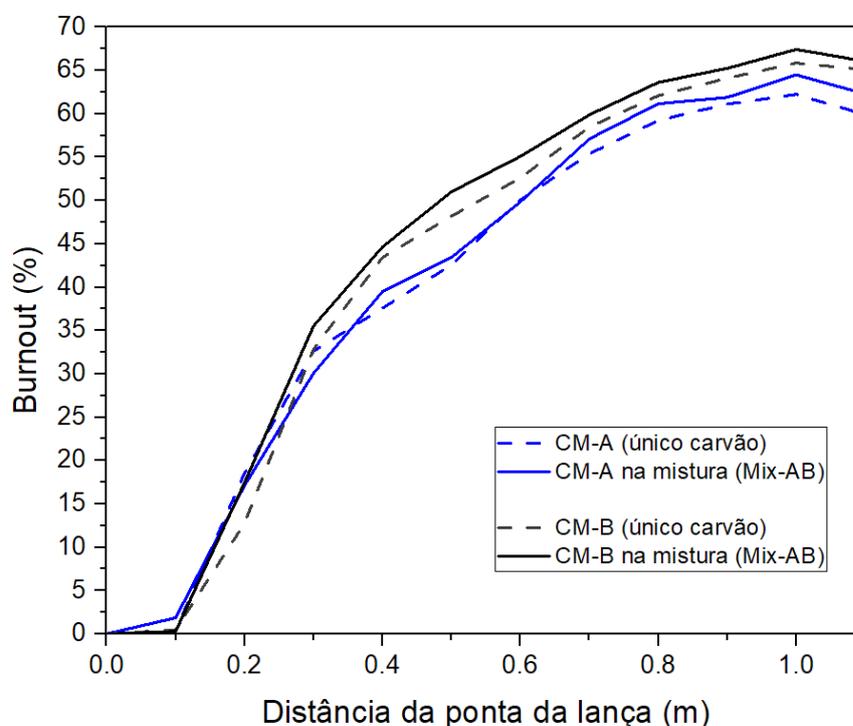


Figura 5.19 – Evolução de burnout para CM-A e CM-B injetados separadamente e em misturas considerando os casos referências.

Portanto, a mistura de CM-A com CM-B (Mix-AB) resultou em burnouts mais elevados para ambos os carvões. Isso se deve ao efeito sinérgico causado pela combinação de suas qualidades (baixa granulometria e elevada matéria volátil). O CM-A apresenta menor granulometria e um maior poder calorífico superior. Enquanto que o CM-B tem um maior teor de voláteis e, conseqüentemente, é consumido mais facilmente. Esse efeito sinérgico é uma alternativa para melhorar a performance de ambos os carvões, podendo ser atingido uma injeção mais equilibrada, mesmo com termo-redutores com propriedades físico-químicas diferentes.

5.4. Análise da Injeção de Misturas de Carvão Vegetal e Mineral

Nessa seção foram discutidos e analisados os resultados da combustão de carvões minerais e vegetais, todos com mesma granulometria, assim como de suas misturas, com o objetivo de comparar os dois termo-redutores e o efeito da injeção simultânea de ambos. Primeiramente, foram discutidos os resultados dos testes com a injeção de um único carvão em cada simulação, tomados como referência. Baseando-se nesses testes, foi realizada uma análise comparativa do processo de combustão entre os dois grupos de carvão, vegetal e mineral. Em seguida, os resultados obtidos através das simulações com misturas de ambos os tipos de carvões, em diferentes proporções, foram analisados e discutidos.

5.4.1. Comparação entre as Combustões dos Carvões Vegetais e Minerais

A Tabela V.3 exibe os resultados dos testes em que apenas um carvão foi injetado. Estes servirão como referência para a comparação dos testes em que foram injetadas as misturas.

Analisando os resultados da Tabela V.3, nota-se que CV-C e CM-A apesar de apresentarem teores similares de matéria volátil (VM), CV-C apresentou valor de burnout em torno de 15% superior ao apresentado pelo CM-A. Essa melhor performance já havia

vido previamente observada por Shiozawa (2013), e se deve ao fato das reações heterogêneas envolvendo o carbono presente nos carvões vegetais ocorrerem mais rapidamente que para os carvões minerais.

A Figura 5.20 mostra os perfis térmicos da fase gasosa ao longo do plano de simetria do reator para os testes envolvendo CV-C e CM-A, ambos com teores de matéria volátil similares. Comparando-os, nota-se que para o carvão vegetal (CV-C) a ignição ocorre de forma tardia, isso é causado devido ao maior teor de umidade (6,3%) presente em sua composição química, enquanto que para o carvão mineral (CM-A) esse valor é de 1,2%.

Tabela V.3 – Resultados dos testes referência com a injeção de um único carvão;

Único Carvão:	Matéria Volátil (%)	Burnout (%) (distante 925mm da ponta da lança)
CV-A	4,30	59,86
CV-B	10,20	65,97
CV-C	19,80	68,29
CM-A	19,95	59,16
CM-B	32,50	72,98
CM-C	26,85	65,54

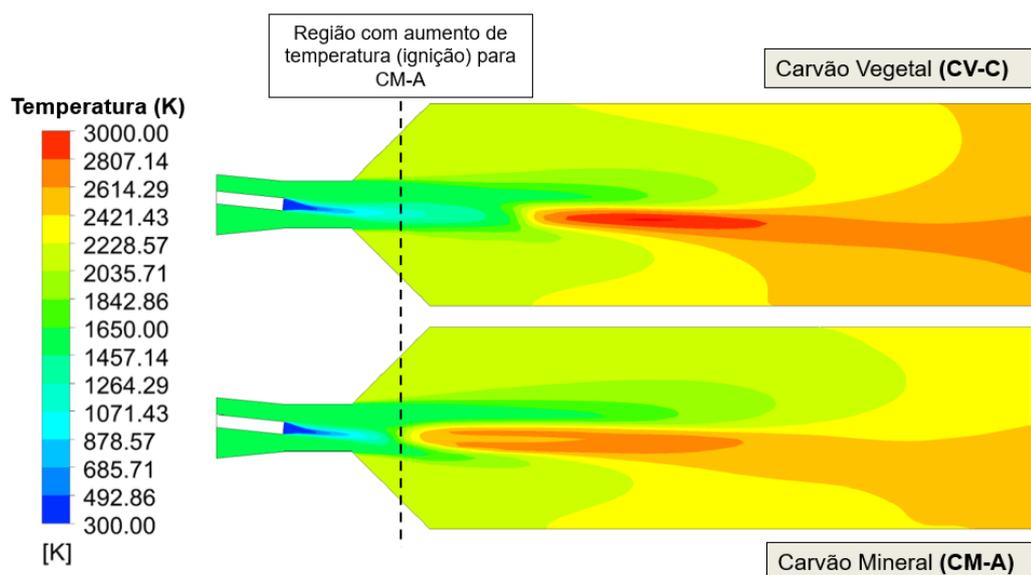


Figura 5.20 – Perfil térmico dos testes injetando CV-C e CM-A.

O gráfico apresentado pela Figura 5.21 exibe, para cada uma das simulações com os diferentes carvões, a evolução das temperaturas médias das partículas ao longo do reator após saírem da lança injetora. Como havia sido previamente observado pelo perfil térmico da fase gasosa, as temperaturas das partículas de carvão vegetal também apresentam um aquecimento mais tardio. No entanto, no final do reator, as temperaturas finais, para cada um dos carvões, são semelhantes.

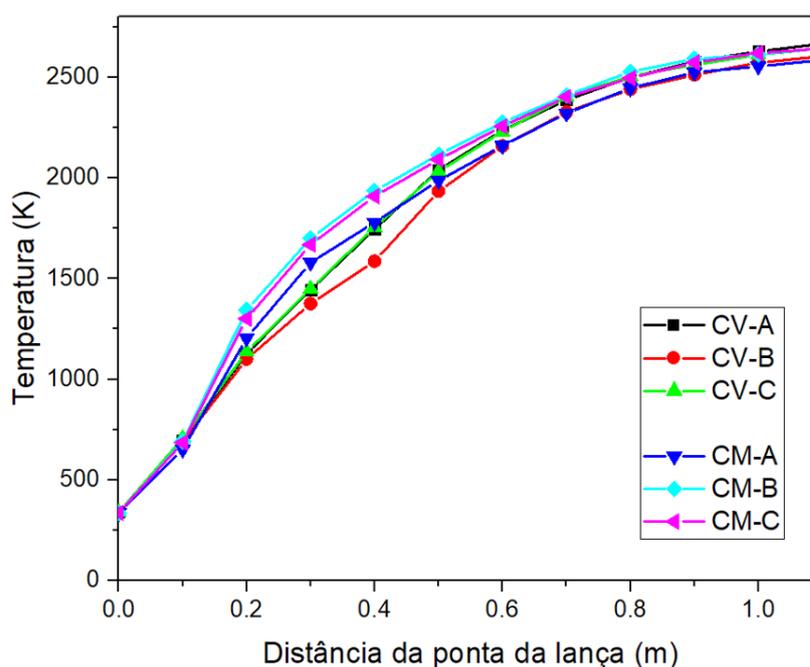


Figura 5.21 – Evolução da temperatura média das partículas ao longo do reator.

A ignição tardia apresentada pelos carvões de origem vegetal tem influência no processo de liberação de voláteis, conforme pode ser observado nas curvas, de teor de voláteis das partículas, representadas pela Figura 5.22. Os carvões vegetais, quando comparados com os de origem mineral, exibem um processo de desvolatilização mais lento. Entretanto, para todos os carvões em estudo, o comprimento do reator foi suficiente para que ocorresse a desvolatilização completa, beneficiando o processo de combustão.

A Figura 5.23 mostra a evolução de burnout para carvões em estudo. Apesar de os carvões vegetais apresentarem um início tardio da etapa de desvolatilização, para esses termo-

redutores, as reações heterogêneas envolvendo o carbono ocorrem mais rapidamente, quando comparadas às do carvão mineral. Dessa forma, ambos os tipos atingem o pico de burnout à uma distância da lança semelhante, por volta de 0,9m. Também é possível observar o melhor desempenho do CV-C comparado ao do CM-A, ambos com teores de voláteis similares.

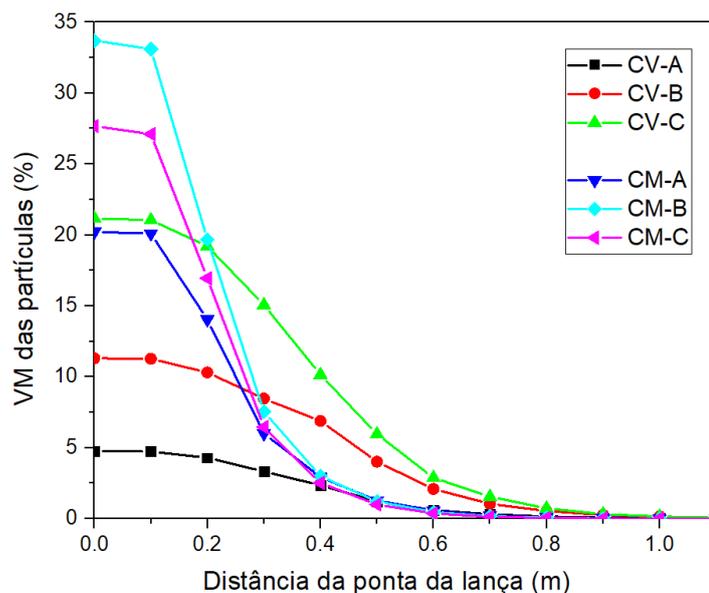


Figura 5.22 – Evolução do teor de voláteis (VM) das partículas ao longo do reator.

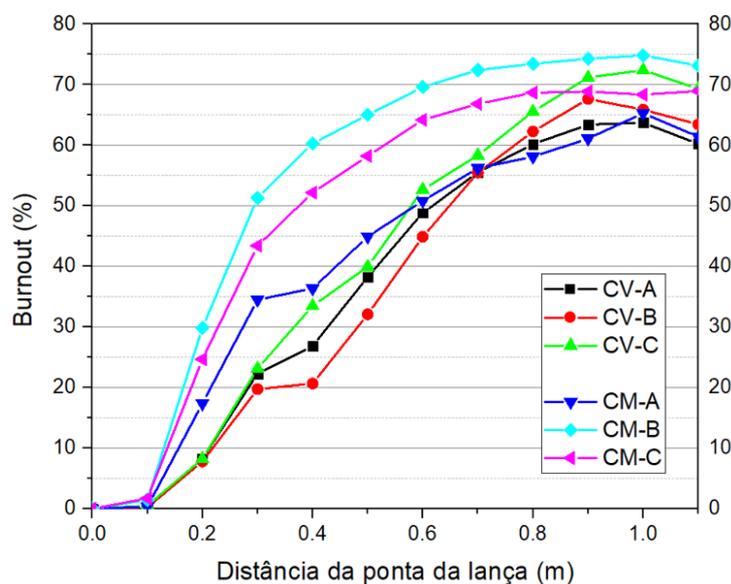


Figura 5.23 – Evolução de burnout das partículas ao longo do reator.

Portanto, comparando os carvões minerais e vegetais com mesma granulometria e teores de matéria volátil similares, o de origem vegetal tende a apresentar um valor de burnout em torno de 15% superior ao fim do reator (925mm após a lança), fato também observado por Shiozawa (2013). De acordo com os resultados discutidos nesse tópico, também pode-se inferir que o processo de desvolatilização para o carvão vegetal é mais lento devido ao seu maior teor de umidade, fazendo com que a temperatura da fase gasosa aumente mais distante da lança de injeção. Contudo, as reações heterogêneas envolvendo o carbono são mais velozes que para os carvões minerais, gerando um aumento de burnout ao fim do reator, corroborando com os estudos de POHLMANN *et al.* (2016) que afirmam que biorredutores podem ser utilizados para substituir o carvão mineral no processo de PCI em um alto-forno a coque.

5.4.2. Misturas de Carvão Vegetal e Mineral

Uma vez que foi discutido o processo de combustão de cada um dos carvões em estudo separadamente, nesta seção, foram discutidos os resultados obtidos a partir dos testes injetando misturas de carvões minerais com os vegetais, em diferentes proporções.

A Figura 5.24 apresenta os resultados gerais de valores de burnout obtidos, esses valores são mostrados para cada uma das misturas, em diferentes proporções, dos carvões vegetais (CV-A, CV-B e CV-C) com os três carvões minerais em estudo (CM-A, CM-B e CM-C). Então, esses resultados são comparados com os dos carvões minerais analisados na seção anterior (com a injeção de um único carvão, ou seja, 100% de carvão mineral), e considerados como referências.

No geral, misturar os dois tipos de termo-redutores resultou em um aumento dos valores de burnout, efeito observado para CM-A e CM-C, fato também observado por MATHIESON *et al.* (2012) que, a partir de resultados experimentais com misturas compostas por 15% de biorredutor, concluíram que a injeção de misturas de carvões minerais e vegetais representa uma alternativa para aumentar a eficiência de combustão no alto-forno. No entanto, para o CM-B, ao ser misturado aos carvões vegetais, exibiu

valor de burnout inferior ao obtido sozinho. Isso, porque ele possui um elevado teor de matéria volátil e, conseqüentemente, já apresenta uma elevada combustibilidade.

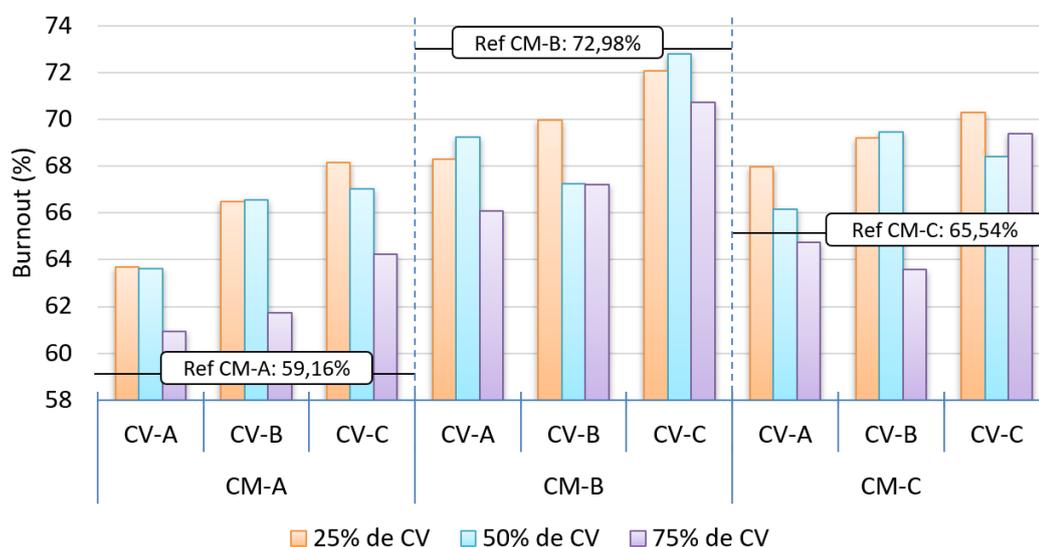


Figura 5.24– Resultados de burnout (à 925mm da lança) para os testes com as misturas injetadas.

Dentre os carvões vegetais, o CV-C resultou em misturas de melhor performance, isso porque esse é o carvão vegetal que já havia apresentado melhor performance separadamente devido ao seu maior teor de voláteis. O maior aumento de performance foi obtido ao misturar 25% de CV-C ao CM-A, resultando em um valor de burnout de 68,14%, o que corresponde a um aumento de aproximadamente 14%, comparado com a injeção de 100% de CM-A.

Pela Figura 5.24, percebe-se ainda que o burnout tende a diminuir ao aumentar a proporção de carvão vegetal de 25% para 75% na mistura. Comportamento diferente do que foi observado, na Figura 5.25, para a média da temperatura da fase gasosa presente no reator, que tende a aumentar ao elevar o teor de carvão vegetal na mistura de 25% para 75%.

As temperaturas médias, para os testes com injeção de CM-A e CM-C (com todos os carvões vegetais misturados), foram superiores às obtidas nos testes em que foram injetados sozinhos. Esse aumento de temperatura se deve à ocorrência de um efeito sinérgico, pois o carvão mineral entra em ignição primeiro, liberando calor e, em seguida, ocorre a ignição do carvão vegetal, também liberando calor. Portanto, para os testes com misturas, tem-se um maior comprimento de uma fase gasosa em elevadas temperaturas, resultando em um aumento da temperatura média no reator.

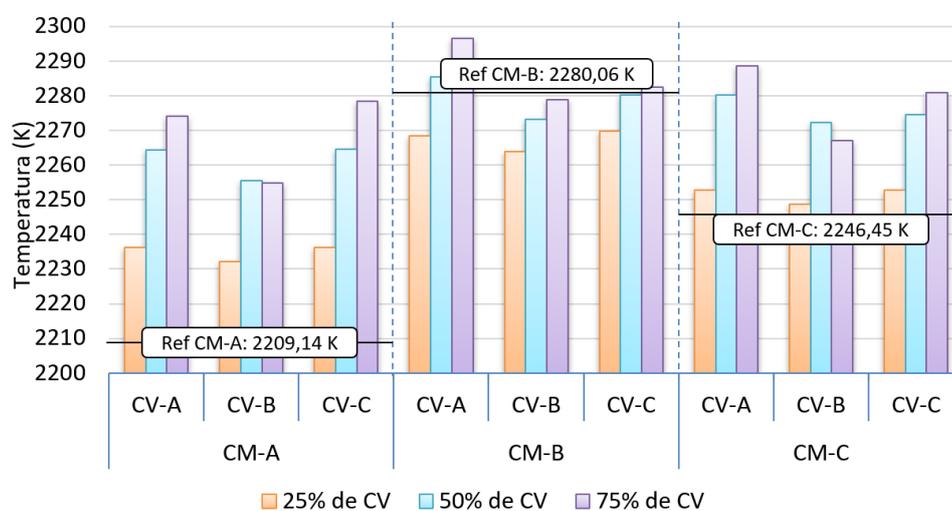


Figura 5.25– Resultados da média de temperatura no reator para os testes com as misturas injetadas.

As Figuras 5.26 a 5.28 exibem as curvas de evolução de burnout para cada proporção dos carvões vegetais misturados, respectivamente, aos carvões CM-A, CM-B e CM-C. Considerando as misturas envolvendo CM-A e CM-C (Figuras 5.26 e 5.28), a adição de 25% de carvão vegetal teve um efeito bastante positivo na combustibilidade. Isso porque, comparado ao carvão mineral puro, não houve uma mudança significativa no início do processo de desvolatilização, não havendo a ocorrência de ignição tardia. E, ao final do reator, os valores de burnouts resultantes foram mais elevados que para os carvões CM-A e CM-C puros. No entanto, a partir da proporção de 50% de carvão vegetal, os efeitos de ignição tardia começaram a serem observados. Considerando as misturas envolvendo o CM-B (Figura 5.27), devido a sua boa combustibilidade decorrente do seu

alto teor de volátil (32,5%), todas as misturas em estudo resultaram em um retardo do início do processo de combustão, prejudicando o valor de burnout final.

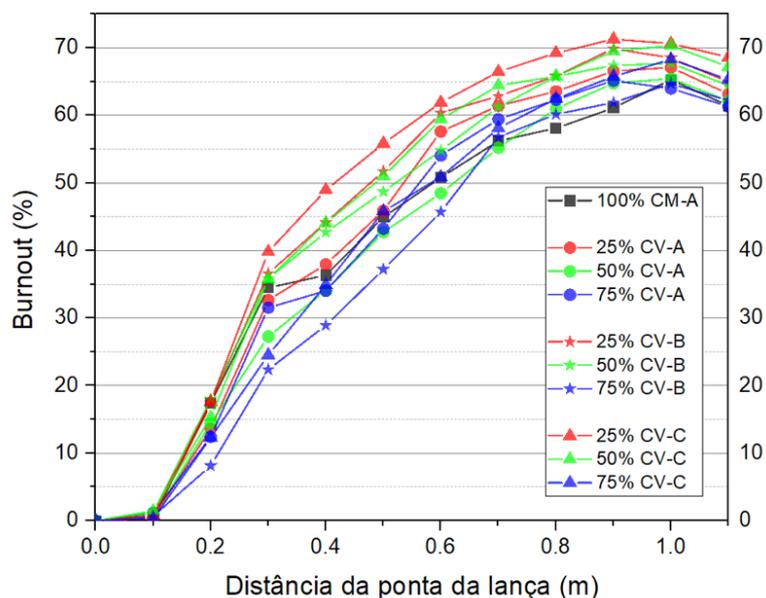


Figura 5.26 – Evolução de burnout para os testes das misturas de CM-A com os diferentes tipos de carvões vegetais.

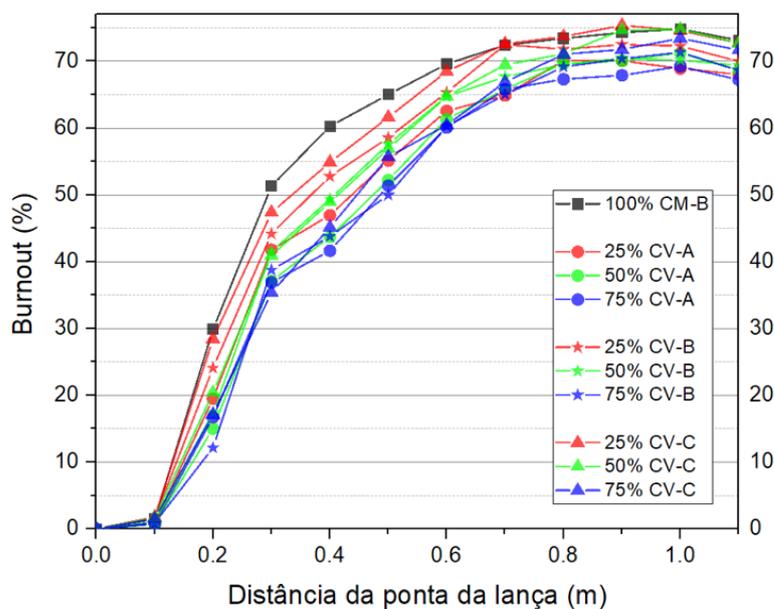


Figura 5.27 – Evolução de burnout para os testes das misturas de CM-B com os diferentes tipos de carvões vegetais.

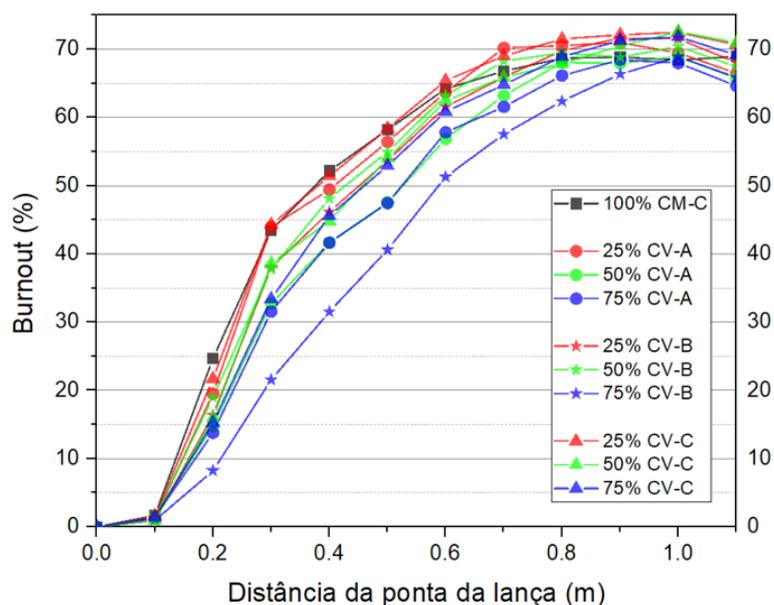


Figura 5.28 – Evolução de burnout para os testes das misturas de CM-C com os diferentes tipos de carvões vegetais.

Através dos resultados discutidos nesse tópico, pode-se inferir que misturas com 25% de carvão vegetal resultaram em ganhos significativos de burnout para CM-A e CM-C, com um aumento médio de, respectivamente, 10,4 e 5,2% (considerando os três tipos de carvão vegetal). Fato que não foi observado para o CM-B, que já apresentava uma elevada combustibilidade (72,98%) devido ao seu alto teor de voláteis (32,5%). Dentre todas as misturas simuladas, o maior aumento de performance foi obtido ao se misturar 25% de CV-C com CM-A. Resultando em um valor de burnout de 68,14%, o que corresponde a um aumento de 14% comparado com a injeção de CM-A puro.

5.5. Resultados Direcionados para a Prática Industrial

Com o objetivo de reduzir o consumo de coque no alto-forno e alcançar uma produção com maiores margens de lucro e produtividade, uma operação com elevadas taxas de injeção de PCI (próximo de 200kg/tgusa) é fundamental para os reatores mais competitivos ao redor do mundo. Contudo, para elevadas taxas de injeção, a eficiência de combustão do carvão injetado é de grande importância para manter o bom funcionamento

do alto-forno. Nesse trabalho, foram realizados dois principais estudos, um sobre os métodos de enriquecimento de O_2 e outro sobre a injeção de carvão vegetal pulverizado.

Sobre o estudo comparando o método de enriquecimento coaxial de O_2 com o método convencional, o método coaxial pode resultar em um aumento da eficiência de combustão do carvão. No entanto, para um enriquecimento de 6% de O_2 , ele resultou em uma redução desse índice de combustibilidade. Isso ocorreu devido à uma elevada vazão de O_2 ($25Nm^3/h$) sendo injetado em temperatura próxima da ambiente, retardando o aquecimento, concentrando e acelerando as partículas de carvão. Portanto, para o uso industrial de lanças coaxiais, deve-se manter uma vazão controlada, evitando que o gás injetado pela entrada coaxial atinja velocidades superiores a 100m/s.

A partir dos estudos sobre a injeção de carvão vegetal pulverizado e de suas misturas, os resultados obtidos forneceram um maior entendimento a respeito do uso desse biorredutor. Diante do aumento da eficiência de combustão alcançado nas simulações com o uso do carvão vegetal, ele pode ser considerado como uma alternativa, tanto do ponto de vista econômico quanto ambiental, para substituir a injeção de carvão mineral pulverizado, mesmo que de forma parcial. Em que misturas contendo 25% de carvão vegetal alcançaram os aumentos de eficiência de combustão mais significativos. Desse modo, com menores emissões de CO_2 , o uso desse biorredutor tem potencial para reduzir o impacto ambiental causado pela indústria siderúrgica ao redor do mundo.

6. CONCLUSÕES

Nesse estudo, um modelo computacional tridimensional de combustão de carvão mineral e vegetal foi desenvolvido e validado. E os seguintes estudos foram realizados:

A) O modelo foi aplicado para investigar os efeitos de dois métodos distintos de enriquecimento de O₂, convencional e pela lança coaxial, para três diferentes carvões minerais e suas misturas. Diante disso, as principais conclusões foram resumidas a seguir:

(A.I) CM-C apresentou os melhores valores de burnout dentre todos os carvões e misturas simulados. Essa alta performance se deve à baixa granulometria de suas partículas (d₅₀ igual a 48µm) combinada com o alto valor do teor de voláteis (26,85%).

(A.II) O enriquecimento de O₂ pela lança coaxial passa a ser prejudicial para a combustibilidade do carvão, em uma vazão de 25Nm³/h (caso 5), pois retarda o aumento de temperatura das partículas, e diminui a disponibilidade de O₂ e o tempo de residência do carvão no reator.

(A.III) A mistura de CM-A com CM-B (Mix-AB) resultou em burnouts mais elevados para ambos os carvões. Isso se deve ao efeito sinérgico causado pela combinação de suas qualidades (baixa granulometria e elevada matéria volátil, respectivamente).

B) Em seguida, o modelo também foi aplicado com objetivo de comparar o processo de combustão de três tipos de carvões minerais e três tipos de carvões vegetais, assim como realizar o estudo de diferentes proporções de suas misturas. As principais conclusões obtidas desse estudo estão listadas a seguir:

(B.I) Comparando os carvões vegetais e minerais com mesma granulometria e mesmo teor de volátil (CV-C e CM-A), os de origem vegetal tendem a apresentar valor de burnout em torno de 15% superior ao fim do reator (925mm após a lança).

- (B.II) O processo de desvolatilização para o carvão vegetal é mais lento devido ao seu maior teor de umidade, fazendo com que a temperatura da fase gasosa aumente mais distante da lança de injeção. No entanto, as reações heterogêneas envolvendo o carbono são mais velozes que para os carvões minerais, gerando um aumento de burnout ao fim do reator.
- (B.III) Misturas com 25% de carvão vegetal resultaram em ganhos significativos de burnout para CM-A e CM-C, com um aumento médio de, respectivamente, 10,4 e 5,2% (considerando os três tipos de carvão vegetal utilizados).
- (B.IV) O maior aumento de performance, ao se utilizar misturas, foi obtido ao se misturar 25% de CV-C com CM-A. Resultando em um valor de burnout de 68,14%, o que corresponde a um aumento de 14% comparado com a injeção de CM-A puro.

7. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Com base no trabalho desenvolvido, verifica-se que há possibilidade para as seguintes investigações futuras:

- Adaptar o presente modelo para representar a zona de combustão de um alto-forno a coque (em vez do domínio de um reator) com a presença de coque.
- Fazer modificações na geometria da lança e da ventaneira com o intuito de aumentar a dispersão das partículas injetadas.
- Utilizar lanças duplas para a injeção de carvões minerais e vegetais em diferentes regiões da ventaneira (mais próximo ou mais distante de seu início), pois esses carvões apresentam diferentes pontos de ignição.

8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ANSYS. ANSYS CFX- Solver Theory Guide. Canonsburg: ANSYS, Inc. 2017.
- BABICH, A.; SENK, D. Biomass use in steel industry: back to the future. *Stahl Eisen*, v.133, n.5, p. 57-67, 2013.
- BALLAL, N. Some challenges and opportunities in blast furnace operations. *Transactions of the Indian Institute of Metals*, v.66, n.5-6, p.483-489, 2013.
- CASTRO, L. F. A.; TAVARES, R. P.; MORELATO, A. P. Injeção de Carvão Pulverizado nas Ventaneiras do Alto-Forno. Belo Horizonte: Escola de Engenharia da UFMG - Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, 184p, 1997.
- CASTRO, L.; FIGUEIRA, R.; TAVARES, R. Princípios básicos e processos de fabricação do gusa ao aço líquido. Apostila UFMG. Belo Horizonte, 2004.
- CASTRO, J. A. DE et al. A Six-phases 3-D Model to Study Simultaneous Injection of High Rates of Pulverized Coal and Charcoal into the Blast Furnace with Oxygen Enrichment. v. 51, n. 5, p. 748–758, 2011.
- CASTRO, J. A. DE et al. Analysis of the combined injection of pulverized coal and charcoal into large blast furnaces. *Journal of Materials Research and Technology*, v.2, n.4, p. 308-314, 2013.
- CARRASCAL, D.; BAREA, R.; MARTÍN, R.; MOCHÓN, J. Extended use of helium tracing technique and assessment of blast furnace shaft permeability. *Ironmaking & Steelmaking*, v.35, n.1, p.51-55, 2008.
- CHUNG, J. K.; HAN, J. W.; LEE, J. H. Coke properties at tuyere level in blast furnace with pulverized coal injection. *Metals and Materials*, v.2, n.1, p.1-7, 1996.
- CHUNG, J.-K.; HUR, N.-S. Tuyere Level Coke Coal Injection Characteristics In Blast Furnace with Pulverized. *ISIJ International*, v.37, n.11, p.9-1, 1997.

DU, S.; CHEN, W. Numerical prediction and practical improvement of pulverized coal combustion in blast furnace. *Int. Commun. Heat Mass Transfer*, v.33, p.327-334, 2006.

DU, S. W.; CHEN, W. H.; LUCAS, A. L. Pulverized coal burnout in blast furnace simulated by a drop tube furnace. *Energy* v.35, p.576-581, 2010.

GU, M. et al. Three-dimensional simulation of the pulverized coal combustion inside blast furnace tuyere. *Applied Mathematical Modelling*, v. 34, n. 11, p. 3536–3546, 2010.

GUO, B.; et al. Three-dimensional simulation of flow and combustion for pulverised coal injection. *ISIJ International*, v.45, p.1272-1281, 2005.

KALKREUTH, W. et al. Exploring the possibilities of using Brazilian subbituminous coals for blast furnace pulverized fuel injection. *Fuel*, v.84, p.763-772, 2005.

KUANG, S.; LI, Z.; YU, A. Recent developments in the modeling and simulation of blast furnace ironmaking. *Steel Research int.*, v.87, n.9999, p.1-25, 2017.

FELICIANO-BRUZUAL, C.; MATHEWS, J. A. Bio-PCI charcoal injection in blast furnaces: State of the art and economic perspectives. *Rev Metal*. V.49, n.6, p.458–68, 2013.

GASPARINI, V. M. Desenvolvimento de um modelo de controle de processos para altos-fornos a coque aplicado a altos-fornos industriais. Tese de Doutorado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas da Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte, 2016.

GEERDES, M; et al. *Modern blast furnace ironmaking – an introduction*. IOS Press, Amsterdam, 3ed, 218p, 2015.

GERDAU FLORESTAL; *Treinamento Interno de Produção e Utilização de Carvão Vegetal*, 2016. apud SILVA, G. L. R. *Utilização de moinha de biorredutor e pneu inservível na produção de coque metalúrgico*. Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Materiais da REDEMAT. Ouro Preto-MG, 2016.

GHOSH, S.; VISWANATHAN, N.; BALLAL, N. Flow Phenomena in the dripping zone of blast furnace - a review. *Steel Research Int.* v.87, n.9999, p.1-25, 2017.

GIROLAMO, A.; et al. Ignitability and combustibility of Yallourn pyrolysis char under simulated blast furnace conditions. *Fuel Processing Technology*, v.156, pp.113-123, 2017.

GOSMAN, A. D; LOANNIDES, E. Aspects of Computer Simulation of Liquid-Fueled Combustors. *J. Energy*, v.7, n.6, p.482-490, 1983.

GUO, B.; et al. Three-dimensional simulation of flow and combustion for pulverised coal injection. *ISIJ International*, v.45, n.9, pp.1272-1281, 2005.

JINDAL, A.; PUJARI, S.; SANDILYA, P.; GANGULY, S. A reduced order thermo-chemical model for blast furnace for real time simulation. *Computers and Chemical Engineering*, v.31, p.1484-1485, 2007.

LIAO, J.; YU, A. B.; SHEN, Y. Modelling the injection of upgraded brown coals in an ironmaking blast furnace. *Powder Technology*, v. 314, p.550-556, 2017.

LIPUNOV, S.; RUSSKIKH, V.; KOSOLAP, N. Maximizing the use of pulverized-coal fuel in the blast-furnace shop at the Mariupol Metallurgical Combine. *Metallurgist*, v.58, n.11-12, p.1080-1085, 2015.

LIU, Y.; SHEN, Y. Computational fluid dynamics study of biomass combustion in a simulated ironmaking blast furnace: effect of the particle shape. *Energy Fuels*, v.32, p.4372–4381, 2018.

LIU, Y.; SHEN, Y. Combined Experimental and Numerical Study of Charcoal Injection in a Blast Furnace: Effect of Biomass Pretreatment. *Energy & Fuels*, v. 34, n. 1, p. 827–841, 2020.

LU, L. et al. Chemical structure of chars prepared under conditions prevailing in the blast furnace PCI operation. *ISIJ International*, v.42, n.8, p.816-825, 2002.

MAGNUSSEN, B.; HJERTAGER, B. On mathematical modeling of turbulent combustion with special emphasis on soot formation and combustion. Symposium (International) on Combustion, v.16, n.1, p.719-729, 1977.

MATHIESON, J. G.; TRUELOVE, J. S.; ROGERS, H. Toward an understanding of coal combustion in blast furnace tuyere injection. Fuel, v.84, n.10, p.1229-1237, 2005.

MATHIESON, J. G. et al. Reducing net CO₂ emissions using charcoal as a blast furnace tuyere injectant. ISIJ International, v. 52, n. 8, p. 1489–1496, 2012.

MOURÃO, M.; et al. Introdução à siderurgia. Associação Brasileira de Metalurgia, Materiais e Mineração, São Paulo, 428p, 2011.

MOUSA, E.; et al. Biomass applications in iron and steel industry: An overview of challenges and opportunities. Renewable and Sustainable Energy Reviews, Luleå, Sweden, p. 1248-1264, 2016.

NOGAMI, H.; YAMAOKA, H.; TAKATANI, K. Raceway design for the innovative blast furnace. ISIJ International, v.44, p.2150-2158, 2004.

OLIVEIRA, G. M.; et al. Estudo do Fluxo de Materiais Pulverizados em Simulador de Injeção de Ventaneiras de Altos-Fornos através de Vídeo-Fotografia. Tecnologia em Metalurgia e Materiais, v.3, n.4, p.7-15, 2007.

OMORI, Y. et al. Blast Furnace Phenomena and Modelling. The Iron and Steel Institute of Japan. New York: Elsevier, 1987. 631p.

PANDEY, B.; YADAV, U. Blast furnace performance as influenced by burden distribution. Ironmaking & Steelmaking, v.26, n.3, p.187-192, 1999.

POHLMANN, J. G. et al. Combustion of eucalyptus charcoals and coals of similar volatile yields aiming at blast furnace injection in a CO₂ mitigation environment. Journal of Cleaner Production, v. 129, p. 1–11, 2016.

SANTOS, B. O. A. Simulação física a frio e numérica da injeção de combustíveis auxiliares em ventaneiras de altos-fornos. Dissertação de Mestrado apresentada ao

Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Materiais da REDEMAT. Ouro Preto-MG, 2012.

SCHILLER, L.; NAUMANN, A. Z. Über die grundlegenden Berechnungen bei der Schwerkraftaufbereitung. VDI, v.77, p.318-320, 1933, apud ANSYS. ANSYS CFX-Solver Theory Guide. Canonsburg: ANSYS, Inc. 2017.

SHEN, Y. Mathematical modelling of the flow and combustion of pulverized coal injected in ironmaking blast furnace. Tese de Doutorado apresentada à School of Materials Science and Engineering em University of New South Wales. Australia, 2008.

SHEN, Y. S.; et al. Three-dimensional modelling of Coal Combustion in Blast Furnace. ISIJ International, v.48, p.777-786, 2008.

SHEN, Y. S.; et al. Computational fluid dynamics study of pulverized coal combustion in blast furnace raceway. Ind. Eng. Chem. Res., v.48, p.10314-10323, 2009.a

SHEN, Y.; et al. Model study of the effects of coal properties and blast conditions on pulverized coal combustion. ISIJ International, v.49, n.6, p.819-826, 2009.b

SHEN, Y. S.; et al. Three-dimensional modelling of in-furnace coal/coke combustion in a blast furnace. Fuel, v.90, p.728-738, 2011.

SHEN, Y. S.; et al. Model study of the effect of bird's nest on transport phenomena in the raceway of an ironmaking blast furnace. Minerals Engineering, v.63, p.91-99, 2014.

SHEN, Y.; YU, A. Characterization of coal burnout in the raceway of an ironmaking blast furnace. Steel Research International, v.86, n.6, p.604-611, 2015.

SHIOZAWA, T. Numerical modelling of multiphase flow in raceway of ironmaking blast furnace. Tese de Doutorado apresentada à School of Materials Science and Engineering em University of New South Wales. Australia, 2013.

SILVA, G. L. R. Utilização de moinha de biorredutor e pneu inservível na produção de coque metalúrgico. Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Materiais da REDEMAT. Ouro Preto-MG, 2016.

SPALDING, D. B. Mixing and chemical reaction in steady confined turbulent flames. Symposium (International) on Combustion, v.13, n.1, p.649-657, 1971.

STEEGHS, A.; et al. High injection rates of coal into the blast furnace. Metallurgical Plant and Technology International, n.3, p. 58-65, 1994. apud CASTRO, L. F. A., TAVARES, R. P., MORELATO, A. P. Injeção de Carvão Pulverizado nas Ventaneiras do Alto-Forno. Belo Horizonte: Escola de Engenharia da UFMG - Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, 184p, 1997.

STEER, J. M.; et al. Opportunities to improve the utilisation of granulated coals for blast furnace injection. Fuel, v.151, pp.40-49, 2015.

SU, X.; ZHANG, S.; YIN, Y.; XIAO, W. Prediction model of permeability index for blast furnace based on the improved multi-layer extreme learning machine and wavelet transform. Journal of the Franklin Institute, p.1-29, 2017.

SUOPAJÄRVI, H.; et al. Extensive review of the opportunities to use biomass-based fuels in iron and steelmaking processes. Journal of Cleaner Production (148), p 709-734. 2017.

UBHAYAKAR, S. K.; STICKLER, D. B.; GANNON, R. E. Modelling of entrained- bed pulverized coal gasifiers. Fuel, v.56, p.281-291, 1977.

UEDA, S. et al. Recent progress and future perspective on mathematical modeling of blast furnace. ISIJ International, v. 50, n. 7, p. 914–923, 2010.

VAMVUKA, D.; SCHWANNEKAMP, G; GUDENAU, H. Combustion of pulverized coal with additives under conditions simulating blast furnace injection. Fuel, v.79, n.9, pp.1145-1150, 1996.

WIJAYANTA, A. T.; et al. Combustibility of biochar injected into the raceway of a blast furnace. Fuel Processing Technology, v.117, p.53-59, 2014a.

WIJAYANTA, A. T. et al. Numerical Study on Pulverized Biochar Injection in Blast Furnace. ISIJ International, v. 54, n. 7, p. 1521–1529, 2014b.

WORLDSTEEL. Steel's contribution to a low carbon future and climate resilient societies - worldsteel position paper. World Steel Association, 2020.

ZHOU, Z.; et al. Effect of local oxygen-enrichment ways of oxygen-coal double lance on coal combustion. ISIJ International, v.57, n.2, p. 279-285, 2017a.

ZHOU, Z. et al. Effect of Oxygen-Coal Lance Configurations on Coal Combustion Behavior. Steel Research International, v.88, n. 1, p.1-9, 2017b.

9. PUBLICAÇÕES DO AUTOR RELACIONADAS COM O TRABALHO

VIEIRA, D. S. D.; LEMOS, L. R.; PEREIRA, G. R. S. Effect of Coaxial Oxygen Enrichment on Three Different Coals and their Blends. *Ironmaking & Steelmaking*, 2020. DOI: 10.1080/03019233.2020.1762387.

APÊNDICE I

Considerando o estudo sobre os métodos de enriquecimento de O_2 pelo sopro e pela lança coaxial. As figuras a seguir mostram os resultados apresentados e discutidos na seção 5.3.1 (Diferenças entre os Métodos de Enriquecimento Convencional e Coaxial) para cada um dos carvões (CM-A, CM-B e CM-C) e suas misturas (Mix-AB, Mix-AC e Mix-BC), já que na seção correspondente, haviam sido expostos apenas os resultados referentes ao CM-B.

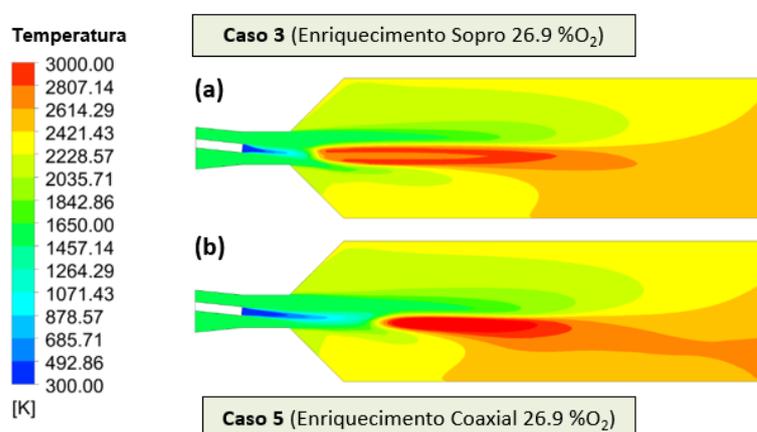


Figura A. 1 – Perfis de temperatura para os casos 3 (a) e 5 (b) sendo injetado CM-A.

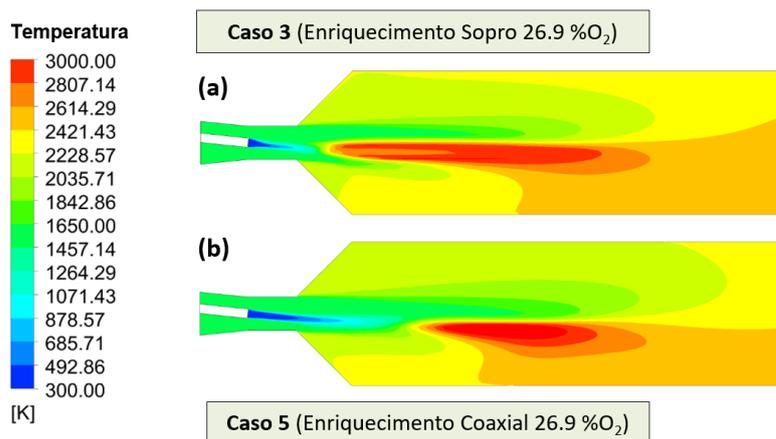


Figura A. 2 – Perfis de temperatura para os casos 3 (a) e 5 (b) sendo injetado CM-B.

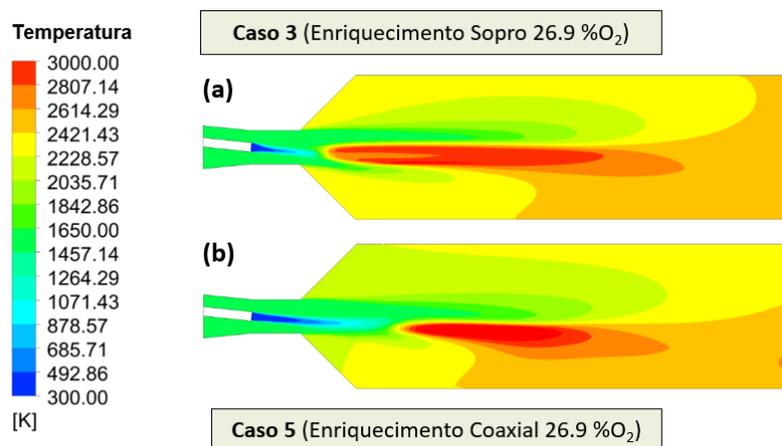


Figura A. 3 – Perfis de temperatura para os casos 3 (a) e 5 (b) sendo injetado CM-C.

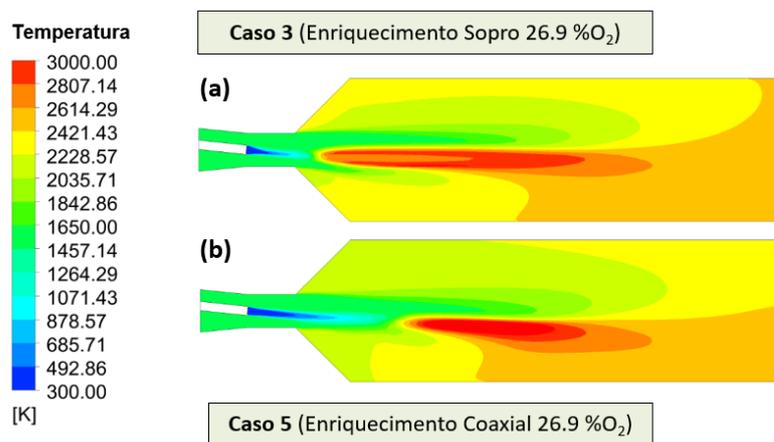


Figura A. 4 – Perfis de temperatura para os casos 3 (a) e 5 (b) sendo injetado Mix-AB.

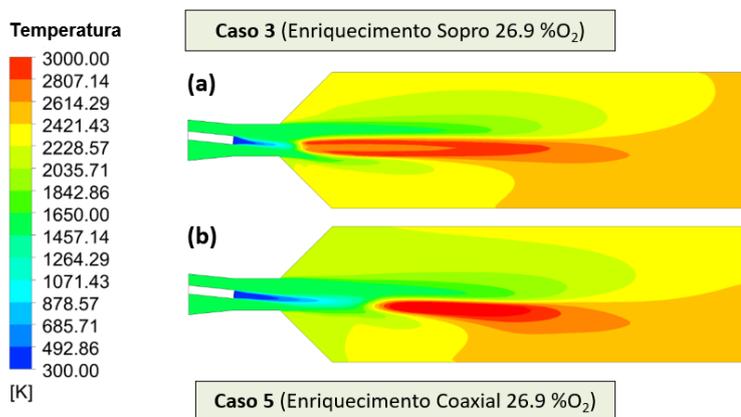


Figura A. 5 – Perfis de temperatura para os casos 3 (a) e 5 (b) sendo injetado Mix-AC.

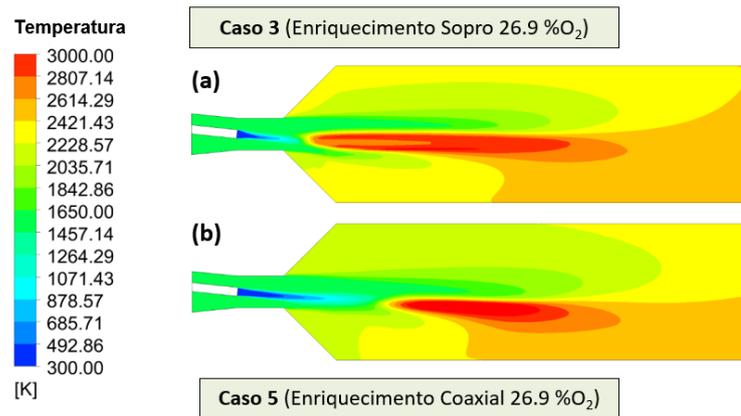


Figura A. 6 – Perfis de temperatura para os casos 3 (a) e 5 (b) sendo injetado Mix-BC.

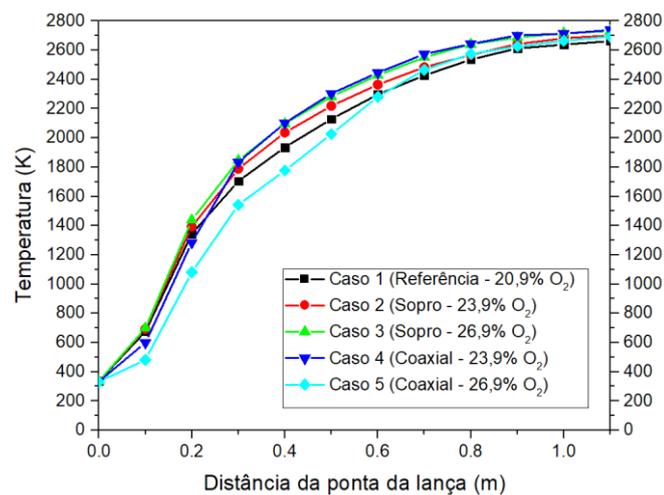


Figura A. 7 – Evolução das temperaturas das partículas de CM-A

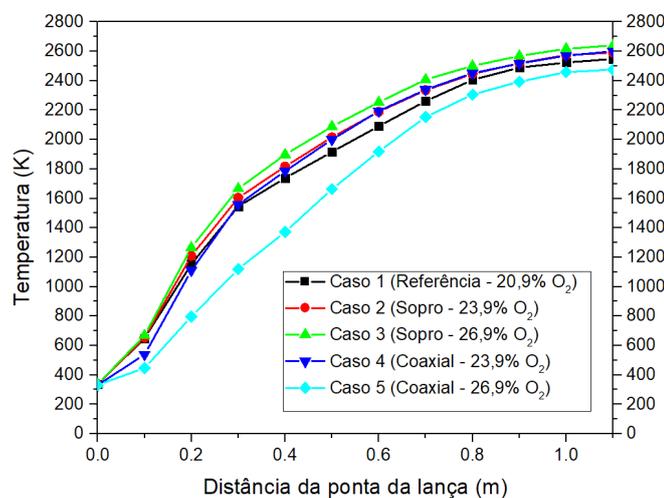


Figura A. 8 – Evolução das temperaturas das partículas de CM-B.

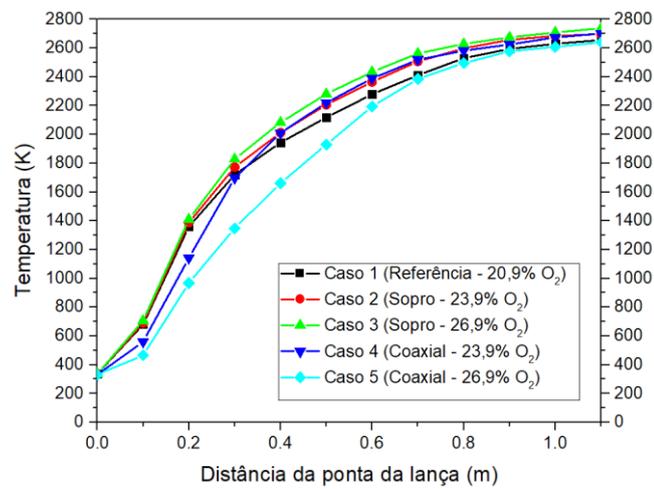


Figura A. 9 – Evolução das temperaturas das partículas de CM-C.

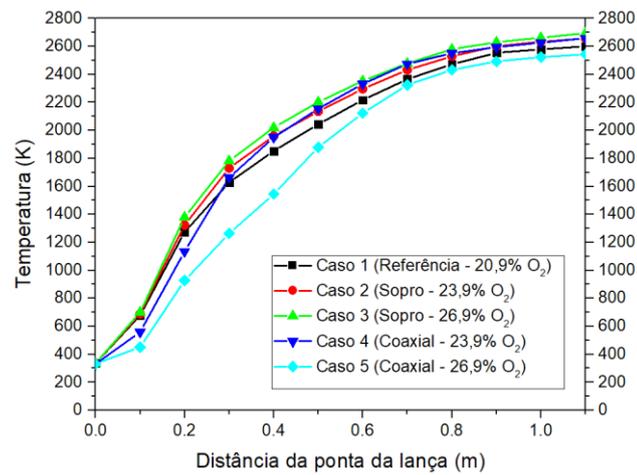


Figura A. 10 – Evolução das temperaturas das partículas de Mix-AB.

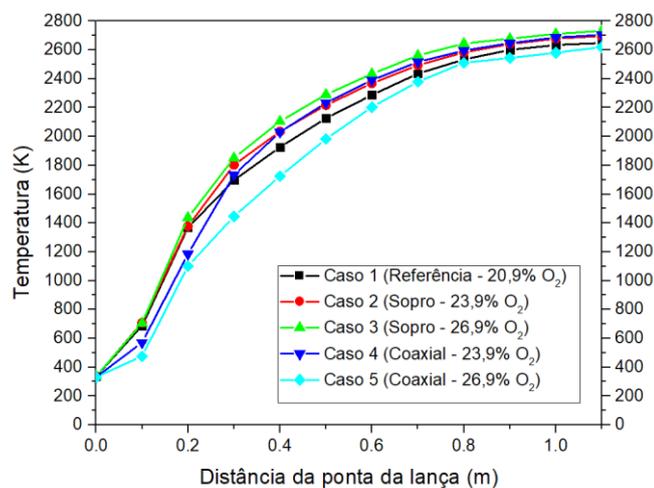


Figura A. 11 – Tempos de residência das partículas de Mix-AC.

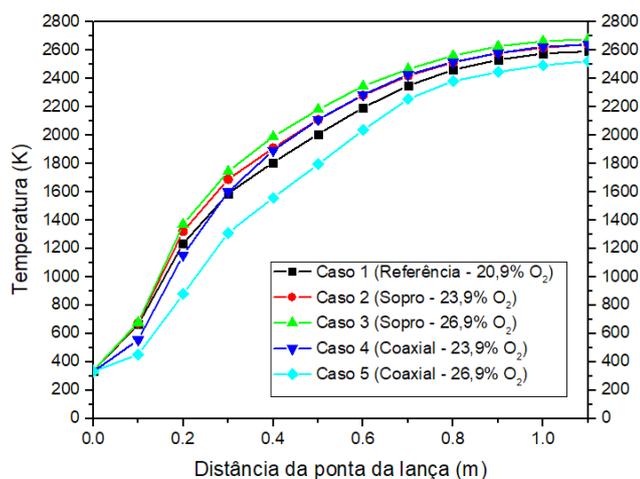


Figura A. 12 – Tempos de residência das partículas de Mix-BC.

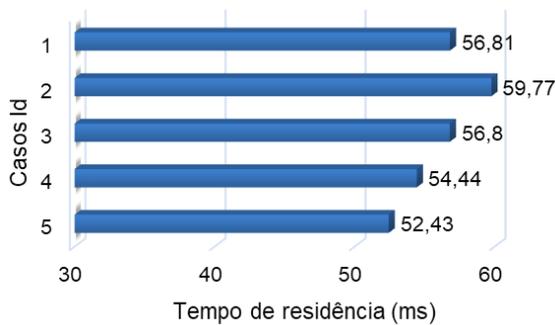


Figura A. 13 – Tempos de residência das partículas de CM-A.

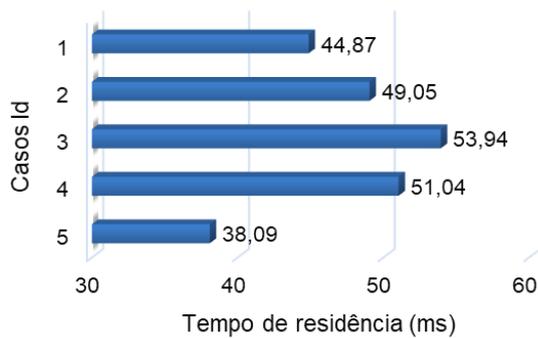


Figura A. 14 – Tempos de residência das partículas de CM-B.

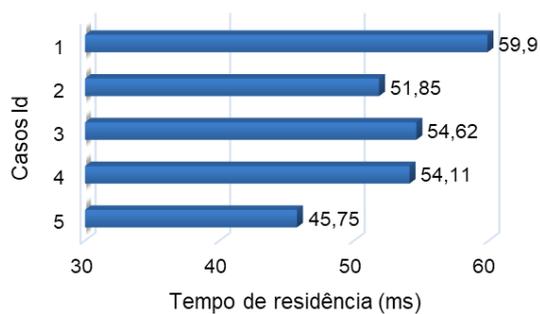


Figura A. 15 – Tempos de residência das partículas de CM-C.

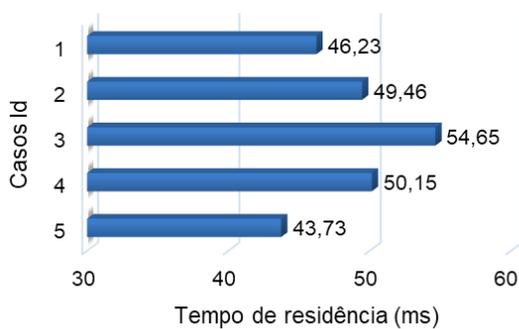


Figura A. 16 – Tempos de residência das partículas de Mix-AB.

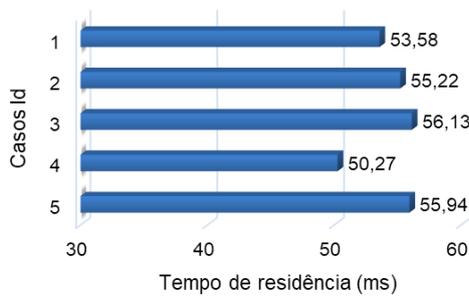


Figura A. 17 – Tempos de residência das partículas de Mix-AC.

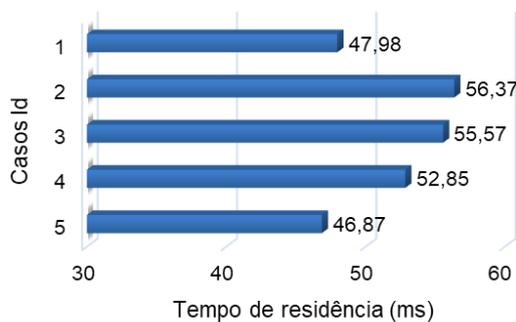


Figura A. 18 – Tempos de residência das partículas de Mix-BC.