



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
“JÚLIO DE MESQUITA FILHO”
CAMPUS DE GUARATINGUETÁ

DIEGO JHOVANNY MARIÑOS ROSADO

Economia de energia em fornos de reaquecimento utilizados na indústria siderúrgica

Guaratinguetá - SP
2020

Diego Jhovanny Mariños Rosado

Economia de energia em fornos de reaquecimento utilizados na indústria siderúrgica

Dissertação apresentada à Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica na área de Transmissão e Conversão de Energia.

Orientador: Prof. Dr. João Andrade de Carvalho Jr

Co-orientador: Prof. Dr. Andrés Mendiburu Zevallos

Guaratinguetá - SP
2020


R788e	<p>Rosado, Diego Jhovanny Mariños</p> <p>Economia de energia em fornos de reaquecimento utilizados na indústria siderúrgica / Diego Jhovanny Mariños Rosado – Guaratinguetá, 2020.</p> <p>181 f : il.</p> <p>Bibliografia: f. 141-155</p> <p>Dissertação (Mestrado) – Universidade Estadual Paulista, Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá, 2020.</p> <p>Orientador: Prof. Dr. João Andrade de Carvalho Junior</p> <p>Co-Orientador: Prof. Dr. Andrés Mendiburu Zevallos</p> <p>1. Combustão. 2. Fornos. 3. Calor - Transmissão. I. Título</p> <p>CDU 662.611(043)</p>
-------	--

DIEGO JHOVANNY MARIÑOS ROSADO

ESTA DISSERTAÇÃO FOI JULGADA ADEQUADA PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE
“MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA”

PROGRAMA: ENGENHARIA MECÂNICA
ÁREA: ENERGIA

APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO


Prof. Dr. Ivonete Ávila
Coordenadora

BANCA EXAMINADORA:


Prof. Dr. JOÃO ANDRADE DE CARVALHO JÚNIOR
Orientador / UNESP-FEG


Prof. Dr. JOSÉ ALEXANDRE MATELLI
UNESP-FEG


Prof. Dr. CHRISTIAN JEREMI RODRIGUEZ CORONADO
UNIFEI

DADOS CURRICULARES

DIEGO JHOVANNY MARIÑOS ROSADO

NASCIMENTO	20.03.1994 – CHIMBOTE / ÁNCASH - PERÚ
FILIAÇÃO	Eduardo Roger Mariños Vásquez Nancy Rene Rosado Nuñez
2012 / 2017	Curso de Graduação Engenharia em Energia – Universidad Nacional del Santa, Perú.
2018 / 2020	Curso de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, nível de Mestrado, na Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá da Universidade Estadual Paulista.

Dedicado aos meus pais Roger e Nancy, e aos meus irmãos Sally e Richie, pelo amor, esforço, apoio moral e incondicional neste estágio da minha vida.

AGRADECIMENTOS

A *Deus* pela oportunidade de me fazer viver essa nova experiência, por me fazer sentir sua fé e sua glória todos os dias.

Ao meu orientador, *Prof. Dr. João Andrade de Carvalho Junior* por seus conselhos e por ter me guiado na elaboração desta dissertação de Mestrado.

Ao meu co-orientador, *Prof. Dr. Andrés Armando Mendiburu Zevallos* pelo apoio e orientação durante a elaboração desta dissertação.

Ao meu amigo o *Eng. Fernando H. Mayworm de Araújo* pelo apoio na toma de dados nos diferentes processos do forno de reaquecimento, e pelo conhecimento transmitido durante minha estadia na indústria siderúrgica.

Aos professores da Pós-Graduação pelos conhecimentos transmitidos nas diferentes matérias.

À Universidade Estadual Paulista, Faculdade de Engenharia, Campus de Guaratinguetá, por me acolher em suas salas de estudo.

À FAPESP (Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo) pelo apoio deste trabalho através do Projeto 2017/08975-1.

Ao pessoal da indústria siderúrgica, em especial à *Eng. Lara Moreira* e aos demais membros da equipe de especialistas do Fabril LTQ, pela oportunidade de estágio nos fornos de aquecimento de placas da usina ArcelorMittal Tubarão.

Aprendi através da experiência amarga a suprema lição: controlar minha ira e torná-la como o calor que é convertido em energia. Nossa ira controlada pode ser convertida numa força capaz de mover o mundo.

Mahátma Gândhi (1869 – 1948)

MARIÑOS, R. D. Energia: **Economia de energia em fornos de reaquecimento utilizados na indústria siderúrgica**. 2020. 181 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2020.

RESUMO

Na indústria siderúrgica, os fornos de reaquecimento são grandes consumidores de energia e se estima que utilizam o 67% do consumo total. No presente trabalho estuda-se o forno de reaquecimento de uma indústria siderúrgica que utiliza a mistura de gases proveniente da coqueria (COG), altos-fornos (BFG) e aciaria (LDG); sendo sua atividade principal a produção de laminados de aço. Para lidar com o consumo de energia, neste trabalho desenvolve-se dois métodos. O primeiro para estimar as perdas de calor no forno, e o segundo para recuperar o calor e utiliza-lo no pré-aquecimento da carga, pré-aquecimento do ar da combustão e o controle da temperatura da chama adiabática através do enriquecimento com oxigênio. Essas avaliações têm o objetivo de determinar a melhor seleção do material para o isolamento do forno, aumentar as taxas de transferência de calor, obter uma economia no consumo do combustível, melhorar os indicadores de energia técnicos de produção e geração de calor, aumentar a temperatura da chama e a concentração de oxigênio no ar, assim como melhorar a eficiência do forno e o processo de combustão. Finalmente apresenta-se uma análise estatística para o desenvolvimento de um modelo matemático da temperatura da chama adiabática dos gases mistos COG/LDG e COG/BFG. A modelagem matemática é baseada na ferramenta de experimentos fatoriais 2^3 . Através do modelo, procura-se apresentar uma distribuição da temperatura da chama, assim como permitir, a tomada de decisões no menor tempo possível para o benefício da indústria. Evidencia-se que ao desenvolver o presente estudo no forno de reaquecimento, obteve-se uma economia no consumo de combustível da mistura COG/LDG de $6606 \text{ m}^3/\text{h}$ e $4627 \text{ m}^3/\text{h}$ para o pré-aquecimento da carga e pré-aquecimento do ar, respectivamente. Da mesma forma, obteve-se um aumento da eficiência do forno de 23,3% e 15,2%. Levando a uma melhoria dos indicadores de energia técnicos de produção e geração de calor de 18,9% e 13,2% para cada caso. Para a mistura COG/BFG, os resultados obtidos são semelhantes.

PALAVRAS CHAVE: Consumo energético. Fornos de reaquecimento. Transferência de calor. Recuperação de calor. Indústria siderúrgica.

MARIÑOS, R. D. Energy: **Energy saving in reheating furnaces used in the steel industry**. 2020. 181 p. Dissertation (Degree of Master of Science in Mechanical Engineering) – Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2020.

ABSTRACT

The reheating furnace of the steel industry was evaluated in the present study, which uses the gas mixture from coke oven (COG), blast furnace (BFG) and steelmaking process “Linz-Donawitz” (LDG); with the production of steel laminates being its main activity. Two methods were developed in this work to deal with energy consumption. The first dealt with estimation of heat losses in the furnace, and the second dealt with recovery of heat and its use in load preheating, combustion air preheating, and adiabatic flame temperature control through oxygen enrichment. These evaluations were intended to determine the best selection of material for insulation of the furnace, in order to increase heat transfer, to obtain an economy in fuel consumption, to improve technical energy indicators of production and heat generate, and to increase temperature of the flame and the concentration of oxygen in the air, as well as improve the efficiency of the furnace and the combustion process. Finally, a statistical analysis was presented for the development of a mathematical model of the adiabatic flame temperature of the mixed gases COG/LDG and COG/BFG. The mathematical modeling was based on the tool of factorial experiments 2^3 . Through the model, it was tried to present a distribution of the flame temperature, as well as to allow, the decision making in the shortest time possible for the benefit of the industry. When developing the present study in the reheating furnace it was evidenced an economy in the fuel consumption of the COG/LDG mixture of 6606 m³/h and 4627 m³/h for the load preheating and the air preheating, respectively. In addition, efficiency of the furnace was increased by 23.3% and 15.2%, the production indicator and the heat generation indicator were improved by 18.9% and 13.2% in each case. For the COG/BFG mixture, the results obtained was similar.

KEYWORDS: Energy consumption. Reheating furnaces. Heat transfer. Heat recovery. Steel industry.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1	- Conteúdo do trabalho.....	26
Figura 2.1	- Parque produtor de aço no Brasil.....	34
Figura 2.2	- Participação da indústria do aço na balança comercial brasileira.....	35
Figura 2.3	- Diagrama da linha de tiras a quente da Usiminas.....	38
Figura 2.4	- Configuração das zonas de combustão dos fornos contínuos (zona de pré-aquecimento, zona de aquecimento e zona encharque).....	40
Figura 2.5	- Distribuição dos queimadores no forno de reaquecimento.....	44
Figura 2.6	- Queimador de teto para fornos de reaquecimento: (a) princípio de funcionamento, e (b) vista no interior do forno.....	44
Figura 2.7	- Queimadores laterais para reaquecer fornos: (a) modo curto, (b) modo longo, e (c) dentro do forno.....	45
Figura 2.8	- Linhas de recozimento vertical para aquecer e resfriar tiras metálicas de bobinas.....	46
Figura 2.9	- Visão geral do processo siderúrgico.....	48
Figura 2.10	- Visão geral das rotas de processo de uma usina siderúrgica.....	49
Figura 3.1	- Forno de reaquecimento de placas da indústria siderúrgica.....	51
Figura 3.2	- Distribuição dos queimadores no forno de reaquecimento de placas.....	55
Figura 3.3	- Recuperador de calor da indústria siderúrgica.....	57
Figura 3.4	- Temperatura média da água de saída dos <i>skids</i> móveis e fixos.....	60
Figura 4.1	- Método para estimar as perdas de calor no forno de reaquecimento.....	64
Figura 4.2	- Método para aplicar as técnicas de recuperação de calor para o pré-aquecimento da carga, pré-aquecimento do ar da combustão e enriquecimento com oxigênio.....	65
Figura 4.3	- Volume elementar para a análise da condução tridimensional de calor em coordenadas cartesianas.....	68
Figura 4.4	- Transferência de calor através de uma parede com revestimento.....	70
Figura 4.5	- Circuito térmico através das camadas do forno.....	71
Figura 4.6	- Modelo para o calor específico do aço.....	73
Figura 4.7	- Diagrama de Sankey para forno contínuo com empurradores. Faixa de temperaturas: 10 a 1200 °C.....	74

Figura 4.8	- Tentativa para aproximação do calor específico do aço para os diferentes intervalos de temperatura das misturas: (a) COG/LDG e (b) COG/BFG....	76
Figura 4.9	- Concentração em base seca de CO ₂ como função da concentração em base seca de O ₂ , para um gás misto tipo COG/BFG.....	85
Figura 4.10	- Distribuição de calor no forno de reaquecimento.....	88
Figura 5.1	- Histórico de produção das placas em toneladas. Forno 1, 24/03/2019 - 25/03/2019.....	102
Figura 5.2	- Revestimento de módulo de fibra cerâmica no teto do forno de reaquecimento, com uma espessura de 300 mm.....	107
Figura 5.3	- Revestimento na parede do forno de reaquecimento com uma espessura total de 300 mm: (a) concreto refratário e painel isolante. (b) concreto refratário, silicato de cálcio e microporoso.....	108
Figura 5.4	- Revestimento na soleira do forno de reaquecimento com uma espessura total de 400 mm: (a) concreto refratário, silicato de cálcio e microporoso. (b) concreto refratário, concreto isolante, silicato de cálcio e microporoso.	109
Figura 5.5	- Seção de corte para mostra dos materiais nas camadas do teto, nas paredes e na soleira do forno de reaquecimento.....	116
Figura 5.6	- Ratio como função do PCS para os gases mistos COG/LDG e COG/BFG.....	120
Figura 5.7	- Linhas de Grebel para os gases mistos COG/LDG e COG/BFG.....	120
Figura 5.8	- Relação ar/combustível normalizada em função da concentração de O ₂ em base seca, para os gases mistos COG/LDG e COG/BFG.....	121
Figura 5.9	- Relação ar/combustível normalizada em função da concentração de CO ₂ em base seca, para os gases mistos COG/LDG e COG/BFG.....	122
Figura 5.10	- Diagrama de Sankey do método para estimar as perdas de calor no forno de reaquecimento.....	127
Figura 6.1	- Parâmetros energéticos com o aproveitamento dos gases da combustão para o pré-aquecimento da carga e o pré-aquecimento do ar da combustão.	134
Figura 6.2	- Descarte da interação entre os parâmetros: concentração de COG (%) e o excesso de ar (α). Variáveis A-B. Combustão do COG/LDG.....	138
Figura 6.3	- Descarte da interação entre os parâmetros: concentração de COG (%) e a temperatura do ar (T_{ar}). Variáveis A-C. Combustão do COG/LDG.....	139

Figura 6.4	- Descarte da interação entre os parâmetros: excesso de ar (α) e a temperatura do ar (T_{ar}). Variáveis B-C. Combustão do COG/LDG.....	139
Figura 6.5	- Validação do modelo matemático para a determinação da temperatura da chama adiabática na combustão do COG/LDG à pressão constante.....	141

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1	- Produção brasileira de aço bruto.....	35
Tabela 2.2	- Produção mundial de aço bruto (unidades: 10 ⁶ ton).....	36
Tabela 2.3	- Visão geral dos diferentes tipos de fornos de reaquecimento no mercado durante as últimas décadas, o produto entra no lado esquerdo.....	43
Tabela 3.1	- Componentes do sistema para a produção de placas de aço nos fornos de reaquecimento da indústria siderúrgica.....	50
Tabela 3.2	- Características gerais do forno de reaquecimento.....	52
Tabela 3.3	- Características gerais da máquina de carregamento e descarregamento do forno de reaquecimento.....	53
Tabela 3.4	- Características dos produtos a serem reaquecidos no forno de reaquecimento.....	54
Tabela 3.5	- Distribuição da quantidade e tipos de queimadores por zona.....	55
Tabela 3.6	- Capacidade máxima dos queimadores por zonas.....	56
Tabela 3.7	- Características do recuperador do calor em condição de operação.....	58
Tabela 3.8	- Características da água de resfriamento em condição de operação.....	59
Tabela 3.9	- Composições volumétricas de cada um dos gases corrigidas para 100% utilizados nos fornos da siderúrgica.....	61
Tabela 3.10	- Composição e características típicas de gás em usinas siderúrgicas.....	62
Tabela 4.1	- Calor do combustível para as misturas de COG/LDG e COG/BFG.....	75
Tabela 4.2	- Calor em cada estágio do processo para as misturas de COG/LDG e COG/BFG.....	75
Tabela 4.3	- Calores específicos e calor transferido do aço para diferentes intervalos de temperatura. Entrar com os valores de temperatura em °C.....	77
Tabela 4.4	- Calores específicos a pressão constante de algumas substâncias para a determinação da temperatura da chama adiabática.....	82
Tabela 4.5	- Entalpia de combustão do gás misto COG/LDG e COG/BFG em relação a sua composição.....	83
Tabela 4.6	- Composição volumétrica dos gases mistos e coeficientes da reação de combustão para um excesso de ar normalizado genérico.....	83
Tabela 5.1	- Dados para estimar as perdas de calor no forno de reaquecimento da indústria siderúrgica.....	103

Tabela 5.2	- Dados para a determinação da transferência de calor no forno de reaquecimento.....	104
Tabela 5.3	- Calor fornecido pelo combustível para as misturas COG/LDG e COG/BFG.....	105
Tabela 5.4	- Configurações dos materiais: concreto refratário, painel isolante, silicato de cálcio e microporoso na parede do forno.....	111
Tabela 5.5	- Configurações dos materiais: concreto refratário, concreto isolante, silicato de cálcio e microporoso na soleira do forno	112
Tabela 5.6	- Resultados da taxa de calor e temperatura na camada no teto do forno de reaquecimento.....	113
Tabela 5.7	- Resultados da taxa de calor e temperatura na camada das paredes do forno de reaquecimento.....	114
Tabela 5.8	- Resultados da taxa de calor e temperatura na camada da soleira do forno de reaquecimento.....	115
Tabela 5.9	- Transferência de calor pelo telo, parede se soleira do forno de reaquecimento.....	117
Tabela 5.10	- Perdas pela transferência de calor para as misturas COG/LDG e COG/BFG.....	117
Tabela 5.11	- Calor absorvido pelo aço para as misturas COG/LDG e COG/BFG.....	118
Tabela 5.12	- Entalpia dos gases de combustão das misturas COG/LDG e COG/BFG.....	119
Tabela 5.13	- Calor dos gases da combustão para as misturas COG/LDG e COG/BFG.....	119
Tabela 5.14	- Entalpia do ar de combustão das misturas COG/LDG e COG/BFG.....	123
Tabela 5.15	- Calor do ar da combustão para as misturas COG/LDG e COG/BFG.....	123
Tabela 5.16	- Perdas de calor pelos gases da combustão para as misturas COG/LDG e COG/BFG.....	124
Tabela 5.17	- Calor da oxidação do ferro para as misturas COG/LDG e COG/BFG.....	125
Tabela 5.18	- Calor da água de resfriamento para as misturas COG/LDG e COG/BFG.....	125
Tabela 5.19	- Outras perdas de calor para as misturas COG/LDG e COG/BFG.....	126
Tabela 5.20	- Validação do método da estimativa das perdas de calor no forno de reaquecimento.....	128

Tabela 6.1	- Dados para a determinação dos calores de entrada e saída no forno de reaquecimento da indústria siderúrgica.....	129
Tabela 6.2	- Potencias térmicas de entrada e saída para os gases mistos sem aproveitamento do calor dos gases da combustão.....	130
Tabela 6.3	- Potencias térmicas de entrada e saída para os gases mistos pelo pré- aquecimento da carga.....	130
Tabela 6.4	- Potencias térmicas de entrada e saída para os gases mistos pelo pré- aquecimento do ar.....	131
Tabela 6.5	- Parâmetros energéticos sem aproveitamento do calor dos gases da combustão e com o pré-aquecimento da carga.....	132
Tabela 6.6	- Parâmetros energéticos sem aproveitamento do calor dos gases da combustão e com o pré-aquecimento do ar da combustão.....	133
Tabela 6.7	- Alcance mínimo e máximo das variáveis operacionais do processo de combustão à pressão constante do gás misto no forno de reaquecimento de placas.....	135
Tabela 6.8	- Determinação da temperatura da chama adiabática do COG/LDG com base nas variáveis preliminares.....	137
Tabela 6.9	- Efeitos dos fatores dos parâmetros da temperatura da chama adiabática do COG/LDG.....	137
Tabela 6.10	- Teste de significância dos parâmetros da temperatura da chama adiabática do COG/LDG.....	138
Tabela 6.11	- Coeficientes do modelo matemático da temperatura da chama adiabática da mistura de COG/LDG e COG/BFG a pressão constante.....	140

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

BFG	<i>Blast Furnace Gas</i> (Gás de alto forno)	
BFP	<i>Flat flame burners</i> (queimadores de chama plana)	
BOFG	<i>Basic Oxygen Furnace Gas</i> (Gás do forno de oxigênio básico)	
COG	<i>Coke Oven Gas</i> (Gás de coqueria)	
GN	Gás natural	
IEc	Indicador de energia técnico de geração de calor	[MJ/ton _a]
IEp	Indicador de energia técnico de produção	[m ³ _g /ton _a]
LDG	<i>Lindz Donawitz Gas</i> (Gás de aciaria)	
WFB	<i>Wide flame burners</i> (queimadores de chama larga)	
WFMB	<i>Wide flame modulating burners</i> (queimadores moduladores de chama)	
ZRI	Zona de recirculação interna	
ZRE	Zona de recirculação externa	

LISTA DE SÍMBOLOS

A	Área da parede	[m ²]
C	Comprimento	[m]
C _p	Calor específico	[kJ/kg K]
E	Efeitos dos fatores	
E _c	Energia cinética	[kJ]
E _p	Energia potencial	[kJ]
H	Entalpia absoluta	[kJ/kg]
h _{f,298} ⁰	Entalpia de formação a 298 K	[kJ/kg]
h	Coefficiente convectivo	[W/m ² °C]
k	Coefficiente de condutividade térmica	[W/m °C]
L	Largura	[m]
m	Massa	[kg]
ṁ	Vazão mássica	[kg/s]
n	Número de mols	[mol]
P	Pressão	[Pa]
P _i	Potência instalada	[kW]
PCI	Poder calorífico inferior	[kJ/m ³]
PCS	Poder calorífico superior	[kJ/m ³]
Q	Taxa de calor	[kJ]
Q̇	Potência térmica	[kJ/s]
q"	Taxa de calor por unidade de área	[W/m ²]
q̇	Taxa de geração interna de calor	[W/m ³]
R	Resistência térmica	[°C/W]
R(A/C)	Relação ar-combustível	[m ³ _a /m ³ _c]
S _p	Erro experimental	
S _p ²	Variância global sem réplicas	
T	Temperatura	[°C]
t	Tempo	[s]
t _{cal}	Teste de significância calculado	
U	Energia interna	[kJ]
ν	Viscosidade cinética	[m ² /s]
Ṽ	Vazão volumétrica	[m ³ /h]
VC	Variável codificada	
W	Trabalho	[kJ]
X _i	Variável de entrada	
x	Espessura de revestimento	[m]
Y _i	variável de resposta	

Letras Gregas

α	Excesso de ar	[%]
ε	Emissividade	
η	Eficiência	[%]
ρ	Massa específica	[kg/m ³]
Δ	Denota variação	

Subíndices

a	Aço
ág	Água
amb	Ambiente
ar	Ar
c	Combustível
ca	Chama adiabática
conv	Convecção
e	Exterior
f	Final
g	Gases
i	Interior
m	Material
max	Máxima
min	Mínima
o	Oxidação
P	Produtos
pg	Perda do gás
pr	Produção
q	Queimador
R	Reagentes
r	Reação
rad	Radiação
t	Tarugos

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	21
1.1 JUSTIFICATIVA	21
1.2 OBJETIVOS	23
1.3 DESCRIÇÃO GERAL DO TRABALHO	24
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	27
2.1 SIDERURGIA NO BRASIL	33
2.2 FORNOS DE REAQUECIMENTO	38
2.2.1 Principais partes dos fornos de reaquecimento	38
2.2.2 Zonas de combustão dos fornos de reaquecimento	39
2.2.3 Classificação dos fornos de reaquecimento	40
2.2.4 Tipos de geometria dos fornos de reaquecimento	42
2.2.5 Arranjo dos queimadores nos fornos de reaquecimento	43
2.2.6 Considerações na produção do aço	46
2.2.7 Visão geral do processo de fabricação de aço	47
3 MATERIAIS	50
3.1 DESCRIÇÃO DO FORNO ESTUDADO	50
3.1.1 Características gerais do forno	52
3.1.2 Máquina de carregamento e descarregamento	53
3.2 PLACAS DE AÇO	53
3.3 QUEIMADORES	54
3.4 RECUPERADOR DE CALOR	57
3.5 ÁGUA DE RESFRIAMENTO	59
3.6 COMBUSTÍVEL: COG, LDG, BFG E GN	61
4 MÉTODO PARA REDUZIR O CONSUMO ENERGÉTICO NOS FORNOS DE REAQUECIMENTO DE PLACAS DA INDÚSTRIA SIDERÚRGICA	64
4.1 MÉTODO PARA ESTIMAR AS PERDAS DE CALOR NO FORNO DE REAQUECIMENTO	66
4.1.1 Calor fornecido pelo combustível	66
4.1.2 Transferência de calor no forno	66

4.1.2.1 Modelo de condução.....	68
4.1.2.2 Condições de entrada para o cálculo de revestimento refratário	69
4.1.3 Calor absorvido pelo aço.....	72
4.1.3.1 Modelo para o calor específico do aço	73
4.1.4 Calor dos gases da combustão	78
4.1.4.1 Procedimento para o balanço de energia	78
4.1.4.2 Procedimento para o balanço de massa	85
4.1.5 Ganho de calor pelo pré-aquecimento do ar	86
4.1.6 Perdas de calor pelos gases de combustão.....	86
4.1.7 Calor da oxidação do ferro	86
4.1.8 Calor da água de resfriamento	87
4.1.9 Outras perdas de calor	87
4.2 MÉTODO PARA APLICAR AS TÉCNICAS DE RECUPERAÇÃO DE CALOR NO FORNO DE REAQUECIMENTO	88
4.2.1 Pré-aquecimento da carga	89
4.2.2 Pré-aquecimento do ar da combustão	92
4.2.3 Enriquecimento com oxigênio	95
4.2.3.1 Controle de excesso de ar e relação ar-combustível.....	96
4.2.3.2 Controle da temperatura da chama através do enriquecimento com oxigênio	97
4.2.3.3 Revisão da ferramenta de experimentos fatoriais 2 ³	98
5 RESULTADOS DA ESTIMATIVA DAS PERDAS DE CALOR NO FORNO DE REAQUECIMENTO	102
5.1 CONDIÇÕES DE TRABALHO DO FORNO DE REAQUECIMENTO	102
5.2 CALOR FORNECIDO PELO COMBUSTÍVEL	105
5.3 TRANSFERÊNCIA DE CALOR NO FORNO	106
5.3.1 Materiais utilizados no revestimento	106
5.3.2 Distribuição dos materiais no teto, paredes e soleira do forno.....	107
5.3.3 Configuração dos materiais nas paredes e soleira do forno	111
5.3.4 Resultados da temperatura e calor no teto, paredes e soleira do forno.....	112
5.4 CALOR ABSORVIDO PELO AÇO	118
5.5 CALOR DOS GASES DA COMBUSTÃO	119
5.5.1 Linha de Grebel	120
5.5.2 Equações para a razão ar/combustível normalizada.....	122

5.6 CALOR DO PRÉ-AQUECIMENTO DO AR.....	123
5.7 PERDAS DE CALOR PELOS GASES DA COMBUSTÃO	124
5.8 CALOR DA OXIDAÇÃO DO FERRO.....	124
5.9 CALOR DA ÁGUA DE RESFRIAMENTO	125
5.10 OUTRAS PERDAS.....	126
5.11 DIAGRAMAS DE SANKEY	126
5.11.1 Validação do método para estimar as perdas de calor no forno	128
6 RESULTADOS DA APLICAÇÃO DAS TÉCNICAS DE RECUPERAÇÃO DE CALOR NO FORNO DE REAQUECIMENTO	129
6.1 PRÉ-AQUECIMENTO DA CARGA E PRÉ-AQUECIMENTO DO AR DA COMBUSTÃO	129
6.1.1 Potencias térmicas dos gases mistos COG/LDG e COG/BFG.....	129
6.1.2 Resultados do pré-aquecimento da carga e pré-aquecimento do ar	131
6.2 ENRIQUECIMENTO COM OXIGÊNIO.....	135
6.2.1 Modelagem matemática da combustão do gás misto COG/LDG e COG/BFG para a temperatura da chama adiabática	135
7 CONCLUSÕES.....	142
7.1 RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	144
REFERÊNCIAS	145
APÊNDICE I.....	156
APÊNDICE II.....	158
APÊNDICE III.....	160
APÊNDICE IV.....	161
APÊNDICE V.....	163
APÊNDICE VI.....	164

1 INTRODUÇÃO

1.1 JUSTIFICATIVA

Desde a década de 1970, devido à crise energética mundial e ao desenvolvimento de um laminador de alta velocidade, a modelagem e o controle de fornos de reaquecimento têm recebido grande atenção (YANG et al, 1988). Avanços consideráveis foram alcançados incluindo aplicações de algumas estratégias sofisticadas para controle de reaquecimento de fornos em tempo real.

Os fornos contínuos de reaquecimento de placas ou tarugos desempenham um papel importante na área de laminação de tiras a quente. São neles que os produtos intermediários, como placas ou tarugos, são reaquecidos até se tornarem suficientemente plásticos para o processamento subsequente (LUO et al., 2017; SOARES et al., 2007).

Os fornos de reaquecimento são utilizados na indústria siderúrgica para aquecer lajes, peças, tarefas de forjamento e para o tratamento térmico de aço laminado, da mesma forma, o ferro está sujeito a vários processos térmicos, mecânicos ou termomecânicos adequados para aplicações industriais (ANDREAS, 2011; CASAL et al., 2015; MORGADO et al., 2015).

A indústria siderúrgica fez grandes avanços na produção de aço, a estrutura do produto, a economia de energia, e é uma indústria importante no desenvolvimento econômico mundial (LU et al., 2016; BARMATOV et al., 2017; ZHANG et al., 2017a). O rápido desenvolvimento da indústria do aço é acompanhado por um enorme consumo de energia, que acontece no Brasil (RODRIGUES et al., 2018), na China (MA et al, 2014; WU et al., 2018), na Europa (MAYR et al., 2017, 2018) e ao redor do mundo (HE et al., 2017). O consumo de energia da indústria siderúrgica representa entre 10% e 15% do total de energia consumida (CHEN et al., 2018).

Na indústria siderúrgica, os fornos de reaquecimento consomem quantidades substanciais de energia. Estes fornos são utilizados para processos de reaquecimento e tratamento térmico de produtos solidificados, após a moldagem ou a formação de um metal em pó. Kreuzer et al. (2011), estimaram que os fornos de reaquecimento representam 67% do consumo total de energia de uma usina siderúrgica integrada. Da energia consumida pelos fornos, os gases de combustão que são expelidos para o meio ambiente às temperaturas de 800 ou 900 °C,

representam o 31,36%. O termo consumo de energia específico refere-se à quantidade de energia utilizada para reaquecer uma massa unitária de material processado. O consumo específico de energia é um indicador chave do desempenho que influencia diretamente as emissões de carbono e os custos operacionais (GUNARATHNE et al., 2016; JOHANSSON, 2013; KHALIL et al., 2017; MAIO et al., 2019; MURAI et al., 2017).

O consumo de energia dos fornos de reaquecimento depende, em grande parte, de vários fatores, como o grau do aço, o tamanho do forno, a taxa de produção, a temperatura de reaquecimento desejada e a uniformidade da temperatura. No entanto, há uma forte contradição entre o alto consumo de energia e o esgotamento da energia tradicional (HU et al., 2017; QURESHI et al., 2016).

O consumo de energia dos fornos de reaquecimento é de interesse por diversas razões: Primeiro, é um importante motor de custos. Em segundo lugar, tem uma influência direta sobre as emissões de gases de combustão, que serão sujeitas a regulamentações cada vez mais restritivas. Em terceiro lugar, pode influenciar o desgaste dos sistemas do forno. Em quarto lugar, pode influenciar indiretamente com a qualidade do produto nas etapas de produção (CHEN et al., 2005; DOE, 2007; STEINBOECK et al., 2013).

Com o rápido crescimento do consumo de energia não só aumentou o custo da indústria, também aumentaram as emissões de poluentes para o meio ambiente (RASUL et al., 2007). A indústria siderúrgica é conhecida como um dos principais setores de emissões de CO₂ no mundo, representando aproximadamente 7% do total, emitindo em média 1,8 toneladas de CO₂ por tonelada de aço produzido; sendo a China a maior emissora de CO₂ do mundo, com cerca de 10Gt de CO₂ por ano, EUA é o segundo com 5Gt de CO₂ por ano e a Índia é o terceiro emissor de CO₂ que produz aproximadamente 2Gt de CO₂ por ano. Brasil está localizado na posição onze com 530 milhões de toneladas de CO₂ por ano. Entre outros gases poluentes nessa indústria, temos o NO_x, e o SO₂ (AN et al., 2018; CHUN et al., 2017; GAN et al., 2016; GUO et al., 2017; KURAMOCHI, 2016; LIU et al., 2014; OLIVEIRA et al., 2014; WANG et al., 2017; ZHOU et al., 2016).

A laminação de tiras a quente da Indústria estudada neste trabalho possui 2 fornos de reaquecimento de placas de aço de vigas móveis (*walking beam*). Escolheu-se o forno 1 para o desenvolvimento deste trabalho. A estrutura e características do forno 2 são as mesmas.

1.2 OBJETIVOS

1.2.1 Objetivo geral

- Desenvolver métodos para reduzir o consumo energético nos fornos de reaquecimento de placas da indústria siderúrgica.

1.2.2 Objetivos específicos

- Identificar os parâmetros importantes da operação dos fornos de reaquecimento geralmente utilizados na indústria siderúrgica.
- Desenvolver um método para estimar as perdas de calor no forno de reaquecimento de placas e quantificar as potências térmicas de entrada e saída em cada estágio do processo.
- Desenvolver um método que permita aplicar as técnicas de recuperação de calor para o pré-aquecimento da carga, pré-aquecimento do ar da combustão e o enriquecimento com oxigênio; e obter as melhorias energéticas no forno de reaquecimento.
- Desenvolver uma modelagem matemática da temperatura da chama adiabática da mistura de COG/LDG e COG/BFG para estudar seu comportamento através do enriquecimento com oxigênio.

1.3 DESCRIÇÃO GERAL DO TRABALHO

1 INTRODUÇÃO: Apresenta uma breve descrição do consumo de energia no forno de reaquecimento, o papel que desempenha o forno na área de laminação de tiras a quente e as emissões de poluentes para o meio ambiente; além disso, são apresentados os objetivos e a descrição geral do trabalho.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA: Aborda uma revisão bibliográfica que envolvem as diferentes técnicas utilizadas para reduzir o consumo energético nos fornos industriais; assim como, apresenta uma resenha do panorama siderúrgico no Brasil, uma descrição dos fornos de reaquecimento que abrange suas principais partes, as zonas de combustão, sua classificação, as vantagens e desvantagens dos fornos de reaquecimento intermitentes e contínuos. No mesmo capítulo também se apresentam os tipos de geometria do forno, o arranjo dos queimadores, algumas considerações na produção do aço e a visão geral do processo de fabricação do aço.

3 MATERIAIS: Apresenta a descrição do forno estudado e os componentes do sistema para a produção de placas de aço, o tempo de atuação dos queimadores, a formação de carepa¹, as características do recuperador do calor, ar de combustão e a água de resfriamento; além disso, apresenta-se a mistura e composição de gases do processo, proveniente da coqueria (COG), altos-fornos (BFG), aciaria (LDG) e gás natural (GN) utilizadas nos fornos de reaquecimento da indústria siderúrgica, lugar onde foi feito o estágio para a coleta de dados utilizados no presente trabalho.

4 MÉTODO PARA REDUZIR O CONSUMO ENERGÉTICO: Apresenta o desenvolvimento de dois métodos. O primeiro é um método para estimar a quantidade de calor perdido e aproveitado em cada estágio do processo. Estuda-se também a perda de calor pelos gases da combustão através da primeira lei da termodinâmica. O segundo é um método que considera as técnicas de recuperação de calor para o preaquecimento da carga, ar da combustão e o enriquecimento com oxigênio. O aproveitamento do calor remanescente nos gases de combustão é tema atual de pesquisa pela sua versatilidade com respeito à economia de combustível. Finalmente, desenvolve-se uma modelagem matemática, baseada numa análise estatística, para determinar a temperatura da chama adiabática considerando o enriquecimento com oxigênio na combustão.

¹ Carepa: é uma superfície escura e escamosa deixada no aço laminado a quente como coproduto da oxidação do aço. Sua formação depende muito da temperatura, do tempo de aquecimento e das características da placa (Carvalho, 2015).

RESULTADOS E DISCUSSÕES:

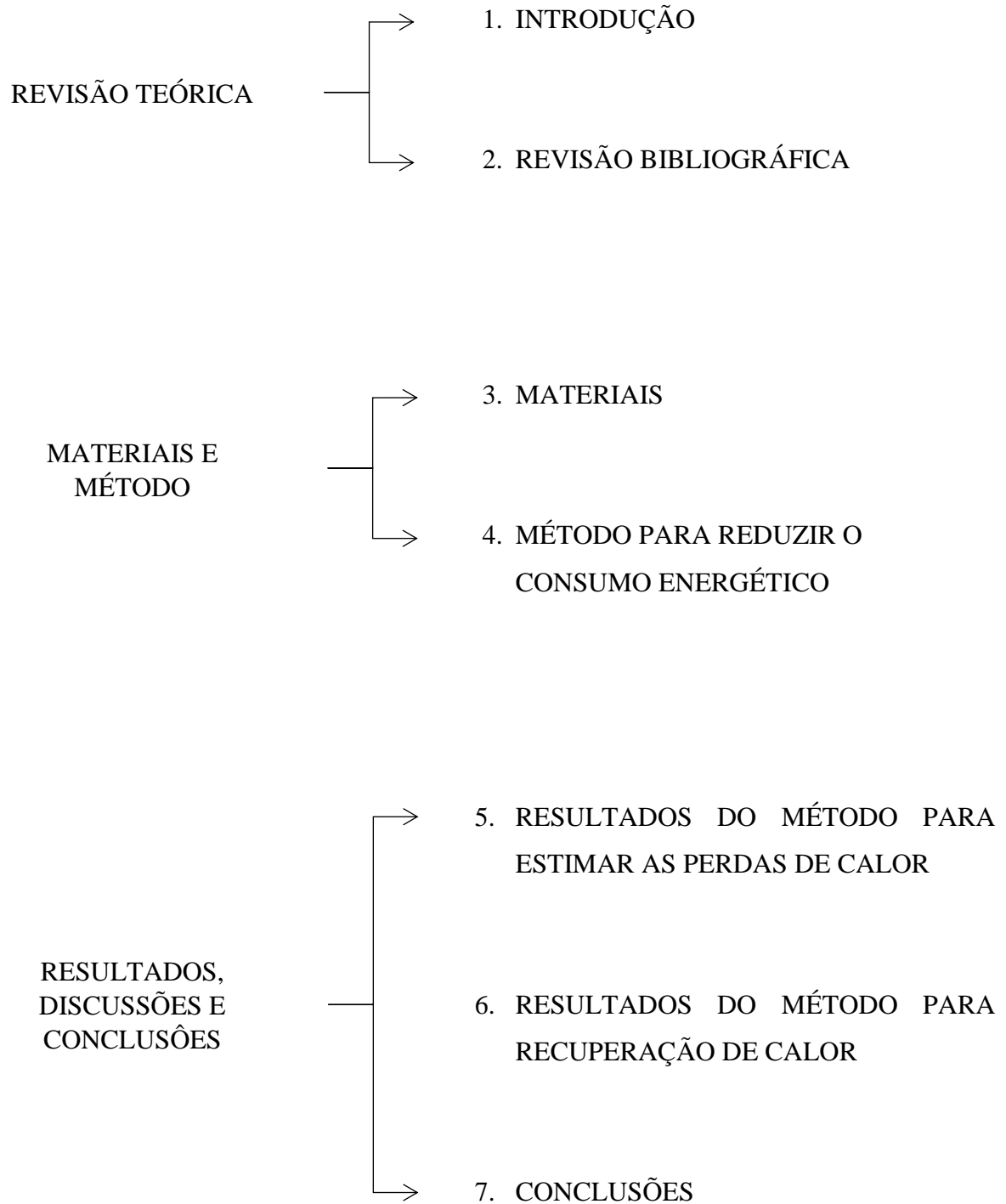
5. RESULTADOS DO MÉTODO PARA ESTIMAR AS PERDAS DE CALOR: Apresenta os resultados obtidos com o desenvolvimento do primeiro método que estima as perdas de calor em cada estágio do processo do forno, aplicado para dois casos de 12 horas de produtividade cada um. Cada caso foi analisado para as misturas de COG/LDG e COG/BFG, obtendo-se as quantidades das seguintes potências térmicas: Calor fornecido pelo combustível, perda pela transferência de calor no forno, calor absorvido pelo aço, calor dos gases da combustão, calor do pré-aquecimento do ar, perda de calor pelos gases da combustão, calor da oxidação do ferro, calor da água de resfriamento e outras perdas de calor. As potências térmicas obtidas são apresentados em um diagrama de Sankey.

6. RESULTADOS DO MÉTODO PARA RECUPERAÇÃO DE CALOR: Apresenta os resultados obtidos com o desenvolvimento do segundo método da aplicação das técnicas de recuperação de calor para o pré-aquecimento da carga, pré-aquecimento do ar da combustão e o enriquecimento com oxigênio. Na primeira parte compara-se os resultados do pré-aquecimento da carga e pré-aquecimento do ar da combustão para determinar as melhorias energéticas no forno de reaquecimento, como o calor recuperado, a economia do combustível, os indicadores energéticos e a eficiência do forno. Na segunda parte do enriquecimento com oxigênio, desenvolve-se uma modelagem matemática da temperatura da chama adiabática da mistura de COG/LDG e COG/BFG. O modelo propõe economizar tempo e estudar o comportamento da temperatura da chama adiabática através de 3 parâmetros que variam entre seus limites inferior e superior, um dos parâmetros é o enriquecimento com oxigênio.

7 CONCLUSÕES: Apresenta uma síntese dos aportes mais importantes do trabalho, relacionando os resultados obtidos com os objetivos formulados inicialmente.

Na Figura 1.1, apresenta-se de forma esquemática a distribuição do trabalho.

Figura 1.1 - Conteúdo do trabalho.



Fonte: Autoria própria.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Muitos trabalhos foram desenvolvidos para reduzir o consumo de energia em fornos industriais. O desenvolvimento para uma ótima economia de energia abrangeu principalmente trabalhos que determinam o consumo de energia e perdas no forno de reaquecimento, e o uso das diversas técnicas de recuperação de calor para o pré-aquecimento da carga, pré-aquecimento do ar e enriquecimento com oxigênio do ar da combustão. Uma das primeiras pesquisas que melhorou a eficiência do forno de reaquecimento foi o trabalho de Martensson (1992). Sua metodologia consistiu em ter um controle da energia do forno, determinando as diferentes potências térmicas de entrada e saída em cada estágio do processo. Entre as pesquisas que empregaram as diversas técnicas de recuperação de calor como o pré-aquecimento da carga foi o trabalho apresentado por Oh et al. (2015); no pré-aquecimento do ar da combustão destacam-se os trabalhos de Nishimura et al. (1997); Khodabandeh et al. (2016); Mosca et al. (2017); Tu et al. (2017); Bu et al. (2019), e para o enriquecimento com oxigênio foram desenvolvidos por Prieler et al. (2015); Zhang et al. (2016, 2017b); Liu et al. (2018); Mayr et al. (2018); Schluckner et al. (2018); Bâ et al. (2019); Damstedt et al. (2019); Aanjaneya et al. (2019).

O trabalho de Martensson (1992) consistiu em determinar as potências térmicas fornecidas, utilizados e perdidos nos processos do forno de reaquecimento. Nesta pesquisa o autor obteve nos seus resultados o calor fornecido pelo combustível que representou o 100%, e o calor da oxidação do ferro de 3%. Entre as potências térmicas aproveitadas pelo forno, apresentou o calor absorvido pelo aço que foi de 46%, o calor para o pré-aquecimento do ar de 14% e o calor da água de resfriamento de 13%. Além disso, obteve um total de perdas de calor de 44%, compostas pelas perdas de gases de combustão (24%) e outras perdas (20%).

Oh et al. (2015) estudaram o desempenho de um forno de oxigênio em escala piloto para pré-aquecimento de sucata com um combustor de difusão inversa de vários bicos. A câmara de combustão melhorada com oxigênio com uma faixa de 120 a 300 Mcal/h foi fornecido com gás natural e oxigênio diluído no ar. Enquanto isso, o tempo característico do aquecimento do forno e o nível de emissão de poluentes foram medidos experimentalmente. Seus resultados mostraram que o aumento da temperatura no forno aumentou acentuadamente com um aumento na fração molar de oxigênio no oxidante. Além disso, o tempo característico para o aquecimento do forno diminuiu exponencialmente à medida que a potência térmica de entrada aumentou.

Um novo tipo de queimador de baixo NO_x foi estudado por Nishimura et al. (1997) para aplicação em um sistema de queimador regenerativo em um forno industrial. Os autores injetaram o combustível separadamente em ângulo com o eixo da corrente de ar. Suas experiências foram conduzidas sob condições de temperatura do ar pré-aquecido de $100\text{ }^\circ\text{C}$ e uma temperatura do forno de 1000 a $1340\text{ }^\circ\text{C}$. A emissão de NO_x do queimador foi inferior a 50 ppm corrigida para 11% de excesso de O_2 . Como resultados conseguiram uma economia de energia de 55% , que a mistura de combustível e ar se suprimam no estágio inicial da combustão e que a combustão seja uniforme. Além disso, a emissão de NO_x foi consideravelmente reduzida, juntamente com uma diminuição na quantidade de fuligem produzida.

Khodabandeh et al. (2016) pesquisaram os efeitos do excesso de ar e pré-aquecimento do ar de entrada na temperatura, no fluxo e na eficiência do forno de um aquecedor de combustível usado em uma refinaria de petróleo. Para esse fim, os autores realizaram uma modelagem tridimensional, usando CFD (dinâmica computacional de fluidos), para simular o forno e um dos queimadores de corpo rotativo, e examinaram e compararam os resultados de vários modelos de turbulência e radiação. Os autores concluíram que a variação do excesso de ar tem mais impacto na zona de recirculação interna (ZRI), e a alta porcentagem de excesso de ar leva à ZRI mais estreita, enquanto o pré-aquecimento afeta totalmente à zona de recirculação externa (ZRE). O valor ideal do excesso de ar foi de 18% já que o aumento do excesso de ar reduz a temperatura da chama e a eficiência do forno. Além disso, verificaram que o pré-aquecimento do ar aumentou a temperatura do forno, bem como a eficiência, e o efeito do pré-aquecimento foi reduzido quando as temperaturas de entrada são muito altas.

O trabalho de Mosca et al. (2017) consistiu em analisar o comportamento de dois combustíveis ricos em H_2 no regime MILD (combustão moderada ou intensa de baixa diluição de oxigênio) em diferentes níveis de temperatura do forno de 1200 K a 1300 K , utilizando temperatura de pré-aquecimento do ar de 673 K que pode ser garantida também por trocadores de calor de baixo desempenho. Como resultado conseguiram um desempenho muito bom de ambos combustíveis, mas aquele com maior teor de H_2 , o que reduz os atrasos na ignição, mostrou maior capacidade de manter uma zona de reação bem posicionada, com maior transferência de calor para a carga e conseqüentemente maior faixa de temperatura dos gases de combustão. Esses resultados provaram que uma combustão MILD muito limpa pode ser alcançada com sucesso usando combustíveis de baixo poder calórico contendo hidrogênio com cargas diferentes a baixa temperatura de pré-aquecimento do ar.

Tu et al. (2017) apresentaram um estudo experimental sobre a combustão de gás natural MILD em um forno industrial de 0,3 MW usando ar pré-aquecido de baixa temperatura (400 K). Os autores avaliaram os desempenhos do queimador de combustão MILD em comparação com o queimador convencional em termos de dinâmica de fluxo, distribuição de temperatura e formação de espécies. Além disso, analisaram os impactos da mudança de temperatura na estabilidade do processo de transição. Seus resultados mostram que o queimador atual consegue estabelecer a combustão MILD usando ar pré-aquecido a 400 K, obtendo uma melhoria da temperatura média do forno, uma distribuição da temperatura bastante uniforme e uma redução na emissão de NO em mais de 80% em comparação à combustão convencional. Por outro lado, o ar pré-aquecido suprimiu a taxa de combustão no forno, levando a um movimento para trás da região de reação de alta temperatura sob operação MILD.

Prieler et al. (2015) realizaram uma investigação numérica e experimental sobre o impacto da combustão de oxi-combustível em um forno em escala de laboratório. Na sua modelagem de combustão e radiação, os autores utilizaram a abordagem do estabilizador estável com 17 espécies e 25 reações associadas ao modelo de soma ponderada de gases cinzentos. Seu modelo de CFD foi validado por temperaturas medidas e fluxos de calor com diferentes concentrações de O₂. Verificaram que as temperaturas simuladas e os fluxos de calor estavam de acordo com as medições em toda a faixa de enriquecimento com oxigênio. Os dados previstos e medidos revelaram uma economia de 8,2% em uma concentração de O₂ de 25% em vez de 21%. Obtiveram uma economia máxima de gás de 16,7% em um volume de 100% de O₂. Além disso, aplicaram seu modelo CFD a um forno de lareira de 18,2 MW em condições de incêndio, que será adaptado para a combustão de oxi-combustível no futuro. Seus resultados do CFD mostraram uma taxa de calor de 9,15 MW em comparação com os 9,33 MW necessários.

Um modelo de fluxo de exergia para reduzir o consumo de energia e as emissões de CO₂ no alto-forno foi desenvolvido por Zhang et al. (2016). Os autores realizaram as análises de exergia em um alto-forno tradicional (TBF) e dois tipos de alto-forno de oxigênio com processo de reciclagem de gás (TGR-OBF) enriquecidos com oxigênio. O TGR-OBF é um processo alternativo de produção de ferro. Desta análise com base nos parâmetros de operação padrão, observaram que o consumo de carbono de dois tipos de processos TGR-OBF diminuiu 14,1% no caso 1 e 20,2% no caso 2 em comparação com o processo TBF. Todos os índices de exergia no caso 2 melhoraram, enquanto esses índices no caso 1 deterioraram-se, exceto o primeiro

consumo de exergia. Além disso, no caso 2, o grau de perfeição termodinâmica e a eficiência de exergia aumentam em 1% e 4%, respectivamente. A perda de exergia, o primeiro e o segundo consumo de exergia diminuíram 47,7%, 16,2% e 5,0%, respectivamente.

Liu et al. (2018) estabeleceram um modelo bidimensional de dinâmica de fluidos computacional para simular o processo de transferência e o comportamento da reação em um alto-forno de oxigênio (OBF) com diferentes vazões de gás reciclado. Os autores analisaram os efeitos da reciclagem de gás no status do forno, produtividade e consumo de energia do OBF. Em seus resultados indicaram que, com um aumento da vazão do gás reciclado no eixo (sob condições que variam de 300 a 600 Nm³/ton de metal quente), a temperatura geral, a concentração de CO e o grau de redução no OBF aumentaram significativamente. Comparando o desempenho de um alto-forno tradicional com esse sistema, a produtividade do OBF aumentou de 5,3% a 35,3% e a economia de energia atingiu de 27,3% a 35,9% ao empregar critérios diferentes para o consumo de energia. Este estudo forneceu perspectivas importantes para a aplicação do OBF e a conservação de energia industrial.

Na pesquisa de Mayr et al. (2018) desenvolveram uma modelagem de fornos de alta temperatura em condições enriquecidas com ar-combustível e oxigênio. O modelo termodinâmico unidimensional foi usado para determinar a influência da combustão enriquecida com oxigênio na transferência de calor, gás e temperatura da parede de um forno. O modelo utilizou correlações termodinâmicas simples e foi usado para calcular a taxa de calor para uma carga térmica e as principais temperaturas (gás e parede) em um forno em escala de laboratório e em escala industrial. Os autores compararam seus resultados do modelo termodinâmico com as medições experimentais e com os resultados dos cálculos de CFD, apresentando boa concordância. Assim, este modelo mostrou um alto potencial de uso para determinar rapidamente os efeitos da combustão enriquecida em oxigênio em fornos industriais.

Schluckner et al. (2018) apresentaram um modelo de formação de escala para o aço temperado em fornos de reaquecimento a alta temperatura. Os autores desenvolveram a cinética de oxidação em atmosferas de ar-combustível, oxigênio enriquecido e combustão de oxí-combustível para prever taxas de formação de camadas de escala com alta resolução no tempo e no espaço. O modelo calculou o acúmulo da camada de escala em função da temperatura da superfície, excesso de oxigênio e concentração de vapor de água que circunda o aço. Assim, as taxas de crescimento em escala local e temporária dos aços podem ser previstas em fornos a

gás natural em uma ampla faixa de temperatura de 750 a 1200 °C. Os resultados demonstram a influência de diferentes atmosferas de combustão no comportamento de formação de incrustações e destacam os efeitos locais das espécies oxidantes. Finalmente, demonstraram que a combustão aprimorada de oxigênio e oxi-combustível pode ser efetivamente usada em fornos de reaquecimento para minimizar as perdas de material, aumentar a produtividade e a eficiência e reduzir simultaneamente os custos.

Bâ et al. (2019) analisaram a combinação da combustão de oxi-combustível com pré-aquecimento de combustível e oxigênio, a fim de aumentar a eficiência térmica pela recuperação de calor e melhorar a estabilização da chama de oxi-combustível de baixo poder calorífico, sem usar um combustível de suporte como GN. O estudo foi focado no gás de alto forno (BFG), que possui um décimo do valor de aquecimento do GN. Essa avaliação começou com cálculos termoquímicos das principais propriedades da chama a várias temperaturas do reagente simulando duas configurações fundamentais de chama: uma chama totalmente pré-misturada para a determinação da temperatura adiabática, espessura térmica e velocidade de queima laminar, e uma chama de contrafluxo para a determinação das taxas de deformação de extinção. Os resultados mostraram que o aumento significativo das propriedades da chama de oxi-combustível pode ser obtido graças ao pré-aquecimento de BFG e oxigênio. Além disso, na maioria dos casos foram alcançados níveis muito baixos de emissão de poluentes, como CO e NO_x. Uma análise mais aprofundada dos resultados mostrou que as transições entre os vários tipos de chamas são controladas por uma velocidade crítica de convecção na camada de mistura BFG e oxigênio.

Um método para introduzir oxigênio em um processo industrial foi desenvolvido por Damstedt et al. (2019). O oxigênio foi utilizado no processo para melhorar as emissões, reduzir o custo de combustível e/ou aumentar a produção. Os autores compararam 2 métodos para introduzir oxigênio em um processo, o primeiro compreendeu um jato sônico de velocidade de oxigênio em temperatura ambiente ("O₂ frio") e o segundo um jato de oxigênio aquecido a temperaturas superiores a 1500 °C ("O₂ quente"). O jato de O₂ quente foi acelerado a uma velocidade 2-4 vezes maior do que é possível com jatos de O₂ frio. Além disso, investigaram uma variedade de condições, incluindo a temperatura de pré-aquecimento de oxigênio, as condições ambientais de gás e a capacidade de redução. Em todos os casos, a injeção de O₂ quente fornece uma melhor capacidade de mistura do que a injeção de O₂ frio, sendo o O₂ quente mais eficaz que o O₂ frio quando ele reage com os gases do ambiente. Também

apresentaram uma comparação de uma situação real da injeção de O₂ quente e frio em um forno de cimento para redução de emissões de CO. Na prática, uma injeção de O₂ quente não otimizada reduziu as emissões de CO do gás de combustão em mais de 25% em relação a uma injeção de O₂ frio totalmente otimizada.

No trabalho de Aanjaneya et al. (2019) desenvolveram um estudo numérico de jatos turbulentos confinados para combustão homogênea (HC) com enriquecimento de oxigênio em um forno de 91,7 kW. O principal problema de sua pesquisa foi a obtenção de HC com oxidantes enriquecidos (O₂ > 21%). Os autores descreveram o fluxo complexo e tridimensional no forno dividindo-o em um conjunto de fluxos canônicos e usando parâmetros relacionados a este último. Além disso, foram usados a razão de momento do jato e o comprimento de estagnação para caracterizar o campo de fluxo e seu efeito nas emissões de NO_x. Diferentemente do momento do jato oxidante, o momento do jato de combustível (< 5% de conteúdo inerte) parece ter um efeito matizado na homogeneidade da zona de reação e nas emissões de NO_x; enquanto a temperatura de entrada do reagente teve pouco efeito. Os resultados demonstraram um bom desempenho para fluxos sob os jatos, produzindo curvas de velocidade independentes da química. As emissões de CO e hidrocarbonetos foram dependentes apenas da razão de equivalência. O desvio padrão volumétrico da taxa de liberação de calor foi usado para quantificar a tendência de transição para o modo convencional de combustão devido ao enriquecimento do oxidante.

2.1 SIDERURGIA NO BRASIL

A indústria do aço no Brasil é representada por 16 empresas privadas, controladas por onze grupos empresariais e operando 29 usinas distribuídas por 10 estados brasileiros, levando o país a ocupar a 9º posição no ranking da produção mundial (AÇO BRASIL, 2019).

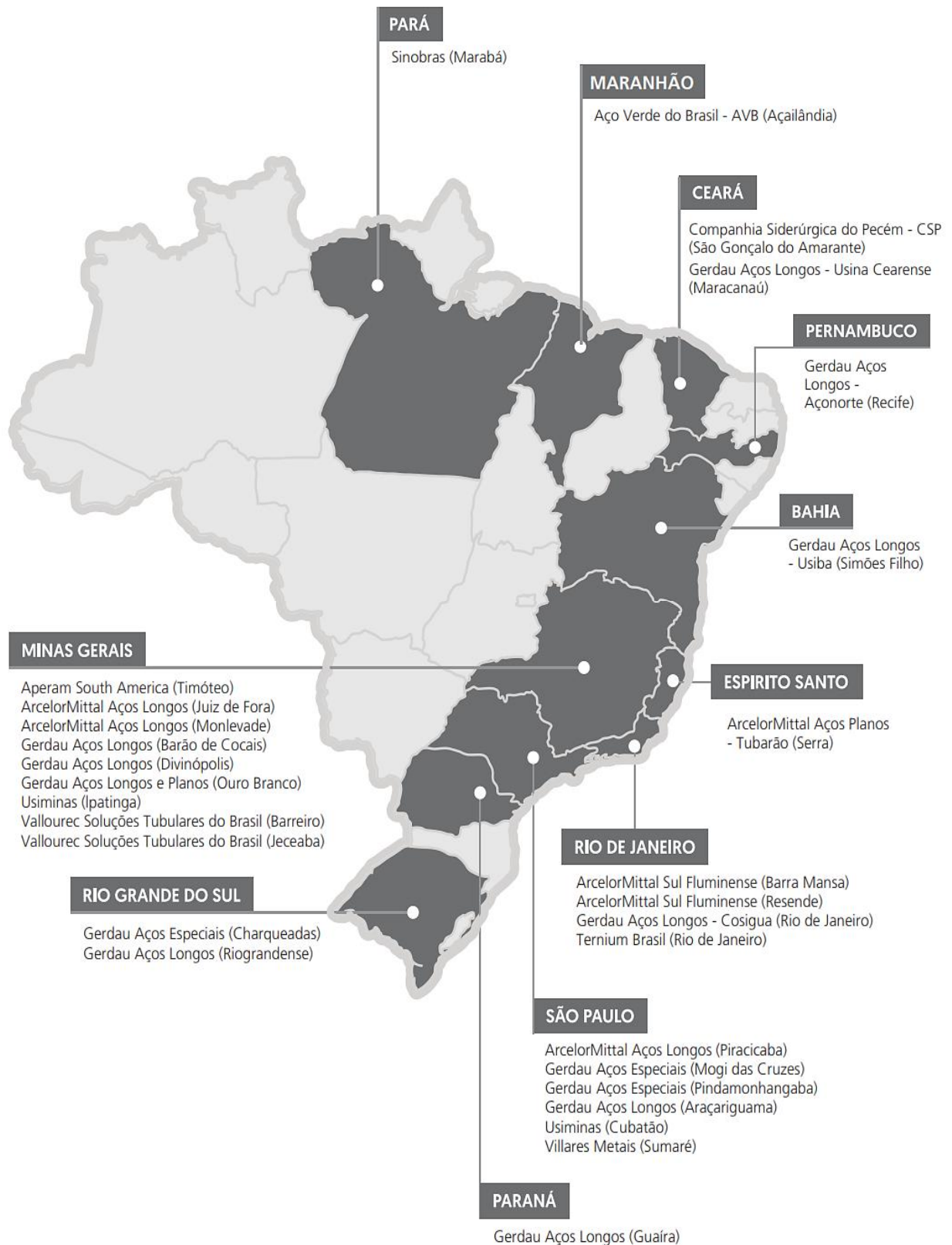
O parque produtor está apto a entregar ao mercado qualquer tipo de produto siderúrgico, desde que sua produção se justifique economicamente. No Brasil, o parque produtor de aço está instalado em dez estados como é mostrado na Figura 2.1. Entre eles, destacam-se os da Região Sudeste (Espírito Santo, Minas Gerais, Rio de Janeiro e São Paulo), que respondem por 94% do aço produzido no país e apresentam a maior concentração de empresas que atuam no setor.

A privatização das empresas, finalizada em 1993, trouxe ao setor expressivo afluxo de capitais, em composições acionárias da maior diversidade. Assim, muitas empresas produtoras passaram a integrar grupos industriais e/ou financeiros cujos interesses na siderurgia se desdobraram para atividades correlatas, ou de apoio logístico, com o objetivo de alcançar economia de escala e competitividade.

Na Figura 2.2 e na Tabela 2.1, é possível acompanhar o histórico de participação do setor siderúrgico na economia. Em 2012, foram produzidos cerca de 34,5 milhões de toneladas de aço, e o setor foi responsável por 4% do PIB (Produto Interno Bruto) do país. Em 2011, a indústria do aço respondeu por 12,9% do superávit da balança comercial brasileira, ou US\$ 3,8 bilhões, recuperando-se de um saldo de apenas US\$ 337,1 milhões no ano anterior. Em 2017 foram produzidos cerca de 34,6 milhões de toneladas de aço muito próxima à produção do 2012 (AÇO BRASIL, 2018).

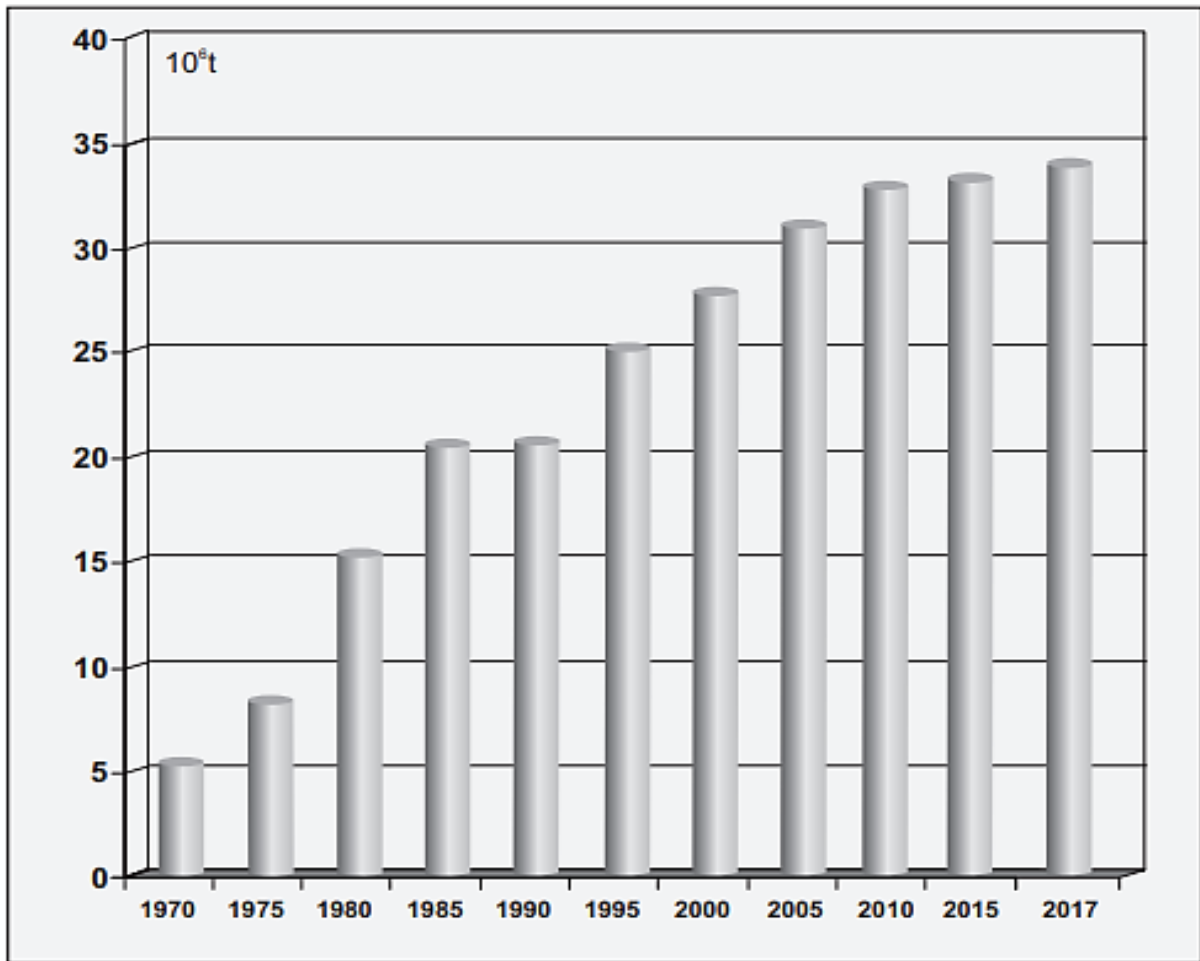
O Brasil tem o maior parque industrial de aço da América do sul, composto por 29 usinas. O país é o maior produtor da América Latina e ocupa o 9º lugar como exportador líquido de aço. Entretanto, o parque brasileiro é relativamente novo e passa por um processo de atualização tecnológica constante.

Figura 2.1 - Parque produtor de aço no Brasil.



Fonte: Aço Brasil (2019).

Figura 2.2 - Participação da indústria do aço na balança comercial brasileira.



Fonte: Aço Brasil (2018).

Tabela 2.1 - Produção brasileira de aço bruto.

Produção	1970	1980	1990	2000	2010	2016	2017	2018
Brasil (10 ⁶ ton)	5,4	15,3	20,6	27,9	32,9	31,3	34,4	35,4
América Latina (10 ⁶ ton)	13,2	28,9	38,2	56,1	61,7	59,7	64,2	65,8
Mundo (10 ⁶ ton)	595,4	715,6	770,5	848,9	1433,4	1587,2	1673,9	1809,1
Brasil/América Latina (%)	40,9	52,9	53,9	49,7	53,3	52,4	53,5	53,8
Brasil/Mundo (%)	0,9	2,1	2,7	3,3	2,3	2,0	2,1	2,0
Posição do Brasil no mundo	18°	10°	9°	8°	9°	9°	9°	9°

Fonte: Aço Brasil (2019).

Segundo Aço Brasil (2019), o Brasil exporta aço para cerca de 100 países. Da Tabela 2.2, observa-se que seu maior concorrente é a China, líder do mercado mundial de aço, com uma produção equivalente a 53,1% do aço consumido no mundo em 2018.

Tabela 2.2 - Produção mundial de aço bruto (unidades: 10⁶ ton).

PAÍS/ COUNTRY	2013	2014	2015	2016	2017	2018 (*)	2018 (%)
China	822,0	822,3	803,8	807,6	870,9	928,3	51,3
Índia / <i>India</i>	81,3	87,3	89,0	95,5	101,5	106,5	5,9
Japão / <i>Japan</i>	110,6	110,7	105,1	104,8	104,7	104,3	5,8
EUA / <i>USA</i>	86,9	88,2	78,8	78,5	81,6	86,6	4,8
Coréia do Sul / <i>Rep. of Korea</i>	66,1	71,5	69,7	68,6	71,0	72,5	4,0
Rússia / <i>Russia</i>	69,0	71,5	70,9	70,5	71,5	71,7	4,0
Rep. Fed. Alemanha / <i>F. R. Germany</i>	42,6	42,9	42,7	42,1	43,3	42,4	2,3
Turquia / <i>Turkey</i>	34,7	34,0	31,5	33,2	37,5	37,3	2,1
Brasil / <i>Brazil</i>	34,2	33,9	33,3	31,6	34,8	35,4	2,0
Itália / <i>Italy</i>	24,1	23,7	22,0	23,4	24,1	24,5	1,4
Irã / <i>Iran</i>	15,4	16,3	16,1	17,9	21,2	24,5	1,4
Formosa / <i>Taiwan</i>	22,3	23,1	21,4	21,8	22,4	23,2	1,3
Ucrânia / <i>Ukraine</i>	32,8	27,2	23,0	24,2	21,4	21,1	1,2
México / <i>Mexico</i>	18,2	18,9	18,2	18,8	19,9	20,2	1,1
França / <i>France</i>	15,7	16,1	15,0	14,4	15,5	15,4	0,9
Espanha / <i>Spain</i>	14,3	14,2	14,8	13,6	14,4	14,3	0,8
Vietnã / <i>Vietnam</i>	5,5	5,8	5,6	7,8	11,5	14,1	0,8
Canadá / <i>Canada</i>	12,4	12,7	12,5	12,6	13,6	13,1	0,7
Polônia / <i>Poland</i>	8,0	8,6	9,2	9,0	10,3	10,2	0,6
Bélgica / <i>Belgium</i>	7,1	7,3	7,3	7,7	7,8	8,0	0,4
Egito / <i>Egypt</i>	6,8	6,5	5,5	5,0	6,9	7,8	0,4
Reino Unido / <i>United Kingdom</i>	11,9	12,0	10,9	7,6	7,5	7,3	0,4
Áustria / <i>Austria</i>	8,0	7,9	7,7	7,4	8,1	6,9	0,4
Países Baixos / <i>Netherlands</i>	6,7	7,0	7,0	6,9	6,8	6,8	0,4
África do Sul / <i>South Africa</i>	7,2	6,4	6,4	6,1	6,3	6,3	0,3
Austrália / <i>Australia</i>	4,7	4,6	4,9	5,3	5,3	5,7	0,3
Indonésia / <i>Indonesia</i>	2,6	4,4	4,9	4,7	5,2	5,5	0,3
Eslováquia / <i>Slovakia</i>	4,5	4,7	4,6	4,8	5,0	5,2	0,2
Arábia Saudita / <i>Saudi Arabia</i>	5,5	6,3	5,2	5,5	4,8	5,2	0,2
Argentina	5,2	5,5	5,0	4,1	4,6	5,2	0,2
Rep. Tcheca / <i>Czech Republic</i>	5,2	5,4	5,3	5,3	4,6	4,9	0,2
Suécia / <i>Sweden</i>	4,4	4,5	4,6	4,8	4,9	4,7	0,2
Kasaquistão / <i>kazakhstan</i>	3,3	3,7	3,9	4,3	4,5	4,6	0,2
Tailândia / <i>Thailand</i>	3,6	4,1	3,7	3,8	4,5	4,3	0,2
Outros / <i>Others</i>	47,6	50,2	50,7	48,3	52,2	55,1	3,3
TOTAL	1.650,4	1.669,4	1.620,2	1.627,5	1.730,1	1.809,1	100,0

Fonte: Aço Brasil (2019).

As siderúrgicas nacionais dispõem de tecnologias avançadas de produção e beneficiamento, com potencial para fabricar os mais diversos produtos siderúrgicos. Os principais são os semiacabados, os longos e os planos, todos feitos a partir do aço bruto.

Atualmente, a capacidade instalada do setor siderúrgico brasileiro corresponde ao dobro de suas vendas internas anualizadas. Essa é uma questão enfrentada não só pelo Brasil, mas também por outros países produtores, já que o mercado mundial enfrenta uma sobre oferta de aço: 500 milhões de toneladas não são vendidos.

O setor de siderurgia enfrenta um momento de grandes desafios. A crise econômica internacional afetou mercados estratégicos para o Brasil. Além disso, existe uma sobre oferta de aço no mundo, que tende a se agravar nos próximos anos. Em 2013, o mercado internacional contou com um excedente de capacidade de 587 milhões de toneladas, contra 545 milhões de toneladas em 2012. Já em 2014 a sobre oferta global de aço atingiu 622 milhões de toneladas, impulsionada pela China e pela Índia, que entre 2013 e 2017 aumentaram a capacidade de produção em 148 milhões de toneladas.

Outros fatores significativos para que o Brasil perca competitividade no mercado externo e interno são a taxa de câmbio, a elevada carga tributária, a cumulatividade dos impostos e a falta de infraestrutura, principalmente logística do país.

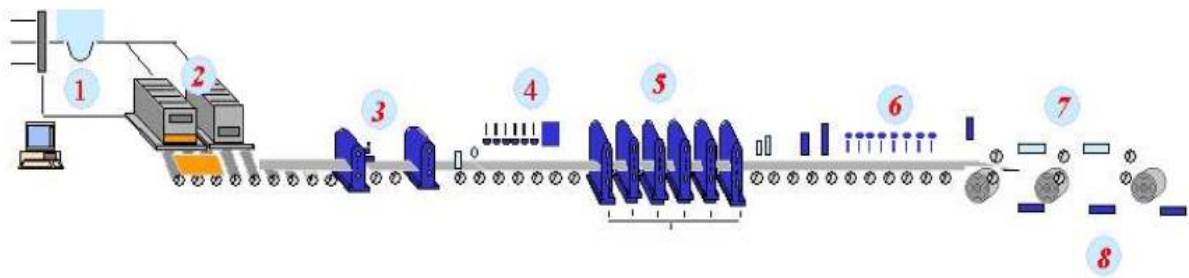
Diante desse cenário, em 2013 as exportações brasileiras caíram 8,8% em relação a 2012. Entretanto, o setor siderúrgico brasileiro prevê um aumento de 5,8% na produção de aço bruto, com base na tendência de aumento do consumo interno por parte da construção civil e da indústria de máquinas e equipamentos. Na construção, por exemplo, o impulso veio das obras de infraestrutura previstas, sobretudo, para dar suporte aos grandes eventos esportivos que o país sediou até 2016. Outro setor importante para a siderurgia é a indústria automotiva, que, apesar da desaceleração, continua alcançando recordes de demanda e produção (AÇO BRASIL, 2018).

2.2 FORNOS DE REAQUECIMENTO

É um equipamento que aproveita o calor gerado por um combustível, transmitindo-o à sua carga para um processo ou uma reação química. Sua função principal é elevar a temperatura dos produtos semiacabados, (tarugos ou placas), até que o material esteja suficientemente plástico para permitir a redução mecânica até seção desejada (TRINKS et al., 2004).

Na Figura 2.3 apresenta-se as etapas de um processo industrial e mostra-se a fase de intervenção dos fornos de reaquecimento. As etapas são compostas de: (1) pátio de placas, (2) fornos de reaquecimento, (3) laminador desbastador e esboçador, (4) conservador de calor, (5) laminador acabador, (6) sistema de resfriamento, (7) bobinadeiras, e (8) inspeção intermediária.

Figura 2.3 - Diagrama da linha de tiras a quente da Usiminas.



Fonte: Soares et al. (2007).

2.2.1 Principais partes dos fornos de reaquecimento

- a. Fundações: É a parte do forno que repousa diretamente no chão e suportar toda a carga da estrutura do forno.
- b. Plataforma: É a parte imediatamente superior às fundações e a parte inferior à alvenaria de tijolo.
- c. Soleira: É a parte do forno onde é colocado o material a ser aquecido.
- d. Paredes: As paredes circundam a área de trabalho. Eles cumprem a função de apoiar o cofre, evitando perdas de calor, impedindo a fuga de gases para o exterior e a sucção de ar da atmosfera para o forno.

e. Cofre: É uma parte muito importante do forno. Ele suporta altas temperaturas e deve ser construído de forma a impedir a fuga de gases.

f. Canais: São os que conduzem os gases de combustão para a chaminé e são de seção retangular.

g. Alvenaria de tijolo: É a parte que deve garantir estabilidade e manter a área de trabalho hermética.

h. Juntas térmicas: As juntas térmicas devem compensar a expansão da alvenaria pelo calor.

i. Esqueleto metálico: Chamado de estrutura metálica que contém todas as partes do forno e absorve todas as tensões que se originam na alvenaria durante sua operação.

2.2.2 Zonas de combustão dos fornos de reaquecimento

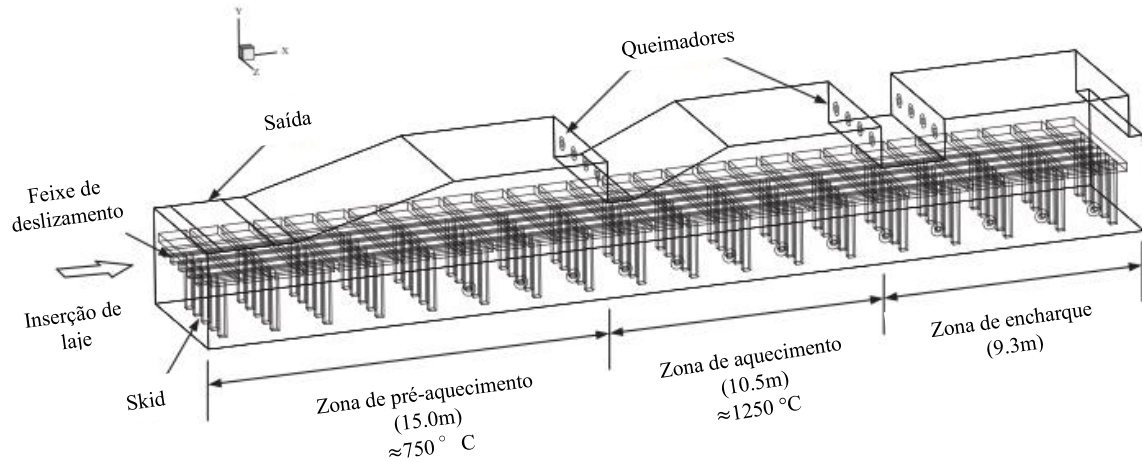
Os fornos de reaquecimento contínuos possuem três zonas de combustão e sua distribuição é mostrada na Figura 2.4.

a. Zona de pré-aquecimento: Onde o material que entra a temperatura ambiente é aquecido, em contracorrente, até uma temperatura da ordem de 700 °C, pelos gases da combustão procedentes das outras zonas em direção ao recuperador onde aquecerá o ar de combustão.

b. Zona de aquecimento ou intermediária: Região de grande taxa de calor onde o material é aquecido na superfície até uma temperatura de 1250 °C, principalmente por radiação do calor das chamas dos queimadores.

c. Zona de encharque: Equipada com queimadores (radiação de calor) onde se consegue que a diferença de temperatura entre o ponto mais frio (núcleo) e o ponto mais quente da peça seja reduzida ao mínimo, não representando um problema para o trem de laminação ou para a qualidade do produto final laminado.

Figura 2.4 - Configuração das zonas de combustão dos fornos contínuos (zona de pré-aquecimento, zona de aquecimento e zona encharque).



Fonte: Sang et al. (2010).

2.2.3 Classificação dos fornos de reaquecimento

Os fornos de reaquecimento são classificados em dois grupos principais: intermitentes e contínuos.

a. Fornos intermitentes ou descontínuos

São aqueles em que o material a ser aquecido é carregado e permanece estacionário sobre a soleira até atingir a temperatura de laminação ou forjamento. Algumas vezes é costume virar os blocos ou lingotes a fim de homogeneizar o aquecimento. Trabalham segundo uma curva determinada de aquecimento e de resfriamento (TRINKS et al., 2004).

Vantagens dos fornos intermitentes

- Permitir o aquecimento de vários tipos de aços ou dimensões diferentes de peças que necessitam um processo de aquecimento específico, o que pode ser melhor executado em lotes separados do que misturados no mesmo forno.
- Podem operar a temperaturas mais elevadas do que um forno contínuo, podendo-se 'lavar' a superfície do aço, isto é, fundir parcialmente a crosta de óxido para remover defeitos da superfície, sem haver o perigo das peças colarem umas nas outras.

- Possibilidade de mistura de peças de aços diferentes dentro do forno é menor.
- Sem despesas adicionais para esvaziar o forno, no fim de um programa de aquecimento.

Desvantagens dos fornos intermitentes

- Elevado investimento por tonelada de produção.
- Baixa eficiência da soleira (pequena área de utilização).
- Maior quantidade de pessoal necessário para operar o forno.
- O comprimento das peças é limitado (geralmente 6 m) devido às dificuldades no sistema de manuseio e carregamento.

b. Fornos contínuos

Estes fornos possuem, em geral, várias zonas de aquecimento em seu interior e são carregados em uma extremidade. O material é deslocado no interior do forno pela ação de empurradores ou vigas. Nos fornos contínuos, tanto a carga como a descarga, se realizam de maneira periódica durante a operação (COOK, 1970; MULLINGER, 2014).

Vantagens dos fornos contínuos

- Elevada produção.
- Menor quantidade de mão de obra por tonelada aquecida.
- Menores custos de depreciação e manutenção por tonelada aquecida; grande produção por metro quadrado de área ocupada.
- No caso de várias zonas existe um melhor controle do ritmo de aquecimento.

Desvantagens dos fornos contínuos

- Falta de flexibilidade no atendimento de pequenas encomendas ou diversos tipos de aços.
- Os lados do material devem ser planos para evitar empilhamento de peças na soleira.
- Maior custo para esvaziar o forno na reparação ou no final de programa de produção, exceto no caso de vigas caminhantes.
- O esvaziamento do forno em caso de acidente é muito trabalhoso, provocando grandes perdas de tempo.

- Maior perigo de haver mistura de peças de diferentes aços dentro do forno.
- Maior dificuldade para empurrar diferentes seções dentro do forno (exceto no caso de vigas caminhantes).

Os fornos contínuos podem ser classificados por como as peças são aquecidas e conduzidas no interior do forno: fornos de empurrar e fornos de vigas caminhantes.

Uma das vantagens dos fornos de vigas caminhantes é a possibilidade de esvaziamento ao final da jornada, visto que os fornos de empurrar não apresentam esta possibilidade, o material permanece inativo dentro do forno a altas temperaturas várias horas. Isso repercute em uma maior oxidação, com uma considerável perda de material e um maior depósito de carepa sobre a soleira do forno. Outra vantagem muito importante é a maior uniformidade de temperatura das peças aquecidas devido ao fato de não haver contato permanente delas com os suportes para sustentação durante o aquecimento.

2.2.4 Tipos de geometria dos fornos de reaquecimento

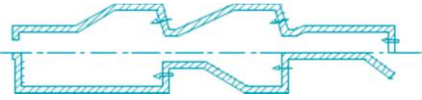
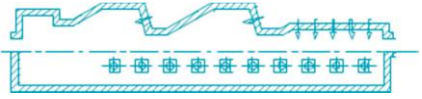
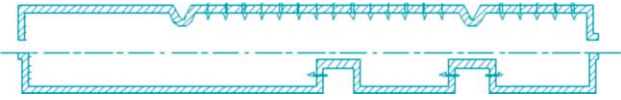
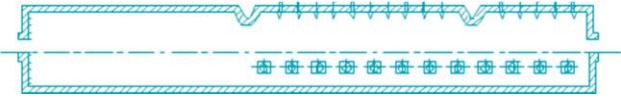

Vários tipos de geometria de fornos de reaquecimento e arranjo de queimadores foram usados durante as últimas décadas; um resumo rápido é dado na Tabela 2.3. Compreendendo várias dezenas de queimadores, a potência total pode ser de 50 MW. Nos fornos recentes, a tendência é alongar a zona de pré-aquecimento para melhorar a eficiência térmica. Nesta zona sem queimadores, os gases de combustão quentes são usados para pré-aquecer os produtos e, em seguida, a energia dos gases residuais é utilizada para pré-aquecer o ar de combustão.

Dentro dos fornos de reaquecimento, a atmosfera tem excesso de ar, para garantir a combustão completa, mas também para evitar incrustações nos produtos aquecidos. Em alguns casos, como aço de alto teor de carbono, a atmosfera pode ser definida com um excesso de ar muito baixo em certas zonas para compensar as entradas de ar indesejadas. Isso reduzirá a descarbonetação do aço e controlará a formação de incrustações em zonas acima de 900 °C. As seções mais frias têm um excesso de ar ligeiramente maior.

O pré-aquecimento do ar de combustão, tipicamente é desenvolvido em torno de 450 °C até 600 °C. Queimadores regenerativos, queimadores (auto) recuperativos ou enriquecimento

de oxigênio podem ser pertinentes, em particular para gases combustíveis de baixo valor de aquecimento (CAILLAT, 2017).

Tabela 2.3 - Visão geral dos diferentes tipos de fornos de reaquecimento no mercado durante as últimas décadas, o produto entra no lado esquerdo.

Ano	Comprimento máximo	Descrição	Visão esquemática
1970	~35 m	Forno empurrador, queimadores frontais	
1975 – 1980	~40 m	Forno de viga caminhante, queimadores frontais, laterais e de teto	
1985 – 1990	50/55 m	Forno de viga caminhante, queimadores frontais e de teto	
1990 – 1998	50/55 m	Forno de viga caminhante, queimadores frontais e de teto	
Desde 1995	~60 m	Forno de viga caminhante, queimadores laterais	

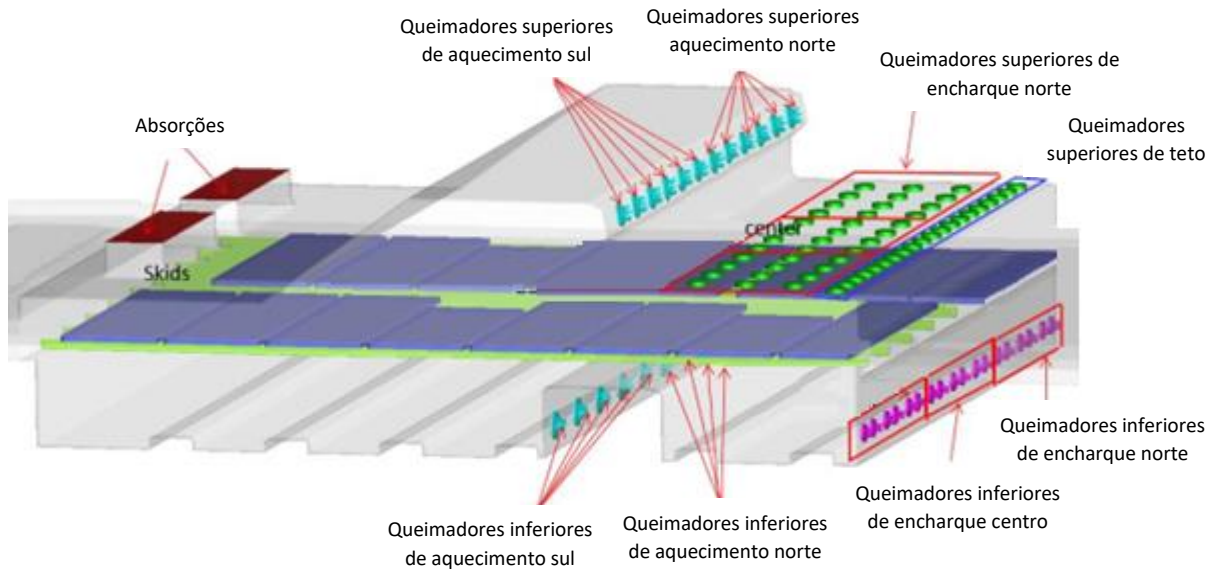
Fonte: Caillat (2017).

2.2.5 Arranjo dos queimadores nos fornos de reaquecimento

Os queimadores são os equipamentos que misturam o combustível (líquido ou gasoso) com o oxidante, dando a faísca necessária para iniciar a combustão e injetando a chama gerada dentro da câmara do forno.

A Figura 2.5, apresenta a distribuição dos queimadores em cada zona do forno de reaquecimento, e podem ser localizados na parte superior, lateral e inferior do forno.

Figura 2.5 - Distribuição dos queimadores no forno de rea aquecimento.

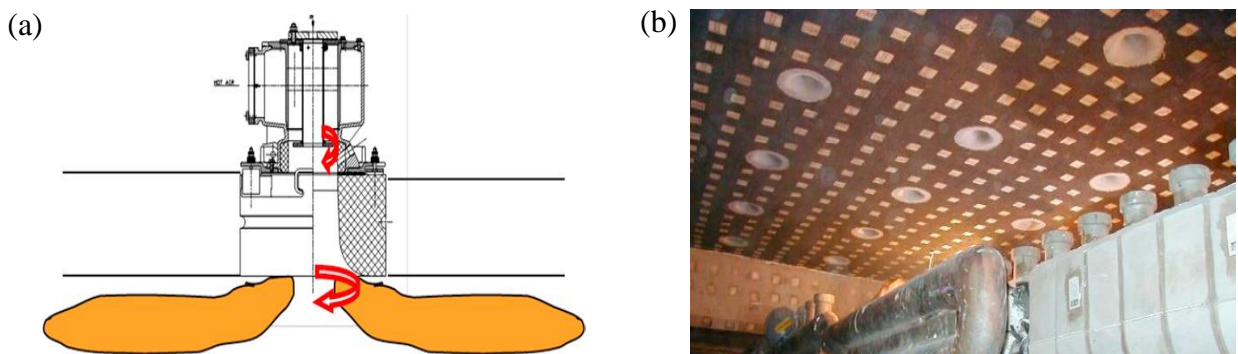


Fonte: Guangwu et al. (2018).

Dependendo da localização do queimador e do perfil de temperatura requerido do produto, a chama produzida pelo queimador terá diferentes formas: queimadores frontais produzirão chamas compridas e estreitas, queimador do teto criará chamas curtas (Figura 2.6), queimadores laterais criam chamas curtas, compridas ou moduladas (Figura 2.7).

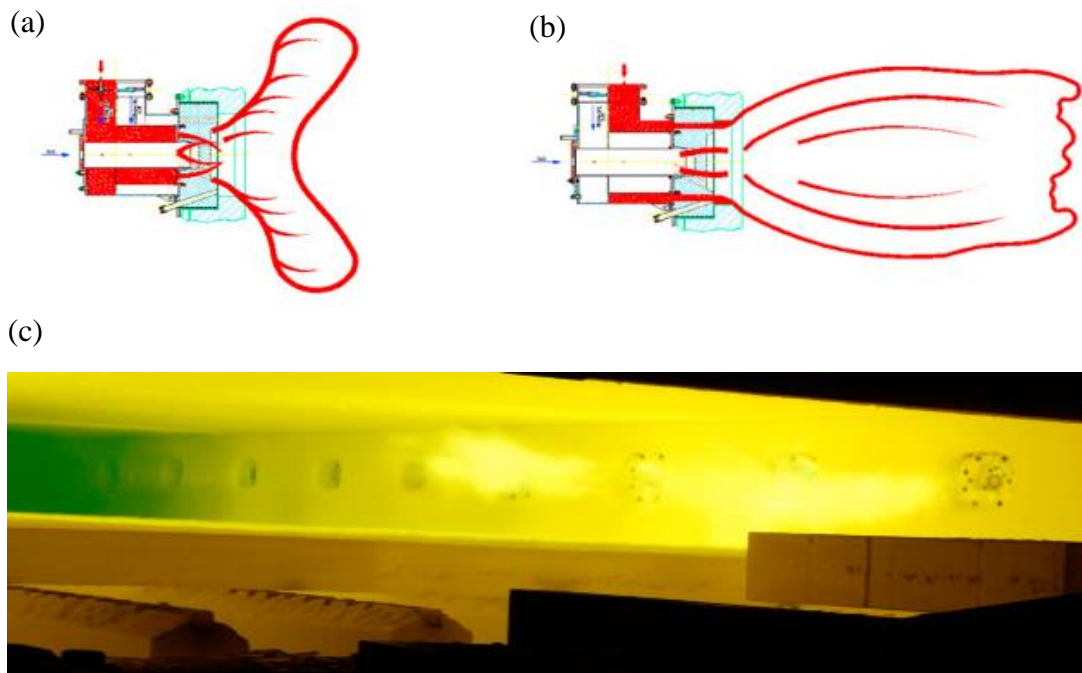
A potência de saída de cada queimador é geralmente em torno de alguns MW. As últimas tecnologias permitem obter emissões de NO_x tão baixas quanto 120 mg/Nm^3 a $3\% \text{ O}_2$ para gás natural (GIRAUD et al., 2015; DENEV et al., 2017) e 200 mg/Nm^3 a $3\% \text{ O}_2$ para COG (NEWBY, 2015).

Figura 2.6 - Queimador de teto para fornos de rea aquecimento: (a) princípio de funcionamento, e (b) vista no interior do forno.



Fonte: Caillat (2017).

Figura 2.7 - Queimadores laterais para reaquecer fornos: (a) modo curto, (b) modo comprido, e (c) dentro do forno.

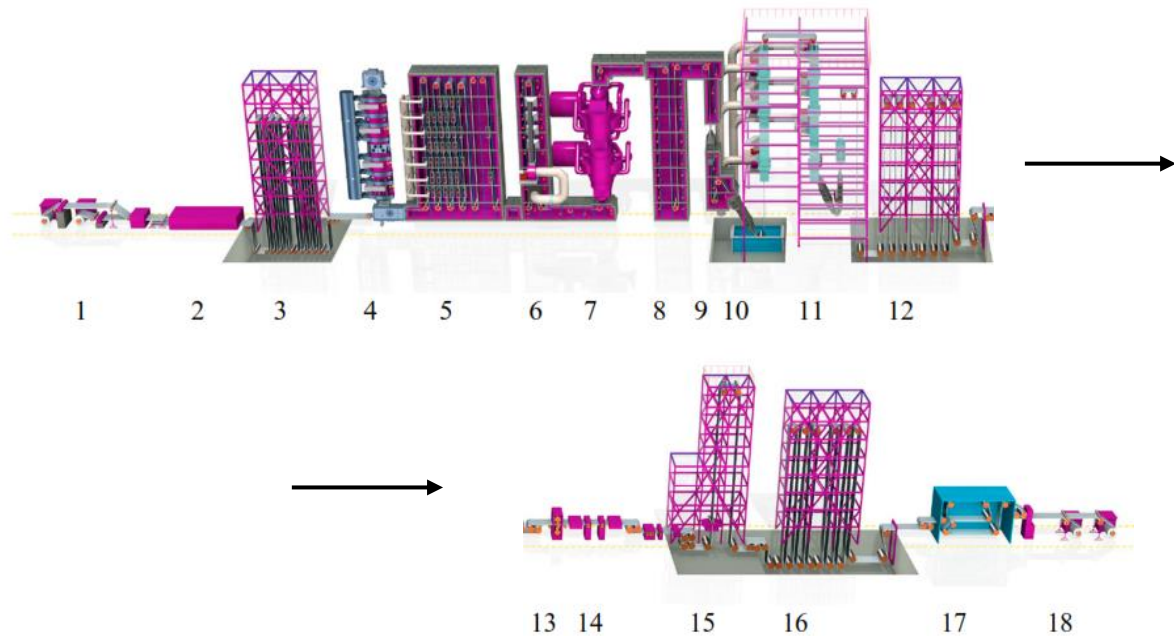


Fonte: Caillat (2017).

As linhas de recozimento são usadas para aquecer e resfriar tiras metálicas de bobinas, seguindo um padrão de temperatura específico, até 950 °C, sob atmosfera controlada, tipicamente 5% a 30% de H₂ em N₂ (GARCÍA et al., 2018). Um exemplo de linha de recozimento vertical é apresentado na Figura 2.8. Nesta linha, parte do aquecimento é feita no forno de pré-aquecimento (4) onde a tira também é limpa, geralmente em atmosfera redutora; portanto, o gás natural é geralmente preferido nesta seção para um melhor controle fino. Outra parte do aquecimento é necessária no forno tubular radiante (5). O aquecimento elétrico pode ser usado, mas geralmente os custos são mais baixos com combustíveis fósseis ou subprodutos. Para evitar que os gases de combustão entrem em contato com a carga, é utilizado um método indireto de aquecimento: queimadores em tubos radiantes.

As etapas da linha de recozimento vertical são: (1) bobinas de pagamento, (2) desengordurante, (3) *looper* de entrada, (4) forno de pré-aquecimento, (5) forno de aquecimento tubular radiante, (6) arrefecimento lento, (7) resfriamento flash, (8) *overgrado*, (9) reaquecimento por indução, (10) banho de zinco, (11) resfriamento pós-vaso, (12) *looper*, (13) moinho *skin-pass*, (14) tensão nivelador, (15) pós-tratamento, (16) saída do laçador, (17) inspeção, e (18) bobina de tensão.

Figura 2.8 - Linhas de recozimento vertical para aquecer e resfriar tiras metálicas de bobinas.



Fonte: Caillat (2017).

2.2.6 Considerações na produção do aço

- A temperatura deverá ser suficientemente alta para não obrigar a reduzir a velocidade de produção do laminador, nem submeter os cilindros a pressões excessivas.
- Não deverá ocorrer superaquecimento, pois a temperatura muito elevada irá afetar a seção, as propriedades físicas e a estrutura de grão de produto acabado.
- O aquecimento deve ser uniforme em toda a seção e em todo o comprimento, para evitar rupturas internas, ou uma variação, tanto na seção, como na estrutura de grão do produto acabado.
- Cada peça de aço da mesma ordem de produção deve ser aquecida, em sequência, aproximadamente à mesma temperatura, para evitar atrasos na laminação devido a ajuste nos cilindros (NGUYEN et al., 2012).
- O aquecimento deve permitir o fluxo adequado de calor, sem haver fusão da superfície externa e, também, para evitar trincas e tensões internas, causadas por diferenças muito grandes de temperatura entre o núcleo e a superfície da peça (ROBERTS, 1983).

O reaquecimento de placas é um dos processos que mais consomem energia na fabricação de produtos siderúrgicos. Uma pequena melhoria na eficiência de reaquecimento pode significar uma grande economia para as empresas siderúrgicas no consumo de combustível e produtividade.

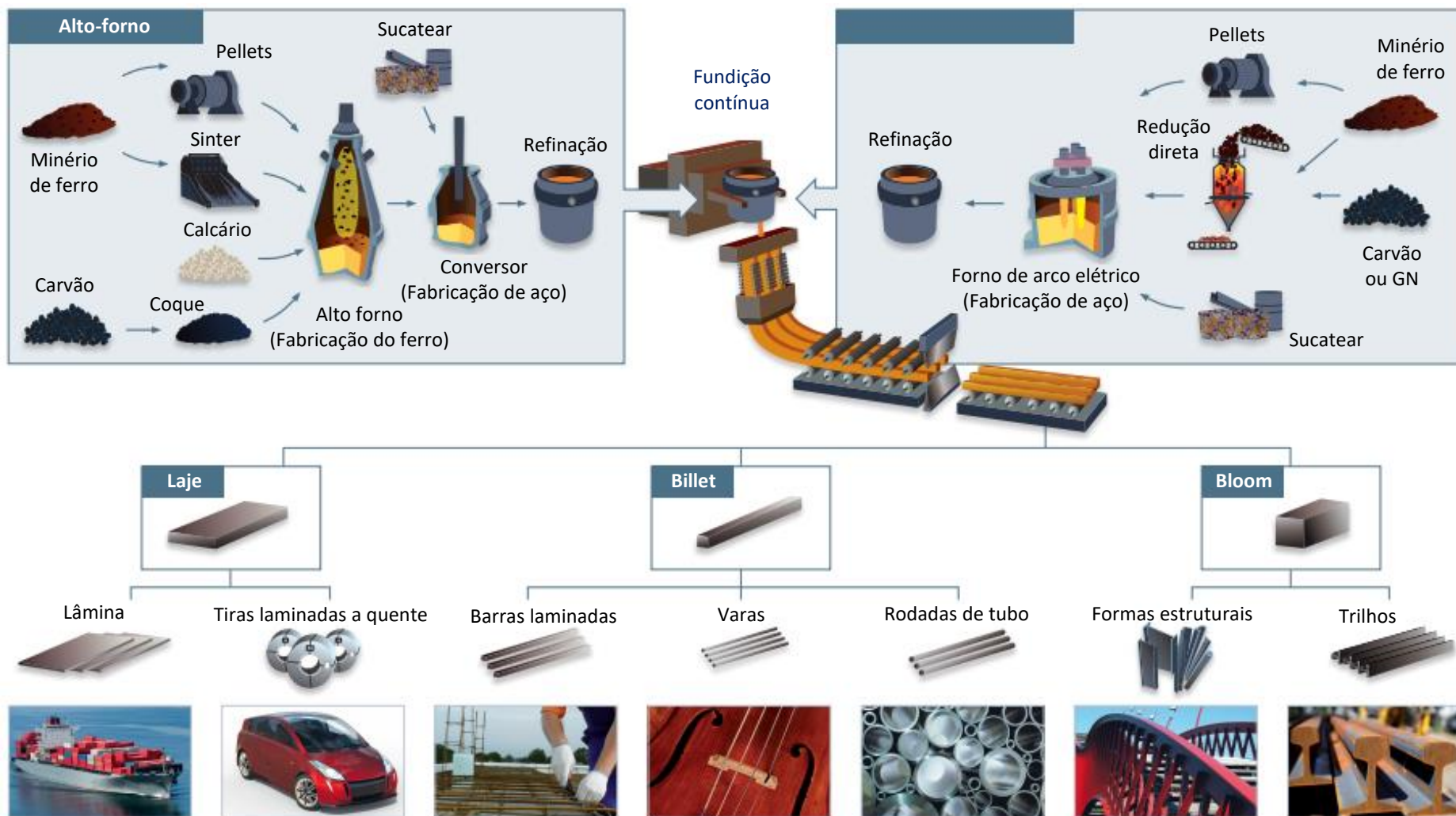
2.2.7 Visão geral do processo de fabricação de aço

Uma visão geral do processo de fabricação de aço em uma siderurgia integrada é resumida na Figura 2.9. Em resumo, a partir de minério de ferro, calcário e outros elementos, usando energia de carvão, gás natural ou outro combustível, o alto-forno é usado para produzir ferro e aço depois de reduzir o excesso de carbono no forno de oxigênio básico. Então, por meio da fundição contínua, vários itens podem ser gerados e transformados, imediatamente ou mais tarde: as placas são transformadas em chapas ou tiras (bobinas) laminadas a quente/laminadas a frio, tarugos em barras laminadas a quente, varas ou tubos redondos, e crescer em formas estruturais ou trilhos (CAILLAT, 2017).

Diferentes entradas do processo são necessárias para a produção de ferro e aço, e os resíduos subsequentes são gerados ao longo da rota, como mostra a Figura 2.10. Entre os subprodutos, estão disponíveis quantidades significativas de gases combustíveis: gás de coqueria (COG) da produção metalúrgica de coque, gás de alto forno (BFG) e gás de forno de oxigênio básico (BOFG) quando o ferro líquido é refinado em um forno de oxigênio básico, onde a descarbonetação do ferro é transformada em aço (ROBERTS, 2003).

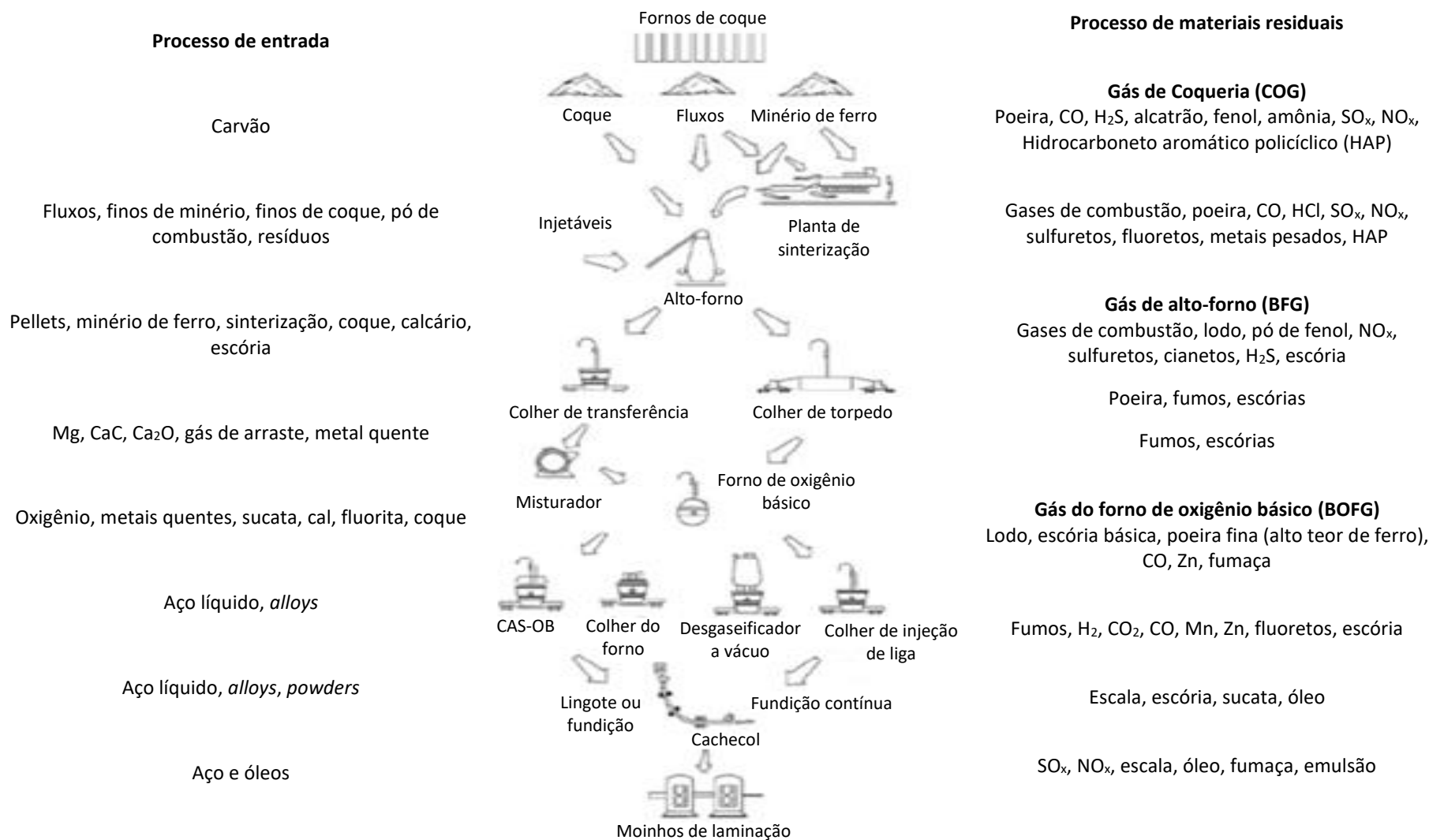
Esses combustíveis formam a base do sistema de energia nas siderúrgicas integradas. A qualidade (composição, poder calorífico e limpeza) e o volume dos diferentes gases podem variar significativamente. Um alto-forno típico produz cerca de 1320 a 2210 Nm³ de BFG por tonelada de ferro-gusa, e esses fatores têm um impacto sobre onde os combustíveis podem ser explorados. Quando é possível, a maior parte da demanda de energia é satisfeita com esses gases; a parte restante deve ser equilibrada com a energia comprada, como eletricidade e gás natural (GN). Uma grande parte da indústria siderúrgica (por exemplo, no Brasil, Índia ou China) não usa GN, em certos casos, o óleo combustível é usado como combustível de reserva. Em outros casos (por exemplo, nos EUA), o coque pode ser importado no site, portanto, o COG não estará disponível localmente. Quando disponível, o GN será utilizado preferencialmente em linhas de recozimento (por exemplo, na Europa) em vez de fornos de aquecimento. A principal tarefa do gerenciamento de energia na indústria siderúrgica é a distribuição e o uso eficiente de gases de processo e combustíveis adquiridos (REMUS et al., 2013).

Figura 2.9 - Visão geral do processo siderúrgico.



Fonte: World Steel Association (2013).

Figura 2.10 - Visão geral das rotas de processo de uma usina siderúrgica.



Fonte: Adaptado de Remus et al., (2013) e UK Environment Agency (1999).

3 MATERIAIS

3.1 DESCRIÇÃO DO FORNO ESTUDADO

Dentro do material utilizado, tem-se os seguintes componentes do sistema mostrado na Tabela 3.1.

Tabela 3.1 - Componentes do sistema para a produção de placas de aço nos fornos de reaquecimento da indústria siderúrgica.

Equipes e materiais	Substâncias reativas
Próprio da pesquisa:	
<ul style="list-style-type: none"> • Forno de reaquecimento • Placas de aço • Queimadores • Recuperador de calor • Sopradores • Sistema de alimentação de combustível • Sistema de ar para piloto de chama fornecido por um ventilador • Sistema de gás natural para o piloto de chama • Sistema de purga de gás 	<ul style="list-style-type: none"> • Ar de combustão • Água de resfriamento • Combustível: COG, LDG, BFG e GN.

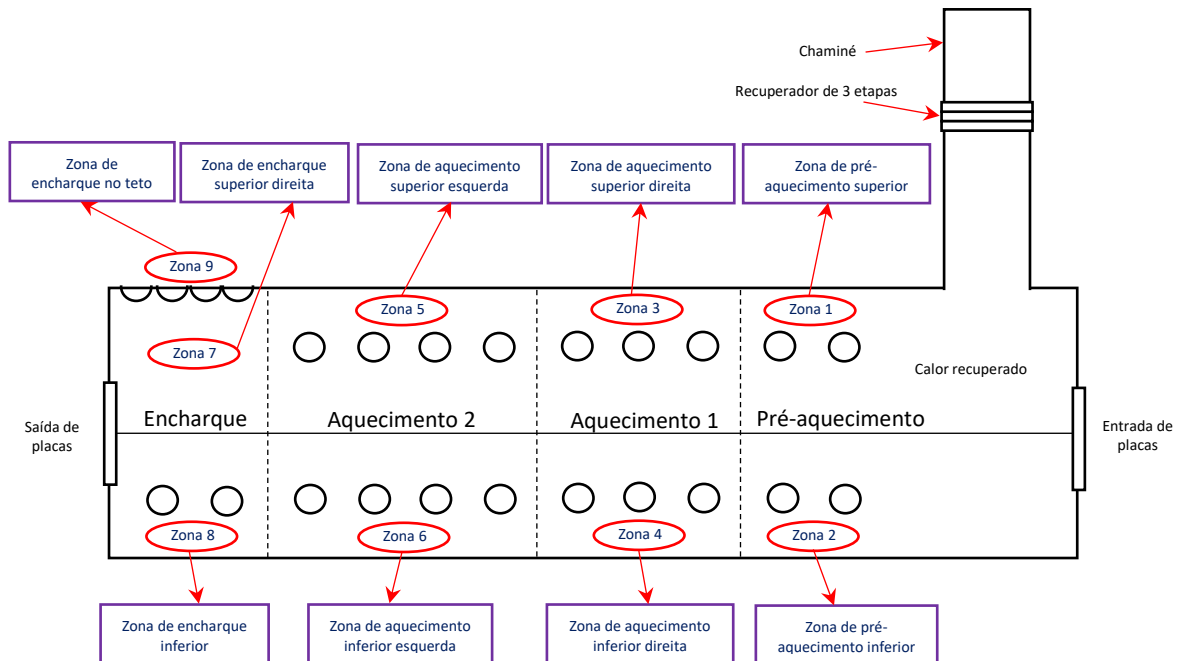
Fonte: Autoria própria.

O processo do laminador de tiras a quente da indústria siderúrgica mostra-se nas Figuras I.1 e I.2 do **APÊNDICE I**.

A empresa siderúrgica que fica na Região Sudeste no estado de Espírito Santo tem dois fornos de reaquecimento de placas de aço de vigas móveis (*walking beam*) com capacidade de produção nominal de 490 ton/h cada um abastecido com gás misto. Atualmente a produtividade média é de aproximadamente 400 toneladas de placas por hora. A temperatura média de saída da placa de aço carbono é de cerca de 1300 °C.

Um esquema do forno de reaquecimento número 1 é mostrado na Figura 3.1. O outro forno apresenta essencialmente a mesma configuração.

Figura 3.1 - Forno de reaquecimento de placas da indústria siderúrgica.



Fonte: Autoria própria.

O forno contém basicamente quatro regiões (pré-aquecimento, aquecimento 1, aquecimento 2 e encharque) divididas em 9 zonas de queimadores. Além disso, possui um recuperador na chaminé para aproveitamento do calor dos gases de combustão. As regiões que compõem o equipamento são:

Região de pré-aquecimento:

Parte superior: zona 1

Parte inferior: zona 2

Região de aquecimento 1:

Parte superior: zona 3

Parte inferior: zona 4

Região de aquecimento 2:

Parte superior: zona 5

Parte inferior: zona 6

Região de encharque:

Parte superior: zona 7 e zona 9

Parte inferior: zona 8

O combustível é uma mistura de gases do processo, proveniente da coqueria (COG), altos-fornos (BFG) e aciaria (LDG); e a mistura entre eles é a seguinte: COG/BFG/GN ou COG/LDG/GN, que é distribuído pelos 20 pares de queimadores. Os gases de combustão escoam a contracorrente com respeito ao deslocamento das placas. Um recuperador de calor promove a troca de calor entre os gases de combustão e o ar, de maneira que este último é fornecido aquecido para a combustão do combustível. A entrada de ar mostrada no duto de fumaça serve para promover, quando necessário, a diminuição da temperatura dos produtos de combustão para valores compatíveis com os materiais do recuperador de calor.

3.1.1 Características gerais do forno

O forno estudado é caracterizado por ter vigas móveis e teto plano com queimadores superiores e inferiores. As zonas superiores e inferiores são equipadas com queimadores laterais, alguns deles de fluxo modular. Algumas zonas são equipadas com queimadores de "processo" que tornam possível otimizar a qualidade do aquecimento de acordo com a produção. As características principais do forno são mostradas na Tabela 3.2.

Tabela 3.2 - Características gerais do forno de reaquecimento.

Parâmetro	Especificação	Unidade
Potência de entrada nominal para produção de 400 ton/h	143434	kW
Potência total	159000	kW
Comprimento do forno (porta a porta)	55600	mm
Largura efetiva do forno	54010	mm
Largura interna do forno	12100/12170	mm
Nível do porão	- 1080	mm
Nível do solo	+ 6000	mm
Lado de carga do nível superior da mesa do rolo	+ 6915	mm
Lado de descarga do nível da mesa do rolo	+ 6915	mm
Distância da linha de centro entre as mesas de rolos	60600	mm

Fonte: Stein (2000).

3.1.2 Máquina de carregamento e descarregamento

A máquina para o carregamento e descarregamento de placas, são divididas em duas partes, como apresenta-se na Tabela 3.3: estrutura de elevação (realiza o movimento vertical) e estrutura de transferência (realiza movimentos horizontais). A estrutura de elevação é composta de 4 braços, acionados por 2 circuitos hidráulicos, cada um com dois cilindros hidráulicos. A estrutura de transferência é formada por um conjunto de 4 braços e ativada por um motor através de uma cremalheira e pinhão VVVF (variação de voltagem e variação de frequência). A máquina de descarregamento é controlada por CLP (controlador lógico programável).

Tabela 3.3 - Características gerais da máquina de carregamento e descarregamento do forno de reaquecimento.

Parâmetro	Especificação	Unidade
Capacidade de elevação	40	ton
Curso útil (<i>stroke</i>)	4645	mm
Sobre <i>strokes</i>	500	mm
Elevação		
Total <i>stroke</i>	820	mm
Pressão de trabalho	127	bar
Transferência		
Velocidade máxima	0,57	m/s
Aceleração	0,3	m/s ²
Distância da linha de centro entre as mesas de rolos	60600	mm

Fonte: Stein (2000).

3.2 PLACAS DE AÇO

As placas ingressam no forno em diferentes temperaturas, variando da temperatura ambiente até 800 °C e são transportadas no interior por um sistema de vigas móveis. O ciclo de aquecimento, no interior do forno, é de aproximadamente 3 horas de duração, desde o ingresso da placa até sua saída. As características das placas de aço são apresentadas na Tabela 3.4.

Tabela 3.4 - Características dos produtos a serem reaquecidos no forno de reaquecimento.

Parâmetro	Slabs de aço carbono carregadas	Slabs de aço inoxidável (AISI 304, 304L) carregados
Temperaturas (°C)	27 – 800	27 – 800
Comprimento em duas linhas (mm)	4500 – 5500	-
Comprimento em uma linha (mm)	5500 – 11500	10500 – 11500
Largura (mm)	750 – 1955	1040 – 1320
Espessura (mm)	200 – 250	200
Slab de referência (mm ³)	250 x 1250 x 11500	200 x 1250 x 11500
Peso máximo do slab (ton)	40	24

Slab: peça grossa e plana de uma substância sólida geralmente quadrada ou retangular.

Fonte: Stein (2000).

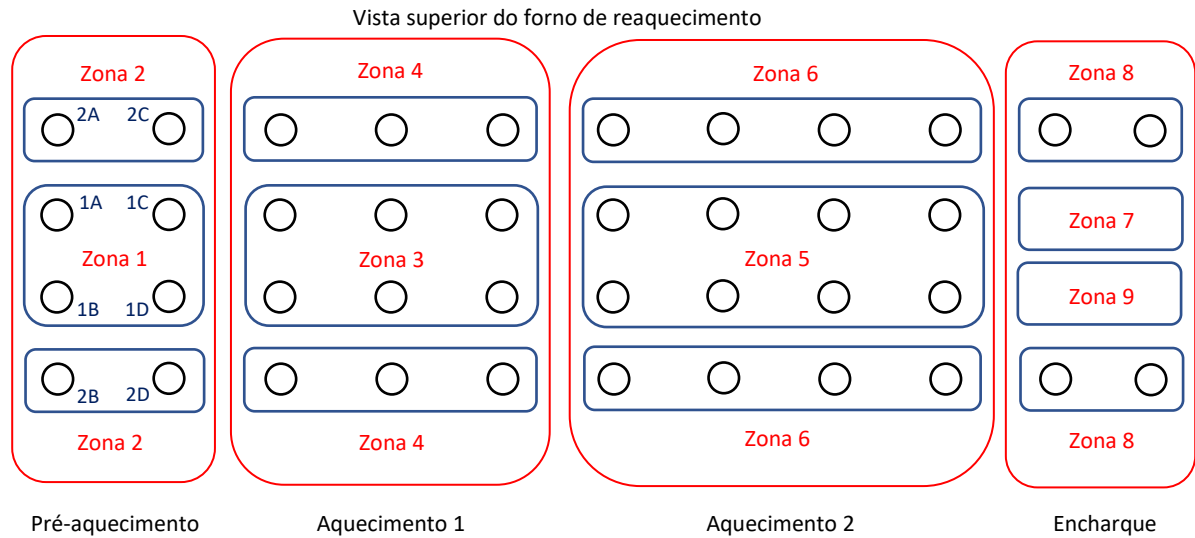
A distância entre os *skids* que movimentam as placas e a parte superior do forno é de aproximadamente 1,50 m. Quando no interior do forno há um acúmulo de carepa acima de 50 cm deverá ser realizada sua remoção para evitar que obstruam a saída dos queimadores fazendo que a chama desça pelos lados ocasionando um mal aquecimento da placa. Algumas considerações sobre perdas por formação de carepa podem ser encontradas no trabalho de Carvalho (2015).

3.3 QUEIMADORES

O queimador é um dispositivo em que o combustível e o oxidante são misturados e é o local onde ocorre a combustão (CHARLES, 2003).

O forno é composto por 20 pares de queimadores, distribuídos entre as zonas (1, 2, 3, 4, 5, 6 e 8), como mostrado na Figura 3.2.

Figura 3.2 - Distribuição dos queimadores no forno de reaquecimento de placas.



Fonte: Autoria própria.

Na Tabela 3.5 são descritos os modelos dos queimadores em cada uma das zonas de aquecimento do forno (STEIN, 2000).

Tabela 3.5 - Distribuição da quantidade e tipos de queimadores por zona.

	Zona	Quantidade	Tipo
1	Pré-aquecimento superior	4	WFB.G3
2	Pré-aquecimento inferior	4	WFB.G4
3	Aquecimento 1 superior	6	WFB.G7
4	Aquecimento 1 inferior	6	WFB.G7
5	Aquecimento 2 superior	8	WFB.G7
6	Aquecimento 2 inferior	8	WFMB.G10
7	Encharque superior esquerdo (teto)	11	BFP.G5
8	Encharque inferior	4	WFMB.G9
9	Encharque superior direito (teto)	10	BFP.G5

WFB: queimadores de chama larga, WFMB: queimadores moduladores de chama, BFP: queimadores de chama plana.

Fonte: Autoria própria.

Os queimadores de todas as zonas utilizam gás misto e ar aquecido pelo recuperador de calor.

As zonas 6 e 8 possuem queimadores que podem ter chama comprida ou curta. Essa seleção é realizada pela entrada de ar, que pode ser primário ou secundário. Os demais queimadores só possuem entrada de ar primário, como pode ser observado na Tabela 3.6.

Tabela 3.6 - Capacidade máxima dos queimadores por zonas.

Zona	Tipo	Capacidade total por zona (kW)	Capacidade por cada queimador (kW)
1	SH WFB.G3	7420	1855
2	SH WFB.G4	9870	2468
3	SH WFB.G7	27190	4532
4	SH WFB.G7	25780	4297
5	SH WFB.G7	32160	4020
6	SH WFMB.G10	40740	5093
7	SH BFP.G5	2954	231
8	SH WFMB.G9	10360	2590
9	SH BFP.G5	2686	231

Fonte: Stein (2000).

A potência total é determinada pela soma das potências dos queimadores em cada zona e isso representa o 100% da potência instalada.

$$P_T = P_{z1} + P_{z2} + P_{z3} + P_{z4} + P_{z5} + P_{z6} + P_{z7} + P_{z8} + P_{z9} \quad (3.1)$$

Potência do queimador em cada zona:

$$P_{Queimador_{z1}} = \frac{P_{total_{z1}}}{n_{Queimador_{z1}}} \quad (3.2)$$

Queimadores da mesma zona têm a mesma potência.

O número de queimadores abertos e o tempo de abertura depende da demanda (HD: *Heat demand*). Os queimadores são acionados (ou não) em ciclos de 60 segundos, ou seja, a cada 60 segundos o sistema de controle envia um comando para acionar um par de queimadores e por quantos segundos ele deverá permanecer acionado. Isso significa que em 60 segundos os 20

pares de queimadores têm que receber um comando do sistema de controle, sendo assim, a cada 3 segundos um par de queimadores recebe uma instrução do controlador para entrar em operação (ou permanecer desligado) de acordo com a demanda de calor do forno. O tempo de funcionamento de cada par de queimadores depende da energia que precisam entregar ao forno.

Por exemplo, se o sistema requer que o primeiro par de queimadores (1A e 1B) entreguem o 20% da energia, então, eles terão que permanecer ligados por 12 segundos. A dedução dos 12 segundos é a divisão do 20% de energia requerida entre o ciclo de acionamento de 60 segundos.

O acionamento de cada par de queimadores é alternadamente, por exemplo: zona 1, zona 6, zona 3, etc. Essa operação executa-se para evitar os picos de alta potência que afetam o aquecimento das placas. O funcionamento dos queimadores é alternado porque na zona de aquecimento (zona 3, 4, 5 e 6) os queimadores são de maior potência (Tabela 3.6).

Por segurança, os queimadores que não possuem uma chama piloto só poderão atuar quando a temperatura no interior do forno for superior 580 °C, para evitar a injeção de combustível não queimado, que poderia ocasionar explosão.

3.4 RECUPERADOR DE CALOR

O recuperador de calor em contracorrente é um equipamento que tem o propósito de recuperar calor residual dos gases de escape para ser reutilizado em outro processo.

Na Figura 3.3, mostra-se o recuperador de calor industrial para aproveitar a fumaça de um forno de vigas galopantes em uma indústria de Espanha.

Figura 3.3 - Recuperador de calor da indústria siderúrgica.



Fonte: AITESA (2019).

Na indústria siderúrgica, o ar de combustão é reaquecido no recuperador localizado no duto vertical do forno de reaquecimento. O recuperador é composto por 3 unidades e cada unidade é composta por 3 tubos. Suas características são mostradas na Tabela 3.7.

Tabela 3.7 - Características do recuperador do calor em condição de operação.

Parâmetro	Especificação	Unidade
Tempo	24	24 h/dia
Número de etapas	3	-
Temperatura do gás de exaustão na saída do forno	865	°C
Temperatura do gás de exaustão na entrada do recuperador	815 até 865	°C
Temperatura do gás de exaustão na saída do recuperador	461 até 510	°C
Volume do gás de exaustão na entrada do recuperador	169845	Nm ³ /h
Temperatura do ar de combustão na entrada do recuperador	27	°C
Volume do ar de combustão na entrada do recuperador	131891	Nm ³ /h
Temperatura do ar de combustão na saída do recuperador	555 até 560	°C
Superfície de carregamento (pelas 3 unidades)	2473	m ²
Peso total (pelas 3 unidades)	72000	kg

Fonte: Stein (2000).

Os fornos operam com ar de combustão controlado entre 0,95 até 1,05. Os valores reais do excesso de ar de combustão são maiores que os controlados devido a falsas entradas de ar ou ar parasita que entra no sistema através das aberturas, o que é indesejável e não tem como ser medido.

O ar parasita é refletido das seguintes maneiras:

- Temperatura mais baixa da chama e dos gases, o que leva a uma diminuição na eficiência da transferência de calor em todo o sistema.
- Com menos transferência de calor, o sistema precisa de mais energia térmica fornecida pelo combustível.
- Com um aumento no consumo de combustível, é gerada uma quantidade maior de gases de combustão, o que aumenta as perdas de calor através dos gases de escape.

3.5 ÁGUA DE RESFRIAMENTO

A água de resfriamento destina-se para resfriar o sistema de vigas móveis e vigas caminantes durante a produção das placas de aço. O resfriamento é feito para evitar a sobretensão das vigas e a transferência de calor das vigas para as placas.

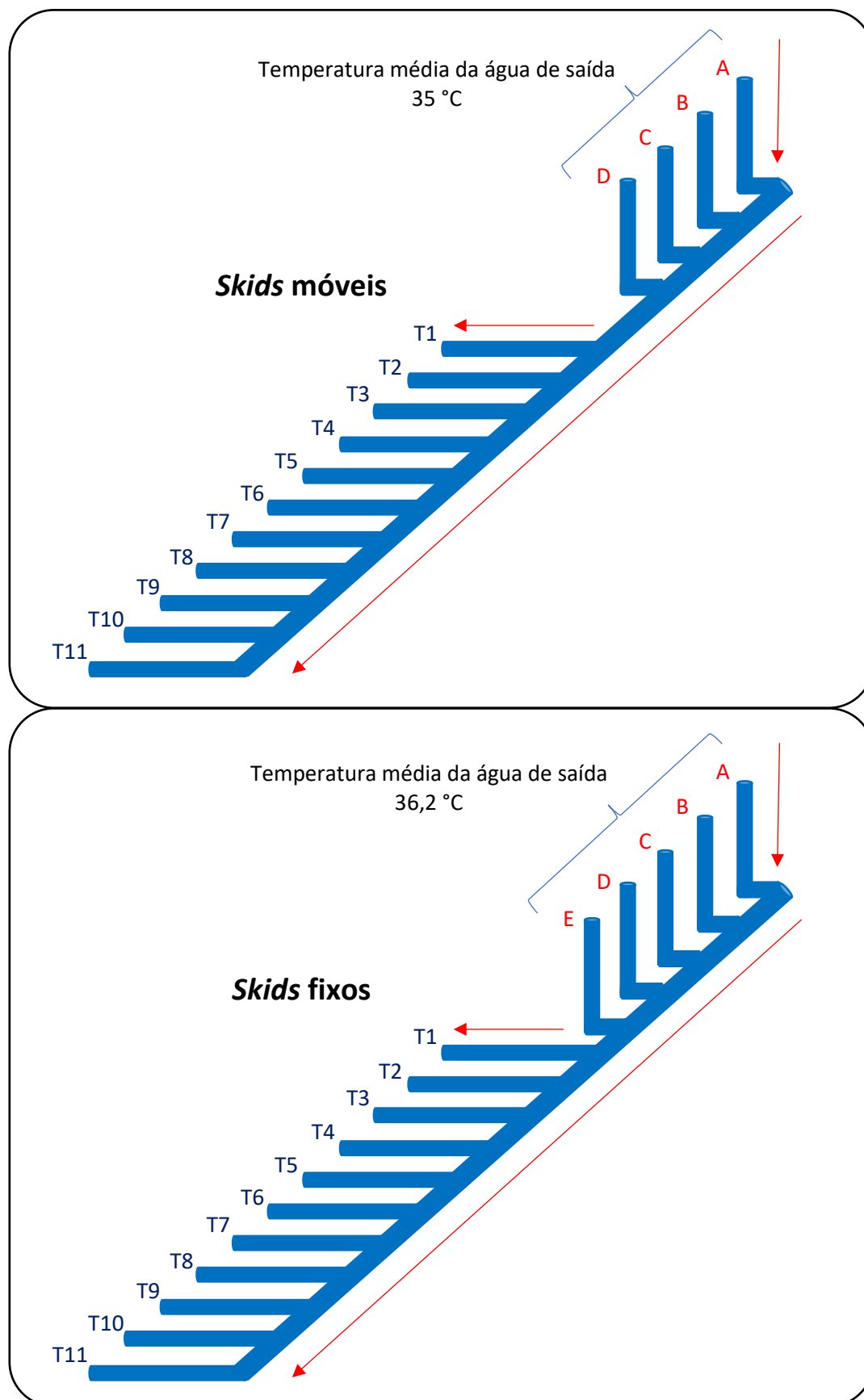
As características da água de resfriamento para as condições de entrada e saída são apresentadas na Tabela 3.8.

Tabela 3.8 - Características da água de resfriamento em condição de operação.

Parâmetro	Especificação	Unidade
Temperatura de entrada	28	°C
Vazão de entrada	1066	m ³ /h
Pressão de entrada	0,31	MPa
Temperatura de saída (obtida da temperatura média dos <i>skids</i> móveis e fixos apresentados na Figura 3.5)	35,6	°C

Fonte: Stein (2000).

A Figura 3.4, é um esquema que apresenta o passo da água de saída pelos *skids* móveis e fixos, na qual os *skids* móveis têm 4 saídas e os *skids* fixos têm 5 saídas principais. Em ambos *skids* depois das saídas principais, tem-se as saídas secundárias que é a distribuição a diferentes temperaturas, onde a temperatura média delas é mostrada na saída principal.

Figura 3.4 - Temperatura média da água de saída dos *skids* móveis e fixos.

Fonte: Autoria própria.

3.6 COMBUSTÍVEL: COG, LDG, BFG E GN

Na indústria siderúrgica se utiliza as seguintes misturas de gases do processo, proveniente da coqueria (COG), altos-fornos (BFG) e aciaria (LDG). As misturas entre esses gases também são utilizadas, COG/BFG ou COG/LDG. Em algumas ocasiões GN é adicionado em baixa proporção para aumentar o PCI da mistura, obtendo assim misturas COG/BFG/GN ou COG/LDG/GN. A Tabela 3.9, mostra as composições dos gases mencionados acima, corrigidas para 100%.

Tabela 3.9 - Composições volumétricas de cada um dos gases corrigidas para 100% utilizados nos fornos da siderúrgica.

Composições	COG	BFG	LDG	GN
H ₂ (%)	51,72	4,50	1,31	0,00
CO ₂ (%)	3,52	23,50	15,93	1,00
C ₂ H ₄ (%)	1,44	0,00	0,00	0,01
C ₂ H ₆ (%)	0,43	0,00	0,00	0,00
C ₂ H ₂ (%)	0,12	0,00	0,00	4,94
H ₂ S (%)	0,20	0,00	0,00	0,04
C ₃ H ₈ (%)	0,42	0,00	0,00	2,16
C ₄ H ₁₀ (%)	0,02	0,00	0,00	0,01
C ₅ H ₁₂ (%)	0,01	0,00	0,00	0,93
C ₆ H ₆ (%)	0,76	0,00	0,00	0,00
C ₇ H ₈ (%)	0,07	0,00	0,00	0,00
O ₂ (%)	0,42	0,00	0,12	0,01
N ₂ (%)	14,68	48,00	16,71	1,91
CH ₄ (%)	19,74	0,00	0,00	88,99
CO (%)	6,47	24,00	65,93	0,00
PCI (kJ/Nm ³)	16309	8473	9979	38000
PCS (kJ/Nm ³)	18221	8498	10987	41865

Fonte: Autoria própria.

As composições típicas de gases de subprodutos recuperáveis da produção de ferro e aço são apresentadas na Tabela 3.10. Deve-se notar que as características flutuam constantemente, dependendo da etapa de geração e das propriedades da matéria-prima (por exemplo, composição do carvão). Consequentemente, quando esses gases são usados, a configuração do queimador deve ser muito precisa, por exemplo, um excesso muito baixo de ar, podem exigir

equipamento adicional, como analisadores de composição de gás e estações de mistura de gás, em vez de apenas uma placa de orifício calibrada e um sistema de controle de pressão.

Tabela 3.10 - Composição e características típicas de gás em usinas siderúrgicas.

Elemento/Parâmetros	Unidades	COG	BFG	BOFG
H ₂	% vol.	36,1 – 61,7	1 – 8	2 – 10
CO	% vol.	3,4 – 5,8	19 – 27	55 – 80
CH ₄	% vol.	15,7 – 27	–	–
C _x H _y	% vol.	1,4 – 2,4	–	–
CO ₂	% vol.	1 – 5,4	16 – 26	10 – 18
N ₂ + Ar	% vol.	1,5 – 6	44 – 58	8 – 26
PCI	MJ/Nm ³	9 – 19	2,6 – 4,0	7,1 – 10,1
Massa específica	kg/Nm ³	0,45 – 0,65	~1,3	1,32 – 1,38
Demanda específica do ar	Nm ³ /Nm ³	4,2 – 4,9	0,5 – 0,8	1,34 – 1,90
Temperatura de chama adiabática	°C	~2000	~1400	~2000

Fonte: Remus et al. (2013) e Hoppesteyn e Van (2003a, 2003b, 2003c).

Um dos maiores desafios para a utilização ideal dos gases combustíveis do subproduto é lidar com as variações constantes de composições e características físicas. Cada queimador pode ser ajustado individualmente, mas é mais conveniente ajustar as características do combustível para todo o forno, usando, por exemplo, estações de mistura de gás (com uma mistura de até quatro gases). Existem várias estratégias nos parâmetros a serem controlados: manter o valor do aquecimento constante, o índice de Wobbe (valor do aquecimento dividido pela raiz quadrada de gravidade específica) ou o índice de exigência de ar de combustão (demanda de ar dividido pela raiz quadrada de gravidade específica) para manter um excesso de ar constante (CAILLAT, 2017).

A pressão disponível para esses gases pode ser inferior a 10 kPa; portanto, deve-se tomar muito cuidado com as perdas de pressão nos diferentes dispositivos.

O gás de coqueria (COG) é gerado durante o coque de minério de ferro e carvão (carburação); contém altas concentrações de hidrogênio e metano. O valor calorífico líquido do COG é cerca da metade inferior ao do gás natural. Isso se deve à alta concentração de hidrogênio no COG, que resulta em uma massa específica relativamente baixa e um alto índice líquido de Wobbe.

Um dos maiores consumidores é a própria coqueria, onde até 50% é usado como combustível da coqueria (HOPPESTEYN E VAN, 2003a). O COG geralmente é limpo antes de ser usado como combustível. A limpeza inclui a remoção de poeira, alcatrão, naftaleno, óleo leve, compostos sulfurosos e o craqueamento de amônia no hidrogênio. Como possui um valor calorífico relativamente alto, pode ser usado sozinho ou misturado com outros gases em alto-forno, fornos de coque, fornos de reaquecimento de usinas de tiras a quente, mas também em linhas de recozimento ou usinas de energia.

O gás de alto-forno (BFG) contém geralmente cerca de 19 a 27% de monóxido de carbono e 1 a 8% de hidrogênio e alta quantidade de nitrogênio e dióxido de carbono. Pode ser relativamente limpo. O baixo valor de aquecimento está tipicamente entre 2,6 e 4,0 MJ/Nm³, isto é, cerca de um décimo do gás natural, e a temperatura da chama adiabática é muito baixa para aquecer o produto acima de 1200 °C. Portanto, é usado em processos de baixa temperatura, como fogões a quente, ou geralmente é enriquecido com COG ou gás natural antes de ser usado como combustível, chamado gás misto (HOPPESTEYN E VAN, 2003b; WORRELL et al., 2010). Também é geralmente usado com ar pré-aquecido.

O gás de aciaria (LDG) ou gás do forno de oxigênio básico (BOFG) é gerado pela oxidação parcial do carbono no ferro líquido em monóxido de carbono. O oxigênio básico no forno funciona como um lote, a concentração de CO liberado não é constante durante esse processo. No início e no final do processo, a concentração de CO é muito baixa, durante esses períodos o gás é queimado. No período em que a concentração de monóxido de carbono no gás é suficientemente alta (ou seja > 30%), o gás é coletado em um gasômetro e pode ser recuperado (HOPPESTEYN E VAN, 2003c). O menor valor de aquecimento do BOFG é de cerca de 1/4 de gás natural, geralmente é saturado com vapor de água. O LDG é uma das fontes secundárias de energia mais importantes na indústria siderúrgica, que pode ser usada diretamente como combustível para muitos equipamentos de produção, como aquecedores e geradores de vapor. A geração e o consumo de LDG sofrem com uma enorme flutuação que resulta em um aumento nos custos operacionais, poluição ambiental e até uma ameaça à produção adequada (ZHAO et al., 2015).

As características dos outros componentes como sopradores, sistema de alimentação de combustível, sistema de ar para piloto de chama, sistema de gás natural para o piloto de chama e sistema de purga de gás, são apresentados nas Tabelas do **APÊNDICE II**.

4 MÉTODO PARA REDUZIR O CONSUMO ENERGÉTICO NOS FORNOS DE REAQUECIMENTO DE PLACAS DA INDÚSTRIA SIDERÚRGICA

Para a redução do consumo energético nos fornos de reaquecimento serão desenvolvidos dois métodos. Os esquemas dos métodos são apresentados nas Figuras 4.1 e 4.2 respectivamente.

Figura 4.1 - Método para estimar as perdas de calor no forno de reaquecimento.

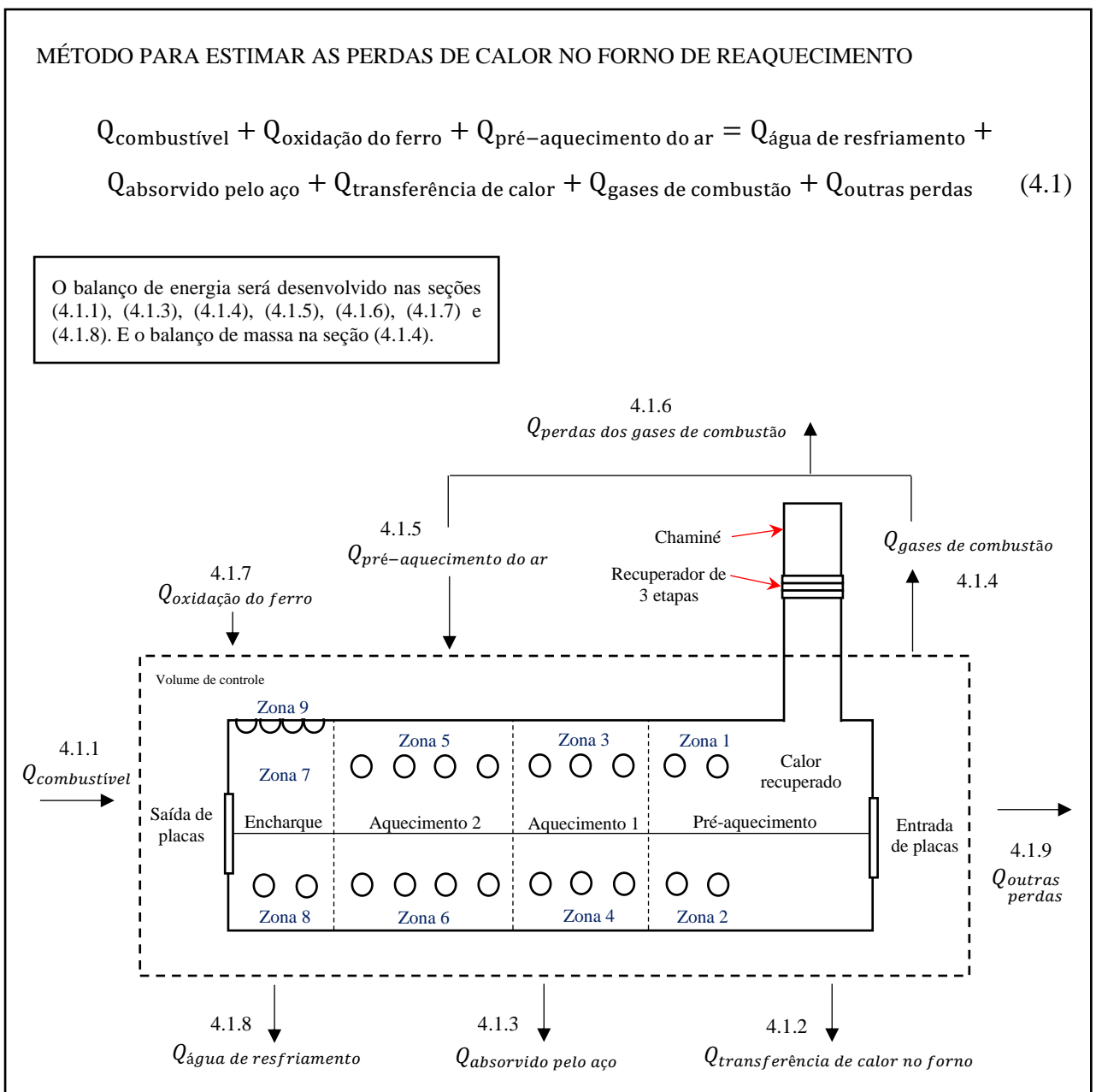
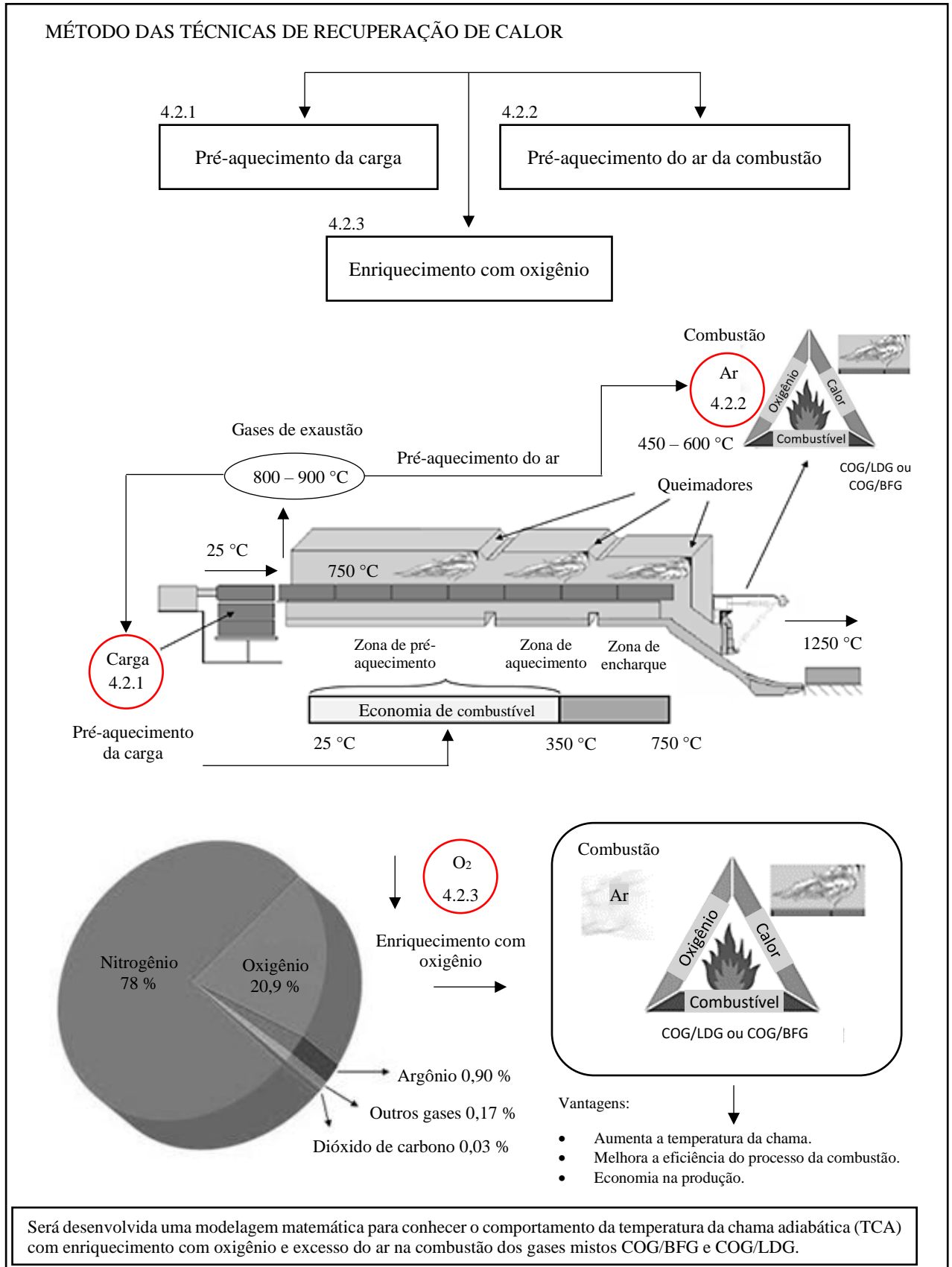


Figura 4.2 - Método para aplicar as técnicas de recuperação de calor para o pré-aquecimento da carga, pré-aquecimento do ar da combustão e enriquecimento com oxigênio.



Fonte: Autoria própria com base em Helle et al. (2010a, 2010b) e Milosevic et al. (2011).

4.1 MÉTODO PARA ESTIMAR AS PERDAS DE CALOR NO FORNO DE REAQUECIMENTO

A transferência de calor em um ambiente físico, é o processo pelo qual a energia é trocada na forma de calor entre diferentes corpos, ou entre diferentes partes do mesmo corpo que estão em diferentes temperaturas.

O isolamento serve para retardar a transferência de calor para fora ou dentro de um ambiente condicionado. Em ambientes frios, o objetivo é manter o ar quente no interior e parar ou pelo menos retardar o movimento do ar frio vindo de fora. Em um ambiente quente, o objetivo é inverso, mas os princípios do atraso na transferência de calor permanecem constantes, independentemente da direção da taxa de calor. As potências térmicas envolvidas são os seguintes:

4.1.1 Calor fornecido pelo combustível

É o calor produzido pela reação química do combustível com o comburente que está acompanhado por liberação de energia, e geralmente se manifesta por incandescência ou chama através dos injetores. É expresso da seguinte forma:

$$\dot{Q}_c = PCI_c \dot{V}_c \quad (4.2)$$

Para obter a taxa calórica em kJ/kg, se divide pela vazão mássica da produção. A equação (4.2) é representada da seguinte maneira:

$$Q_c = PCI_c \dot{V}_c \left(\frac{1}{\dot{m}_{pr}} \right) \quad (4.3)$$

4.1.2 Transferência de calor no forno

A termodinâmica ensina que essa transferência de energia é definida como calor. A ciência da transferência de calor destina-se não apenas a explicar como a energia térmica pode ser transferida, mas também a prever com que rapidez, sob certas condições específicas, essa transferência ocorrerá. O fato de que o objetivo desejado da análise é a velocidade de

transferência de calor, indica a diferença entre transferência de calor e termodinâmica. A termodinâmica lida com sistemas em equilíbrio; pode ser usado para prever a quantidade de energia necessária para levar um sistema de um estado de equilíbrio para outro; não pode ser usado, no entanto, para prever quão rápido a mudança será, uma vez que o sistema não está em equilíbrio durante o processo. A transferência de calor complementa o primeiro e segundo princípios da termodinâmica, fornecendo leis experimentais adicionais que são usadas para estabelecer a velocidade da transferência de energia. Como na ciência da termodinâmica, as leis experimentais usadas como base para a transferência de calor são bastante simples e facilmente extensíveis, de modo que abrangem uma variedade de situações práticas (HOLMAN, 1998).

Alguns trabalhos concentraram-se no problema da combustão ou no combustor, enquanto menos ênfase foi dada à transferência de calor entre o gás de combustão e a carga (KERAMIDA et al., 2000; LIU et al., 1998, 2001; MARTÍN et al., 2012; STEWARD et al., 1971; ZASHKOVA, 2008). Alguns estudos de simulação de processo de aquecimento de lingotes, barras e lajes que são de seção retangular ou redonda em forno de reaquecimento em instalações de laminagem e aço, foram estudadas por Han et al. (2011, 2012); Kim et al. (2009); Marlow. (1996) e Steinboeck et al. (2011a, 2011b). Além disso, modelos matemáticos da aplicação da transferência de calor foram desenvolvidos por Chakraborty et al. (2017); Kang et al. (2006) e Yang et al. (2015, 2017).

A transferência de calor por condução estacionária unidimensional será estudada porque a avaliação será feita nas paredes do forno, semelhante a um estudo de placa plana com múltiplas camadas. Além disso, será determinado os materiais que permitam obter a mínima transferência de calor e temperatura para o exterior. E para simplificar o problema, as seguintes considerações serão feitas.

- A temperatura do forno é uniforme,
- A temperatura da atmosfera é uniforme é a mesma que a temperatura do forno.
- A temperatura dos gases no interior do forno é uniforme e é a mesma que a temperatura interna do forno.
- A temperatura interna do forno é uniforme e é a mesma que a temperatura das paredes internas do forno.

4.1.2.1 Modelo de condução

Quando existe um gradiente de temperatura em um corpo, a experiência mostra que há uma transferência de energia da região em alta temperatura para a região de baixa temperatura. Diz-se que a energia foi transferida por condução e que a taxa de calor por unidade de área é proporcional ao gradiente de temperatura normal.

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \dot{q} = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (4.4)$$

A equação (4.4) é a equação da condução de calor unidimensional em meios anisotrópicos. Para tratar a taxa de calor não apenas unidimensional, é necessário considerar o balanço de energia em um volume de controle, como mostrado na Figura 4.3.

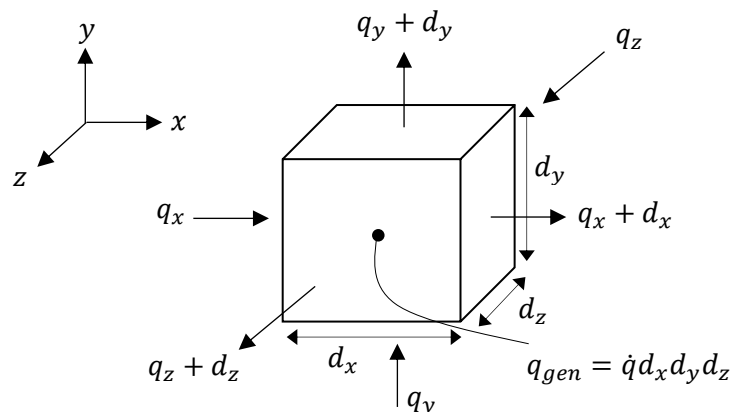
Portanto, a equação geral da condução de calor tridimensional é:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{q} = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (4.5)$$

Se o meio for isotrópico, a condutividade térmica é independente da posição, a equação (4.5) é escrita como a equação (4.6), em que $\alpha = \frac{k}{\rho c}$:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \frac{\dot{q}}{k} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (4.6)$$

Figura 4.3 - Volume elementar para a análise da condução tridimensional de calor em coordenadas cartesianas.



Fonte: Autoria própria.

4.1.2.2 Condições de entrada para o cálculo de revestimento refratário

A taxa de calor é entendida como o processo pelo qual uma fonte de calor transmite calor através de uma parede sólida para um meio frio. Tendo em conta as considerações anteriores, o processo para a obtenção da taxa de calor pode ser dividido em três partes:

- Transferência térmica do fluido quente para a parede.
- Condução térmica através da parede.
- Transferência térmica da parede para o fluido frio.

Para os cálculos, os valores das seguintes magnitudes devem ser conhecidos:

- A temperatura interna do forno (temperatura interna dos gases), T_i [°C].
- A temperatura ambiente após a parede externa do forno, T_{amb} [°C].
- O coeficiente convectivo interno de transferência térmica, h_i [W/m² °C].
- O coeficiente convectivo externo de transferência térmica, h_e [W/m² °C].
- A estrutura da parede, tendo em conta a sua forma e espessura dos diferentes revestimentos, Δx [m].
- Os coeficientes de condutividade térmica dos materiais e sua variação com a temperatura, k [W/m °C].

Com estes dados deve-se obter:

- A taxa de calor, q'' [W/m²].
- Temperaturas nas superfícies das paredes e nos diferentes revestimentos, T [°C].

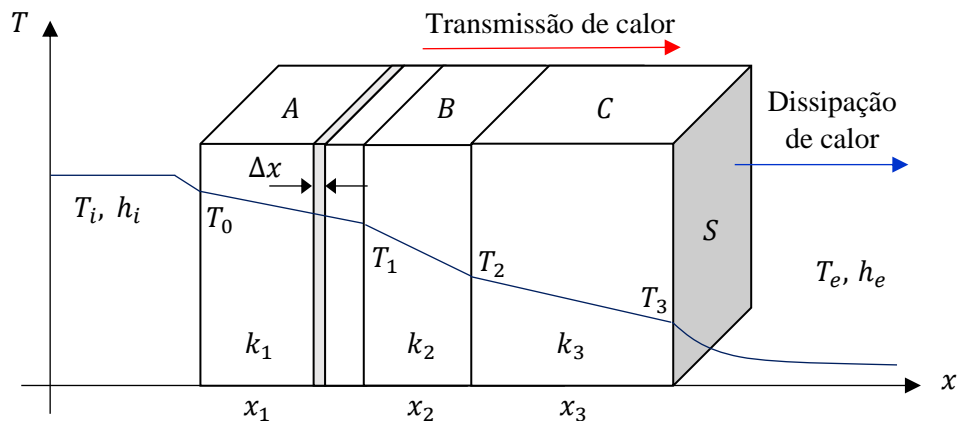
O objetivo principal é avaliar o revestimento refratário, os tipos de materiais e as dimensões das paredes ou camadas. A taxa de calor é uma medida indicativa das possíveis perdas de calor, isto é, a energia que é emitida para o exterior do forno e que, portanto, será necessário contribuir para manter a temperatura adequada no interior do mesmo. A partir das temperaturas das camadas intermediárias e das temperaturas médias, pode-se avaliar se os materiais suportam os requisitos técnicos existentes.

O processo no qual se realiza o estudo pode ser considerado como um processo estacionário e as condições de contorno não mudam com o tempo.

A transferência em múltiplas camadas ou paredes planas em série, é desenvolvida se o calor se propaga através de várias paredes em bom contato térmico, e a análise da taxa de calor de calor em estado estacionário através de todas as seções tem que ser a mesma. No entanto, e como indicado na Figura 4.4 em um sistema de três camadas distintas, os gradientes de temperatura são diferentes.

O esquema a seguir para o cálculo da taxa de calor e das diferentes temperaturas apresenta-se na Figura 4.4.

Figura 4.4 - Transferência de calor através de uma parede composta com revestimento.



Fonte: Autoria própria.

Para a análise do revestimento refratário, assim como, a obtenção da taxa de calor e as temperaturas nas superfícies das paredes dos diferentes revestimentos; serão utilizadas as seguintes equações:

A condução de calor em estado estacionário, apresenta-se na equação (4.7) e (4.8).
Dividindo por Δx e tendendo Δx para zero, obtém-se:

$$-\frac{dq''}{dx} = 0 \quad (4.7)$$

$$q''_1 = q''_2 = q''_3 = q'' \quad (4.8)$$

Ao analisar a taxa de calor, as seguintes equações são obtidas.

$$q'' = \frac{T_1 - T_2}{\left(\frac{x_1}{k_1}\right)_A} = \frac{T_2 - T_3}{\left(\frac{x_2}{k_2}\right)_B} = \frac{T_3 - T_4}{\left(\frac{x_3}{k_3}\right)_C} = \frac{T_1 - T_4}{\left(\frac{x_1}{k_1}\right)_A + \left(\frac{x_2}{k_2}\right)_B + \left(\frac{x_3}{k_3}\right)_C} \quad (4.9)$$

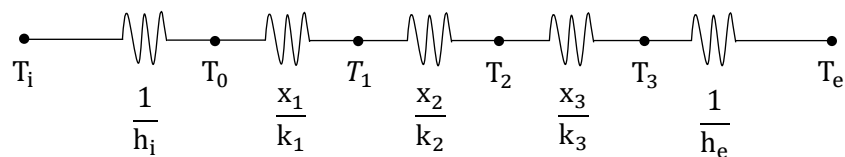
Se um conjunto de "n" camadas é considerado em perfeito contato térmico, a taxa de calor é considerada como:

$$q'' = \frac{T_1 - T_{n+1}}{\left(\frac{x_n}{k_n}\right)_i} \quad (4.10)$$

Onde T_1 e T_{n+1} são as temperaturas da camada 1 e a temperatura da camada "n", respectivamente.

As condições serão analisadas como um circuito porque mais de uma parede compõem a estrutura, o circuito mostra-se na Figura 4.5. Para conhecer as temperaturas deve-se observar a direção do fluxo que é transmitido através da estrutura do forno, então os diferentes parâmetros da respectiva análise serão obtidos.

Figura 4.5 - Circuito térmico através das camadas do forno.



Fonte: Autoria própria.

O calor transmitido pode ser expresso para cada seção. Para a condução térmica através das paredes com "n" camadas, mostra-se a equação (4.11):

$$q'' = \frac{T_1 - T_{n+1}}{R_{teq}} \quad (4.11)$$

Onde o valor da resistência térmica do equivalente, descreve-se na equação (4.12):

$$R_{\text{teq}} = R_i + R_e + R_1 + R_2 + R_3 + R_n \quad (4.12)$$

A resistência térmica em cada camada é determinada pela relação da espessura do revestimento e a condutividade térmica, com exceção da resistência interna e externa que são determinadas pelo inverso do coeficiente convectivo, como apresentado na equação (4.13):

$$R_n = \frac{x_n}{k_n}; R_i = \frac{1}{h_i}; R_e = \frac{1}{h_e} \quad (4.13)$$

Tem-se que reconhecer as especificações de cada material a partir da projeção do forno, e também as temperaturas entre as paredes serão verificadas. As seguintes equações são obtidas.

Estima-se a temperatura média que ocorre na camada, equação (4.14):

$$T_m = \frac{T_n + T_{n+1}}{2} \quad (4.14)$$

Portanto da equação (4.11), o valor da temperatura em cada camada do forno será:

$$T_i - T_e = q'' R_{\text{teq}} \quad (4.15)$$

Onde T_i e T_e são as temperaturas interna e externa do forno, respectivamente.

4.1.3 Calor absorvido pelo aço

É o calor usado pelo aço para aquecer a placa desde uma temperatura inicial até uma temperatura final. É obtido com a seguinte equação:

$$Q_a = m_a C_{p_a} \Delta T_a \quad (4.16)$$

Para obter a massa das placas multiplica-se a vazão mássica da produção com o tempo de produção. A equação (4.16) expressa-se da seguinte maneira:

$$Q_a = \dot{m}_{\text{pr}} \Delta T_{\text{pr}} C_{p_a} \Delta T_a \quad (4.17)$$

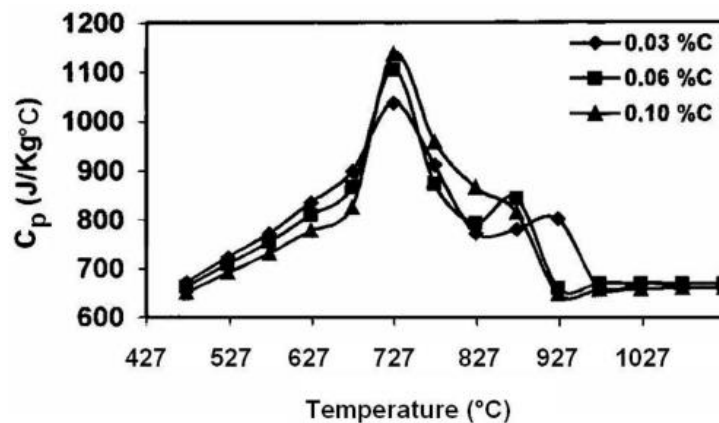
O balanço de energia requer, primeiramente, a determinação do calor transferido para as placas, o que requer o conhecimento do calor específico do aço.

4.1.3.1 Modelo para o calor específico do aço

Para obter o calor específico do aço em função da temperatura tem-se que conhecer o calor aproveitado pelas placas de aço e aplicar o modelo desenvolvido por Prieto et al. (2001) mostrado na Figura 4.6. A equação do calor específico do aço em função da temperatura apresenta-se na equação (4.18).

$$\bar{C}_p = \frac{1}{\Delta T} \int_{T_1}^{T_2} C_p(T) dT \quad (4.18)$$

Figura 4.6 - Modelo para o calor específico do aço.



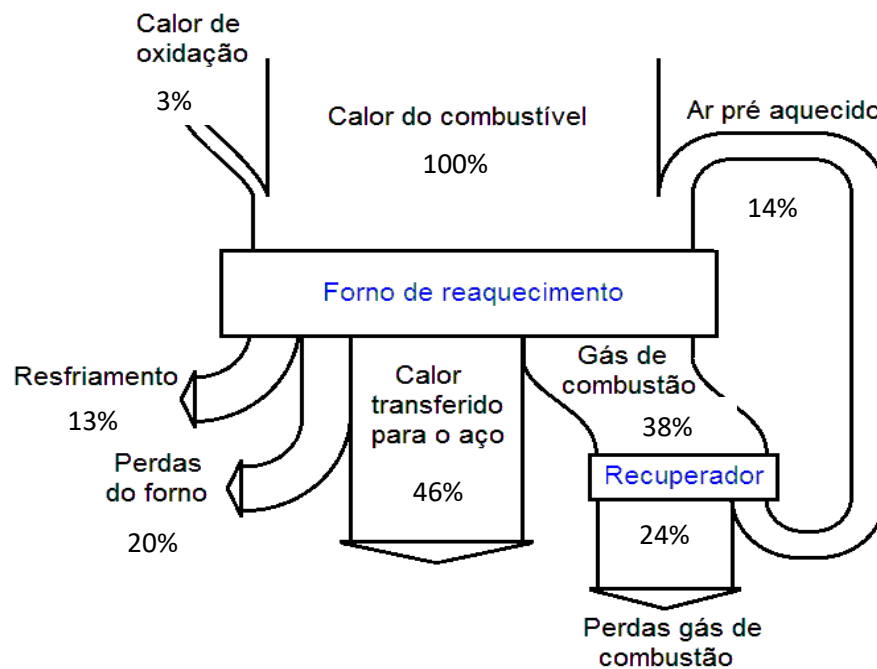
Fonte: Prieto et al. (2001).

O modelo de Prieto et al. (2001), apresenta um gráfico que mostra diferentes curvas do calor específico do aço em função da temperatura. Essas curvas estão dentro de uma faixa de temperatura que influencia o aumento ou diminuição de calor específico.

Para obter uma aproximação do calor transferido para as placas de aço, utilizar-se o Diagrama de Sankey proposto por Martensson (1992), onde determina que as placas aproveitam um 46% da energia que entra no forno de reaquecimento. O diagrama de Sankey mostra-se na Figura 4.7.

O Diagrama de Sankey de Martensson (1992), mostra os resultados da perda e aproveitamento do calor em diferentes estágios do processo de um forno contínuo. Apresenta o calor fornecido pelo combustível, o calor da oxidação das placas, o calor do ar pré-aquecido, o calor da água de resfriamento e o calor dos gases de combustão, além do calor transferido para o aço, e outras perdas. Entre seus resultados, Martensson determinou que as placas de aço aproveitam 46% do calor total que entra no forno. Este resultado será usado para estimar o calor usado pela placa de aço em Mcal/ton e determinar o calor específico do aço para diferentes faixas de temperatura.

Figura 4.7 - Diagrama de Sankey para forno contínuo com empurradores. Faixa de temperaturas: 10 a 1200 °C.



Fonte: Martensson (1992).

Para conhecer o calor transferido às placas de aço, será determinada duas tentativas, uma para cada mistura de combustível (COG/LDG e COG/BFG). Para isso precisa-se do calor fornecido pelo combustível que foi determinado pela equação (4.3). Os dados são mostrados na Tabela 4.1:

Tabela 4.1 - Calor do combustível para as misturas de COG/LDG e COG/BFG.

Parâmetros	COG/LDG	COG/BFG
PCI (kJ/Nm ³)	11761	9979
Ṃ (Nm ³ /h)	30000	30000
ṁ num forno (ton/h)	200	200
Q (MJ/ton)	1766	1498

Fonte: Autoria própria.

Da Tabela 4.1, o calor obtido foi de 1766 MJ/ton e 1498 MJ/ton para as misturas COG/LDG e COG/BFG para um fluxo volumétrico de 30000 Nm³/h de combustível.

A Tabela 4.2 apresenta o calor em Mcal/ton em cada estágio do processo para as misturas de COG/LDG e COG/BFG, de acordo com a Figura 4.7.

Tabela 4.2 - Calor em cada estágio do processo para as misturas de COG/LDG e COG/BFG.

Calor	%	COG/LDG (MJ/ton)	COG/BFG (MJ/ton)
Calor do combustível	100	1766	1498
<u>Calor transferido para o aço</u>	<u>46</u>	<u>812</u>	<u>689</u>
Gás de combustão	38	671	569
Perdas do gás de combustão	24	424	359
Perdas do forno	20	353	300
Ar pré-aquecido	14	247	210
Resfriamento	13	230	195
Calor de oxidação	3	53	45

Fonte: Autoria própria.

O procedimento para obtenção da formulação do calor específico utilizou o valor de 812 MJ/ton para a mistura de combustível de COG/LDG, e 689 MJ/ton para a mistura de COG/BFG, de acordo com a Tabela 4.1 e o diagrama de Sankey da Figura 4.7.

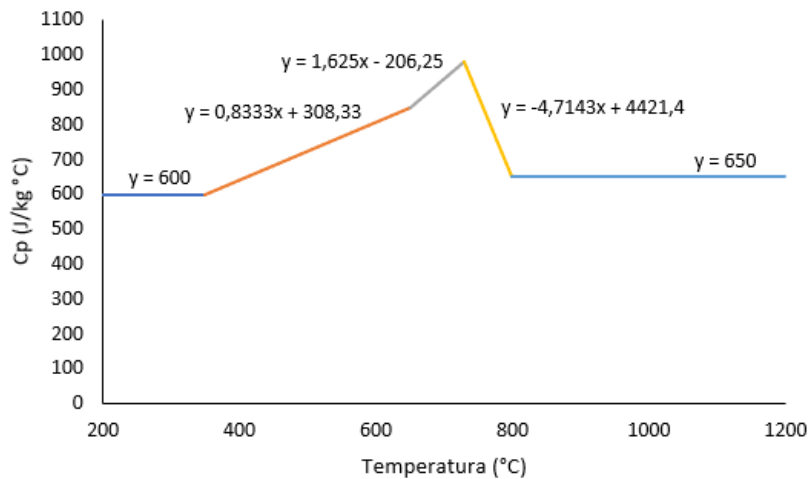
Foram feitas duas tentativas seguindo o modelo de Prieto et al. (2001), buscando atingir o valor de 812 e 689 MJ/ton que apresentam o 46% da energia para cada mistura, respectivamente, na faixa de temperatura de 10 a 1200 °C. A Figura 4.8 mostra o procedimento

para verificação das tentativas. Observou-se que a primeira tentativa produziu um erro de 0% em relação ao valor de 812 MJ/ton, e a segunda tentativa produziu um erro de 1% em relação ao valor de 689 MJ/ton; e as fórmulas para o calor específico foram então determinadas.

Das tentativas feitas na Figura 4.8, obtém-se as seguintes equações em função da temperatura e os coeficientes são apresentados na Tabela 4.3.

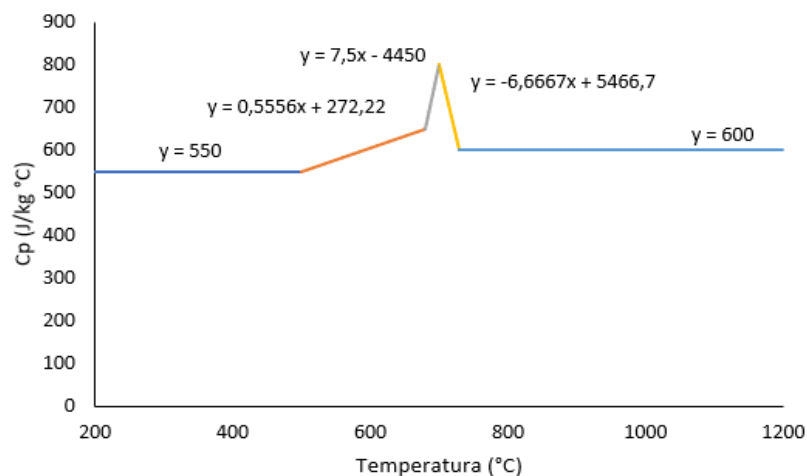
Figura 4.8 - Tentativa para aproximação do calor específico do aço para os diferentes intervalos de temperatura das misturas: (a) COG/LDG e (b) COG/BFG.

(a) **Calor específico do aço: COG/LDG**



Calor transferido para o aço 812 (MJ/ton)

(b) **Calor específico do aço: COG/BFG**



Calor transferido para o aço 689 (MJ/ton)

Fonte: Autoria própria.

Da equação (4.18), obtém-se os calores específicos do aço apresentados pela equação (4.19), e fazendo sua integração obtém-se o calor transferido do aço mostrado na equação (4.20).

$$C_p = a + bT \quad (4.19)$$

$$\Delta H = a(T_2 - T_1) + b(T_2^2 - T_1^2) \quad (4.20)$$

Os dados para os coeficientes das equações (4.19) e (4.20) apresenta-se na Tabela 4.3.

Tabela 4.3 - Calores específicos e calor transferido do aço para diferentes intervalos de temperatura. Entrar com os valores de temperatura em °C.

Temperatura (°C)	C _p (J/kg °C)		ΔH (kJ/kg)	
	a	b	a	b
COG/LDG				
10 – 350	600	0	600	0
350 – 650	308,33	0,8333	308,33	0,4167
650 – 730	- 206,25	1,625	- 206,25	0,8125
730 – 800	4421,4	-4,7143	4421,4	- 2,3572
800 – 1200	650	0	650	0
COG/BFG				
10 – 500	550	0	550	0
500 – 680	272,22	0,5556	272,22	0,2778
680 – 700	- 4450	7,5	- 4450	3,75
700 – 750	5466,7	- 6,6667	5466,7	- 3,3333
750 – 1200	600	0	600	0

Fonte: Autoria própria.

Para determinar os dados apresentados na Tabela 4.3, foram feitas algumas curvas no modelo fornecido por Prieto et al. (2001), mantendo as proporções do calor específico em cada faixa para atingir os calores de 812 MJ/ton e 689 MJ/ton aproveitado pelas placas de aço para cada mistura de combustível. As curvas foram realizadas em um *software* de cálculo (Excel) e seus resultados foram mostrados na Figura 4.8.

4.1.4 Calor dos gases da combustão

É o calor dos produtos da combustão emitidos para a atmosfera como consequência da reação química do combustível com o ar. A indústria siderúrgica gera enormes quantidades de gases de combustão através da chaminé dos fornos de reaquecimento que queimam COG, LDG, BFG e GN. O objetivo é aproveitar o calor residual dos gases da combustão proveniente da chaminé dos fornos de reaquecimento, aplicando uma tecnologia como o recuperador de calor para recuperar o conteúdo energético não utilizado através destes efluentes, e assim, satisfazer uma necessidade existente na planta, como o pré-aquecimento do ar da combustão.

Existem duas formas de quantificar o calor dos gases da combustão, a primeira é utilizando a equação (4.21) e a segunda pelo procedimento do balanço de energia.

$$Q_g = m_g C_{p_g} (T_g - T_{ar}) \quad (4.21)$$

No presente trabalho utiliza-se o procedimento do balanço de energia para determinar a reação estequiométrica e obter a temperatura de chama adiabática. A mesma equação será utilizada para obter a variação de entalpia (ΔH) em função da temperatura dos gases. Conhecendo a variação da entalpia dos gases e dividindo entre o PCI da mistura de combustível obtém-se a porcentagem de calor emitido para a atmosfera. Por outro lado, conhecendo a temperatura do recuperador de calor da chaminé e substituindo na equação da variação de entalpia obtém-se a porcentagem de calor aproveitado pelo recuperador de calor que será utilizado para o pré-aquecimento do ar da combustão.

4.1.4.1 Procedimento para o balanço de energia

A equação geral do balanço de energia expressa-se da seguinte forma:

$$\begin{array}{l} \text{Acumulação} \\ \text{de energia} \\ \text{dentro do} \\ \text{sistema} \end{array} = \begin{array}{l} \text{Acumulação de} \\ \text{energia através} \\ \text{do limite do} \\ \text{sistema} \end{array} - \begin{array}{l} \text{Transferência} \\ \text{de energia fora} \\ \text{do limite do} \\ \text{sistema} \end{array} + \begin{array}{l} \text{Energia} \\ \text{gerada} \\ \text{dentro do} \\ \text{sistema} \end{array} - \begin{array}{l} \text{Energia} \\ \text{consumida} \\ \text{dentro do} \\ \text{sistema} \end{array} \quad (4.22)$$

A equação será aplicada ao forno de reaquecimento apresentada na Figura 4.1.

Na equação (4.22) introduz-se algumas simplificações:

1. Não há acumulação de energia no interior do sistema
2. Não há geração de energia no interior do sistema
3. Não há consumo de energia no interior do sistema

Se as simplificações foram introduzidas, a equação (4.22) é reduzida para:

$$\begin{array}{ccc} \text{Transferência de} & = & \text{Transferência} \\ \text{energia através} & & \text{de energia fora} \\ \text{do limite do} & & \text{do limite do} \\ \text{sistema} & & \text{sistema} \end{array} \quad (4.23)$$

Balanço de energia para sistemas fechados

Diz-se que um sistema é aberto ou fechado dependendo se há ou não transferência de massa através do limite do sistema durante o período de tempo em que ocorre o balanço de energia. Por definição, um processo intermitente é um processo fechado e os processos semi-intermitentes e contínuos são sistemas abertos.

Uma equação integral do balanço de energia pode ser desenvolvida para um sistema fechado entre dois instantes de tempo, como mostra-se na equação (4.24).

$$\begin{array}{ccc} \text{Energia final do} & - & \text{Energia inicial do} \\ \text{sistema} & & \text{sistema} \end{array} \quad \text{Energia} \quad (4.24) \\ \text{transferida}$$

Energia inicial do sistema: $U_i + E_{c_i} + E_{p_i}$

Energia final do sistema: $U_f + E_{c_f} + E_{p_f}$

Sendo i, f, os subscritos que se referem aos estágios inicial e final

Da equação (4.24). A energia transferida escreve-se:

$$(\Delta E) = Q + W \quad (4.25)$$

$$\Delta E = Et_2 - Et_1 \quad (4.26)$$

$$(U_f - U_i) + (Ec_f - Ec_i) + (Ep_f - Ep_i) = Q + W \quad (4.27)$$

Usa-se o símbolo Δ para indicar a diferença ou variação, tem-se:

$$\Delta U + \Delta Ec + \Delta Ep = Q + W \quad (4.28)$$

Da mesma forma, a equação (4.27) pode ser descrita como:

$$\Delta E = Q + W \quad (4.29)$$

Onde ΔE representa o acúmulo de energia no sistema associado à massa e é composto de: energia interna (U), energia cinética (Ec) e energia potencial (Ep).

A energia transportada através do limite do sistema pode ser transferida de duas maneiras: como calor (Q) ou como trabalho (W). Q e W representam a transferência de calor e trabalho, respectivamente, entre o sistema e seu entorno.

$$\text{Se } \Delta E = 0; Q = -W$$

A equação (4.29) é a forma básica da primeira lei da termodinâmica.

Balanco de energia para sistemas abertos em regime estacionário

Por definição, em um sistema aberto, a transferência de matéria através de suas fronteiras é observada quando ocorre um processo. O trabalho deve ser feito no sistema para que haja uma transferência de matéria e a massa que sai do sistema execute o trabalho sobre o ambiente (vizinhança). Ambos os termos de trabalho devem ser incluídos na equação de balanço de energia. Na equação do balanço de energia para um sistema aberto, deve-se incluir a energia associada à massa que entra e sai do sistema. Da equação (4.29) tem-se:

$$\Delta E = Et_2 - Et_1 = Q + W - \Delta[H + Ec + Ep] \quad (4.30)$$

Se considera-se regime estacionário: energia de entrada = energia de saída; $\Delta E = 0$, não há acumulação de energia. A equação (4.30) é reescrita:

$$Q + W = \Delta[H + K + P] \quad (4.31)$$

Da equação (4.31), se considera-se que não há variação de energia potencial e energia cinética e que $W = 0$ tem-se:

$$Q = \Delta H = \Delta H_{\text{produtos}} - \Delta H_{\text{reagentes}} \quad (4.32)$$

A equação (4.32) será utilizada para determinar a temperatura de chama adiabática.

Temperatura de chama adiabática

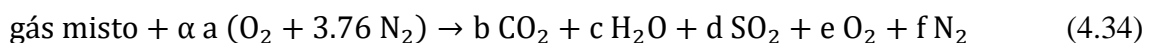
Pode-se determinar a temperatura da chama adiabática para os gases de combustão através do balanço energético, mostrado na equação (4.33) (CARVALHO e MCQUAY, 2007):

$$PCI = \int_{T_i}^{T_c} [\sum_i n_i c_{p,i}] dT \quad (4.33)$$

A equação de energia é aplicada ao gás perfeito, de acordo com o primeiro princípio da termodinâmica, isso implica:

Equação geral da reação estequiométrica

Na equação (4.34), a primeira parte refere-se aos reagentes e a segunda parte refere-se aos produtos.



Sendo:

- Gás misto: Moles de (COG/LDG e COG/BFG), respectivamente, na composição do gás misto [mol]
- (a, b, c, d, e, f) : Índices para obter o equilíbrio estequiométrico

Equação estequiométrica

A variação da entalpia (ΔH), para um intervalo de temperatura de T_i a T_g , onde T_g é a temperatura dos gases, é dada pela equação (4.35) proposta por Carvalho e Mcquay (2007):

$$\Delta H = \int_{T_i}^{T_f} [\sum_i n_i C_{p,i}] dT \quad (4.35)$$

Este parâmetro é importante porque $\Delta H/PCI$ representa o percentual da perda de energia pelos gases de combustão a uma temperatura T_f .

Introduz-se a equação (4.35) com os coeficientes da equação química (4.34), na equação (4.32), e obtém-se:

$$\Delta H_{\text{gás misto}} + \int_{T_i}^{T_f} \alpha a [C_{p,O_2} + 3,76 C_{p,N_2}] dT = \int_{T_i}^{T_f} [b C_{p,CO_2} + c C_{p,H_2O} + d C_{p,SO_2} + e C_{p,O_2} + f C_{p,N_2}] dT \quad (4.36)$$

Os valores dos reagentes e os produtos podem ser encontrados a partir da equação de reação estequiométrica. Portanto, a única variável que deve ser determinada na equação (4.36), é a temperatura da chama adiabática T_{ca} .

Propriedades termodinâmicas na determinação da temperatura da chama adiabática

Os parâmetros necessários para o cálculo da temperatura da chama adiabática são apresentados nas Tabelas 4.4 e 4.5:

Tabela 4.4 - Calores específicos a pressão constante de algumas substâncias para a determinação da temperatura da chama adiabática.

Substância	Cp (cal/mol K)	Intervalo (K)
CO ₂ (g)	$-0,8929+0,7297T^{1/2}+-9,807 \times 10^{-3}T+5,784 \times 10^{-7}T^2$	300-3500
H ₂ O (g)	$8,22+0,00015T+0,00000134T^2$	300-2500
SO ₂ (g)	$7,70+0,00530T-0,00000083T^2$	300-2500
O ₂ (g)	$8,27+0,000258T-187700/T^2$	300-5000
N ₂ (g)	$6,50+0,00100T$	300-3000

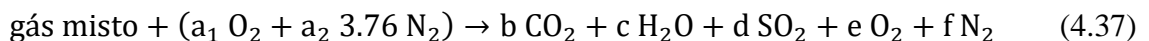
Fonte: Perry e Chilton (1973).

Tabela 4.5 - Entalpia de combustão do gás misto COG/LDG e COG/BFG em relação a sua composição.

Substância	PCS	PCS	PCI	PCI
	(cal/mol)	(kJ/Nm ³)	(cal/mol)	(kJ/Nm ³)
40%COG + 60%LDG	66314	12393	62135	11614
<u>42%COG + 58%LDG</u>	<u>67355</u>	<u>12590</u>	<u>62974</u>	<u>11769</u>
45%COG + 55%LDG	68917	12883	64233	12008
40%COG + 60%BFG	56902	10634	51745	9672
<u>42%COG + 58%BFG</u>	<u>58827</u>	<u>10995</u>	<u>53433</u>	<u>9986</u>
45%COG + 55%BFG	61715	11535	55964	10459

Fonte: Perry e Chilton (1973).

Para expressar a composição volumétrica do gás misto 42%COG + 58%LDG e 42%COG + 58%BFG, reescreve-se a equação (4.34) em:



A composição volumétrica do gás misto e os coeficientes da reação de combustão para um excesso de ar normalizado genérico (α), são mostradas na Tabela 4.6.

Tabelas 4.6 - Composição volumétrica dos gases mistos e coeficientes da reação de combustão para um excesso de ar normalizado genérico.

Composição volumétrica dos gases mistos						
C	H	O	N	S		
0,64309	0,85550	0,62883	0,31707	0,00082		
0,45049	1,04165	0,43959	0,60992	0,00059		
Coeficientes da reação de combustão						
a ₁	a ₂	b	c	d	e	f
0,54337 α	2,04307 α	0,62883	0,31707	0,00082	0,54337(α -1)	(0,15854 + 2,04307 α)
0,49170 α	1,84877 α	0,45049	0,52083	0,00059	0,49170(α -1)	(0,30496 + 1,84877 α)

Fonte: Autoria própria.

Os primeiros valores da Tabela 4.6 correspondem para a composição do gás misto 42%COG + 58%LDG e os segundos valores para a composição do gás misto 42%COG + 58%BFG.

Incorporando na equação (4.36) do balanço de energia, os valores dos calores específicos da Tabela 4.4 e os valores da entalpia de combustão do gás misto da Tabela 4.5, e considerando a composição volumétrica dos gases mistos e os coeficientes estequiométricos dados pela reação de combustão mostrados nas Tabela 4.6; obtém-se a seguinte equação para calcular a temperatura de chama adiabática:

Para a diferença de entalpia ΔH como função da temperatura dos gases, tem-se:

Para o gás misto COG/LDG

$$\begin{aligned} \Delta H = & 0,64309 \left[-0,8929(T_g - 300) + \frac{2 \times 0,7292}{3} (T_g^{3/2} - 300^{3/2}) - \right. \\ & \left. \frac{9,807 \times 10^{-3}}{2} (T_g^2 - 300^2) + \frac{5,784 \times 10^{-7}}{3} (T_g^3 - 300^3) \right] + \\ & 0,42775 \left[8,22(T_g - 300) + \frac{0,00015}{2} (T_g^2 - 300^2) + \frac{1,34 \times 10^{-6}}{3} (T_g^3 - 300^3) \right] + \\ & 0,00082 \left[7,70(T_g - 300) + \frac{0,00530}{2} (T_g^2 - 300^2) + \frac{8,3 \times 10^{-7}}{3} (T_g^3 - 300^3) \right] + \\ & (0,15854 + 2,04307\alpha) \left[6,50(T_g - 300) + \frac{0,001}{2} (T_g^2 - 300^2) \right] + \\ & 0,54337(\alpha - 1) \left[8,27(T_g - 300) + \frac{0,000258}{2} (T_g^2 - 300^2) + 187700 \left(\frac{1}{T_g} - \frac{1}{300} \right) \right] \end{aligned}$$

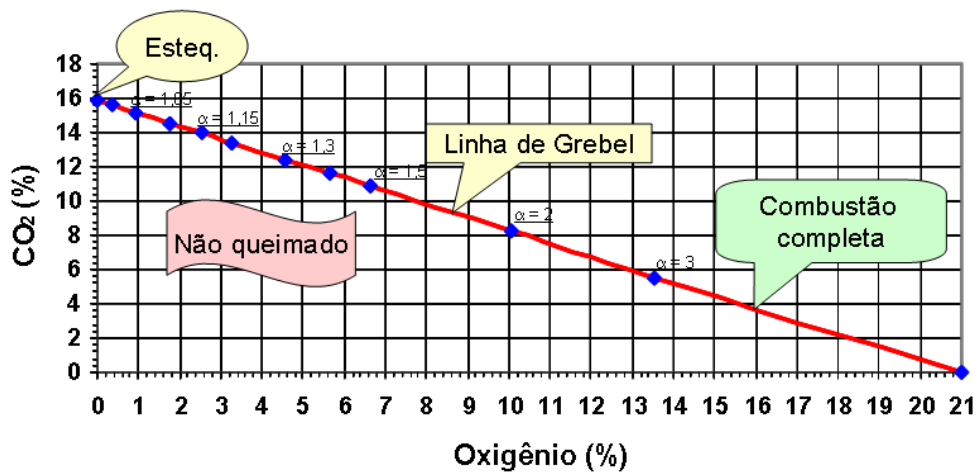
Para o gás misto COG/BFG

$$\begin{aligned} \Delta H = & 0,45049 \left[-0,8929(T_g - 300) + \frac{2 \times 0,7292}{3} (T_g^{3/2} - 300^{3/2}) - \right. \\ & \left. \frac{9,807 \times 10^{-3}}{2} (T_g^2 - 300^2) + \frac{5,784 \times 10^{-7}}{3} (T_g^3 - 300^3) \right] + \\ & 0,52083 \left[8,22(T_g - 300) + \frac{0,00015}{2} (T_g^2 - 300^2) + \frac{1,34 \times 10^{-6}}{3} (T_g^3 - 300^3) \right] + \\ & 0,00059 \left[7,70(T_g - 300) + \frac{0,00530}{2} (T_g^2 - 300^2) + \frac{8,3 \times 10^{-7}}{3} (T_g^3 - 300^3) \right] + \\ & (0,30496 + 1,84877\alpha) \left[6,50(T_g - 300) + \frac{0,001}{2} (T_g^2 - 300^2) \right] + \\ & 0,49170(\alpha - 1) \left[8,27(T_g - 300) + \frac{0,000258}{2} (T_g^2 - 300^2) + 187700 \left(\frac{1}{T_g} - \frac{1}{300} \right) \right] \end{aligned}$$

4.1.4.2 Procedimento para o balanço de massa

A linha que define a concentração de CO₂, em base seca, como uma função da concentração de O₂, também em base seca, é uma reta e, algumas vezes, chamada de Linha de Grebel. Esse nome foi adotado no trabalho de Carvalho (2015). Há referências que chamam esta linha de Linha de Ostwald. A Figura 4.9 mostra um exemplo dessa linha para um gás misto, tipo COG/BFG, utilizado na AMT/Tubarão, em Serra, ES.

Figura 4.9 - Concentração em base seca de CO₂ como função da concentração em base seca de O₂, para um gás misto tipo COG/BFG.



Fonte: Carvalho (2015).

Razão ar/combustível normalizada

A razão ar/combustível representa a razão entre as massas de carbono e hidrogênio contidas em uma molécula de combustível. O valor ideal ou teórico da relação ar/combustível é aquele que corresponde à relação estequiométrica ou proporção exata entre as massas das substâncias que fazem parte da reação para obter uma combinação química completa. No entanto, esta condição é atendida apenas no caso de reação sob condições teóricas ou ideais, sem levar em conta a maior ou menor rapidez com que a combustão é efetivamente desenvolvida.

É lógico que com uma relação ar/combustível inferior à estequiométrica, nem todo o combustível será queimado e uma parte permanecerá não queimada ou parcialmente queimada. Deve ser lembrado que a combustão nunca é completa, independentemente da relação ar/combustível, porque a reação nunca se desenvolve sob condições ideais.

Para obter as equações da razão ar/combustível normalizada como função da concentração de O₂ e CO₂ nos gases da combustão, serão feitas umas gráficas interceptando os moles de cada gás respectivamente e serão apresentadas na seção de resultados.

4.1.5 Ganho de calor pelo pré-aquecimento do ar

O ganho de calor através da entalpia para o ar aquecido de uma temperatura inicial T_i (aqui considerada como 300 K) até uma temperatura T, seguindo a reação de combustão para o gás misto, fica:

$$\Delta H_{\text{ar}} = \alpha \int_{T_i}^T [a_1 C_{p,\text{O}_2} + a_2 C_{p,\text{N}_2}] dT \quad (4.38)$$

Na indústria siderúrgica, utiliza-se um recuperador de calor de três etapas instalado na chaminé. O calor recuperado é utilizado para pré-aquecer o ar da combustão. A temperatura do ar da combustão na saída do recuperador é de 560 °C.

Obtendo a variação de entalpia do ar (ΔH_{ar}) e dividindo entre o PCI da mistura de combustível obtém-se a porcentagem de calor recuperado pelo pré-aquecimento do ar da combustão.

4.1.6 Perda de calor pelos gases de combustão

Descreve-se como uma parte do calor dos gases da combustão que não pode ser recuperado e se define como o calor total dos gases da combustão menos o calor aproveitado pelo recuperador de calor instalado na chaminé do forno de reaquecimento. A equação da perda de calor pelos gases da combustão é a seguinte:

$$Q_{\text{pg}} = Q_{\text{g}} - Q_{\text{ar}} \quad (4.39)$$

4.1.7 Calor da oxidação do ferro

O ganho de calor através da entalpia para a oxidação do ferro de acordo com a equação (4.40) é:

$$Q_o = (\eta_{\text{carepa}} \dot{m}_a \Delta t_{\text{pr}}) \Delta H_r \quad (4.40)$$

Considerou-se a reação $\text{Fe} + \frac{1}{2} \text{O}_2 \rightarrow \text{FeO}$, para a qual $\Delta H_{\text{reação}} = -272 \text{ kJ/mol}$. A massa molecular do Fe é 55,85 g/mol.

4.1.8 Calor da água de resfriamento

A perda de calor para a água de resfriamento é definida na equação (4.41):

$$Q_{\text{ág}} = (\dot{m}_{\text{ág}} \Delta t_{\text{pr}}) C_{p_{\text{ág}}} \Delta T_{\text{ág}} \quad (4.41)$$

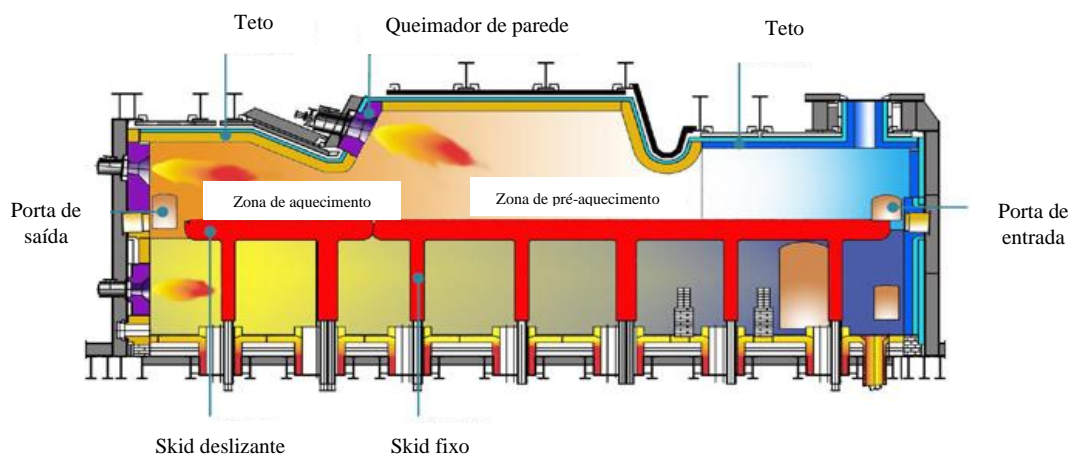
4.1.9 Outras perdas de calor

É o calor perdido através do processo e é quantificado como a diferença entre as potências térmicas entrantes e salientes em cada estágio do forno de aquecimento. Determina-se com a equação (4.1).

4.2 MÉTODO PARA APLICAR AS TÉCNICAS DE RECUPERAÇÃO DE CALOR NO FORNO DE REAQUECIMENTO

O forno de reaquecimento é utilizado para aquecer os tarugos antes do processo de laminagem (Figura 4.10). Está constituída por queimadores alimentados normalmente de gás com um poder calorífico de 11769 kJ/Nm³ para a mistura de 42%COG + 58%LDG, e 9986 kJ/Nm³ para a mistura de 42%COG + 58%BFG. Este gás é produzido na maioria das vezes nas próprias siderúrgicas (LONDOÑO, 2002).

Figura 4.10 - Distribuição de calor no forno de reaquecimento.



Fonte: Chakraborty et al. (2017).

As seguintes técnicas de recuperação de calor, poupança e utilização racional de energia em fornos industriais são divididas em:

- Pré-aquecimento da carga.
- Pré-aquecimento do ar de combustão.
- Enriquecimento com oxigênio do ar de combustão.

A elevada temperatura dos gases de combustão é um valor que se tem inevitavelmente, porque dentro do ambiente do forno uma temperatura média elevada é necessária conforme a suas especificações. Recuperar o calor dos gases de combustão melhora substancialmente a eficiência do forno, e pode ser feita através das seguintes técnicas:

4.2.1 Pré-aquecimento da carga

É um método ideal para a recuperação de calor. Reduz o calor sensível da carga, reduz a temperatura dos gases de combustão em seu caminho para o ambiente, transforma um processo intermitente a contínuo com uma melhor taxa de produção e reduz substancialmente o consumo de combustível (LONDOÑO, 2002).

4.2.1.1 Determinação da temperatura de aquecimento da carga

Fazendo um balanço de energia entre o calor absorvido pela carga que se aquece a partir da temperatura ambiente e o calor que produzem os gases de combustão a partir de 860 °C.

$$\dot{Q}_{\text{carga}} = \dot{m}_a C_{p_t} (T_{f_{\text{carga}}} - T_{i_t}) \quad (4.42)$$

$$\dot{Q}_g = \dot{m}_g C_{p_g} (T_{i_g} - T_{f_g}) \quad (4.43)$$

$$\dot{Q}_{\text{carga}} = \dot{Q}_g \quad (4.44)$$

$$\dot{m}_g C_{p_g} (T_{i_g} - T_{f_g}) = \dot{m}_a C_{p_t} (T_{f_{\text{carga}}} - T_{i_t}) \quad (4.45)$$

Além disso, vai-se garantir um gradiente de temperatura (pinch point) entre os terminais dos fluidos quentes pelo menos de 20 °C, ou seja:

$$T_{f_g} - T_{f_{\text{carga}}} = 20 \text{ °C} \quad (4.46)$$

$$T_{f_g} = 20 \text{ °C} + T_{f_{\text{carga}}} \quad (4.47)$$

Substituindo cada um dos fatores da equação 4.47 na equação 4.45, tem-se:

$$\dot{m}_g C_{p_g} [T_{i_g} - (20 \text{ °C} + T_{f_{\text{carga}}})] = \dot{m}_a C_{p_t} (T_{f_{\text{carga}}} - T_{i_t}) \quad (4.48)$$

4.2.1.2 Potencias térmicas de entrada e saída do forno de aquecimento

Dada a primeira lei da termodinâmica para sistemas abertos sem gerar trabalho ele deve atender a equação (4.49):

$$\dot{Q}_e = \dot{Q}_s \quad (4.49)$$

Calor fornecido por reação do combustível (\dot{Q}_1)

É o calor fornecido pelo combustível ao reagir com o ar da combustão e está em função de seu poder calorífico, definido na equação (4.50).

$$\dot{Q}_1 = \dot{m}_{\text{gás misto}} \text{ PCI} \quad (4.50)$$

Calor sensível por pré-aquecimento da carga (\dot{Q}_2)

É o calor recuperado que se transmite à carga que ingressa ao forno de reaquecimento. A carga é pré-aquecida para aumentar seu potencial químico e melhorar a eficiência da combustão. Ele é avaliado de acordo com a equação (4.51).

$$\dot{Q}_2 = \dot{m}_a C_{p_a} (T_{\text{fcarga}} - T_{\text{icarga}}) \quad (4.51)$$

Calor entrante ao forno (\dot{Q}_e)

Dado que os tarugos entram à temperatura ambiente, eles não são considerados, por isso a entrada de calor para o forno é igual à equação (4.52).

$$\dot{Q}_e = \sum_{i=1}^n \dot{Q}_i = \dot{Q}_1 + \dot{Q}_2 \quad (4.52)$$

Onde o calor sensível pelo pré-aquecimento da carga substituirá parte do consumo do gás misto.

Calor sensível de tarugos (\dot{Q}_3)

É avaliado com base ao calor utilizado para aquecer os tarugos desde a temperatura ambiente até a temperatura necessária. Se define de acordo com a equação (4.53).

$$\dot{Q}_3 = \dot{m}_t C_{p_t} (T_{ft} - T_{it}) \quad (4.53)$$

Perdas de calor pelos gases da combustão (\dot{Q}_4)

É a perda de calor pelos gases de combustão que deixam o forno através da chaminé e são descarregados para a atmosfera. Os gases estão em função da temperatura e são avaliados de acordo com a equação (4.54).

$$\dot{Q}_4 = \dot{m}_g C_{p_g} (T_g - T_{amb}) \quad (4.54)$$

$$\dot{m}_g = \dot{m}_{ar} + \dot{m}_{gás\ misto} \quad (4.55)$$

Outras perdas (\dot{Q}_5)

São perdas adicionadas ao calor perdido dos gases de combustão, como as fugas de calor e a presença de sólidos e gases não queimados, etc. a qual é apresentada na equação (4.56).

$$\dot{Q}_5 = \dot{Q}_e - (\dot{Q}_3 + \dot{Q}_4) \quad (4.56)$$

Calores de saída do forno (\dot{Q}_s)

O calor de saída total do forno é igual à soma dos seguintes calores mostrados na equação (4.57).

$$\dot{Q}_s = \sum_{i=1}^n Q_i = \dot{Q}_3 + \dot{Q}_4 + \dot{Q}_5 \quad (4.57)$$

4.2.2 Pré-aquecimento do ar da combustão

Dentro das técnicas de conservação e uso eficiente da energia utilizada para uma economia de energia primária, consiste no aproveitamento do calor sensível dos gases da combustão que são emitidos a partir de uma chaminé para a atmosfera.

Os sistemas de pré-aquecimento de ar da combustão aproveitam a temperatura dos gases da combustão, com o fim de aumentar a temperatura do ar oxidante, que normalmente entra à temperatura ambiente (LONDOÑO, 2002).

4.2.2.1 Determinação da temperatura de aquecimento do ar

Fazendo um balanço de energia entre o calor absorvido pelo ar de combustão que se aquece a partir da temperatura ambiente e o calor que produzem os gases de combustão a partir de 860 °C.

$$\dot{Q}_{ar} = \dot{m}_{ar} C_{p_{ar}} (T_{f_{ar}} - T_{i_{ar}}) \quad (4.58)$$

$$\dot{Q}_{ar} = \dot{Q}_g \quad (4.59)$$

O calor dos gases de combustão apresenta-se na equação (4.43)

$$\dot{m}_g C_{p_g} (T_{i_g} - T_{f_g}) = \dot{m}_{ar} C_{p_{ar}} (T_{f_{ar}} - T_{i_{ar}}) \quad (4.60)$$

Além disso, vai-se garantir um gradiente de temperatura (pinch point) entre os terminais dos fluidos quentes pelo menos de 20 °C, ou seja:

$$T_{f_g} - T_{f_{ar}} = 20 \text{ °C} \quad (4.61)$$

$$T_{f_g} = 20 \text{ °C} + T_{f_{ar}} \quad (4.62)$$

Substituindo cada um dos fatores da equação 4.62 na equação 4.60, tem-se:

$$\dot{m}_g C_{p_g} [T_{i_g} - (20 \text{ °C} + T_{f_{ar}})] = \dot{m}_{ar} C_{p_{ar}} (T_{f_{ar}} - T_{i_{ar}}) \quad (4.63)$$

O procedimento para determinar as potências térmicas de entrada e saída são os mesmos apresentados na seção 4.2.1.2, com a diferença do \dot{Q}_2 , que para o pré-aquecimento do ar será determinada com a equação (4.58). Onde o calor sensível pelo pré-aquecimento do ar substituirá parte do consumo do gás misto.

Entre os benefícios obtidos por pré-aquecimento do ar de combustão são os seguintes:

- Aumento da temperatura de chama adiabática, devido à entrada de calor sensível ao forno de ar quente.
- Melhoria da eficiência de combustão por causa do incremento dos calores da reação do combustível e ar, que está a temperaturas mais elevadas; além disso, se encontram em um movimento molecular intensiva trocando energia com maior velocidade e eficiência.
- Redução da vazão de combustível inicial, devido à contribuição do calor ingressante com o ar quente.
- Poupança de energia primária, redução de custos e redução de gases de efeito estufa na atmosfera.

A Figura 4.2, mostrou a configuração do forno de reaquecimento em suas três zonas (zona de pré-aquecimento, zona de aquecimento e zona de encharque), assim como, os gases de exaustão que saem do forno a temperaturas de 800 a 900 °C para sua utilização no pré-aquecimento da carga e para o pré-aquecimento do ar da combustão.

4.2.2.2 Indicadores energéticos das técnicas de recuperação de calor

Eficiência do forno (%)

A eficiência do forno relaciona o calor sensível aproveitado pelos tarugos e o calor fornecido pelo combustível. É avaliada de acordo com a equação (4.64):

$$\eta = \left(\frac{\dot{Q}_3}{\dot{Q}_1} \right) 100\% \quad (4.64)$$

Economia do combustível

A economia do combustível será determinada para cada mistura, e é avaliada de acordo com a equação (4.65):

$$EC = \dot{m}_{\text{gas misto}} - \left(\frac{Q_s - Q_2}{\text{PCI}_{\text{gás misto}}} \right) \quad (4.65)$$

A porcentagem de economia do combustível é obtida com a equação (4.66):

$$\% EC = \left[\frac{\dot{m}_{\text{gas misto}} - \left(\frac{Q_s - Q_2}{\text{PCI}_{\text{gás misto}}} \right)}{\dot{m}_{\text{gas misto}}} \right] 100\% \quad (4.66)$$

Indicador de energia técnico de produção (IE_p)

O indicador técnico de produção relaciona o gás misto obtido pelo pré-aquecimento da carga ou ar da combustão, e a produtividade ou a vazão mássica das placas de aço. Determina-se da seguinte maneira.

Sem aproveitamento do calor (IE_p inicial):

$$IE_{p\ i} = \frac{\dot{m}_{\text{gas misto}}}{\dot{m}_{\text{pr}}} \quad (4.67)$$

Com aproveitamento do calor para o pré-aquecimento da carga e ar da combustão (IE_p):

$$IE_p = \frac{\left(\frac{Q_s - Q_2}{\text{PCI}_{\text{gás misto}}} \right)}{\dot{m}_{\text{pr}}} \quad (4.68)$$

Melhoria do Indicador de energia técnico de produção (ΔIE_p):

$$\Delta IE_p = \left(\frac{IE_{p\ i} - IE_p}{IE_{p\ i}} \right) 100\% \quad (4.69)$$

Indicador de energia técnico de geração de calor (IE_c)

O indicador técnico de geração de calor relaciona o calor fornecido pelo combustível e a produtividade ou a vazão mássica das placas de aço. É obtida com a seguinte equação.

Sem aproveitamento do calor (IE_c inicial):

$$IE_{c\ i} = \frac{\dot{m}_{\text{gás misto}} \text{PCI}_{\text{gás misto}}}{\dot{m}_{\text{pr}}} \quad (4.70)$$

Com aproveitamento do calor para o pré-aquecimento da carga e ar da combustão (IE_c):

$$IE_c = \frac{Q_s - Q_2}{\dot{m}_{\text{pr}}} \quad (4.71)$$

Melhoria do Indicador de energia técnico de geração de calor (ΔIE_c):

$$\Delta IE_c = \left(\frac{IE_{c\ i} - IE_c}{IE_{c\ i}} \right) 100\% \quad (4.72)$$

4.2.3 Enriquecimento com oxigênio

Na combustão, o ar (21% O₂ e 79% N₂) como oxidante tem sido tradicionalmente usado, sendo o N₂ um consumidor da energia e o responsável dos NO_x (BOUSHAKI et al., 2007). Ao diminuir o N₂ presente na reação, as perdas de calor sensíveis são reduzidas, sendo este um dos métodos mais eficientes de economia de energia na combustão (BLASIAK et al., 2004; GONZÁLEZ et al., 2009). A combustão com essas características é conhecida como combustão com ar enriquecido com oxigênio (BAUKAL, 1998).

O enriquecimento com oxigênio é uma tecnologia flexível, eficiente e econômica que ajuda a melhorar o processo de combustão de qualquer tipo de forno. O oxigênio favorece a combustão de todos os combustíveis, o que possibilita melhorar o controle da zona de ignição, aumentar a estabilidade do forno e reduzir as emissões. Ao aumentar a concentração de oxigênio no ar de combustão, adicionando oxigênio puro, os valores da temperatura da chama e a eficiência geral da combustão aumentam, as taxas de transferência de calor melhoram. O

enriquecimento com oxigênio será útil se pretende-se aumentar a produção ou deseja-se reduzir os custos de combustível (CARBUROS METALICOS, 2019).

O oxigênio pode ser usado de quatro maneiras principais: a) adicionando à corrente de ar de combustão entrante; b) injetando O_2 em uma chama de ar/combustível; c) substituindo o ar de combustão por O_2 de alta pureza; e d) fornecendo por separado ar de combustão e O_2 para o queimador (AN et al., 2018). No terceiro caso, o custo do oxigênio puro pode ser justificado pelas altas temperaturas atingidas. A temperatura da chama aumenta consideravelmente quando o ar é substituído por oxigênio. Em um processo de combustão padrão com ar, mais de 70% do volume dos gases de exaustão é nitrogênio. No entanto, se o calor não for distribuído adequadamente, a intensa radiação da chama no processo de oxi-combustível pode danificar as paredes refratárias. Para resolver esse problema, parte dos gases de exaustão são reciclados. À medida que o nitrogênio é removido, o gás reciclado é rico em CO_2 (GRANADOS et al., 2014; OLIVEIRA et al., 2014).

4.2.3.1 Controle de excesso de ar e relação ar-combustível

Ao operar com a quantidade ideal necessária do ar para cada tipo de combustível, estima-se um excesso de ar entre 10 a 20% para o combustível gasoso e de 25 a 30% para os combustíveis líquidos. (LONDOÑO, 2002).

Se for necessário aumentar a temperatura da chama adiabática não só é necessário o enriquecimento com oxigênio, além disso, depende de outros fatores:

- A temperatura do combustível e o oxidante (ar).
- Excesso de ar.
- Características de construção do queimador.
- Manutenção do queimador e a câmara de combustão.
- Grau de isolamento do equipamento de combustão.
- As condições de pressão, para evitar a rejeição da chama, afogamento da chama ou uma chama muito prolongada em comprimento.
- Preparação do combustível.

Para melhorar o processo de combustão será realizado uma análise do controle da temperatura de chama adiabática utilizando oxigênio enriquecido nos fornos de reaquecimento.

4.2.3.2 Controle da temperatura da chama adiabática através do enriquecimento com oxigênio

A temperatura da chama adiabática é alcançada nos produtos depois de uma combustão adiabática a pressão constante.

Para um bom número de aplicações de engenharia, é desejável conhecer a temperatura máxima que pode ser atingida pelo processo de combustão, esta temperatura é chamada de temperatura da chama adiabática T_{ca} (LONDOÑO, 2002).

A equação de energia aplicada ao gás perfeito, de acordo com o primeiro princípio da termodinâmica e a equação (4.32), tem-se:

$$H_R = H_P \quad (4.73)$$

$$\sum_R N_i (\Delta h_{f,298}^0 + h_T - h_{298})_i = \sum_P N_i (\Delta h_{f,298}^0 + h_T - h_{298})_i \quad (4.74)$$

Com base no conhecimento da temperatura inicial e a composição dos reagentes, do lado direito da equação (4.74) pode ser avaliada diretamente. Os valores de $\Delta h_{f,298}^0$ e h_{298} dos produtos são conhecidos. Os valores de N_i de produtos podem ser encontrados a partir da equação de reação estequiométrica. Portanto, a única variável que deve ser determinada na equação (4.74) é a temperatura da chama adiabática T_{ca} . A solução da equação (4.74) é um processo iterativo. A temperatura da chama adiabática para a combustão de hidrocarbonetos comuns, na composição estequiométrica com ar apresenta valores entre 2100 e 2400 K. A presença de excesso de ar diminui drasticamente o valor de T_{ca} , ou seja, que a temperatura da chama adiabática depende da porcentagem de excesso de ar utilizado no processo de combustão (LONDOÑO, 2002).

O método para o tratamento consiste em duas avaliações, primeiro é avaliar com excesso de ar e a segunda é avaliar com enriquecimento de oxigênio, e observar o comportamento da temperatura da chama adiabática para cada mistura do combustível.

Embora, o conceito de temperatura da chama adiabática é simples, o cálculo é complicado por causa das elevadas temperaturas de combustão (cerca de 2000 K). Os produtos não são conhecidos. Enquanto os cálculos podem ser simplificados assumindo uma combustão sem dissociação, os valores assim calculados mostram desvios significativos dos valores da temperatura da chama adiabática calculada com dissociação.

A temperatura da chama cerca de 2000 K geralmente inclui espécies como: CO₂, N₂, SO₂, H₂O, e O₂ residual nos gases de combustão, quando a combustão for completa (HEON et al., 2018). Para temperaturas elevadas o fenómeno de dissociação dos gases acontece. As reações de dissociação para os gases antes mencionados são mostradas nas equações (4.75) a (4.80) (LONDOÑO, 2002):



Essas reações de dissociação consomem uma grande quantidade de energia, e a temperatura da chama adiabática será menor do que aquela determinada considerando combustão completa.

Para o desenvolvimento do modelo matemático da temperatura da chama adiabática será utilizado a análise estatística da Ferramenta de experimentos fatoriais 2³

4.2.3.3 Revisão da ferramenta de experimentos fatoriais 2³

Nesta seção, uma análise estatística é realizada para desenvolver um modelo matemático para a determinação da temperatura da chama adiabática em fornos de reaquecimento, baseado em três variáveis independentes, tais como: a concentração de COG (%) na preparação do combustível, excesso de ar (α) e temperatura do ar (T_{ar}).

O objetivo da obtenção do modelo matemático é determinar instantaneamente a temperatura da chama adiabática e observar seu comportamento variando os parâmetros de entrada, obtendo-se desta forma economia do tempo no controle da temperatura da chama adiabática através do enriquecimento com oxigênio.

O procedimento aplicado para desenvolver a ferramenta de experimentos fatorial 2^3 foi retirado do trabalho de Montgomery (2012).

A precisão do modelo foi testada em termos do coeficiente de correlação ao quadrado (R^2).

Efeitos dos fatores

É definido como a diferença da média da variável de saída com sinal (+) e (-), que representam os símbolos atribuídos às variáveis de entrada em cada caso.

$$E = \bar{Y} (+) - \bar{Y} (-) \quad (4.81)$$

Da equação (4.81), E são os efeitos que podem ser de primeira, segunda e terceira ordem, conforme o caso, $\bar{Y} (+)$ e $\bar{Y} (-)$ representam a média das variáveis de saída (resposta) como uma função das variáveis de entrada.

Variância global sem réplicas

É a relação entre o quadrado dos efeitos de interação de ordem maior que dois e o número de interações de ordem maior que dois, como mostrado na equação (4.82).

$$S_p^2 = \frac{\sum(\text{efeitos de interação de ordem} > 2)^2}{\text{Número de interações de ordem} > 2} \quad (4.82)$$

Onde, S_p^2 é a variância global sem réplicas atribuídas quando existe uma variável de saída para cada caso.

Erro experimental

Onde, S_p é o erro experimental definido como a raiz quadrada da variância global sem réplicas, como é definido na equação (4.83).

$$S_p = \sqrt{S_p^2} \quad (4.83)$$

Teste de significância

É a relação do valor absoluto dos efeitos de primeira, segunda e terceira ordem, com o erro experimental, como é apresentado na equação (4.84).

$$t_{cal} = \frac{|\text{Efeito}|}{S_p} \quad (4.84)$$

Onde, t_{cal} é o teste de significância que está relacionado com o teste crítico (t_{cri}) obtido com um certo grau de liberdade e um nível de significância. Quando o $t_{cal} \geq t_{cri}$ o resultado é significativo, mas quando $t_{cal} < t_{cri}$ o resultado não é significativo. Os testes de dois fatores que são significativos serão avaliados através de gráficos de interação para determinar se existe relação entre as variáveis avaliadas.

Variável codificada

É a codificação das variáveis independentes (entrada) para facilitar sua montagem na equação matemática obtida a partir da aplicação da ferramenta fatorial 2^3 . As variáveis codificadas estão entre -1 e +1, facilitando a visualização nas respostas.

$$VC_i = \frac{2X_i - (X_{i-\min} + X_{i-\max})}{(X_{i-\min} - X_{i-\max})} \quad (4.85)$$

Da equação (4.85), VC_i é a variável codificada, X_i é o valor da variável de entrada (A, B ou C), $X_{i-\min}$ e $X_{i-\max}$ são os valores das variáveis mínima e máxima, respectivamente (KHURI et al., 2017).

As principais vantagens da utilização de variáveis codificadas para ajuste de modelos polinomiais são as seguintes: Aumentar a precisão na determinação dos coeficientes do modelo, melhorar a interpretação e visualização dos coeficientes do modelo e possibilitar a execução de análises por meio da confidencialidade dos dados operacionais.

Modelo matemático

É o resultado final da aplicação da ferramenta de experimentos fatoriais 2^3 (MONTGOMERY, 2012). O modelo matemático obtido é executado com a codificação das variáveis de entrada e seus efeitos, como apresentado na equação (4.86).

$$Y = \text{media} + \frac{E_A}{2}(VC_A) + \frac{E_B}{2}(VC_B) + \frac{E_C}{2}(VC_C) + \frac{E_{AB}}{2}(VC_A VC_B) + \frac{E_{AC}}{2}(VC_A VC_C) + \frac{E_{BC}}{2}(VC_B VC_C) + \frac{E_{ABC}}{2}(VC_A VC_B VC_C) \quad (4.86)$$

Onde, Y é a variável de resposta, E_i são os efeitos de primeira, segunda e terceira ordem, e VC_i é a variável codificada dos fatores de entrada.

5 RESULTADOS DA ESTIMATIVA DAS PERDAS DE CALOR NO FORNO DE REAQUECIMENTO

5.1 CONDIÇÕES DE TRABALHO DO FORNO DE REAQUECIMENTO

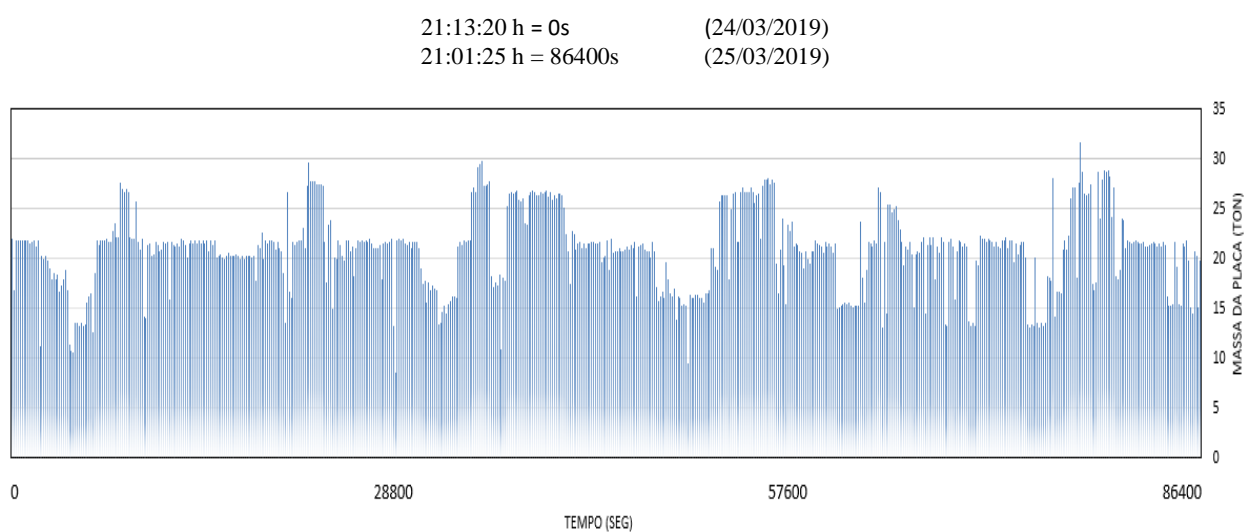
No processo de um forno de reaquecimento, as condições de trabalho estão sujeitas ao número de toneladas de material a ser processado, às temperaturas necessárias no exterior e à quantidade de calor perdido que se deseja evacuar.

5.1.1 Casos analisados

O balanço de energia foi realizado para dois casos distintos de 12 horas de produtividade cada um (257 ton/h, 11,72 horas, 21:13:20 – 09:14:25, dia 24/03/2019 -25/03/2019) e outro de (275,2 ton/h, 12,02 horas, 09:18:55 – 21:01:25, dia 25/03/2019 - 25/03/2019). Aplicou-se o equacionamento desenvolvido no item 4.

A Figura 5.1, apresenta o histórico de produção de placas que ocorreu no período de 1 dia de produtividade, e na Tabela 5.1, mostra-se os parâmetros para cada caso analisado.

Figura 5.1 - Histórico de produção das placas em toneladas. Forno 1, 24/03/2019 - 25/03/2019.



Fonte: Autoria própria.

Os parâmetros necessários para estimar as perdas de calor no forno são:

Tabela 5.1 - Dados para estimar as perdas de calor no forno de reaquecimento da indústria siderúrgica.

Parâmetro	Especificação	Unidade
Para a produção		
Vazão (Caso 01)	257	ton/h
Vazão (Caso 02)	275,2	ton/h
Tempo de produção (Caso 01)	11,72	h
Tempo de produção (Caso 02)	12,02	h
Para o gás misto		
Vazão	30000	Nm ³ /h
PCI (COG/LDG)	11769	kJ/Nm ³
PCI (COG/BFG)	9986	kJ/Nm ³
Massa específica (COG/LDG)	1,03	kg/Nm ³
Massa específica (COG/BFG)	0,98	kg/Nm ³
Para as placas		
Cp aço	630	J/kg K
T inicial / T final (Caso 01)	200/1217	°C
T inicial / T final (Caso 02)	320/1208	°C
Para os gases de combustão		
T _{fumaça}	840	°C
Cp gases	1,147	kJ/kg K
Para o ar		
Excesso do ar (α)	5	%
T inicial	27	°C
T final	560	°C
Cp ar	1,009	kJ/kg K
Massa específica	1,1614	kg/m ³
R(A/C) (COG/LDG)	2,7158	m ³ _a /m ³ _c
R(A/C) (COG/BFG)	2,4575	m ³ _a /m ³ _c
Para a oxidação do ferro		
Formação de carepa (Carvalho, 2015)	0,8	%
$\Delta H_{\text{reação}}$	-272	kJ/mol
Para a água de resfriamento		
Vazão	1066	Nm ³ /h
T entrada	28	°C
T saída	35,6	°C

Fonte: Autoria própria.

Os parâmetros físicos mostrados na Tabela 5.1 foram fornecidos pela área de laminação a quente da indústria siderúrgica. Os parâmetros mais importantes são a produtividade e o tempo de produção. As equações desenvolvidas na seção 4 serão aplicadas.

A mistura de COG/LDG e COG/BFG estão na proporção de 42% de COG e 58% de LDG ou BFG. As características dos gases mistos COG/LDG e COG/BFG são apresentados no **APÊNDICE III**.

Normalmente a temperatura de trabalho de um forno de reaquecimento não excede 1200 °C. Neste caso, as condições de trabalho para o forno são mostradas na Tabela 5.2:

Tabela 5.2 - Dados para a determinação da transferência de calor no forno de reaquecimento.

Parâmetro	Especificação	Unidade
Para o forno		
Temperatura interior das paredes	1200	°C
Temperatura exterior	27	°C
Temperatura exterior na camada (Mora, 2018)		
Teto	<85	°C
Paredes	<95	°C
Soleira	<95	°C
Espessura		
Teto	300	mm
Paredes	300	mm
Soleira	400	mm
Coeficientes de convecção (Mora, 2018)		
Interior	700	W/m ² °C
Exterior	13	W/m ² °C
As perdas de calor não devem exceder (Mora, 2018)		
Teto	700	W/m ²
Paredes	800	W/m ²
Soleira	650	W/m ²

Fonte: Adaptado de Mora (2018).

O revestimento do material deve ser ancorado ao teto, paredes e soleira do forno. As perdas de calor geradas pela radiação não são levadas em consideração e, da mesma forma, os coeficientes de emissividade não serão envolvidos, isso se deve ao fato de ser analisado como um processo de estado estacionário unidimensional, analisando as paredes do forno como um estudo de placa plana com múltiplas camadas.

Os coeficientes de convecção foram determinados por Mora (2018), com base em vários casos de projetos de revestimentos refratários de fornos contínuos, e foram corroborados pelo padrão ativo ASTM-680, que descreve a prática padrão para estimativa de ganho ou perda de calor e as temperaturas nas superfícies de isolamento planas, cilíndricas, e sistemas esféricos pelo uso de programas de computador. Por outro lado, Mora (2018) apresenta as temperaturas externas na última camada e as perdas de calor máximas com base nas especificações técnicas recomendadas por vários fabricantes de fornos contínuos.

5.2 CALOR FORNECIDO PELO COMBUSTÍVEL

O calor fornecido pelo combustível foi avaliado para dois casos de produtividades para as misturas COG/LDG e COG/BFG. Utilizando os dados da produção e dos gases mistos da Tabela 5.1, obtém-se os resultados apresentados na Tabela 5.3.

Tabela 5.3 - Calor fornecido pelo combustível para as misturas COG/LDG e COG/BFG.

Calor	COG/LDG	COG/BFG	Unidade
Caso 01:	21h 13min a 09h 14min		
	4138	3511	GJ
Calor fornecido pelo	1373	1164	MJ/ton
combustível	100	100	%
Caso 02:	09h 18min a 21h 01min		
	4244	3601	GJ
Calor fornecido pelo	1281	1089	MJ/ton
combustível	100	100	%

Fonte: Autoria própria.

Da Tabela 5.3, observa-se que o calor fornecido pela mistura de COG/LDG é maior que o calor fornecido pela mistura de COG/BFG, isso é porque o PCI do LDG é maior que o PCI do BFG.

Nos resultados posteriores determina-se outras potências térmicas de entrada como o calor fornecido pelo pré-aquecimento do ar da combustão, assim como, o calor fornecido pela oxidação do ferro. Os resultados percentuais serão apresentados no diagrama de Sankey ao final do presente capítulo.

5.3 TRANSFERÊNCIA DE CALOR NO FORNO

A finalidade da aplicação da transferência de calor no forno de reaquecimento é para quantificar o calor perdido pelo teto, paredes e soleira do forno, assim como quantificar as temperaturas em cada camada. Para reduzir as perdas de calor se utilizaram revestimentos de diversos materiais com uma espessura em cada camada e diversas configurações entre elas. A configuração que apresenta a menor perda de calor no teto, paredes e soleira do forno, será o calor utilizado no diagrama Sankey ao final do processo, o qual representará o calor perdido pela transferência de calor no forno.

5.3.1 Materiais utilizados no revestimento

Os materiais utilizados no revestimento são materiais isolantes, como refratários. Para o teto, materiais de baixo peso são usados, pois o teto não permite colocar nenhum material pesado e, embora o concreto isolante seja de baixa massa específica, ele sempre pesará mais do que um material de fibra cerâmica compactada.

Para as paredes são utilizados materiais refratários na primeira camada com uma certa resistência mecânica, não muito alta, mas para evitar quebras em caso de golpes devido ao tarugo. Para as camadas posteriores são utilizados materiais de baixa massa específica, como silicatos, fibras ou microporosos, não será muito importante considerar se são mecanicamente resistentes ou não, já que serão cobertos pelo material refratário.

A área mais importante de todo o forno, em termos de revestimento, é a soleira, tanto a parte móvel quanto a parte fixa. Nesta área é utilizado um material com alta resistência mecânica, pois estará em contato com o tarugo de aço e terá que suportar muitos impactos. Posteriormente, camadas de materiais isolantes são colocadas para reduzir sua temperatura ao necessário. Pode-se diferenciar três tipos de materiais usados:

- Painéis isolantes (cerâmica, silicato e fibras microporosas).
- Concreto isolante
- Concretos refratários

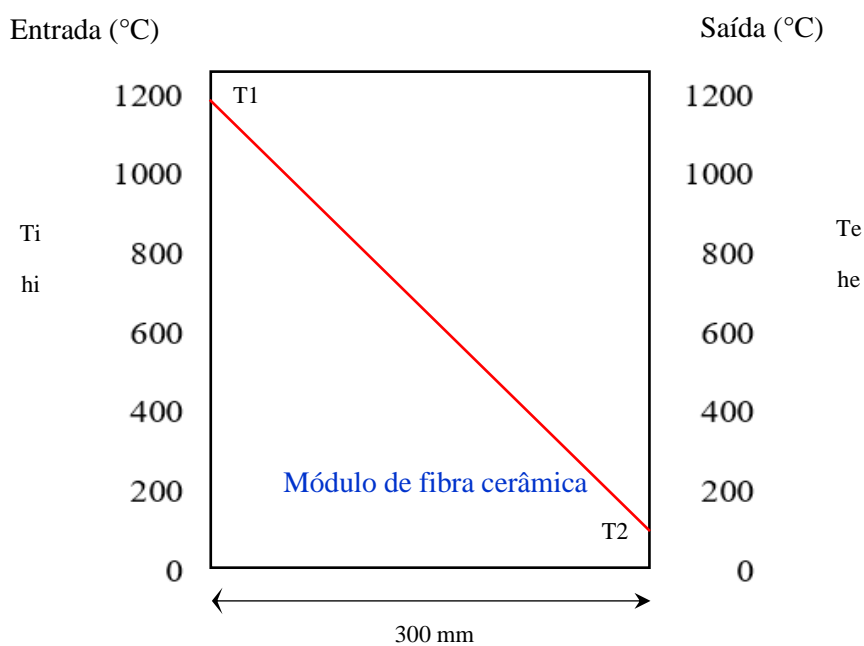
5.3.2 Distribuição dos materiais no teto, paredes e soleira do forno

Para o cálculo, precisa-se distribuir os materiais no teto, paredes e soleira do forno, como é apresentada na Figura 5.2, 5.3 e 5.4. No caso do teto será avaliado com 3 tipos de módulos de fibra cerâmica, no caso das paredes serão feitas 18 configurações e no caso da soleira serão feitas 5 configurações.

As características dos materiais utilizados são apresentadas no **APÊNDICE IV**.

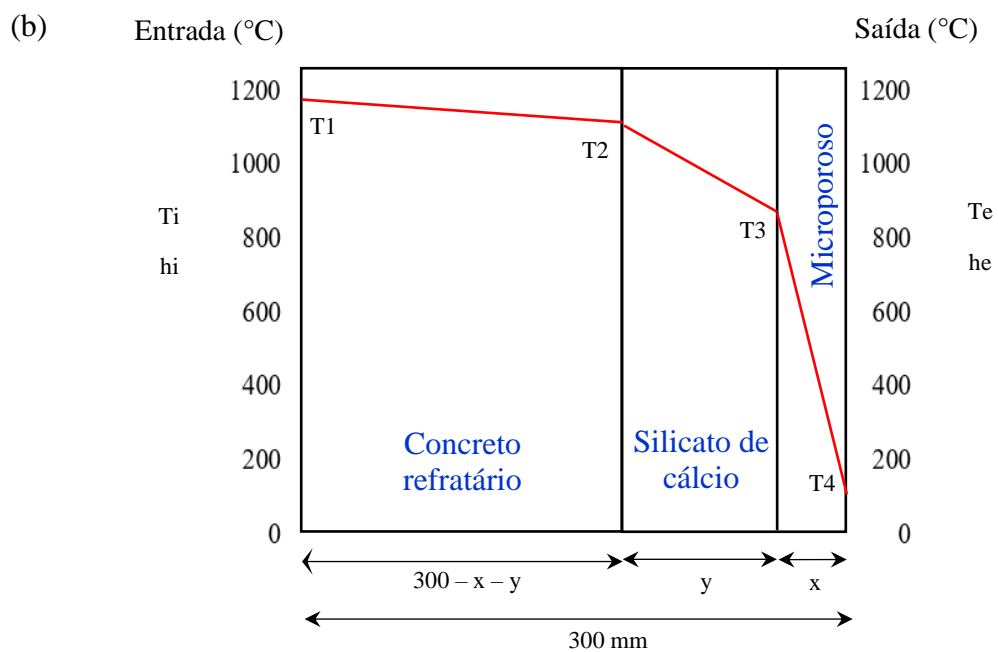
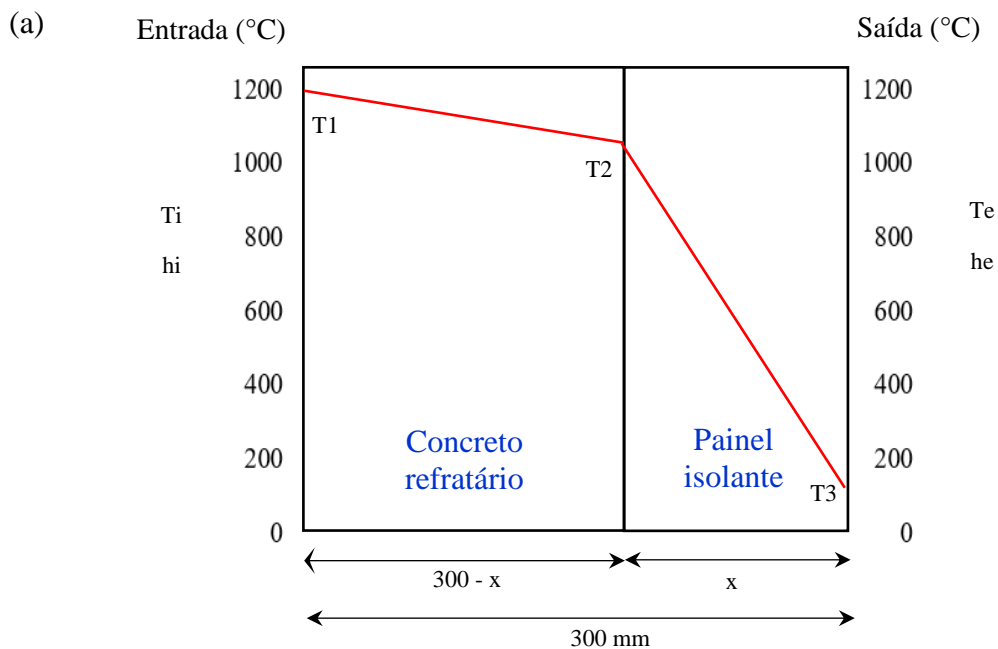
Os materiais utilizados no caso do teto são módulos de fibra cerâmica. O revestimento fica como é mostrado na Figura 5.2.

Figura 5.2 - Revestimento de módulo de fibra cerâmica no teto do forno de reaquecimento, com uma espessura de 300 mm.



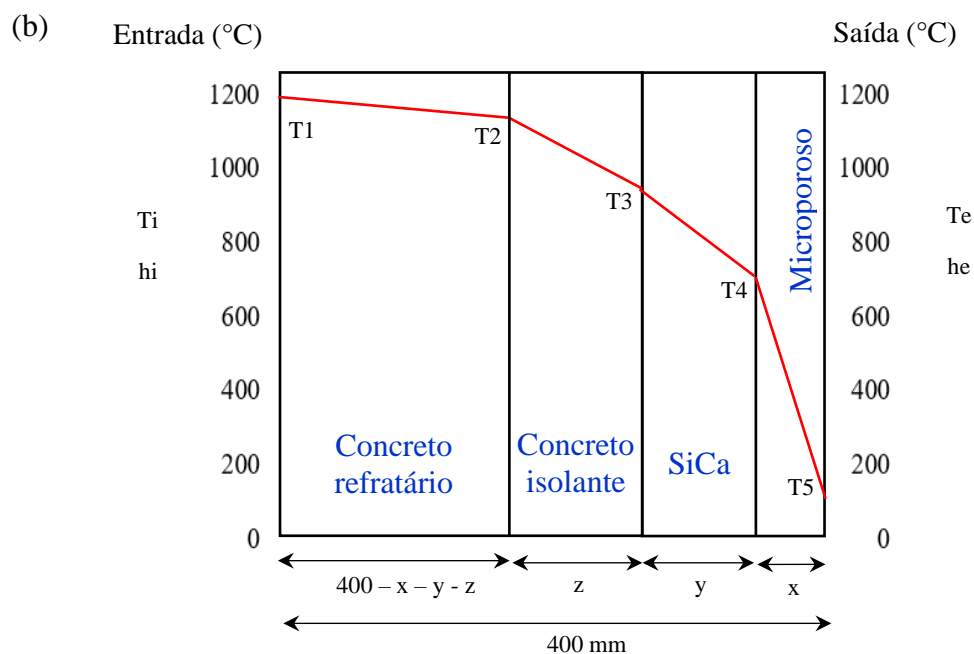
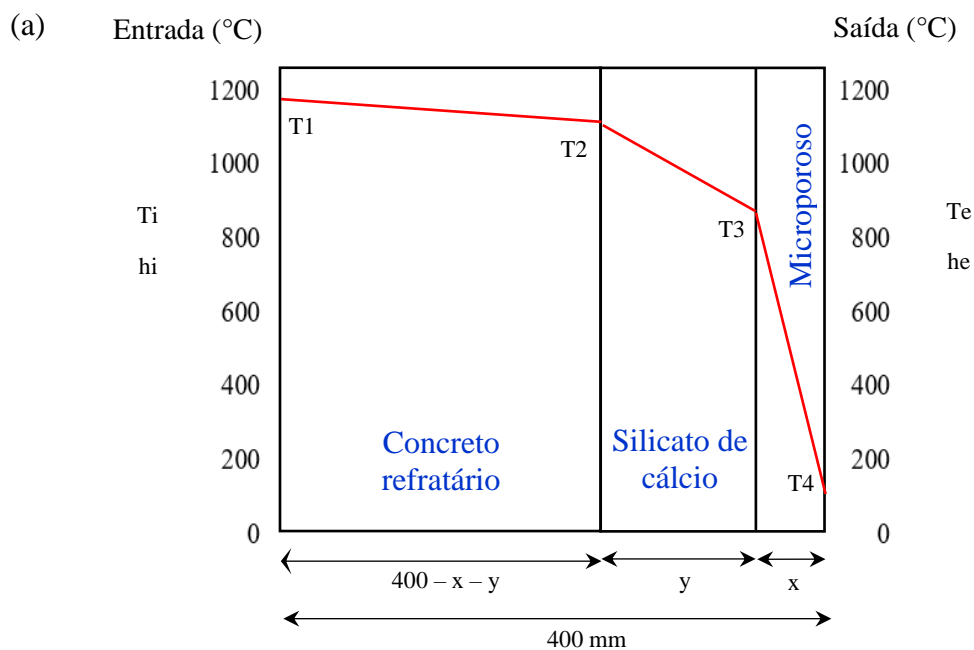
Fonte: Autoria própria.

Figura 5.3 - Revestimento na parede do forno de reaquecimento com uma espessura total de 300 mm: (a) concreto refratário e painel isolante. (b) concreto refratário, silicato de cálcio e microporoso.



Fonte: Autoria própria.

Figura 5.4 - Revestimento na soleira do forno de aquecimento com uma espessura total de 400 mm: (a) concreto refratário, silicato de cálcio e microporoso. (b) concreto refratário, concreto isolante, silicato de cálcio e microporoso.



Fonte: Autoria própria.

Continua-se com as mesmas características nas paredes; a diferença que existe com o caso do teto, é que é necessário colocar várias camadas de material, pois as paredes podem causar emperramento do material a ser tratado. A camada que está em contato com o calor deve ser feita de um material com alta ou média resistência mecânica que não elimina bem o calor, por isso é necessário colocar várias camadas. Os materiais utilizados no caso das paredes são painéis isolantes e concretos refratários. O revestimento fica como é mostrado na Figura 5.3.

No caso da soleira, o revestimento desta área é a parte mais importante do forno. O material refratário encontrado no lado quente do forno tem propriedades mecânicas muito altas. Se for observado na Tabela IV.1. do **APÊNDICE IV** de propriedades dos concretos refratários, pode-se perceber que o Hortix 1285 é o material que possui as melhores propriedades mecânicas, por isso este é o material com o qual a primeira camada é trabalhada. Atendendo a configurações anteriores onde o Hortix 1285, o silicato de cálcio e o microporoso estavam presentes; conclui-se que a espessura é de 400 mm. O revestimento fica como é mostrado na Figura 5.4a. O cálculo na Figura 5.4a foi interrompido, já que, a temperatura T_2 excede o limite da temperatura de trabalho do silicato de cálcio.

As possíveis soluções que podem ser dadas para poder fazer um revestimento e que atenda a todas as condições podem ser:

- Reduzir a espessura do concreto refratário.
- Aumentar a espessura do SiCa e do microporoso.
- Incorporar um novo material.

A fim de evitar a necessidade de realizar numerosos cálculos alterando a espessura do concreto refratário e os painéis isolantes, um material intermediário é colocado entre o concreto refratário e o SiCa. Este novo material deve ser um material que isole temperatura suficiente e ao mesmo tempo que tenha boas propriedades mecânicas. Alguns desses tipos de materiais podem ser aqueles listados na Tabela IV.2 do **APÊNDICE IV**, pertencem à família dos concretos isolantes.

Deve-se mencionar que tanto os concretos refratários como os isolantes têm uma espessura mínima de uso, de aproximadamente 100 mm. O novo revestimento fica como é mostrado na Figura 5.4b.

5.3.3 Configuração dos materiais nas paredes e soleira do forno

Conhecidas as condutividades dos materiais, estabelece-se algumas configurações que determinaram o cálculo; e é apresentado nas Tabelas 5.4 e 5.5.

Tabela 5.4 - Configurações dos materiais: concreto refratário, painel isolante, silicato de cálcio e microporoso na parede do forno.

Materiais	Configurações											
	C1	C2	C3	C4	C5	C6	C7	C8	C9	C10	C11	C12
Concretos refratários												
Hortix 1240	x	x	x	x								
Hortix 1260					x	x	x	x				
Hortix 1285									x	x	x	x
Painéis isolantes												
SiCa – 1000 °C	x				x				x			
SiCa – 1100 °C		x				x				x		
Microporoso 1000 °C			x				x				x	
Microporoso 1100 °C				x				x				x
Materiais	Configurações											
	C13	C14	C15	C16	C17	C18						
Concretos refratários												
Hortix 1240	x	x										
Hortix 1260				x	x							
Hortix 1285						x x						
Silicato de cálcio												
SiCa – 1100 °C	x	x	x	x	x	x						
Microporoso												
Microporoso 1000 °C	x			x		x						
Microporoso 1100 °C			x		x	x						

Fonte: Autoria própria.

Tabela 5.5 - Configurações dos materiais: concreto refratário, concreto isolante, silicato de cálcio e microporoso na soleira do forno.

Materiais	Configurações				
	L1	L2	L3	L4	L5
Concreto refratário					
Hortix 1285	x	x	x	x	x
Concretos isolante					
Horlite 1000		x	x		
Horlite 1.2.4.B				x	x
Silicato de cálcio					
SiCa – 1100 °C	x	x	x	x	x
Microporoso					
Microporoso 1000 °C	x	x		x	
Microporoso 1100 °C			x		x

Fonte: Autoria própria.

5.3.4 Resultados da temperatura e calor no teto, paredes e soleira do forno

De acordo com as equações da seção 4.1.2.2, e os dados apresentados na Tabela 5.2 obtêm-se as resistências térmicas interna e externas, a taxa de calor e o valor da temperatura para cada um dos materiais.

Uma vez que os resultados são conhecidos, para o caso do teto foi utilizada os materiais do **APÊNDICE IV**, Tabela IV.3, com a finalidade de obter a condutividade correspondente para cada tipo de módulo utilizado.

No caso das paredes foram utilizados os materiais do **APÊNDICE IV**, Tabelas IV.1, IV.4 e IV.5. E no caso da soleira foram utilizados os materiais das Tabelas IV.1, IV.2, IV.4 e IV.5, para obter a condutividade correspondente para cada tipo de material.

Nas Tabelas 5.6, 5.7 e 5.8 apresentam-se os resultados da taxa de calor e temperatura em cada camada do teto, paredes e soleira do forno, respectivamente.

Tabela 5.6 - Resultados da taxa de calor e temperatura na camada no teto do forno de reaquecimento.

Módulo de fibra cerâmica	q'' (W/m ²)	Temperatura na camada T_2 (°C)
de 160 kg/m ³	952,11	99,9
de 192 kg/m ³	813,45	89,2
<u>de 240 kg/m³</u>	<u>600,61</u>	<u>72,9</u>

Fonte: Autoria própria.

A partir dos resultados obtidos na Tabela 5.6, conclui-se que o material utilizado no teto do forno pode ser tanto o módulo de 192 kg/m³ como o de 240 kg/m³, já que seus valores estão abaixo da temperatura externa da camada permitida o qual é <85 °C, mas o calor perdido entre um e outro é bastante, por isso o módulo de 240 kg/m³ seria escolhido, já que o de 192 kg/m³ estão no limite.

Na Tabela 5.7, as configurações C3, C4 e C5, o T_3 não precisa ser calculado, porque T_2 é maior que 1000 °C e, portanto, não pode exceder a temperatura de trabalho do silicato de cálcio que é 1000 °C. Da configuração C7 para a frente o cálculo é interrompido, já que, a temperatura T_2 excede o limite da temperatura de trabalho do silicato de cálcio. O restante dos concretos refratários não é calculado, pois o restante dos concretos refratários tem uma condutividade superior que o Hortix 1240, então a temperatura T_2 estará acima de 1000 °C e, portanto, não é válido.

Na C13, observa-se que a temperatura na qual o silicato de cálcio funciona é maior do que a temperatura de trabalho que pode suportar, portanto estas espessuras são subestimadas e deve ser procurada uma nova composição das camadas. Das configurações C14 até C18 não precisa ser calculada, já que as temperaturas de saídas serão superiores às permitidas, em alguns casos T_2 será maior e em outros casos a temperatura final T_3 .

Tabela 5.7 - Resultados da taxa de calor e temperatura na camada das paredes do forno de reaquecimento.

Materiais nas camadas	Configurações	q" (W/m ²)	T ₁ (°C)	T ₂ (°C)	T ₃ (°C)	T ₄ (°C)
	C1	1428,75	1197,9	976,4	136,3	-
	C2	1238,65	1198,2	1006,2	121,8	-
	C3	308,68	1199,5	1151,7	-	-
	C4	350,15	1199,5	1145,2	-	-
Concreto refratário (200 mm)	C5	1505,78	1197,8	1027,6	-	-
+	C6	1296,13	1198,1	1051,6	126,1	-
Painel isolante (100 mm)	C7	-				
	C8	-				
	C9	-				
	C10	-				
	C11	-				
	C12	-				
	C13	522,96	1199,2	1119,2	-	-
Concreto refratário (200 mm)	<u>C13.1</u>	<u>801,23</u>	<u>1198,8</u>	<u>1076,2</u>	<u>802,9</u>	<u>88,2</u>
+	C14	851,23	1198,7	1068,5	778,2	92,1
SiCa (75 mm)	C15	824,89	1198,8	1007,2	-	-
+	C16	877,99	1198,7	1101,2	-	-
Microporoso (25 mm)	C17	843,28	1198,8	1131,3	-	-
	C18	898,85	1198,7	1126,8	-	-

Fonte: Autoria própria.

A partir dos resultados obtidos na Tabela 5.7, conclui-se que de todas essas configurações pode-se escolher tanto as configurações C13.1 e C14, mas ao observar os resultados, a configuração 13.1 será a melhor opção, já que a temperatura é menor que a requerida e o calor perdido é menor que o da configuração 14. Nesse sentido, os materiais utilizados nas paredes do forno são 200 mm de concreto refratário (Hortix 1240), mais 75 mm de silicato de cálcio a 1100 °C, e 25 mm de microporoso a 1100 °C; obtendo a temperatura externa da camada de 88,2 °C, que é menor ao permitido o qual é <95 °C.

Tabela 5.8 - Resultados da taxa de calor e temperatura na camada da soleira do forno de reaquecimento.

Materiais nas camadas	Configurações	q'' (W/m ²)	T ₁ (°C)	T ₂ (°C)	T ₃ (°C)	T ₄ (°C)	T ₅ (°C)
Concreto refratário	L1	530,77	1199,2	1135,5	-	-	-
(200 mm) +	L2	616,39	1199,1	1149,8	921,7	690,6	74,2
Concreto isolante	L3	653,48	1199,0	1146,7	904,9	659,8	76,9
(100 mm) +	<u>L4</u>	<u>606,80</u>	<u>1199,1</u>	<u>1150,6</u>	<u>907,9</u>	<u>680,4</u>	<u>73,6</u>
SiCa (75 mm) +	L5	642,74	1199,0	1147,6	890,5	649,5	76,2
Microporoso (25mm)							

Fonte: Autoria própria.

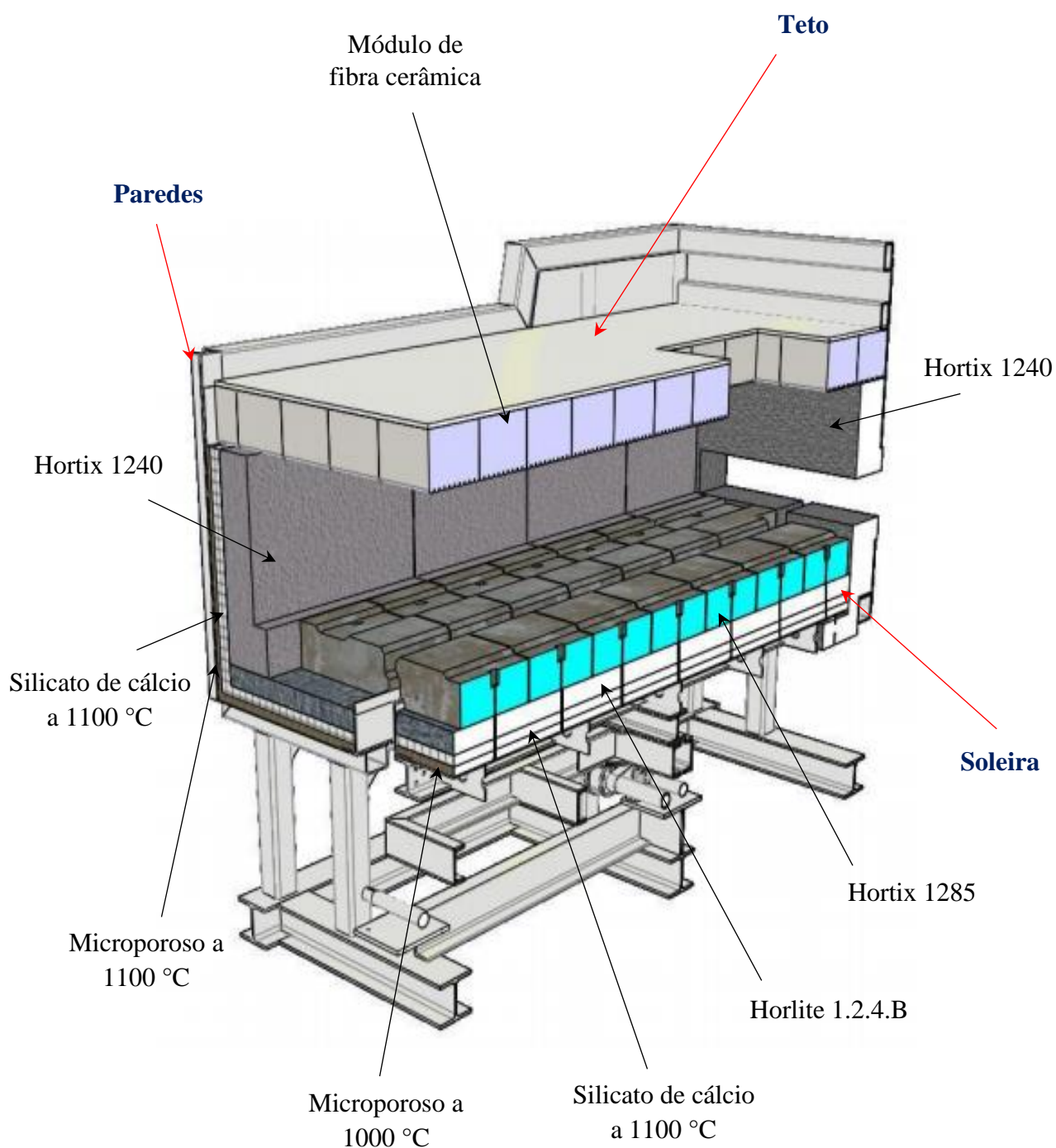
De todos os concretos isolantes disponíveis na Tabela IV.2 do **APÊNDICE IV**, serão utilizados os de melhor resistência mecânica, ou seja, o Horlite 1000 e o Horlite 1.2.4 B.

A partir dos resultados obtidos na Tabela 5.8, conclui-se que de todas essas configurações pode-se escolher tanto as configurações L1, L2, L3 e L4, mas ao observar os resultados, a configuração L4 será a melhor opção, já que a temperatura é menor que a requerida e o calor perdido é menor que as outras configurações.

O material utilizado na soleira do forno é 200 mm de concreto refratário (Hortix 1285), mais 100 mm de concreto isolante (Horlite 1.2.4.B), mais 75 mm de silicato de cálcio a 1100 °C, e 25 mm de microporoso a 1000 °C; obtendo a temperatura externa da camada de 73,6 °C, que é menor ao permitido o qual é <95 °C.

Um resumo dos materiais utilizados em cada camada do teto, paredes e soleira do forno de reaquecimento são apresentadas na Figura 5.5.

Figura 5.5 - Seção de corte para mostra dos materiais nas camadas do teto, nas paredes e na soleira do forno de rea aquecimento.



Teto: módulo de fibra cerâmica de 240kg/m³; Paredes: concreto refratário (Hortix 1240), silicato de cálcio a 1100 °C e microporoso a 1100 °C; Soleira: concreto refratário (Hortix 1285), concreto isolante (Horlite 1.2.4.B), silicato de cálcio a 1100 °C e microporoso a 1000 °C.

Fonte: Adaptado de Mora (2018)

Das Tabelas 5.6, 5.7 e 5.8 seleciona-se a melhor configuração para determinar as perdas pela transferência de calor do teto, paredes e soleira do forno. Para obter os resultados em unidades de energia, multiplica-se o calor pela área do forno. Os resultados mostram-se na Tabela 5.9.

Tabela 5.9 - Transferência de calor pelo teto, parede se soleira do forno de reaquecimento.

Transferência de calor	q'' (W/m ²)	A (m ²)	\dot{Q} (W)
Teto	600,61	676,65	406402,76
Paredes	801,23	937,26	750960,83
Soleira	606,80	676,65	410591,22
Total			1567954,81

Fonte: Autoria própria.

Utilizando os dados da produção da Tabela 5.1, como os dados a produtividade e o tempo de produção para cada caso, obtém-se os resultados apresentados na Tabela 5.10 para as misturas COG/LDG e COG/BFG. Para obter as porcentagens das perdas pela transferência de calor foi dividido entre o calor fornecido pelo combustível.

Tabela 5.10 – Perdas pela transferência de calor para as misturas COG/LDG e COG/BFG.

Calor	COG/LDG	COG/BFG	Unidade
Caso 01:	21h 13min a 09h 14min		
Perda pela transferência	66,3	66,3	GJ
de calor	22,2	22,2	MJ/ton
	1,6	1,9	%
Caso 02:	09h 18min a 21h 01min		
Perda pela transferência	67,9	67,9	GJ
de calor	20,5	20,5	MJ/ton
	1,6	1,9	%

Fonte: Autoria própria.

A Tabela 5.10 mostra que as porcentagens das perdas pela transferência de calor são muito baixas, isso significa que os materiais utilizados nas camadas do teto, paredes e soleira do forno são os corretos.

5.4 CALOR ABSORVIDO PELO AÇO

Na Tabela 5.11, apresenta-se os resultados do calor absorvido pelas placas de aço para os dois casos de produtividades no período de 11,72 horas e 12,02 horas, respectivamente.

Utilizando os dados da produção e das placas da Tabela 5.1, obtém-se os resultados mostrados a continuação:

Tabela 5.11 - Calor absorvido pelo aço para as misturas COG/LDG e COG/BFG.

Calor	COG/LDG	COG/BFG	Unidade
Caso 01:	21h 13min a 09h 14min		
	1933	1933	GJ
Calor absorvido pelo aço	641	641	MJ/ton
	46,7	55,1	%
Caso 02:	09h 18min a 21h 01min		
	1854	1854	GJ
Calor absorvido pelo aço	561	561	MJ/ton
	43,7	51,5	%

Fonte: Autoria própria.

Da Tabela 5.11, observa-se que o calor absorvido pelo aço das misturas de COG/LDG e COG/BFG são as mesmas, isso acontece porque o calor que precisam as placas para atingir a produtividade é o mesmo independentemente do tipo de combustível utilizado.

Para obter as porcentagens do calor absorvido pelo aço foi dividido entre o calor fornecido pelo combustível. O calor absorvido pelo aço da mistura COG/BFG apresenta uma maior porcentagem de 55,1% e 51,5% para cada caso, respectivamente em comparação com as porcentagens das misturas COG/LDG; devido a que o calor fornecido pelo combustível da mistura COG/BFG é menor que o calor fornecido pelo combustível da mistura COG/LDG. O incremento das porcentagens deve-se a que é um processo inversamente proporcional.

5.5 CALOR DOS GASES DA COMBUSTÃO

A Tabela 5.12 apresenta as entalpias dos diversos gases de combustão, para um excesso de ar de 5%, conforme observado no período considerado. Neste caso, a temperatura da fumaça foi de 840 °C. A perda de energia média pelos gases de combustão, antes de passar no recuperador, foi 36,4% para a primeira mistura, e 40,1% para a segunda.

Tabela 5.12 - Entalpia dos gases de combustão das misturas COG/LDG e COG/BFG.

Gás misto COG/LDG								
PCI	ΔH_{CO_2}	ΔH_{H_2O}	ΔH_{SO_2}	ΔH_{N_2}	ΔH_{O_2}	Diff.	ΔH	ΔH
(cal/mol)	(cal/mol)	(cal/mol)	(cal/mol)	(cal/mol)	(cal/mol)	(cal/mol)	(cal/mol)	/PCI
62974	6062,1	3153,7	8,0	13497,5	174,3	40078,3	22895,5	36,4%
Gás misto COG/BFG								
PCI	ΔH_{CO_2}	ΔH_{H_2O}	ΔH_{SO_2}	ΔH_{N_2}	ΔH_{O_2}	Diff.	ΔH	ΔH
(cal/mol)	(cal/mol)	(cal/mol)	(cal/mol)	(cal/mol)	(cal/mol)	(cal/mol)	(cal/mol)	/PCI
53433	4246,5	3839,9	5,7	13160,0	157,7	30022,7	21409,9	40,1%

Fonte: Autoria própria.

Conhecendo as porcentagens da perda de energia pelos gases da combustão mostradas na Tabela 5.12, foi obtido os calores para cada caso através de uma comparação proporcional com o calor fornecido pelo combustível apresentado na Tabela 5.3. Os resultados mostram-se na Tabela 5.13.

Tabela 5.13 - Calor dos gases da combustão para as misturas COG/LDG e COG/BFG.

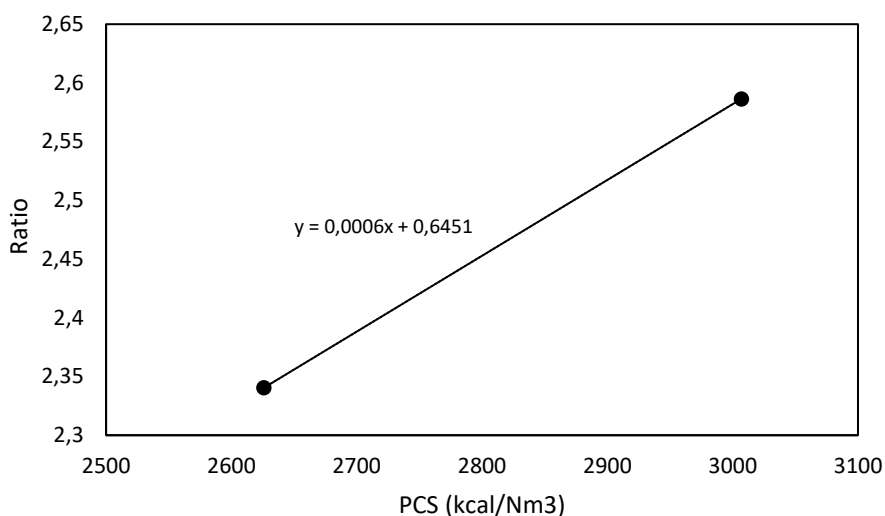
Calor	COG/LDG	COG/BFG	Unidade
Caso 01:	21h 13min a 09h 14min		
Calor dos gases da combustão	1501	1414	GJ
	498	469	MJ/ton
	36,4	40,1	%
Caso 02:	09h 18min a 21h 01min		
Calor dos gases da combustão	1553	1440	GJ
	469	435	MJ/ton
	36,4	40,1	%

Fonte: Autoria própria.

5.5.1 Linha de Grebel

A Figura 5.6 apresenta a ratio como função do PCS. Nota-se que o PCS (e consequentemente o PCI) pode ser utilizado para estabelecer a razão ar/combustível estequiométrica para os gases mistos COG/LDG e COG/BFG.

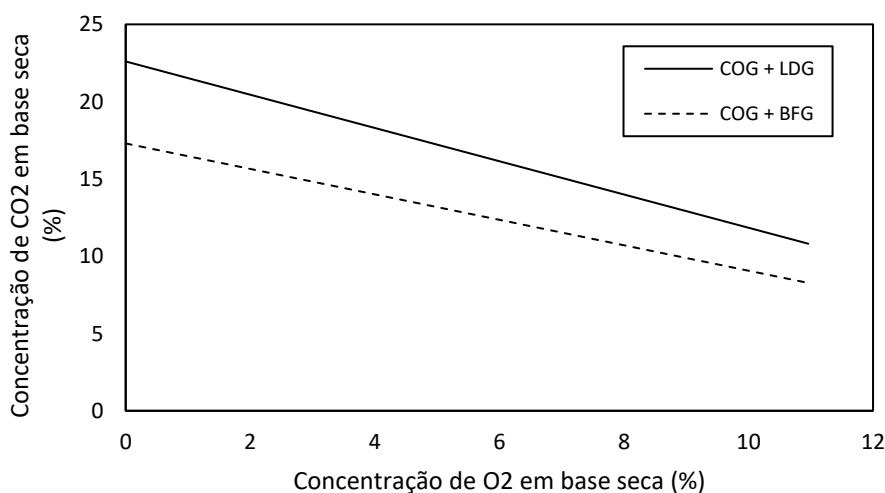
Figura 5.6 - Ratio como função do PCS para os gases mistos COG/LDG e COG/BFG.



Fonte: Autoria própria.

A Figura 5.7 apresenta a concentração em base seca de CO₂ como função da concentração em base seca de O₂ para os gases mistos COG/LDG e COG/BFG considerados. Observa-se que as retas são praticamente coincidentes.

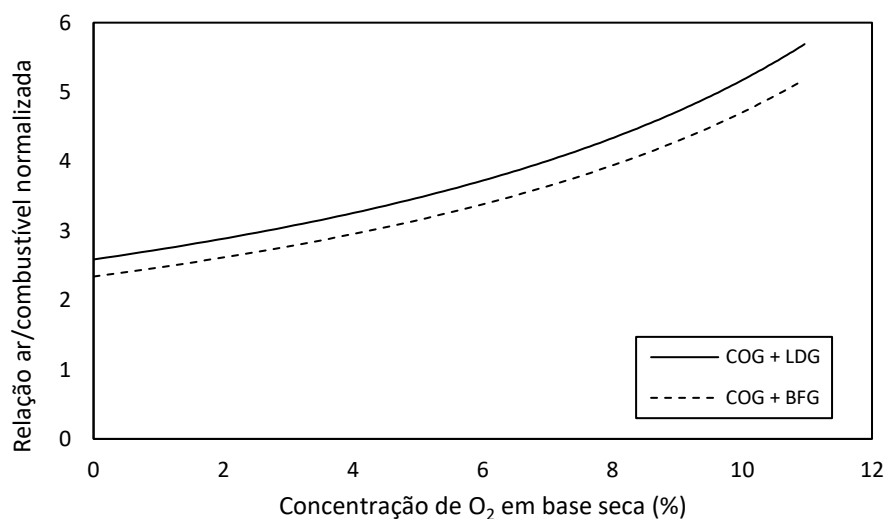
Figura 5.7 - Linhas de Grebel para os gases mistos COG/LDG e COG/BFG.



Fonte: Autoria própria.

A Figura 5.8 apresenta a razão ar/combustível normalizada como função da concentração de O_2 nos gases de combustão. Essa razão é uma medida do excesso de ar, ou seja, por exemplo, o valor 1,2 representa 20% de excesso de ar. Observa-se que, também, as curvas são praticamente coincidentes. Assim, tem-se a vantagem de que excesso de ar é determinado pela concentração de O_2 para os gases mistos. Por outro lado, tem-se a limitação de que o analisador de gás não distingue entre os gases mistos COG/LDG e COG/BFG. Os dados se apresentam na Tabela V.1 do **APÊNDICE V**.

Figura 5.8 - Relação ar/combustível normalizada em função da concentração de O_2 em base seca, para os gases mistos COG/LDG e COG/BFG.

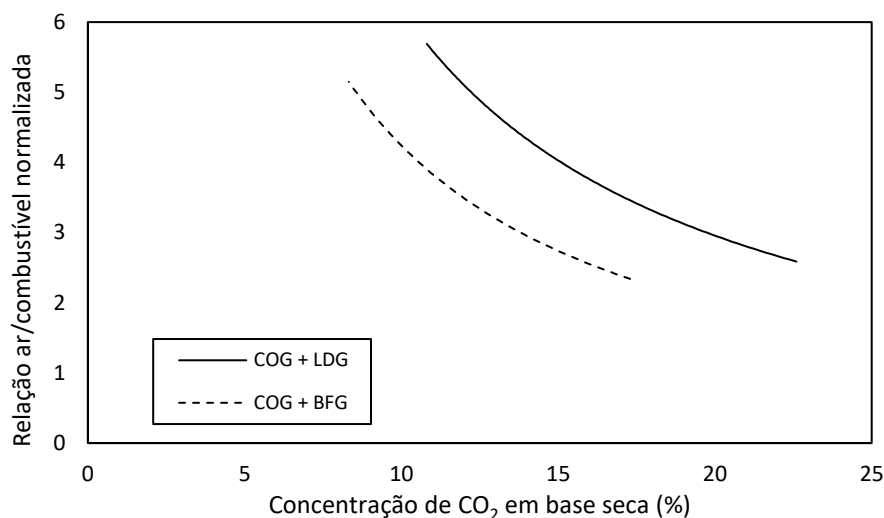


Fonte: Autoria própria.

Adicionalmente, a concentração de CO_2 também pode ser utilizada para determinação da razão ar/combustível normalizada. Resultados para os gases mistos considerados aqui são apresentados na Figura 5.9. Observa-se que os resultados para o gás COG/LDG de máximo PCI estão deslocados para cima em relação ao outro gás COG/BFG. Os dados se apresentam na Tabela V.1 do **APÊNDICE V**.

O procedimento adotado aqui foi comparar os dados experimentais com a linha de Grebel para os gases mistos característicos utilizados nos fornos de reaquecimento.

Figura 5.9 - Relação ar/combustível normalizada em função da concentração de CO₂ em base seca, para os gases mistos COG/LDG e COG/BFG.



Fonte: Autoria própria.

5.5.2 Equações para a razão ar/combustível normalizada

Antes de prosseguir com a análise de dados, mostram-se a seguir, para os gases mistos COG/LDG e COG/BFG adotado no presente estudo, duas equações para a razão ar/combustível normalizada, a primeira como função da concentração de O₂ e a segunda como função da concentração de CO₂. As mesmas foram derivadas usando o *curve fitting* do Excel. Os dados se apresentam na Tabela V.1 do **APÊNDICE V**.

Para COG/LDG:

$$AC = 0,1267[O_2]^3 - 0,2949[O_2]^2 + 16,343[O_2] + 256,88 \quad (5.1)$$

$$AC = -0,1018[CO_2]^3 + 6,6476[CO_2]^2 - 159,68[CO_2] + 1645,4 \quad (5.2)$$

Para COG/BFG:

$$AC = 0,1147[O_2]^3 - 0,2503[O_2]^2 + 14,887[O_2] + 232,49 \quad (5.3)$$

$$AC = -0,2057[CO_2]^3 + 10,301[CO_2]^2 - 189,84[CO_2] + 1498,5 \quad (5.4)$$

5.6 CALOR DO PRÉ-AQUECIMENTO DO AR

Considerou-se que o ar de combustão é pré-aquecido a uma temperatura de 560 °C. A Tabela 5.14 apresenta o resultado para o caso particular de $\alpha = 1,05$ e temperatura do ar de 560 °C. Para este caso, o calor recuperado corresponde a 23,1% do PCI do combustível para a mistura COG/LDG e de 25,5% para a mistura COG/BFG.

Tabela 5.14 - Entalpia do ar de combustão das misturas COG/LDG e COG/BFG.

Gás misto COG/LDG								
PCI	ΔH_{CO_2}	ΔH_{H_2O}	ΔH_{SO_2}	ΔH_{N_2}	ΔH_{O_2}	Diff.	ΔH	ΔH
(cal/mol)	(cal/mol)	(cal/mol)	(cal/mol)	(cal/mol)	(cal/mol)	(cal/mol)	(cal/mol)	/PCI
62974	3749,6	1998,7	4,8	8677,0	111,0	48432,7	14541,2	23,1%
Gás misto COG/BFG								
PCI	ΔH_{CO_2}	ΔH_{H_2O}	ΔH_{SO_2}	ΔH_{N_2}	ΔH_{O_2}	Diff.	ΔH	ΔH
(cal/mol)	(cal/mol)	(cal/mol)	(cal/mol)	(cal/mol)	(cal/mol)	(cal/mol)	(cal/mol)	/PCI
53433	2626,6	2433,6	3,4	8460,1	100,4	39808,4	13624,2	25,5%

Fonte: Autoria própria.

Com as porcentagens mostradas na Tabela 5.14 correspondente à energia recuperada pelo recuperador de calor para o pré-aquecimento do ar, foi obtido os calores para cada caso através de uma comparação proporcional com o calor fornecido pelo combustível. Os resultados mostram-se na Tabela 5.15.

Tabela 5.15 - Calor do ar da combustão para as misturas COG/LDG e COG/BFG.

Calor	COG/LDG	COG/BFG	Unidade
Caso 01:	21h 13min a 09h 14min		
Calor aproveitado pelo ar	959	897	GJ
da combustão	318	297	MJ/ton
	23,1	25,5	%
Caso 02:	09h 18min a 21h 01min		
Calor aproveitado pelo ar	985	914	GJ
da combustão	297	276	MJ/ton
	23,1	25,5	%

Fonte: Autoria própria.

5.7 PERDAS DE CALOR PELOS GASES DA COMBUSTÃO

As perdas de calor pelos gases da combustão se definem na equação (4.39). Onde as perdas de calor são obtidas pela diferença do calor total dos gases da combustão e o calor aproveitado pelo recuperador de calor instalado na chaminé do forno de reaquecimento. Os resultados apresentam-se na Tabela 5.16.

Tabela 5.16 – Perdas de calor pelos gases da combustão para as misturas COG/LDG e COG/BFG.

Calor	COG/LDG	COG/BFG	Unidade
Caso 01:	21h 13min a 09h 14min		
Perdas de calor pelos gases da combustão	542	518	GJ
	184	172	MJ/ton
	13,3	14,6	%
Caso 02:	09h 18min a 21h 01min		
Perdas de calor pelos gases da combustão	569	526	GJ
	172	159	MJ/ton
	13,3	14,6	%

Fonte: Autoria própria.

Os valores mostrados na Tabela 5.16 correspondente às perdas de calor pelos gases da combustão, foram obtidas pelas diferenças das Tabelas 5.13 e 5.15, tanto as energias como as porcentagens.

5.8 CALOR DA OXIDAÇÃO DO FERRO

Para a oxidação do ferro, utiliza-se a equação (4.40), e consideram-se 0,8% de formação de carepa (Carvalho, 2015), reação $\text{Fe} + \frac{1}{2} \text{O}_2 \rightarrow \text{FeO}$, para a qual $\Delta H_{\text{reação}} = -272 \text{ kJ/mol}$.

Na Tabela 5.17, apresenta-se os resultados do calor fornecido pela oxidação do ferro para os dois casos de produtividades no período de 11,72 horas e 12,02 horas, respectivamente.

Tabela 5.17 - Calor da oxidação do ferro para as misturas COG/LDG e COG/BFG.

Calor	COG/LDG	COG/BFG	Unidade
Caso 01:	21h 13min a 09h 14min		
	118	118	GJ
Calor da oxidação do	37,7	37,7	MJ/ton
ferro	2,8	3,3	%
Caso 02:	09h 18min a 21h 01min		
	129	129	GJ
Calor da oxidação do	37,7	37,7	MJ/ton
ferro	3,0	3,6	%

Fonte: Autoria própria.

5.9 CALOR DA ÁGUA DE RESFRIAMENTO

Para a água de resfriamento, considerou-se, conforme observação na área, uma vazão média de 1066 m³/h, com um $\Delta T \sim 7,6$ °C e lizou-se a equação (4.41). Os resultados para cada caso são mostrados na Tabela 5.18.

Tabela 5.18 - Calor da água de resfriamento para as misturas COG/LDG e COG/BFG.

Calor	COG/LDG	COG/BFG	Unidade
Caso 01:	21h 13min a 09h 14min		
	398	398	GJ
Calor da água de	134	134	MJ/ton
resfriamento	9,6	11,3	%
Caso 02:	09h 18min a 21h 01min		
	408	408	GJ
Calor da água de	121	121	MJ/ton
resfriamento	9,6	11,3	%

Fonte: Autoria própria.

5.10 OUTRAS PERDAS

Da equação (4.1) obtém-se as outras perdas no forno de reaquecimento. Essas perdas envolvem o calor perdido pela reação em algumas dissociações endotérmicas, o calor perdido pela eficiência do forno, o calor aproveitado por outros equipamentos, etc.

Na Tabela 5.19, apresenta-se as outras perdas de calor no forno de reaquecimento, obtidas com a diferença entre os calores de entrada e saída determinados nas secções anteriores.

Tabela 5.19 - Outras perdas de calor para as misturas COG/LDG e COG/BFG.

Calor	COG/LDG	COG/BFG	Unidade
Caso 01:	21h 13min a 09h 14min		
	1308	2001	GJ
Outras perdas de calor	435	239	MJ/ton
	31,6	20,5	%
Caso 02:	09h 18min a 21h 01min		
	4541	2268	GJ
Outras perdas de calor	448	264	MJ/ton
	34,9	24,3	%

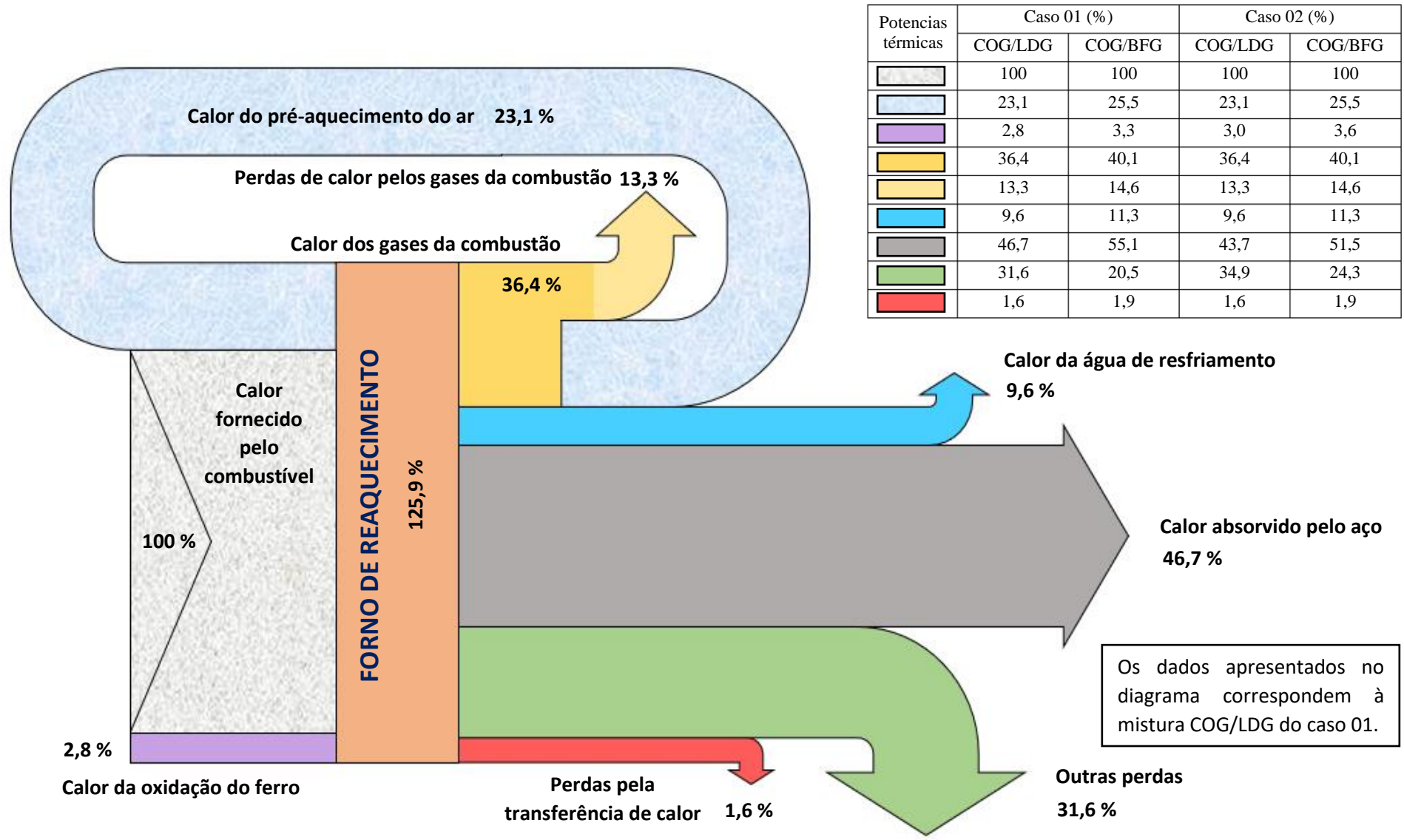
Fonte: Autoria própria.

5.11 DIAGRAMAS DE SANKEY

O diagrama de Sankey da Figura 5.10, apresenta as potências térmicas de entrada e saída em cada estágio do processo do forno de reaquecimento de placas para a mistura COG/LDG do caso 01. Os resultados do caso 02 são parecidos.

Na Tabela do diagrama de Sankey mostra-se todas as potências térmicas obtidas anteriormente em porcentagens e em Mcal/ton; além disso, observa-se que o calor aproveitado pelas placas de aço nos dois casos analisados é de 50% aproximadamente, e o calor perdido total composta pelas perdas dos gases da combustão, perdas pela transferência de calor e outras perdas, tem uma média de 40%.

Figura 5.10 - Diagrama de Sankey do método para estimar as perdas de calor no forno de reaquecimento.



Fonte: Autoria própria.

5.11.1 Validação do método para estimar as perdas de calor no forno de reaquecimento

A validação do método para estimar as perdas de calor no forno será realizada comparando os resultados do primeiro caso apresentados no diagrama de Sankey da Figura 5.10 com os resultados obtidos por Martensson (1992). A comparação é apresentada na Tabela 5.20.

Tabela 5.20 - Validação do método da estimativa das perdas de calor no forno de reaquecimento.

Calor	Resultados da mistura COG/LDG	Resultados de Martensson (1992)	Unidade
Calor fornecido pelo combustível	100	100	%
Perdas pela transferência de calor	1,6	-	%
Calor absorvido pelo aço	46,7	46	%
Calor dos gases da combustão	36,4	38	%
Calor do pré-aquecimento do ar	23,1	14	%
Perdas de calor pelos gases da combustão	<u>13,3</u>	<u>24</u>	%
Calor da oxidação do ferro	2,8	3	%
Calor da água de resfriamento	9,6	13	%
Outras perdas de calor	<u>31,6</u>	<u>20</u>	%

Fonte: Autoria própria.

A Tabela 5.20 mostra os resultados da comparação e observa-se que o total de perdas de calor compostas pelas perdas dos gases de combustão, perdas de transferência de calor e outras perdas é de 46,5%, enquanto Martensson (1992) obteve uma perda total de 44%.

Aparentemente, os resultados mostram que em outras perdas foi de 31,6%, enquanto Martensson obteve 20%, ou seja, em nosso caso, a indústria utiliza mais calor para pré-aquecer o ar, aproveitando 23,1% de 36,4% do calor dos gases da combustão. Por outro lado, Martensson aproveitou 14% de 38% do calor dos gases de combustão. O caso analisado para a mistura COG/LDG apresenta uma receita de 125,9% de energia para o forno em comparação com os resultados de Martensson, que apresenta uma receita de energia para o forno de 117%. Enquanto a energia que entra no forno aumenta, as perdas também aumentam.

6 RESULTADOS DA APLICAÇÃO DAS TÉCNICAS DE RECUPERAÇÃO DE CALOR NO FORNO DE REAQUECIMENTO

6.1 PRÉ-AQUECIMENTO DA CARGA E PRÉ-AQUECIMENTO DO AR DA COMBUSTÃO

Para a aplicação das técnicas de recuperação de calor se precisam os parâmetros do gás misto, dos gases da combustão e do ar, que serão extraídos da Tabela 5.1 do capítulo anterior. Para o desenvolvimento das técnicas complementa-se a Tabela 5.1 com alguns parâmetros do gás misto e dos tarugos mostrados na Tabela 6.1, como a vazão do combustível e a produtividade.

Tabela 6.1 - Dados para a determinação das potências térmicas de entrada e saída no forno de reaquecimento da indústria siderúrgica.

Parâmetro	Especificação	Unidade
Para o gás misto (COG/LDG ou COG/BFG)		
Vazão	35000	Nm ³ /h
Para os tarugos		
C _p tarugos	8,43	kJ/kg K
\dot{m} (produtividade)	263300	kg/h
T _{inicial}	27	°C
T _{aquecimento}	1000	°C

Fonte: Autoria própria.

6.1.1 Potências térmicas dos gases mistos COG/LDG e COG/BFG

De acordo com as equações da seção 4.2, e os dados apresentados nas Tabelas 5.1 e 6.1, obtém-se as potências térmicas de entrada e saída para os três casos analisados: (a) sem aproveitamento do calor dos gases da combustão, e com o aproveitamento do calor para: (b) pré-aquecimento da carga e (c) pré-aquecimento do ar da combustão. Os resultados são apresentados nas Tabelas 6.2, 6.3 e 6.4, respectivamente para a mistura de combustível de COG/LDG e COG/BFG.

Da Tabela 6.3, o calor Q_4 , que é a perda de calor pelos gases de combustão é composto de dois calores; o calor a ser utilizado para aquecer a carga Q_{4r} (de uma temperatura de 860 °C até 397,2 °C no caso do gás misto COG/LDG, e de 860 °C até 379,9 °C no caso do gás misto

COG/BFG) e o calor que efetivamente está sendo perdido para a atmosfera Q_{4p} (de uma temperatura de 397,2 °C e 379,9 °C para a mistura de COG/LDG e COG/BFG respectivamente, até 27 °C em cada caso).

Tabela 6.2 - Potencias térmicas de entrada e saída para os gases mistos sem aproveitamento do calor dos gases da combustão.

Potencias térmicas		COG/LDG		COG/BFG	
Entrada		GJ/h	%	GJ/h	%
Q_1	Calor fornecido pelo combustível	412	100	349	100
Q_2	Calor sensível pelo pré-aquecimento do ar	0	0	0	0
Q_e	Calor total de entrada	412	100	349	100
Saída		GJ/h	%	GJ/h	%
Q_3	Calor sensível dos tarugos	216	52,4	216	61,8
Q_4	Perdas de calor pelos gases de combustão	140	34,0	128	36,7
Q_5	Outras perdas de calor	56	13,6	5	1,5
Q_s	Calor total de saída	412	100	349	100

Fonte: Autoria própria.

Tabela 6.3 - Potencias térmicas de entrada e saída para os gases mistos pelo pré-aquecimento da carga.

Potencias térmicas		COG/LDG		COG/BFG	
Entrada		GJ/h	%	GJ/h	%
Q_1	Calor fornecido pelo combustível	334	81,1	276	78,9
Q_2	Calor sensível pelo pré-aquecimento da carga	78	18,9	74	21,1
Q_{4r}	Calor recuperado - transferido para a carga				
Q_e	Calor total de entrada	412	100	349	100
Saída		GJ/h	%	GJ/h	%
Q_3	Calor sensível dos tarugos	216	52,4	216	61,8
Q_4	Perdas de calor pelos gases de combustão	140	34,0	128	36,7
Q_5	Outras perdas de calor	56	13,6	5	1,5
Q_s	Calor total de saída	412	100	349	100

Fonte: Autoria própria.

Por outro lado, da Tabela 6.4, a perda de calor pelos gases de combustão Q_4 é composto de dois calores; o calor a ser utilizado para aquecer o ar Q_{4r} (de uma temperatura de 860 °C até 535,9 °C no caso do gás misto COG/LDG, e de 860 °C até 538,3 °C no caso do gás misto COG/BFG) e o calor que efetivamente está sendo perdido para a atmosfera Q_{4p} (de uma temperatura de 535,9 °C e 538,3 °C para a mistura de COG/LDG e COG/BFG respectivamente, até 27 °C em cada caso).

Tabela 6.4 - Potencias térmicas de entrada e saída para os gases mistos pelo pré-aquecimento do ar.

Potencias térmicas		COG/LDG		COG/BFG	
Entrada		GJ/h	%	GJ/h	%
Q ₁	Calor fornecido pelo combustível	357	86,8	300	85,8
Q ₂	Calor sensível pelo pré-aquecimento do ar	54	13,2	49	14,2
Q _{4r}	Calor recuperado - transferido para o ar				
Q _e	Calor total de entrada	412	100	349	100
Saída		GJ/h	%	GJ/h	%
Q ₃	Calor sensível dos tarugos	216	52,4	216	61,8
Q ₄	Perdas de calor pelos gases de combustão	140	34,0	128	36,7
Q ₅	Outras perdas de calor	56	13,6	5	1,5
Q _s	Calor total de saída	412	100	349	100

Fonte: Autoria própria.

6.1.2 Resultados do pré-aquecimento da carga e pré-aquecimento do ar para os gases mistos COG/LDG e COG/BFG

Com as potencias térmicas obtidas nas Tabelas 6.2, 6.3 e 6.4, determina-se os parâmetros para os três casos analisados e os resultados serão apresentados numa comparação da seguinte maneira: (a) sem aproveitamento do calor dos gases da combustão vs. pré-aquecimento da carga, (b) sem aproveitamento do calor dos gases da combustão vs. pré-aquecimento do ar da combustão, e (c) pré-aquecimento da carga vs. pré-aquecimento do ar da combustão. Os resultados são mostrados nas Tabelas 6.5, 6.6 e 6.7, respectivamente.

Caso 1: sem aproveitamento do calor dos gases da combustão vs. pré-aquecimento da carga

A Tabela 6.5, mostra que com a aplicação da técnica para o pré-aquecimento da carga obteve-se uma economia no consumo de combustível de 6606 m³/h e 7402 m³/h, além de uma melhoria dos indicadores de energia técnicos de produção (ΔI_{Ep}) e geração de calor (ΔI_{Ec}) de 18,9% e 21,1% para as misturas COG/LDG e COG/BFG, respectivamente. Da mesma forma, mostra-se que a eficiência do forno ($\Delta \eta$) foi aumentada em 23,3% para a mistura COG/LDG e em 26,8% para a mistura COG/BFG.

Tabela 6.5 - Parâmetros energéticos sem aproveitamento do calor dos gases da combustão e com o pré-aquecimento da carga.

Parâmetros	Unidade	Sem aproveitar o calor		Pré-aquecimento da carga	
		COG/LDG	COG/BFG	COG/LDG	COG/BFG
Vazão	m ³ /h	35000	35000	28394	27598
Temperatura de aquecimento	°C	-	-	377	360
Calor recuperado	%	-	-	18,9	21,1
Economia do combustível	m ³ /h	-	-	6606	7402
I. E. T. de produção (IEp)	m ³ gás/ ton aço	132,9	132,9	107,8	104,8
I. E. T. de geração de calor (IEc)	MJ/ ton aço	1564,6	1327,2	1269,0	1046,7
Melhoria dos indicadores energéticos (ΔIE)	%	-	-	18,9	21,1
Eficiência do forno (η)	%	52,4	61,8	64,6	78,4
Melhoria da Eficiência ($\Delta \eta$)	%	-	-	23,3	26,8

Fonte: Autoria própria.

Caso 2: sem aproveitamento do calor dos gases da combustão vs. pré-aquecimento do ar da combustão

Por outro lado, a Tabela 6.6, mostra que com a aplicação da técnica para o pré-aquecimento do ar, obteve-se uma economia no consumo de combustível de 4627 m³/h e 4959 m³/h, e uma melhoria dos indicadores de energia técnicos de produção (ΔIEp) e geração de calor (ΔIEc) de 13,2% e 14,2% para as misturas COG/LDG e COG/BFG, respectivamente. Da mesma forma, a eficiência do forno ($\Delta \eta$) foi aumentada em 15,2% para a mistura COG/LDG e em 16,5% para a mistura COG/BFG.

Tabela 6.6 - Parâmetros energéticos sem aproveitamento do calor dos gases da combustão e com o pré-aquecimento do ar da combustão.

Parâmetros	Unidade	Sem aproveitar o calor		Pré-aquecimento do ar	
		COG/LDG	COG/BFG	COG/LDG	COG/BFG
Vazão	m ³ /h	35000	35000	30373	30041
Temperatura de aquecimento	°C	-	-	516	518
Calor recuperado	%	-	-	13,2	14,2
Economia do combustível	m ³ /h	-	-	4627	4959
I. E. T. de produção (IEp)	m ³ gás/ ton aço	132,9	132,9	115,4	114,1
I. E. T. de geração de calor (IEc)	MJ/ ton aço	1564,6	1327,2	1357,8	1139,2
Melhoria dos indicadores energéticos (Δ IE)	%	-	-	13,2	14,2
Eficiência do forno (η)	%	52,4	61,8	60,4	72,0
Melhoria da Eficiência ($\Delta\eta$)	%	-	-	15,2	16,5

Fonte: Autoria própria.

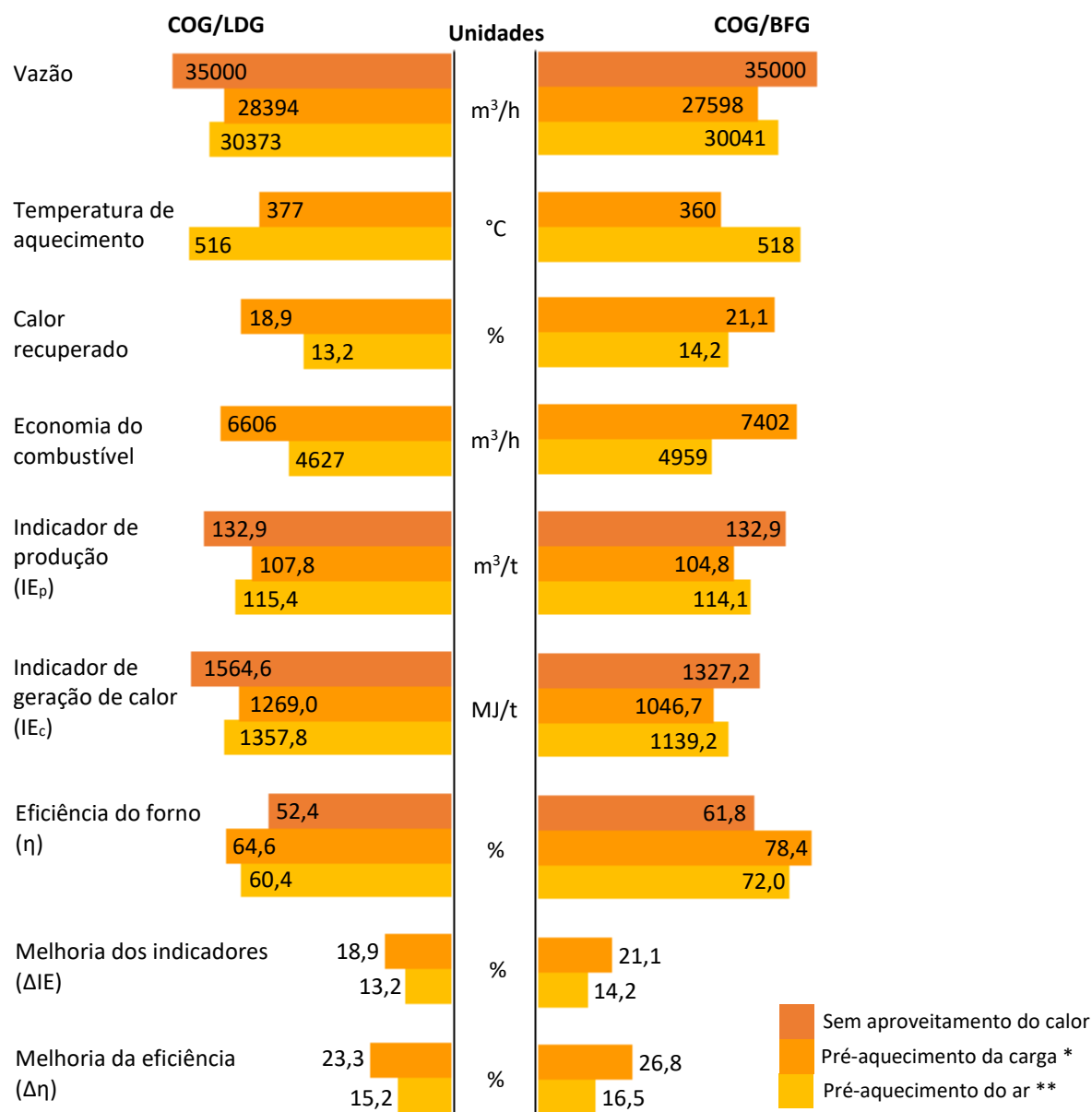
Caso 3: pré-aquecimento da carga vs. pré-aquecimento do ar da combustão

Atualmente a indústria siderúrgica, utiliza a técnica do pré-aquecimento do ar da combustão através do aproveitamento do calor dos gases da combustão por meio de um recuperador de calor de três etapas.

Na Figura 6.1, apresenta-se os resultados energéticos comparando o pré-aquecimento da carga e o pré-aquecimento do ar, e conclui-se que os melhores resultados são obtidos através de nossa proposta (pré-aquecimento da carga), já que tem-se uma maior economia no consumo de combustível, sendo 28393,7/35000 para a mistura COG/LDG, e 27598,3/35000 para a mistura COG/BFG. Levando a uma melhoria das eficiências do forno de 64,6% e 78,4% para cada mistura, respectivamente. Da mesma forma, mostra-se que a maior temperatura de aquecimento é obtida no pré-aquecimento do ar com 516 °C e 518 °C, a diferença do pré-aquecimento da carga que a temperatura de aquecimento foram de 377 °C e 360 °C para as misturas de COG/LDG e COG/BFG, respectivamente. No primeiro caso, devido às

propriedades do ar, obtém-se maior aproveitamento do calor, portanto a um aumento na sua temperatura.

Figura 6.1 - Parâmetros energéticos com o aproveitamento dos gases da combustão para o pré-aquecimento da carga e o pré-aquecimento do ar da combustão.



* Proposta, ** Usado atualmente.

Fonte: Autoria própria.

6.2 ENRIQUECIMENTO COM OXIGÊNIO

6.2.1 Modelagem matemática da combustão do gás misto COG/LDG e COG/BFG para a temperatura da chama adiabática

A temperatura da chama adiabática obtida pela combustão do gás misto (42%COG + 58%LDG e 42%COG + 58%BFG) em fornos industriais tem por objetivo propor soluções para problemas identificados na combustão devido à ineficiência da chama que impede uma boa transferência de calor, um correto queimado do combustível e isso leva ao aumento da geração de poluentes, causando instabilidade do forno, além de regular a temperatura de certos materiais que só necessitam de tratamento térmico para não exceder o limite metalúrgico e causar a fundição (STELZNER et al., 2017).

Através do modelo matemático busca-se obter a temperatura da chama adiabática em um tempo menor, variando apenas 3 parâmetros e inserindo-os na equação (6.4) obtida posteriormente. Ao contrário do *software*, que para obter a temperatura da chama adiabática é necessário descrever toda composição do combustível; neste caso, tem-se duas misturas COG/LDG e COG/BFG, além disso, os percentuais de cada combustível também influenciam a composição, isso significa que se 45% de COG e 55% de LDG foram necessários, toda a composição muda e os parâmetros no *software* têm que ser preenchidos novamente. Isso torna o trabalho mais pesado e consome muito tempo. Em seguida, o modelo propõe economizar tempo e apresentar o comportamento da temperatura da chama adiabática através de 3 parâmetros que variam entre seus limites inferior e superior, conforme apresentado na Tabela 6.7. O comportamento da temperatura da chama adiabática é observado no **APÊNDICE VI** para cada caso desenvolvido. A temperatura da chama adiabática é determinada variando a concentração de COG na composição do gás misto, a porcentagem do excesso de ar e a temperatura do ar, tal como mostrado na Tabela 6.7.

Tabela 6.7 - Alcance mínimo e máximo das variáveis operacionais do processo de combustão à pressão constante do gás misto no forno de reaquecimento de placas.

	A: Concentração [COG (%)]	B: Excesso de ar/enriquecimento com oxigênio [α (%)]	C: Temperatura do ar [T_{ar} (K)]
Mínimo (-1)	40	0	298
Máximo (+1)	45	20	873

Fonte: Autoria própria.

O modelo aplica a concentração de *Coke Oven Gas* (COG) e determina automaticamente a concentração de *Lindz Donawitz Gas* (LDG) e *Blast Furnace Gas* (BFG) para cada caso, e completar os 100% que são necessários na reação estequiométrica para que a combustão esteja completa.

O modelo matemático será desenvolvido para 4 casos:

Caso 1: Combustão do ar com gás misto composto: COG/LDG

Caso 2: Combustão do ar com gás misto composto: COG/BFG

Caso 3: Combustão do O₂ com gás misto composto: COG/LDG

Caso 4: Combustão do O₂ com gás misto composto: COG/BFG

A variável B para os casos 1 e 2, será utilizada como excesso do ar e para os casos 3 e 4, os valores de B correspondem para enriquecimento com O₂. A continuação será desenvolvida o primeiro modelo, e os demais têm o mesmo procedimento. Ao final do procedimento, os quatro modelos matemáticos correspondentes para cada caso serão apresentados.

6.2.1.1 Modelagem matemática da temperatura da chama na combustão do ar com gás misto composto por: COG/LDG

Desenvolvimento do modelo matemático proposto

Conhecendo as variáveis de entrada, como mostrado na Tabela 6.7, a temperatura da chama adiabática é obtida a partir do *software* Gaseq utilizando as composições dos respectivos gases. Uma aproximação dessas temperaturas de chama de cada caso pode ser determinada fazendo uso da reação estequiométrica mostrada nas equações (4.35) e (4.37), e as propriedades termodinâmicas apresentadas nas Tabelas 4.4 e 4.5. A ferramenta de experimentos fatoriais 2³ estabelece que com 3 variáveis de entrada deve-se realizar 8 experimentos. Os experimentos desenvolvidos são mostrados na Tabela 6.8, na qual foi feita uma alteração com os sinais (-1) e (+1) tentando não repetir nenhuma linha para que os 8 experimentos sejam diferentes.

Na Tabela 6.8, as variáveis A, B e C representam a concentração de COG (%) no combustível, excesso de ar (%) e temperatura do ar (K), respectivamente. Além disso, apresenta-se as temperaturas de chama obtidas para os quatro casos dos quais será analisada o caso 1. A média da temperatura da chama adiabática dos 8 experimentos mostrados no Caso 1 é 2297 K.

Tabela 6.8 - Determinação da temperatura da chama adiabática do COG/LDG com base nas variáveis preliminares.

A COG (%)	B α (%)	C T_{ar} (K)	Temperatura da chama adiabática (Gaseq)			
			T_{ca} (K)			
			CASO 1	CASO 2	CASO 3	CASO 4
-1	-1	-1	2223	840	2852	890
+1	-1	-1	2225	847	2867	896
-1	+1	-1	2091	851	2844	905
+1	+1	-1	2089	857	2858	910
-1	-1	+1	2470	936	2938	961
+1	-1	+1	2474	940	2960	965
-1	+1	+1	2401	955	2931	984
+1	+1	+1	2403	959	2944	987

Fonte: Autoria própria.

Obtidos os valores da temperatura da chama adiabática para cada caso, os efeitos de primeira, segunda e terceira ordem são calculados usando a equação (4.81), e os resultados são mostrados na Tabela 6.9.

Tabela 6.9 - Efeitos dos fatores dos parâmetros da temperatura da chama adiabática do COG/LDG.

	\bar{Y} (+)	\bar{Y} (-)	Efeitos
E_A	2297,700	2296,175	1,525
E_B	2245,925	2347,950	-102,025
E_C	2437,100	2156,775	280,325
E_{AB}	2296,100	2297,775	-1,675
E_{AC}	2297,525	2296,350	1,175
E_{BC}	2312,950	2280,925	32,025
E_{ABC}	2297,125	2296,750	0,375

Fonte: Autoria própria.

Da Tabela 6.9, o melhor ajuste ocorre quando tem-se a seguinte relação entre as variáveis A(+), B(-) e C(+), o que significa que para obter a temperatura da chama adiabática máxima, a concentração de COG deve ser ajustada para 45%, excesso de ar a 0% e temperatura do ar a

873 K. Com os efeitos obtidos, determina-se a variância global sem réplicas e o erro experimental através das equações (4.82) e (4.83) respectivamente. A variância global sem réplicas (S_p^2) é de 0,14 e o erro experimental (S_p) é de 0,38.

Os testes de significância são determinados com a equação (4.84), os valores dos efeitos apresentados na Tabela 6.9 e o erro experimental. Os resultados são apresentados na Tabela 6.10.

Tabela 6.10 - Teste de significância dos parâmetros da temperatura da chama adiabática do COG/LDG.

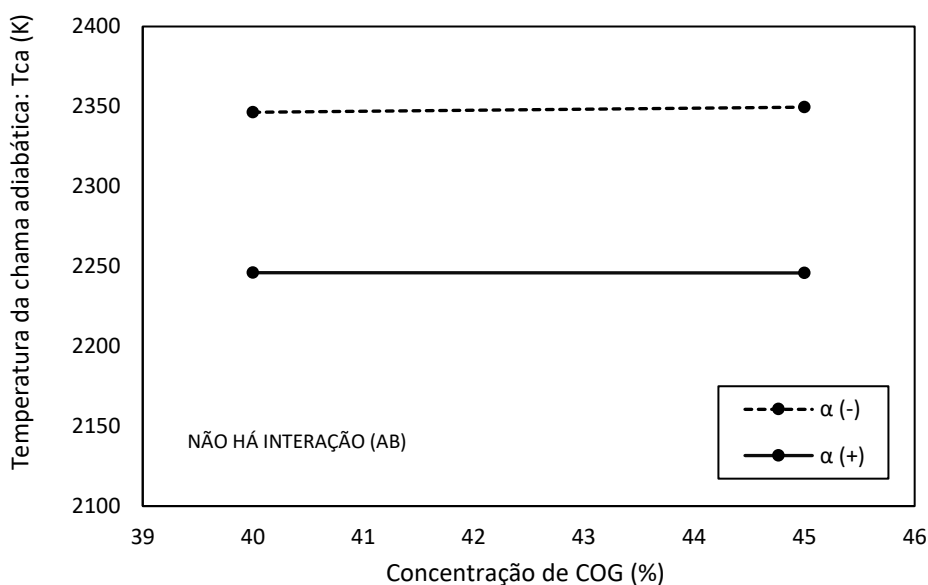
Teste de significância						
t_A	t_B	t_C	t_{AB}	t_{AC}	t_{BC}	t_{ABC}
4,07*	272,07*	747,53*	4,47*	3,13*	85,40*	1,00

* Testes significativos que apresentam um valor maior em relação ao teste crítico (2,12) determinado com um grau de liberdade de 16 e um nível de significância de 95%.

Fonte: Autoria própria.

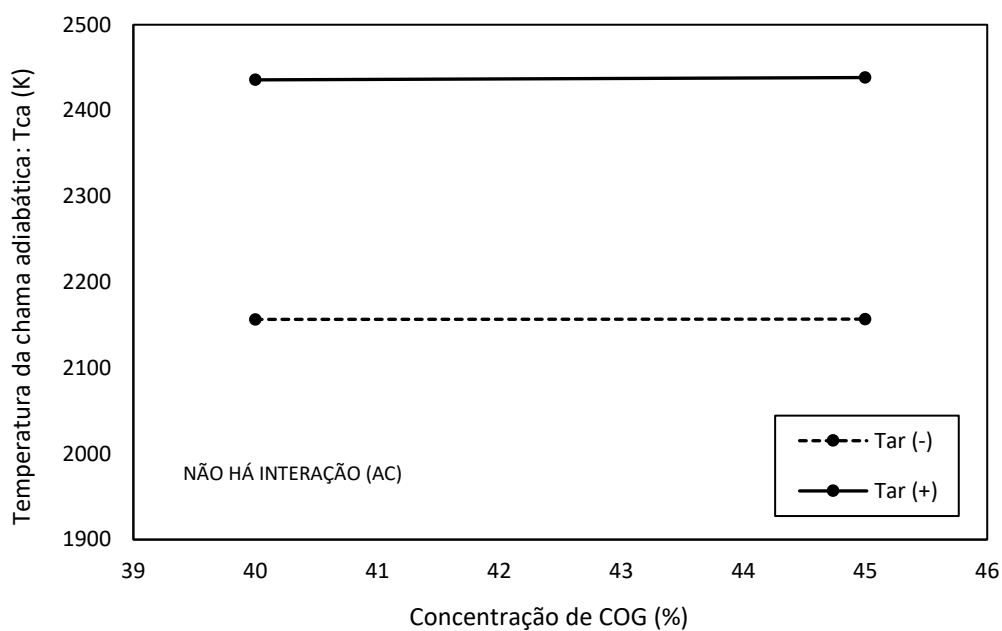
Com a avaliação dos testes de significância nota-se que há 3 interações de segunda ordem, AB, AC e BC, que serão avaliados pelos gráficos de interação Figuras 6.2, 6.3 e 6.4, para identificar e/ou descartar a relação entre as duas variáveis de cada interação.

Figura 6.2 - Descarte da interação entre os parâmetros: concentração de COG (%) e o excesso de ar (α). Variáveis A-B. Combustão do COG/LDG.



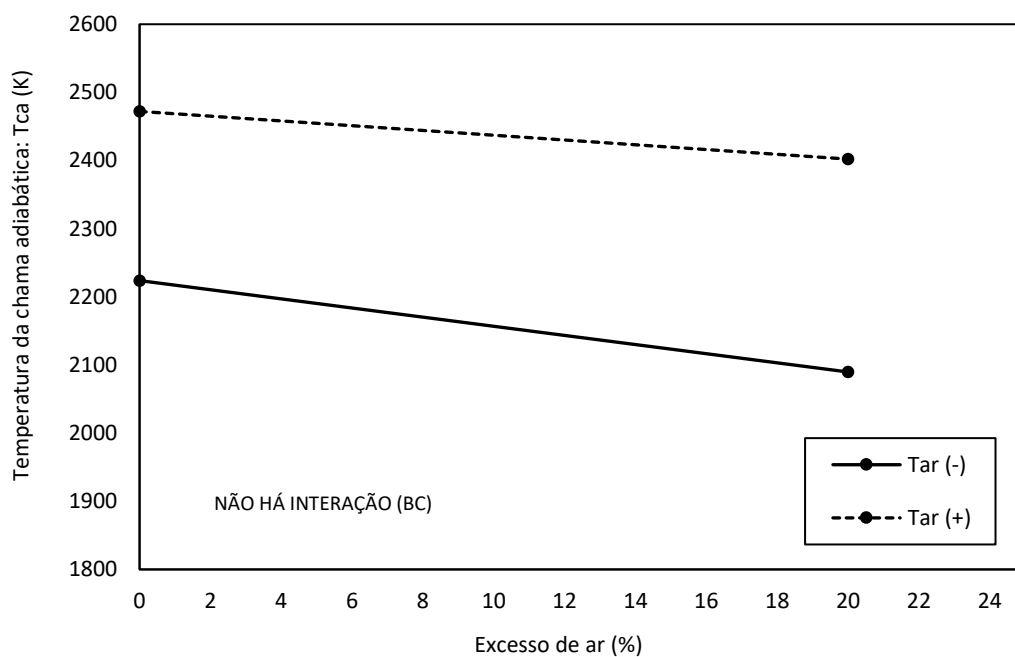
Fonte: Autoria própria.

Figura 6.3 - Descarte da interação entre os parâmetros: concentração de COG (%) e a temperatura do ar (T_{ar}). Variáveis A-C. Combustão do COG/LDG.



Fonte: Autoria própria.

Figura 6.4 - Descarte da interação entre os parâmetros: excesso de ar (α) e a temperatura do ar (T_{ar}). Variáveis B-C. Combustão do COG/LDG.



Fonte: Autoria própria.

Descartando a interação entre: concentração de COG (%) e o excesso de ar (α), concentração de COG (%) e a temperatura do ar (T_{ar}), assim como, o excesso de ar (α) e a temperatura do ar (T_{ar}), codifica-se cada variável de entrada como mostrado na equação (4.85). Os valores de x , y e z devem ficar entre -1 e 1.

$$x = \frac{COG-42,5}{2,5} \quad (6.1)$$

COG: concentração de COG (%), varia do intervalo [40-45]

$$y = \frac{\alpha-10}{10} \quad (6.2)$$

α : excesso de ar (%), varia do intervalo [0-20]

$$z = \frac{T_{ar}-585,5}{287,5} \quad (6.3)$$

T_{ar} : temperatura do ar (K), varia do intervalo [298-873]

Desenvolve-se o modelo matemático seguindo a sequência da equação (4.86). Para isso, foram considerados 8 experimentos, variando os valores máximo e mínimo das variáveis apresentadas, tais como: concentração de COG (%), excesso de ar (%) e temperatura do ar (K). As temperaturas da chama adiabáticas foram determinadas na composição estequiométrica com o *software* Gaseq e no modelo matemático proposto. A ferramenta completa de experimentos fatoriais 2^3 foi utilizada para obter a correlação mostrada abaixo na equação (6.4).

$$T_{ac} = a_1 + a_2(x) + a_3(y) + a_4(z) + a_5(xy) + a_6(xz) + a_7(yz) + a_8(xyz) \quad (6.4)$$

Os valores dos coeficientes da equação (6.4), mostram-se na Tabela 6.11, para os quatro casos respectivamente.

Tabela 6.11 - Coeficientes do modelo matemático da temperatura da chama adiabática da mistura de COG/LDG e COG/BFG a pressão constante.

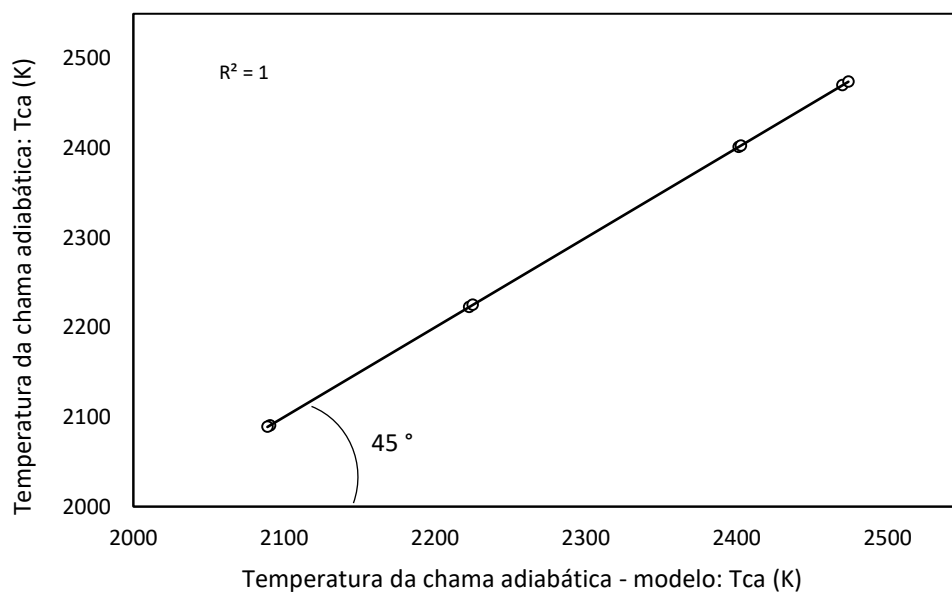
Casos	a ₁	a ₂	a ₃	a ₄	a ₅	a ₆	a ₇	a ₈
Caso 1	2296,94	0,763	-51,013	140,163	-35,838	0,588	16,013	0,188
Caso 2	898,06	2,763	7,263	49,263	-0,088	-0,638	2,063	-0,088
Caso 3	2899,09	7,938	-4,863	44,138	-1,363	0,688	-0,663	-0,963
Caso 4	937,10	2,250	9,225	36,950	-0,075	-0,350	2,025	-0,125

Fonte: Autoria própria.

Validação do modelo para a combustão do gás misto (COG/LDG)

O modelo será testado com os resultados obtidos com o *software* de equilíbrio químico Gaseq, desenvolvido por Morley, o qual pode ser descarregado de forma gratuita no endereço eletrônico: <http://www.c.morley.dsl.pipex.com/>. Nas referências, o *software* é citado utilizando o nome do autor. Este *software* utiliza uma rotina de minimização de energias de Gibbs para estabelecer as condições de equilíbrio no processo de combustão (Mendiburu, 2012). Na Figura 6.5, mostra-se os resultados da temperatura da chama adiabática obtidos pela equação (6.4), através da combustão estequiométrica do gás misto COG/BFG à pressão constante. Como é possível observar, existe um bom ajuste com os dados utilizando o *software* Gaseq apresentados na Tabela 6.8. A validação do modelo foi determinada em termos do coeficiente de correlação ao quadrado (R^2).

Figura 6.5 - Validação do modelo matemático para a determinação da temperatura da chama adiabática na combustão do COG/LDG à pressão constante.



Fonte: Autoria própria.

Na Figura 6.5, é mostrado que o modelo tem um coeficiente de correlação ao quadrado (R^2) igual a 1, o que implica que é eficaz quando os parâmetros das variáveis de entrada (COG, α e T_{ar}) estão no intervalo proposto para cada variável.

As simulações dos modelos matemáticos para cada caso são mostradas no **APÊNDICE VI**.

7 CONCLUSÕES

No presente trabalho foram desenvolvidos métodos para reduzir o consumo energético no forno de reaquecimento utilizado na indústria siderúrgica. Foram desenvolvidos dois métodos. O primeiro para estimar as perdas de calor no forno, e o segundo para aplicar as técnicas de recuperação de calor no pré-aquecimento da carga, pré-aquecimento do ar da combustão e o enriquecimento com oxigênio.

O método para estimar as perdas de calor desenvolvido neste trabalho foi a base para determinar as potências térmicas no forno de reaquecimento de placas aplicado para dois casos distintos de 12 horas de produtividade cada um, entre os dias 24 e 25 de março de 2019. Os resultados finais foram apresentados em um diagrama de Sankey mostrando as potências térmicas de entrada e saída em cada estágio do processo para cada caso. No primeiro caso foi analisado para uma produtividade de 257 ton/h e um tempo de 11,72 h. Para a mistura COG/LDG, se obteve 46,7% de calor transferido para o aço, e um aproveitamento do calor de 23,1%, 9,6% e 2,8% para o ar pré-aquecido, a água de resfriamento e o calor de oxidação, respectivamente; e entre as perdas tem-se 13,3% pelos gases de combustão, 1,6% pela transferência de calor e 31,6% de outras perdas no forno, sendo um total de 46,5%, valores mais altos que a mistura de COG/BFG. Na segunda parte do método para estimar as perdas de calor, se analisou o segundo caso para uma produtividade de 275,2 ton/h e um tempo de 12,02 h. Obtendo-se resultados parecidos que o primeiro caso para cada mistura de combustível.

Para reduzir as perdas pela transferência de calor no forno abaixo de 2% em cada caso, foi feita uma análise de isolamento no teto, paredes e soleira do forno, tendo em conta os tipos de materiais e espessuras em cada camada. No teto foi utilizado 300 mm de módulo de fibra cerâmica de 240 kg/m³, já que a temperatura obtida na última camada foi de 72,9 °C, sendo esse valor mais baixo que a temperatura da camada externa permitida o qual é <85 °C, obtendo-se uma taxa de calor de 600,61 W/m². No caso das paredes foram feitas 18 configurações para determinar os tipos de materiais e suas espessuras em cada camada; de todas as configurações feitas, a melhor foi a configuração 13.1, onde os materiais utilizados nas paredes do forno foram 200 mm de concreto refratário (Hortix 1240), mais 75 mm de silicato de cálcio a 1100 °C, e 25 mm de microporoso a 1100 °C; obtendo-se a temperatura na camada externa de 88,2 °C, que é menor ao permitido o qual é <95 °C, com uma taxa de calor de 801,23 W/m². Finalmente, no caso da soleira, foram feitas 5 configurações, e a configuração que apresentou melhores resultados foi a configuração L4; neste caso os materiais utilizados foram 200 mm de concreto

refratário (Hortix 1285), mais 100 mm de concreto isolante (Horlite 1.2.4.B), mais 75 mm de silicato de cálcio a 1100 °C, e 25 mm de microporoso a 1000 °C; obtendo-se a temperatura na camada externa de 73,6 °C, que é menor ao permitido o qual é <95 °C, com uma taxa de calor de 606,80 W/m².

Na perda de calor pelos gases da combustão foi desenvolvido o procedimento para o balanço de massa. As características dos gases mistos utilizados foram de 42%COG + 58%LDG e 42%COG + 58%BFG, valores utilizados na indústria siderúrgica. Na linha de Grebel se apresenta a concentração em base seca de CO₂ como função da concentração em base seca de O₂ para os gases mistos considerados, observa-se que as retas são praticamente coincidentes, sendo a mistura de COG/LDG de maior valor. Foi apresentado a razão ar/combustível normalizada como função da concentração em base seca de O₂ e CO₂ nos gases de combustão. Observa-se que, também, as curvas são praticamente coincidentes, mas os valores do gás COG/LDG estão deslocados para cima em relação ao outro gás COG/BFG, isso acontece porque tem um PCI maior, e sua relação em função das gráficas são proporcionais. Assim, tem-se a vantagem de que excesso de ar é determinado pela concentração de O₂ e CO₂ para os gases mistos.

O método para a aplicação das técnicas de recuperação de calor no forno de aquecimento de placa foi analisado para a combustão dos gases mistos COG/BFG e COG/LDG. A maior economia no consumo de combustível ocorre na técnica de pré-aquecimento da carga, sendo 6606 m³/h para a mistura COG/LDG, e 7402 m³/h para a mistura COG/BFG. Da mesma forma, obteve-se uma melhoria dos indicadores de energia técnicos de produção (ΔIE_p) e geração de calor (ΔIE_c) de 18,9% e 21,1%. Levando a uma melhoria das eficiências do forno de 64,6% e 78,4% para cada mistura, respectivamente. As maiores temperaturas de aquecimento são obtidas no pré-aquecimento do ar com 516 °C e 518 °C, a diferença do pré-aquecimento da carga que as temperaturas de aquecimento foram de 377 °C e 360 °C para as misturas mencionadas anteriormente. No primeiro caso, devido às propriedades do ar, obtém-se maior aproveitamento do calor.

Com o método para o enriquecimento com oxigênio na combustão à pressão constante do gás misto (COG/LDG e COG/BFG), foi desenvolvido um modelo matemático utilizando a ferramenta de experimentos fatoriais 2³ com o propósito de apresentar uma distribuição da temperatura da chama adiabática e determinar a temperatura máxima atingida na combustão dos gases mistos. Em cada caso, duas das três variáveis iniciais foram variadas (concentração

de COG, enriquecimento com O₂ e temperatura do O₂). O modelo matemático obtido foi validado pelo coeficiente de correlação ao quadrado (R²) igual a 1. O modelo foi testado com os resultados obtidos pelo *software* de equilíbrio químico Gaseq. Este *software* utiliza uma rotina de minimização de energias de Gibbs para estabelecer as condições de equilíbrio no processo de combustão. O modelo foi simulado e testado através de três casos para cada mistura do combustível.

Com o enriquecimento com oxigênio na combustão, obtém-se temperaturas da chama em torno de 2900 K na combustão do COG/LDG, o que é teoricamente permitido, mas na indústria esses valores não são aceitáveis, devido às seguintes razões: 1. O aumento de oxigênio no processo de combustão gera o aumento na formação de carepas, e isso prejudica diretamente a produção, causando paradas em curtos períodos de tempo para a remoção das carepas. 2. Por dedução, pode dizer-se que, a uma temperatura de chama mais elevada, o tempo de permanência da placa no forno é reduzido ou o tempo de produção é reduzido. Mas isso não é possível porque certos processos de reação da placa dentro do forno são independentes do aumento da temperatura, já que seu tratamento térmico tem reações que dependem do tempo de aquecimento. 3. O oxigênio tem um custo muito alto. Por isso, recomenda-se usar ar e; se é usado com excesso na combustão, o ponto ideal deve ser encontrado.

7.1 RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

O presente trabalho é relevante para o desenvolvimento de grandes projetos teóricos e experimentais, assim futuros trabalhos poderiam considerar os seguintes estudos:

- Estudo da viabilidade energética e econômica na aplicação da tecnologia ORC (Ciclo Rankine Orgânico) produzindo eletricidade a partir de qualquer fonte de calor que possa ser usada dos fornos de reaquecimento.
- Estudo da viabilidade do sistema de cogeração aproveitando os gases de exaustão dos fornos de reaquecimento.
- Estudo de viabilidade das tecnologias de captura e armazenamento de CO₂ nos fornos de reaquecimento.
- Desenvolver uma análise exérgica em cada estágio do processo do forno de reaquecimento para propor melhorias técnicas e fazer uso mais eficiente dos recursos.
- Estudo da viabilidade econômica nos fornos de reaquecimento utilizando como combustível gases do processo, proveniente da coqueria (COG), altos-fornos (BFG) e aciaria (LDG), assim como as misturas entre eles.

REFERÊNCIAS

AANJANEYA, K.; CAO, W.; CHEN, Y.; BORGNAKKE, C.; ATREYA, A. A numerical study of confined turbulent jets for homogeneous combustion with oxygen enrichment. **Fuel**, London, v. 261, p. 1–10, 2019.

AÇO BRASIL. **Mini anuário**. 2018.

Disponível em: https://institutoacobrasil.net.br/site/wp-content/uploads/2019/08/Mini_anuario_2018_AcoBrasil.pdf. Acesso em: 10 nov. 2019.

AÇO BRASIL. **Mini anuário**. 2019.

Disponível em: https://institutoacobrasil.net.br/site/wp-content/uploads/2019/10/AcoBrasil_Anuario_2019.pdf. Acesso em: 20 fev. 2020.

AITESA. Air Industrie Thermique España, S.L. **Industria siderúrgica**. 2019.

Disponível em: <http://www.aitesa.es/suministro-de-un-recuperador-de-humos-para-su-instalacion-detras-de-un-horno-de-vigas-galopantes/>. Acesso em: 10 nov. 2019

AN, R.; YU, B.; LI, R.; WEI, Y. M. Potential of energy savings and CO₂ emission reduction in China's iron and steel industry. **Applied Energy**, London, v. 226, p. 862–880, 2018.

ANDREAS, S. Feedback tracking control of continuous reheating furnaces. **IFAC Proceedings Volumes**, Luxemburgo, v. 44, n. 1, p. 11744–11749, 2011.

ARCELORMITTAL TUBARÃO. **Industria siderúrgica**. 2019.

Disponível em: <http://tubarao.arcelormittal.com/quem-somos/arcelormittal/missao-visao-valores/index.asp>. Acesso em: 25 jul. 2019.

BÂ, A.; CESSOU, A.; MARCANO, N.; PANIER, F.; CASSARINO, G.; FERRAND, L.; HONORÉ, D.; TSIAVA, R. Oxyfuel combustion and reactants preheating to enhance turbulent flame stabilization of low calorific blast furnace gas. **Fuel**, London, v. 242, p. 211–221, 2019.

BARMATOV, E.; HUGHES, T. L. Effect of corrosion products and turbulent flow on inhibition efficiency of propargyl alcohol on AISI 1018 mild carbon steel in 4 M hydrochloric acid. **Corrosion Science**, Oxford, v. 123, p. 170–181, 2017.

BAUKAL, C. E. **Oxygen enhanced combustion**, Boca Raton, United States: CRC Press, 1998.

BEJAN, A.; & KRAUS, A. D. **Heat Transfer**, New York: John Wiley & Sons Inc., 1993.

BLASIAK, W.; NARAYANAN, K.; YANG, W. Evaluation of New Combustion Technologies for CO₂ and NO_x Reduction in Steel Industries. **Air Pollution**, New York, v. 12, p. 761–771, 2004.

BOUSHAKI, T.; SAUTET, J. C.; SALENTEY, L.; LABEGORRE, B. The behavior of lifted oxy-fuel flames in burners with separated jets. **International Communications in Heat and Mass Transfer**, New York, v. 34, p. 8–18, 2007.

BU, Y.; WANG, L.; DENG, L.; CHE, D. Technical and economic analysis of a novel rotary air preheater system. **Applied Thermal Engineering**, Oxford, v. 154, p. 102–110, 2019.

CAEBUROS METALICOS. **Horno de combustión**. 2019.

Disponível em: <http://www.carbuos.com/Industries/GlassMinerals/CementLime/product-list/kiln-combustion-cementlime.aspx?itemId=380D2D0F11234578AEDC3FBBD0EC7D94>.

Acesso em: 10 nov. 2019.

CASAL, J. M.; PORTEIRO, J.; MÍGUEZ, J. L.; VÁZQUEZ, A. New methodology for CFD three-dimensional simulation of a walking beam type reheating furnace in steady state. **Applied Thermal Engineering**, Oxford, v. 86, p. 69–80, 2015.

CAILLAT, S. Burners in the steel industry: utilization of by-product combustion gases in reheating furnaces and annealing lines. **Energy**, Oxford, v. 120, p. 20–7, 2017.

CARVALHO, J. A. **Otimização da combustão em fornos de reaquecimento de placas**. Relatório final da Companhia Siderúrgica Nacional – CSN, 2015, 45 p.

CARVALHO, J. A.; LACAVALA, P. T. **Emissões em processos de combustão**. São Paulo: Editora UNESP, 2003, 135 p.

CARVALHO, J. A.; MCQUAY, M. Q. **Princípios da Combustão Aplicada**. Florianópolis: Editora da Universidade Federal de Santa Catarina, 2004, 178 p.

CHAKRABORTY, S.; RAJORA, A.; PAL, S.; TALUKDAR, P. Heat transfer and discrete phase modelling of coal combustion in a pusher type reheating furnace. **Applied Thermal Engineering**, Oxford, v. 116, p. 66–78, 2017.

CHAPMAN, K. S.; RAMADHYANI, S.; VISKANTA, R. Modeling and parametric studies of heat transfer in a direct-fired batch reheating furnace. **Journal of Heat Treating**, New York, v. 8, n. 2, p. 137–146, 1990.

CHARLES, E. **Industrial Burners Handbook. Industrial Combustion Series**. USA: CRC Press LCC, 2003.

CHEN, D.; LU, B.; DAI, F. Q.; CHEN, G.; YU, W. Variations on billet gas consumption intensity of reheating furnace in different production states. **Applied Thermal Engineering**, Oxford, v. 129, p. 1058–1067, 2018.

CHEN, W. H.; CHUNG, Y. C.; LIU, J. L. Analysis on energy consumption and performance of reheating furnaces in a hot strip mill. **International Communications in Heat and Mass Transfer**, Oxford, v. 32, n. 5, p. 695–706, 2005.

CHUN, T.; LONG, H.; DI, Z.; ZHANG, X.; WU, X.; QIAN, L. Novel technology of reducing SO₂ emission in the iron ore sintering. **Process Safety and Environmental Protection**, Rugby, v. 105, p. 297–302, 2017.

COOK, E. A.; RASMUSSEN, K. D. **Scale-free Heating of Slabs and Billets**. AISE Yearly Proceedings, v. 1, n. 1, p. 175–181, 1970.

DAMSTEDT, B.; LAUX, D.; BOOL, L.; VETTER, J. Oxygen lancing methods for industrial processes. **Fuel**, London, v. 243, p. 271–276, 2019.

DENEV, J. A.; DINKOV, I., BOCKHORN, H. Burner design for an industrial furnace for thermal post-combustion. **Energy**, Oxford, v. 120, p. 484–91, 2017.

DOE. **Improving process heating system performance**: a sourcebook for industry. 2nd ed. US Department of Energy (DOE), Industrial Technologies Program, Industrial Heating Equipment Association. Berkeley, 2007.

GAN, M.; FAN, X.; LV, W.; CHEN, X.; JI, Z.; JIANG, T.; ZHOU, Y. Fuel pre-granulation for reducing NO_x emissions from the iron ore sintering process. **Powder Technology**, Lausanne, v. 301, p. 478–485, 2016.

GARCÍA, A. M.; AMELL, A. A. A numerical analysis of the effect of heat recovery burners on the heat transfer and billet heating characteristics in a walking-beam type reheating furnace. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, Oxford, v. 127, n. 2, p. 1208–1222, 2018.

GE S.; TOR, B.; JENS, H.; BJORN, M. Simulation of fluid flow and gaseous radiation heat transfer in a natural gas fired furnace. **International Journal Numerical Methods for Heat and Fluid Flow**, London, v. 7, p. 169–180, 1997.

GONZÁLEZ, P. J.; AMELL, A. A.; CADAVID, S. F. The characteristics of oxygen-enriched combustion and perspectives regarding its application in SMEs having high-temperature processes. **Revista Ingeniería e Investigación**, Bogota, v. 29, p. 23–28, 2009.

GIRAUD, P.; LEMAIRE, S.; SEDMAK, P.; DELAUNAY, D.; MATI, K.; CAILLAT, S. AdvanTek burners enhance performance of reheating furnaces. *In*: EUROPEAN CONFERENCE ON INDUSTRIAL FURNACES AND BOILERS, INFUB-10,10., 2015. Porto. **Proceedings [...]** Porto, Portugal, 2015.

GRANADOS, D. A.; CHEJNE, F.; MEJÍA, J. M.; GOMEZ, C. A.; BERRÍO, A.; JURADO, W. J. Effect of flue gas recirculation during oxy-fuel combustion in a rotary cement kiln. **Energy**, Oxford, v. 64, p. 615–25, 2014.

GUANGWU, T.; BIN, W.; DENGQI, B.; YUFENG, W.; RICK, B.; CHENN, Z. CFD modeling and validation of a dynamic slab heating process in an industrial walking beam reheating furnace. **Applied Thermal Engineering**, Oxford, v. 132, p. 779–789, 2018.

GUNARATHNE, D. S.; MELLIN, P.; YANG, W.; PETTERSSON, M.; LJUNGGREN, R. Performance of an effectively integrated biomass multi-stage gasification system and a steel industry heat treatment furnace. **Applied Energy**, London, v. 170, p. 353–361, 2016.

GUO, Y.; GAO, X.; ZHU, T.; LUO, L.; ZHENG, Y. Chemical profiles of PM emitted from the iron and steel industry in northern China. **Atmospheric Environment**, Oxford, v. 150, p. 187–197, 2017.

HAN, S. H.; CHANG, D.; HUH, C. Efficiency analysis of radiative slab heating in a walking-beam-type reheating furnace. **Energy**, Oxford, v. 36, n. 2, p. 1265–1272, 2011.

HAN, S. H.; CHANG, D. Optimum residence time analysis for a walking beam type reheating furnace. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, Oxford, v. 55, n. 15, p. 4079–4087, 2012.

HE, K.; WANG, L. A review of energy use and energy-efficient technologies for the iron and steel industry. **Renewable and Sustainable Energy Reviews**, Oxford, v. 70, p. 1022–1039, 2017.

HELLE, H.; HELLE, M.; PETTERSSON, F.; SAXEN, H. Optimization of Top Gas Recycling Conditions under High Oxygen Enrichment in the Blast Furnace. **ISIJ International**, Tokyo, v. 50, n. 7, p. 931–938, 2010a.

HELLE, H.; HELLE, M.; PETTERSSON, F.; SAXEN, H. Multi-objective Optimization of Ironmaking in the Blast Furnace with Top Gas Recycling. **ISIJ International**, Tokyo, v. 50, n. 10, p. 1380–1387, 2010b.

HEON, H. S.; SEUNG, L. Y.; CHO, J. T.; HO, L. K. Efficiency analysis of air-fuel and oxy-fuel combustion in a reheating furnace. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, Oxford, v. 121, p. 1364–1370, 2018.

HOLMAN, J. P. **Heat transfer**. 8. ed. New York: McGraw Hill, 1998, p. 484.

HOPPESTEYN, P.; VAN DER BEMT, J. What is the combustion, flue gas properties and the applications of Coke Oven Gas? **IFRF Online Combustion Handbook**, New York, p. 239–241, 2003a.

HOPPESTEYN, P.; VAN DER BEMT, J. What is the combustion, flue gas properties and the applications of Blast Furnace Gas (BFG)? **IFRF Online Combustion Handbook**, New York, p. 242–244, 2003b.

HOPPESTEYN, P.; VAN DER BEMT, J. How is Basic Oxygen Furnace Gas (BOFG) produced? **IFRF Online Combustion Handbook**, New York, p. 219, 2003c.

HU, Y.; TAN, C. K.; BROUGHTON, J.; ROACH, P. A.; VARGA, L. Model-based multi-objective optimization of reheating furnace operations using genetic algorithm. **Energy**, Oxford, v. 142, p. 2143–2151, 2017.

JOHANSSON, M. T. Bio-synthetic natural gas as fuel in steel industry reheating furnaces - A case study of economic performance and effects on global CO₂ emissions. **Energy**, Oxford, v. 57, p. 699–708, 2013.

KANG, J.; RONG, Y. Modeling and simulation of load heating in heat treatment furnaces. **Journal of Materials Processing Technology**, Amsterdam, v. 174, n. 1–3, p. 109–114, 2006.

KERAMIDA, E.; LIAKOS, H.; FOUNTI, M.; BOUDOUVIS, A.; MARKATOS, N. Radiative heat transfer in natural gas-fired furnaces. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, Oxford, v. 43, n. 10, p. 1801–1809, 2000.

KHALIL, A. E. E.; GUPTA, A. K. Flame fluctuations in Oxy-CO₂-methane mixtures in swirl assisted distributed combustion. **Applied Energy**, London, v. 204, p. 303–317, 2017.

KHODABANDEH, E.; POURRAMEZAN, M.; HOSSEIN, M. Effects of excess air and preheating on the flow pattern and efficiency of the radiative section of a fired heater. **Applied Thermal Engineering**, Oxford, v. 105, p. 537–548, 2016.

KIM, Y. D.; KANG, D. H.; W. S. Experimental and numerical studies on the thermal analysis of the plate in indirectly fired continuous heat treatment furnace. **Journal of Mechanical Science and Technology**, Pekin, v. 23, n. 3, p. 631–642, 2009.

KREUZER, D. R.; WERNER, A. Implementation of Models for reheating processes in industrial furnaces. *In: 8TH MODELICA CONFERENCE*, p. 376–387, 2011. Dresden. **Proceedings [...]** Dresden, Germany, 2011.

KURAMOCHI, T. Assessment of midterm CO₂ emissions reduction potential in the iron and steel industry: a case of Japan. **Journal of Cleaner Production**, v. 132, p. 81–97, 2016.

LIU, F.; BECKER, H. A.; BINDAR, Y. A comparative study of radiative heat transfer modelling in gas-fired furnaces using the simple grey gas and the weighted-sum-of-grey-gases models. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, Oxford, v. 41, n. 22, p. 3357–3371, 1998.

LIU, H.; SAFFARIPOUR, M.; MELLIN, P.; GRIP, C. E.; YANG, W.; BLASIAK, W. A thermodynamic study of hot syngas impurities in steel reheating furnaces - corrosion and interaction with oxide scales. **Energy**, Oxford, v. 77, p. 352–361, 2014.

LIU, L.; JIANG, Z.; ZHANG, X.; LU, Y.; HE, J.; WANG, J.; ZHANG, X. Effects of top gas recycling on in-furnace status, productivity, and energy consumption of oxygen blast furnace. **Energy**, Oxford, v. 163, p. 144–150, 2018.

LONDOÑO, C. A. **Coal Combustion**. Medellín: Editora Colômbia, 2002. 50 p.

LU, B.; CHEN, G.; CHEN, D.; YU, W. An energy intensity optimization model for production system in iron and steel industry. **Applied Thermal Engineering**, Oxford, v. 100, p. 285–295, 2016.

LUO, X.; YANG, Z. A new approach for estimation of total heat exchange factor in reheating furnace by solving an inverse heat conduction problem. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, Oxford, v. 112, p. 1062–1071, 2017.

MA, S. H.; WEN, Z. G.; CHEN, J. N.; WEN, Z. C. Mode of circular economy in China's iron and steel industry: A case study in Wu'an city. **Journal of Cleaner Production**, Amsterdam, v. 64, p. 505–512, 2014.

MAIO, G.; CAILLER, M.; MERCIER, R.; FIORINA, B. Virtual chemistry for temperature and CO prediction in LES of non-adiabatic turbulent flames. **Proceedings of the Combustion Institute**, Moscow, v. 37, n. 2, p. 2591–2599, 2019.

MARLOW, D. O. Modelling direct-fired annealing furnaces for transient operations. **Applied Mathematical Modelling**, Guildford, v. 20, n. 1, p. 34–40, 1996.

MARTENSSON, A. Energy efficiency improvement by measurement and control, a case study of reheating furnaces in the steel industry. *In*: 14TH NATIONAL INDUSTRIAL ENERGY TECHNOLOGY CONFERENCE, p. 236–243, 1992. Houston. **Proceedings [...]** Houston, USA, 1992.

MARTÍN, E.; MEIS, M.; MOURENZA, C.; RIVAS, D.; VARAS, F. Fast solution of direct and inverse design problems concerning furnace operation conditions in steel industry. **Applied Thermal Engineering**, Oxford, v. 47, p. 41–53, 2012.

MARTÍN, M.; RENDUELES, M.; DÍAZ, M. Steel-Slag Mass Transfer in Steel Converter, Bottom and Top/Bottom Combined Blowing Through Cold Model Experiments. **Chemical Engineering Research and Design**, Rugby, v. 83, n. 9, p. 1076–1084, 2005.

MAYR, B.; PRIELER, R.; DEMUTH, M.; MODERER, L.; HOCHENAUER, C. CFD analysis of a pusher type reheating furnace and the billet heating characteristic. **Applied Thermal Engineering**, Oxford, v. 115, p. 986–994, 2017.

MAYR, B.; PRIELER, R.; DEMUTH, M.; HOCHENAUER, C. Modelling of high temperature furnaces under air-fuel and oxygen enriched conditions. **Applied Thermal Engineering**, Oxford, v. 136, p. 492–503, 2018.

MENDIBURU, A. Z. **Simulação da produção e combustão de gás de síntese oriundo de gaseificadores de leito fixo**. 2012. 185 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica - Energia) - Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2012.

MILOSEVIC, H.; STEVOVIC, S.; PETKOVIC, D. Numerical simulation of interaction during the top blow in a steel-making converter. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, Oxford, v. 54, n. 19–20, p. 4275–4279, 2011.

MONTGOMERY, D. C. Design and Analysis of Experiments. 8th. ed. USA: John Wiley & Sons, 2012.

MORA, F. A. **Revestimiento refractario en horno de solera galopante**. 2018. 98 f. projeto de fim de carreira - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidad Carlos III de Madrid, Madrid, 2018.

MORGADO, T.; COELHO, P. J.; TALUKDAR, P. Assessment of uniform temperature assumption in zoning on the numerical simulation of a walking beam reheating furnace. **Applied Thermal Engineering**, Oxford, v. 76, p. 496–508, 2015.

MORLEY, C. **Gaseq: a chemical equilibrium program for windows**. Disponível em: <http://www.c.morley.dsl.pipex.com>. Acesso em: 25 jul. 2019.

MOSCA, G.; LUPANT, D.; LYBAERT, P. Effect of increasing load on the MILD combustion of COG and its blend in a 30-kW furnace using low air preheating temperature. *In: EUROPEAN CONFERENCE ON INDUSTRIAL FURNACES AND BOILERS, INFUB-11, 262., 2017*. Santa Eulália. **Proceedings [...]** Santa Eulália, Portugal, 2017.

MULLINGER, P.; JENKINS, B. **Industrial and process Furnaces**, Oxford: Principles, Design and Operation, 2014.

MURAI, R.; OMORI, R.; KANO, R.; TADA, Y.; HIGASHINO, H.; NAKATSUKA, N.; YAMAMOTO, Y. The radiative characteristics of NH₃/N₂/O₂ non-premixed flame on a 10-kW test furnace. **Energy**, Oxford, v. 120, p. 325–332, 2017.

NEWBY, J. N. Regenerative burners - past, present and future. *In: EUROPEAN CONFERENCE ON INDUSTRIAL FURNACES AND BOILERS, INFUB-10, 10., 2015*. Porto. **Proceedings [...]** Porto, Portugal, 2015.

NGUYEN, X. M.; AYERBE, P. R.; DUMUR, D.; LAWAYEB, F.; MOUCHETTE, A. Distributed model predictive control of steel slab reheating furnace. **IFAC Proceedings Volumes**, Luxemburgo, v. 45, n. 43, p. 175–180, 2012.

NISHIMURA, M.; SUZUKI, T.; NAKANISHI, R.; KITAMURA, R. Low-NO_x combustion under high preheated air temperature condition in an industrial furnace. **Energy Conversion and Management**, Oxford, v. 38, p. 1353–1363, 1997.

OH, J.; LEE, E.; NOH, D. Development of an oxygen-enhanced combustor for scrap preheating in an electric arc furnace. **Applied Thermal Engineering**, Oxford, v. 91, p. 749–758, 2015.

OLIVEIRA, F. A. D.; CARVALHO, J. A.; SOBRINHO, P. M.; DE CASTRO, A. Analysis of oxy-fuel combustion as an alternative to combustion with air in metal reheating furnaces. **Energy**, Oxford, v. 78, p. 290–297, 2014.

PERRY R. E.; CHILTON, C. H. **Chemical Engineers' Handbook**. McGraw-Hill Book Company, 1973.

PRIELER, R.; MAYR, B.; DEMUTH, M.; SPOLJARIC, D.; HOCHENAUER, C. Application of the steady flame let model on a lab-scale and an industrial furnace for different oxygen concentrations. **Energy**, Oxford, v. 91, p. 451–464, 2015.

PRIETO, M. M.; RUIZ, L. S.; MENENDEZ, J. A. Thermal performance of numerical model of hot strip mill runout table, **Ironmaking and Steelmaking**, London, v. 28, n. 6, p. 474–480, 2001.

QURESHI, M. I.; RASLI, A. M.; ZAMAN, K. Energy crisis, greenhouse gas emissions and sectoral growth reforms: Repairing the fabricated mosaic. **Journal of Cleaner Production**, Amsterdam, v. 112, p. 3657–3666, 2016.

RASUL, M. G.; TANTY, B. S.; MOHANTY, B. Modelling and analysis of blast furnace performance for efficient utilization of energy. **Applied Thermal Engineering**, Oxford, v. 27, n. 1, p. 78–88, 2007.

REMUS, R.; MONSONET, M.; ROUDIER, S.; SANCHO, L. Best Available Techniques (BAT) Reference document for iron and steel production, industrial emissions directive 2010/75/EU. **Publications Office of the European Union**, 2013, 621 p.

ROBERTS, P. **What are typical fuel gases used in integrated iron and steel works?** IFRF Online Combustion Handbook. New York: Editora IFRF, 2003, 100 p.

ROBERTS, W. L. **Hot Rolling of Steel**. Marcel Dekker: New York, 1983, 664 p.

RODRIGUES DA SILVA, R.; MATHIAS, F. R.; BAJAY, S. V. Potential energy efficiency improvements for the Brazilian iron and steel industry: Fuel and electricity conservation supply curves for integrated steel mills. **Energy**, Oxford, v. 153, p. 816–824, 2018.

SANG, H. H.; DAEJUN, C. CHANG, Y. K. A numerical analysis of slab heating characteristics in a walking beam type reheating furnace. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, Oxford, v. 53, p. 3855–3861, 2010.

SCHLUCKNER, C.; GABER, C.; DEMUTH, M.; FORSTINGER, S.; PRIELER, R.; HOCHENAUER, C. CFD-model to predict the local and time-dependent scale formation of steels in air and oxygen enriched combustion atmospheres. **Applied Thermal Engineering**, Oxford, v. 143, p. 822–835, 2018.

SOARES, T. B.; GONÇALVES, J. F.; TEIXEIRA, M. H. Modelagem, controle e otimização do processo dos fornos de reaquecimento de placas. **Revista Controle & Automação**, Fortaleza, v. 18, n. 1, p. 67–93, 2007.

STEIN HEURTEY. **Slab reheating furnace training manual**. 1. ed. Brasil: Sms Demag Ag, 2000, 51 p.

STEINBOECK, A.; GRAICHEN, K.; WILD, D.; KIEFER, T.; KUGI, A. Model-based trajectory planning, optimization, and open-loop control of a continuous slab reheating furnace. **Journal of Process Control**, Oxford, v. 21, n. 2, p. 279–292, 2011a.

STEINBOECK, A.; WILD, D.; KUGI, A. Feedback tracking control of continuous reheating furnaces. **IFAC Proceedings Volumes**, Luxemburgo, v. 44, n. 1, p. 11744–11749, 2011b.

STEINBOECK, A.; WILD, D.; KUGI, A. Energy-efficient control of continuous reheating furnaces. **IFAC Proceedings Volumes**, Luxemburgo, v. 46, n. 16, p. 359–364, 2013.

STELZNER, B.; WEIS, C.; HABISREUTHER, P.; ZARZALIS, N.; TRIMIS D. Super-adiabatic flame temperatures in premixed methane flames: A comparison between oxy-fuel and conventional air combustion. **Fuel**, London, v. 201, p. 148–55, 2017.

STEWART, F. R.; CANNON, P. The calculation of radiative heat flux in a cylindrical furnace using the Monte Carlo Method. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, Oxford, v. 14, n. 2, p. 245–262, 1971.

TRINKS, W.; MAWHINNEY, M.; SHANNON, R.; REED, R.; GARVEY, J. **Industrial Furnaces**. 6. ed. New York: John Wiley & Sons, 2004.

TU, Y.; SU, K.; LIU, H.; WANG, Z.; XIE, Y.; ZHENG, C.; LI, W. MILD combustion of natural gas using low preheating temperature air in an industrial furnace. **Fuel Processing Technology**, Amsterdam, v. 156, p. 72–81, 2017.

UK ENVIRONMENT AGENCY. IPC guidance note series 2, metal industry sector. **Iron and Steel International**, Guildford, v. 1, n. 2, p. 72, 1999.

VULKAN, V. G. **Refractory engineering: materials-design-construction**. 2. ed. Germany: Essen, 2004, 486 p.

WANG, K.; CHE, L.; MA, C.; WEI, Y. M. The shadow price of CO₂ emissions in China's iron and steel industry. **Science of the Total Environment**, Amsterdam, v. 598, p. 272–281, 2017.

WORLD STEEL ASSOCIATION. **Overview of the steelmaking process**. 2013.
Disponível em: <https://www.worldsteel.org/en/dam/jcr:177c8e5c-e02a-4e08-9dc6-cce7372b41c2>. Acesso em: nov. 2019.

WORRELL, E.; BLINDE, P.; NEELIS, M.; BLOMEN, E.; MASANET, R. **Energy efficiency improvement and cost saving opportunities for the U.S. iron and steel industry: an energy star guide for energy and plant managers**. Energy Star, 2010. 141 p.

WU, K. Y.; CHEN, G. K. Fluctuation characteristic of billet region gas consumption in reheating furnace based on energy apportionment model. **Applied Thermal Engineering**, Oxford, v. 136, n. 62, p. 152–160, 2018.

YANG, J.; CAI, J.; SUN, W.; HUANG, J. Optimal allocation of surplus gas and suitable capacity for buffer users in steel plant. **Applied Thermal Engineering**, Oxford, v. 115, p. 586–596, 2017.

YANG, Y.; LU, Y. Dynamic model-based optimization control for reheating furnaces. **Computers in Industry**, Amsterdam, v. 10, n. 1, p. 11–20, 1988.

YANG, Z.; LUO, X. Optimal set values of zone modeling in the simulation of a walking beam type reheating furnace on the steady-state operating regime. **Applied Thermal Engineering**, Oxford, v. 101, p. 191–201, 2015.

ZASHKOVA, L. Mathematical modelling of the heat behavior in the ceramic chamber furnaces at different temperature baking curves. **Simulation Modelling Practice and Theory**, Salónica, v. 16, n. 10, p. 1640–1658, 2008.

ZHANG, Q.; ZHAO, X.; LU, H.; NI, T.; LI, Y. Waste energy recovery and energy efficiency improvement in China's iron and steel industry. **Applied Energy**, London, v. 191, p. 502–520, 2017a.

ZHANG, W.; XUE, Z.; ZHANG, J.; WANG, W.; CHENG, C.; ZOU, Z. Medium oxygen enriched blast furnace with top gas recycling strategy. **Iron and Steel International**, Guildford, v. 24, n. 8, p. 778–786, 2017b.

ZHANG, W.; ZHANG, J.; XUE, Z. Exergy analyses of the oxygen blast furnace with top gas recycling process. **Energy**, Oxford, v. 121, p. 135–146, 2016.

ZHAO, X. C; BAI, H; LU, X. A MILP Model concerning the optimization of penalty factors for the short-term distribution of byproduct gases produced in the iron and steel making process. **Applied Energy**, London, v. 148, p. 142–158, 2015.

ZHOU, H.; ZHOU, M.; LIU, Z.; CHENG, M.; CHEN, J. Modeling NO_x emission of coke combustion in iron ore sintering process and its experimental validation. **Fuel**, London, v. 179, p. 322–331, 2016.

APÊNDICE I

Figura I.1 - Processo do laminador de tiras a quente da indústria siderúrgica (Parte 1).



PÁTIO DE PLACAS

Fornecedor:Voest Alpine/UK
 Capacidade 3.4 Milhões t/ano
 Placas
 • Material.....aço carbono (IF, ULC to HC, HSLA)
 • Espessura 200-250 mm
 • Largura 750-1955 mm
 • Peso, max..... 40000 kg

SLAB YARD

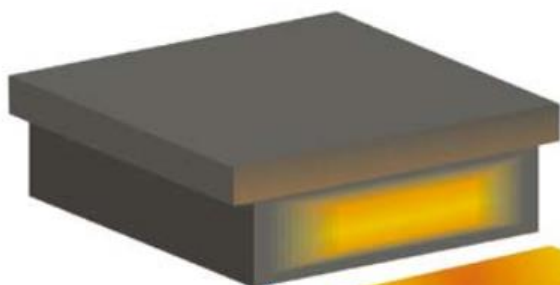
Supplier: Voest Alpine/UK
 Storing capacity fitted to a production of 3.4 Mton/year
 Entry (slab) data
 • Material.....carbon steel (IF, ULC to HC, HSLA)
 • Thickness 200-250 mm
 • Width 750-1955 mm
 • weight, max 40000 kg

LAMINADOR DE BORDAS

Fornecedor:Voest Alpine/UK
 Max. Redução de largura 75 mm efetiva
 Potência do motor 2 x 1500 kW
 Velocidade 0/460 rpm
 Velocidade de laminação 0/6.3 m/s
 Max. Força de laminação 700 t
 Diâmetro do cilindro 1200/1100 mm
 AWC
 Cilindro com canal

VERTICAL EDGER

Supplier:Voest Alpine/UK
 Max. Width reduction 75 mm effective
 Motor Ratings 2 x 1500 kW
 Speed 0/460 rpm
 Rolling speed 0/6.3 m/s
 Max. rolling force 700 t
 Roll diameter 1200/1100 mm
 AWC
 Grooved roll



FORNO DE REAQUECIMENTO

Fornecedor:Stein Heurtey
 Tipo Vigas Caminhantes
 Dimensões
 • Comprimento total 56,600 mm
 • Largura 12,100 mm
 Combustível gás misto (COG, BFG e GN) 2600 kcal/Nm³
 Capacidade 400ton/h
 Temperatura de carregamento
 • Frio 25°C
 • Quente 400° to 500°C
 Temperatura de descarregamento 1250°C (max. 1250°C)
 Skids defasados (fixos & móveis)

REHEATING FURNACE

Supplier:Stein Heurtey
 Type Walking Beam
 Dimensions
 • Total length 56,600 mm
 • Width 12,100 mm
 Fuel, mixed gas (COG, BFG, NG) 2600 kcal/Nm³
 Reheating capacity 400ton/h
 Carbon steel charging temperature
 • Cold 25°C
 • Hot 400° to 500°C
 Discharge temperature
 • Carbon steel 1250°C (max. 1250°C)
 Staggered skids (fixed & movable)

ESTAÇÃO DE DESCAREPAÇÃO

Fornecedor:Voest Alpine/UK
 Pressão da água 180 bar (no bico)
 Volume 490 m³/h

PRIMARY SCALE BREAKER

Supplier:Voest Alpine/UK
 Water pressure 180 bar (at nozzle)
 Volume 490 m³/h

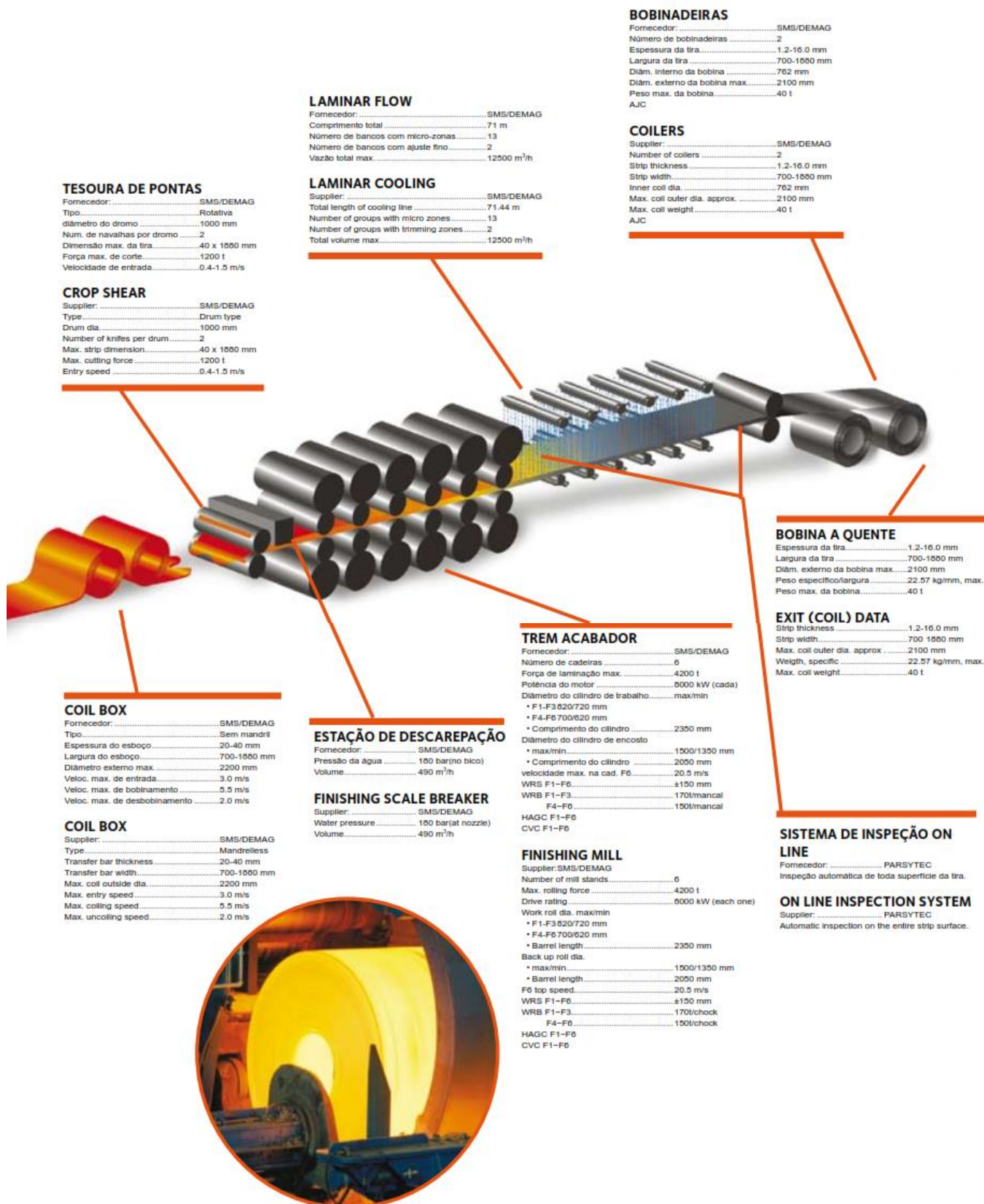
LAMINADOR QUADRUO REVERSÍVEL

Fornecedor:Voest Alpine/UK
 Cilindro de trabalho dia 1250 max.
 Cilindro de Encosto dia 1500 mm max.
 Potência do motor 2 x 7500 kW (twin drive)
 Velocidade 0/100 rpm
 Velocidade de laminação 0/6.3 m/s
 Força de laminação max 4200 t
 HAGC

FOUR-HIGH REVERSING ROUGHING STAND

Supplier:Voest Alpine/UK
 Work roll dia 1250 max.
 Back up roll dia 1500 mm max.
 Drive rating 2 x 7500 kW (twin drive)
 Speed 0/100 rpm
 Rolling speed 0/6.3 m/s
 Max. roll separating force 4200 t
 HAGC

Figura I.2 - Processo do laminador de tiras a quente da indústria siderúrgica (Parte 2).



Fonte: ArcelorMittal Tubarão (2019).

APÊNDICE II

II.1 COMPONENTES DO FORNO DE REAQUECIMENTO DE PLACAS DA INDÚSTRIA SIDERÚRGICA

As características apresentadas foram obtidas do manual (STEIN, 2000).

Tabela II.1 - Características dos sopradores.

Parâmetro	Especificação	Unidade
Fluxo máximo (Nm ³ /h -> AT 0 °C e 760 mmHg)	146340	Nm ³ /h
Fluxo nominal	131891	Nm ³ /h
AP em 146340 Nm ³ /h	1500	mm WG
Motor elétrico		
Tipo	TOSHIBA	-
Velocidade de rotação	1800	rpm
Potência instalada	950	kW
Potência fornecida (60 Hz)	3300	VAC

Fonte: Stein (2000).

Tabela II.2 - Características do sistema de alimentação de combustível.

Parâmetro	Especificação	Unidade
Taxa de fluxo	52642	Nm ³ /h
Pressão nominal	0,06	bar
Temperatura máxima	60	°C
Poder calorífico do gás	10,88	MJ/Nm ³
Massa específica	0,935	kg/Nm ³

Fonte: Stein (2000).

Tabela II.3 - Características do sistema de ar para piloto de chama fornecido por um ventilador.

Parâmetro	Especificação	Unidade
Fluxo máximo (Nm ³ /h -> AT 0 °C e 760 mmHg)	60	Nm ³ /h
DP	950	mm WG
Motor elétrico		
Tipo	TOSHIBA	-
Velocidade de rotação	1200	rpm
Potência instalada	3	kW
Potência fornecida (60 Hz)	440	VAC

Fonte: Stein (2000).

Tabela II.4 - Características do sistema de gás natural para o piloto de chama.

Parâmetro	Especificação	Unidade
Taxa de fluxo	5,2	Nm ³ /h
Pressão nominal	4,5	bar
Temperatura máxima	30	°C
Poder calorífico do gás	9,5	MJ/Nm ³
Massa específica	0,806	kg/Nm ³

Fonte: Stein (2000).

Tabela II.5 - Características do sistema de purga de gás.

Parâmetro	Especificação	Unidade
Taxa de fluxo	600	Nm ³ /h
Pressão nominal	4,5	bar

Fonte: Stein (2000).

O sistema de nitrogênio é usado durante o desligamento do forno.

APÊNDICE III

III.1 CARACTERÍSTICAS DOS GASES MISTOS COG/LDG E COG/BFG UTILIZADOS NA INDÚSTRIA SIDERÚRGICA

Tabela III.1 - Características dos gases mistos COG/LDG e COG/BFG de PCI e PCS utilizados na indústria siderúrgica.

Composição	42% COG + 58% LDG	42% COG + 58% BFG
H ₂ (%)	22,49	27,41
CO ₂ (%)	10,72	13,88
C ₂ H ₄ (%)	0,60	0,77
C ₂ H ₆ (%)	0,18	0,23
C ₂ H ₂ (%)	0,05	0,04
H ₂ S (%)	0,08	0,06
C ₃ H ₈ (%)	0,18	0,04
C ₄ H ₁₀ (%)	0,01	0,01
C ₆ H ₆ (%)	0,32	0,34
C ₇ H ₈ (%)	0,03	0,03
O ₂ (%)	0,25	0,00
N ₂ (%)	15,85	30,50
CH ₄ (%)	8,29	10,50
CO (%)	40,96	16,20
PCI (kcal/Nm ³)	2811	2385
PCS (kcal/Nm ³)	3007	2626

Fonte: Autoria própria.

APÊNDICE IV

IV.1 TABELAS DE PROPRIEDADES DE MATERIAIS

Tabela IV.1 - Propriedades de concretos refratários.

Material	T. máxima (°C)	Análise química (%, base calcinada)				Massa específica aparente		Mudança linear permanente	Condutividade térmica			
		Al ₂ O ₃	SiO ₂	Fe ₂ O ₃	CaO	Em seco (g/cm ³)	1200 °C (g/cm ³)	1200 °C (%)	200 °C (W/m °C)	600 °C (W/m °C)	1000 °C (W/m °C)	1200 °C (W/m °C)
HORTIX 1240	1450	45	48	1,3	1,2	2,25	2,15	-0,30	1,25	1,23	1,28	1,32
HORTIX 1245	1500	49	43	1	1,2	2,20	2,19	-0,19	1,52	1,68	1,82	1,96
HORTIX 1260	1600	61	36	0,7	1,5	2,72	2,65	0,20	1,61	1,67	1,72	1,88
HORTIX 1265	1650	66	30	0,5	1,5	2,72	2,68	0,15	1,77	1,82	1,85	1,97
HORTIX 1285	1600	82	12	1,3	1,8	2,80	2,75	-0,15	2,35	2,41	2,42	2,58

Fonte: Vulkan (2004) e Holman (1973).

Tabela IV.2 - Propriedades de concretos isolantes.

Material	T. máxima (°C)	Análise química (%, base calcinada)				Massa específica aparente		Mudança linear permanente	Condutividade térmica			
		Al ₂ O ₃	SiO ₂	Fe ₂ O ₃	CaO	Em seco (g/cm ³)	1200 °C (g/cm ³)	1200 °C (%)	200 °C (W/m °C)	600 °C (W/m °C)	1000 °C (W/m °C)	1200 °C (W/m °C)
HORLITE 400	950	18	53	6,2	23	0,45	0,40	-1,20	0,05	0,10	-	-
HORLITE 500	870	17	60	2,2	19	0,50	0,48	-1,00	0,12	0,16	-	-
HORLITE 800	1100	33	27	7,5	21	0,82	0,75	-1,00	0,16	0,19	0,24	-
HORLITE 1000	1200	33	40	5	16	1,05	0,95	-0,90	0,18	0,22	0,27	-
HORLITE 1.0.6	1100	31	20	11	24	0,55	0,52	-0,60	0,11	0,15	0,18	-
HORLITE 1.2.4.B	1200	31	34	8	16	0,93	0,90	0,50	0,18	0,22	0,25	-

Fonte: Vulkan (2004) e Holman (1973).

Tabela IV.3 - Propriedades dos módulos de fibra cerâmica.

Material	T. máxima (°C)	Análise química (%, base calcinada)				Massa específica aparente		Mudança linear permanente	Condutividade térmica			
		Al ₂ O ₃	SiO ₂	Fe ₂ O ₃	CaO+ MgO	Em seco (g/cm ³)	1200 °C (g/cm ³)	1200 °C (%)	400 °C (W/m °C)	600 °C (W/m °C)	800 °C (W/m °C)	1200 °C (W/m °C)
Módulo 160 kg/m ³	1400	46	70-80	1,5	18-25	0,160	0,15	0,50	0,15	0,26	0,31	0,54
Módulo 192 kg/m ³	1400	46	70-80	1,5	18-25	0,192	0,18	0,50	0,12	0,21	0,30	0,44
Módulo 240 kg/m ³	1400	46	70-80	1,5	18-25	0,240	0,23	0,50	0,10	0,16	0,19	0,34

Fonte: Vulkan (2004) e Holman (1973).

Tabela IV.4 - Propriedades dos silicatos de cálcio.

Material	T. máxima (°C)	Análise química (%, base calcinada)				Massa específica aparente		Mudança linear permanente	Condutividade térmica			
		Al ₂ O ₃	SiO ₂	Fe ₂ O ₃	CaO	Em seco (g/cm ³)	1200 °C (g/cm ³)	1200 °C (%)	400 °C (W/m °C)	600 °C (W/m °C)	800 °C (W/m °C)	1000 °C (W/m °C)
SiCa 1000 °C	1000	3	46	0,5	43	0,250	0,23	1,50	0,14	0,18	0,22	-
SiCa 1100 °C	1100	3	47	0,3	43	0,285	0,24	1,50	0,10	0,16	0,20	0,22

Fonte: Vulkan (2004) e Holman (1973).

Tabela IV.5 - Propriedades dos microporosos.

Material	T. máxima (°C)	Análise química (%, base calcinada)				Massa específica aparente		Mudança linear permanente	Condutividade térmica			
		Al ₂ O ₃	SiO ₂	Fe ₂ O ₃	CaO	Em seco (g/cm ³)	1200 °C (g/cm ³)	1200 °C (%)	400 °C (W/m °C)	600 °C (W/m °C)	800 °C (W/m °C)	1000 °C (W/m °C)
Microporoso 1000 °C	1000	Eles são formados por silicatos				0,260	0,25	1,90	0,025	0,030	0,034	-
Microporoso 1100 °C	1100	Eles são formados por silicatos				0,290	0,25	1,90	0,028	0,034	0,042	-

Fonte: Vulkan (2004) e Holman (1973).

APÊNDICE V

V.1 CONCENTRAÇÃO EM BASE SECA DE CO₂ E O₂ PARA O BALANÇO DE MASSA DOS GASES MISTOS COG/LDG E COG/BFG

A Tabela V.1 apresenta a relação ar/combustível em função da concentração de O₂ e CO₂ em base seca, para os gases mistos COG/LDG e COG/BFG para diferentes valores de excesso de ar (α). Os resultados gráficos são mostrados na seção 5.5.1 para a linha de Grebel e 5.5.2 para a razão ar/combustível normalizada.

Tabela V.1 - Relação ar/combustível em função da concentração de O₂ e CO₂ em base seca, para os gases mistos COG/LDG e COG/BFG.

Excesso do ar (α)	42% COG + 58% LDG			42% COG + 58% BFG		
	Ar/Comb.	CO ₂ (%) _{BS}	O ₂ (%) _{BS}	Ar/Comb.	CO ₂ (%) _{BS}	O ₂ (%) _{BS}
1,00	2,58644	22,60	0,00	2,34047	17,29	0,00
1,01	2,61231	22,40	0,19	2,36387	17,14	0,19
1,02	2,63817	22,20	0,38	2,38728	16,99	0,37
1,03	2,66404	22,00	0,56	2,41068	16,84	0,55
1,04	2,68990	21,81	0,74	2,43409	16,69	0,73
1,05	2,71577	21,62	0,91	2,45749	16,55	0,90
1,06	2,74163	21,43	1,09	2,48090	16,41	1,07
1,07	2,76749	21,25	1,26	2,50430	16,27	1,24
1,08	2,79336	21,07	1,42	2,52771	16,13	1,41
1,09	2,81922	20,89	1,59	2,55111	16,00	1,57
1,10	2,84509	20,72	1,75	2,57452	15,87	1,73
1,11	2,87095	20,55	1,91	2,59792	15,74	1,89
1,12	2,89682	20,38	2,07	2,62133	15,61	2,04
1,13	2,92268	20,21	2,22	2,64473	15,49	2,20
1,14	2,94855	20,05	2,37	2,66813	15,36	2,35
1,15	2,97441	19,89	2,52	2,69154	15,24	2,50

Fonte: Autoria própria.

APÊNDICE VI

VI.1 RESULTADOS DAS SIMULAÇÕES DO MODELO PARA A COMBUSTÃO DO GÁS MISTO (COG/LDG) NO FORNO DE REAQUECIMENTO

Desenvolve-se três casos utilizando o modelo matemático obtido na equação (6.4) e os coeficientes da Tabela 6.11 para o caso 1, com o propósito de apresentar uma distribuição da temperatura da chama adiabática e determinar a temperatura máxima atingida na combustão do gás misto COG/LDG. Em cada caso, duas das três variáveis iniciais serão variadas (concentração de COG, excesso de ar e temperatura do ar) e a terceira variável será mantida constante em cada caso. O alcance mínimo e máximo de cada variável são valores normalmente utilizados no forno industrial de reaquecimento de placas da indústria siderúrgica.

O modelo foi simulado e testado através de três casos para determinar a temperatura da chama adiabática máxima na combustão do gás misto (COG/LDG) a pressão constante. As Figuras VI.1, VI.2 e VI.3, apresentam a simulações da temperatura da chama adiabática em relação à concentração de COG, em relação ao excesso de ar e em relação à temperatura do ar, respectivamente, obtém-se os seguintes resultados:

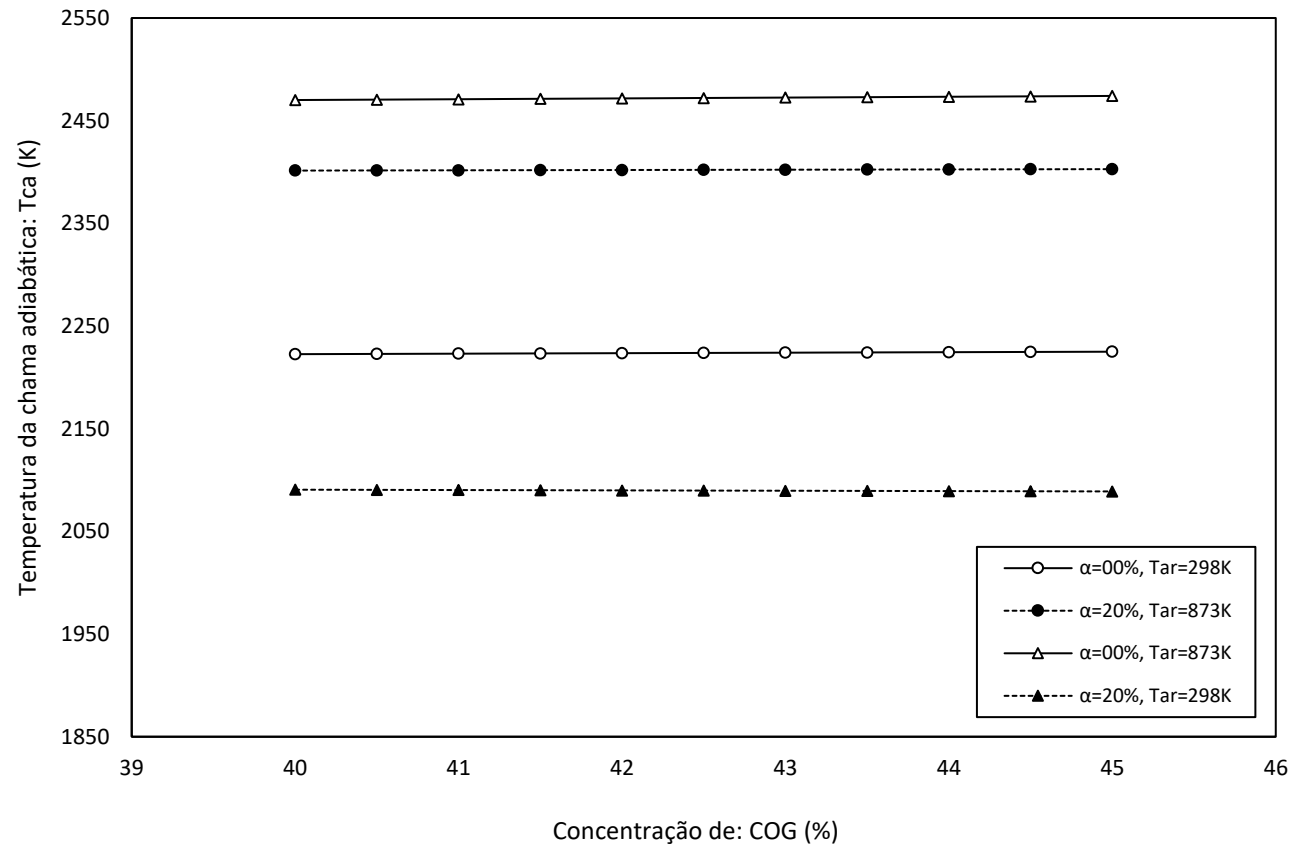
No primeiro caso (ver Figura VI.1), se a concentração de COG na preparação de combustível varia de 40% a 45%, a temperatura da chama máxima pode ser alcançada quando o excesso de ar é o menor possível 0% e o ar é pré-aquecido a 873K.

No segundo caso (ver Figura VI.2), se o excesso de ar varia de 0% a 20%, a temperatura da chama máxima pode ser alcançada quando a concentração de COG na preparação de combustível é de 45% e o ar é pré-aquecido a 873K.

No terceiro caso (ver Figura VI.3), se a temperatura do ar varia de 298K a 873K, a temperatura da chama máxima pode ser alcançada quando a concentração de COG na preparação de combustível é de 45% e o excesso de ar é de 0%.

VI.1.1 Simulação da temperatura da chama adiabática em relação à concentração de COG (Caso 1)

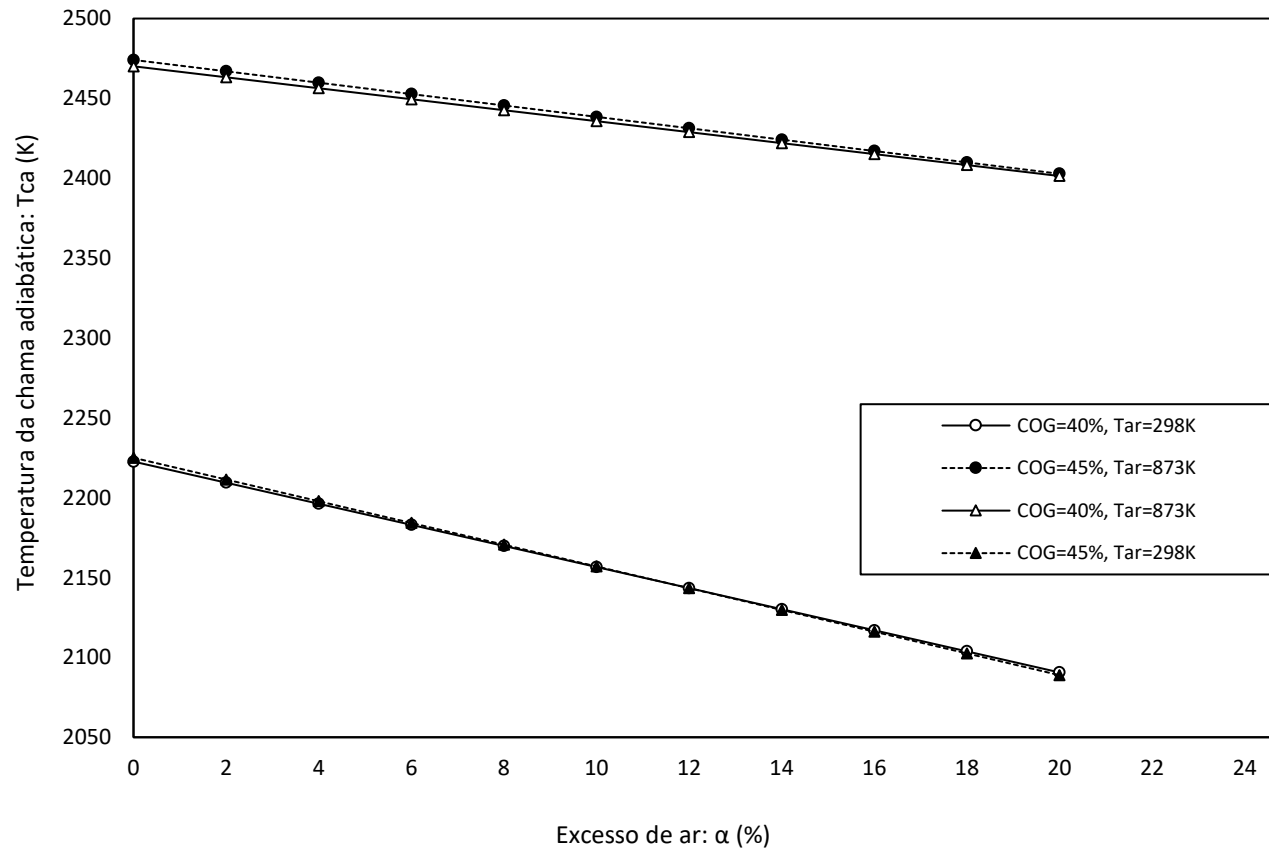
Figura VI.1 - Simulação da temperatura da chama adiabática na combustão do gás misto (COG/LDG) a pressão constante em relação à concentração de COG (%), com a variação de: α : excesso de ar 0% – 20% e T_{ar} : temperatura do ar 298K – 873K.



Fonte: Autoria própria.

VI.1.2 Simulação da temperatura da chama adiabática em relação ao excesso de ar (Caso 2)

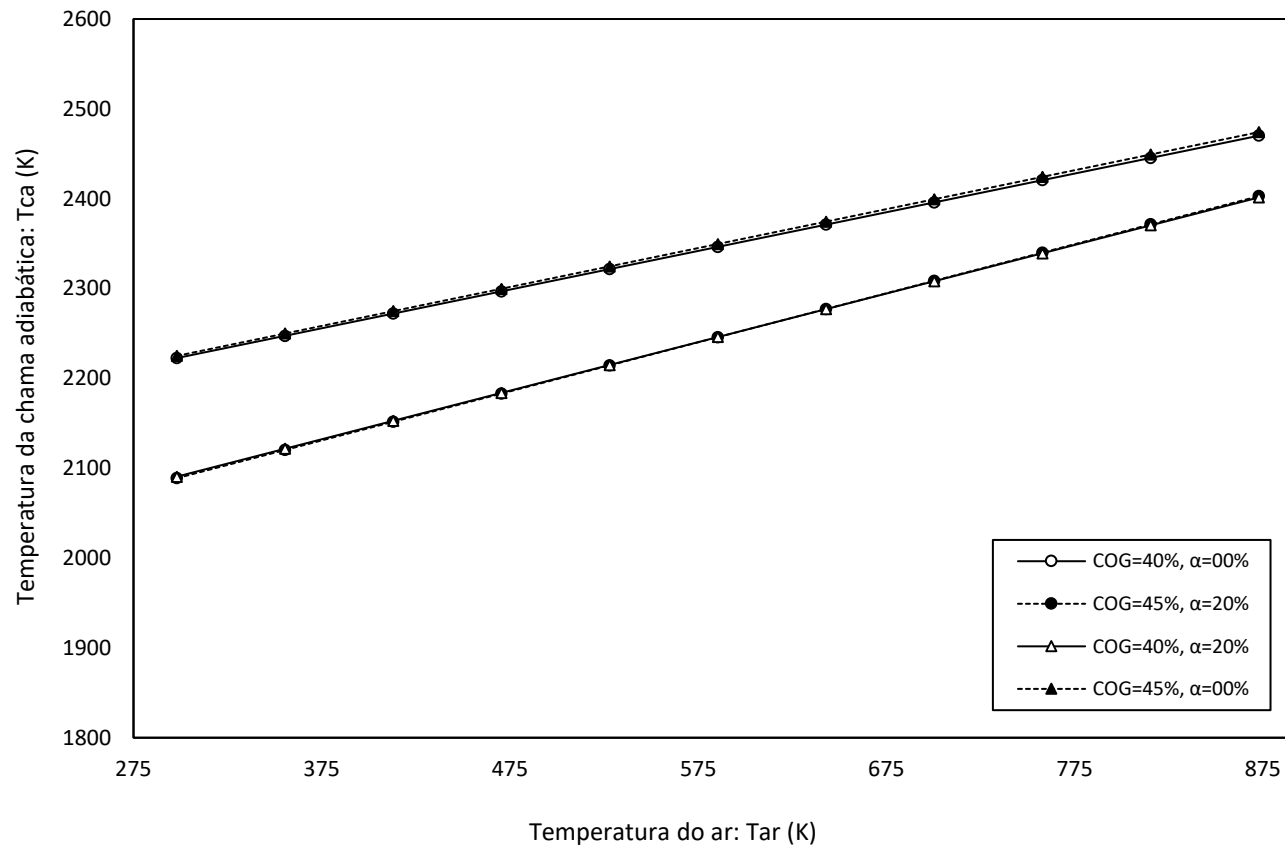
Figura VI.2 - Simulação da temperatura da chama adiabática na combustão do gás misto (COG/LDG) a pressão constante em relação ao excesso de ar (α), com a variação de: COG: concentração de COG 40% – 45% e T_{ar} : temperatura do ar 298K – 873K.



Fonte: Autoria própria.

VI.1.3 Simulação da temperatura da chama adiabática em relação à temperatura do ar (Caso 3)

Figura VI.3 - Simulação da temperatura da chama adiabática na combustão do gás misto (COG/LDG) a pressão constante em relação à temperatura do ar (T_{ar}), com a variação de: COG: concentração de COG 40% – 45% e α : excesso de ar 0% – 20%.

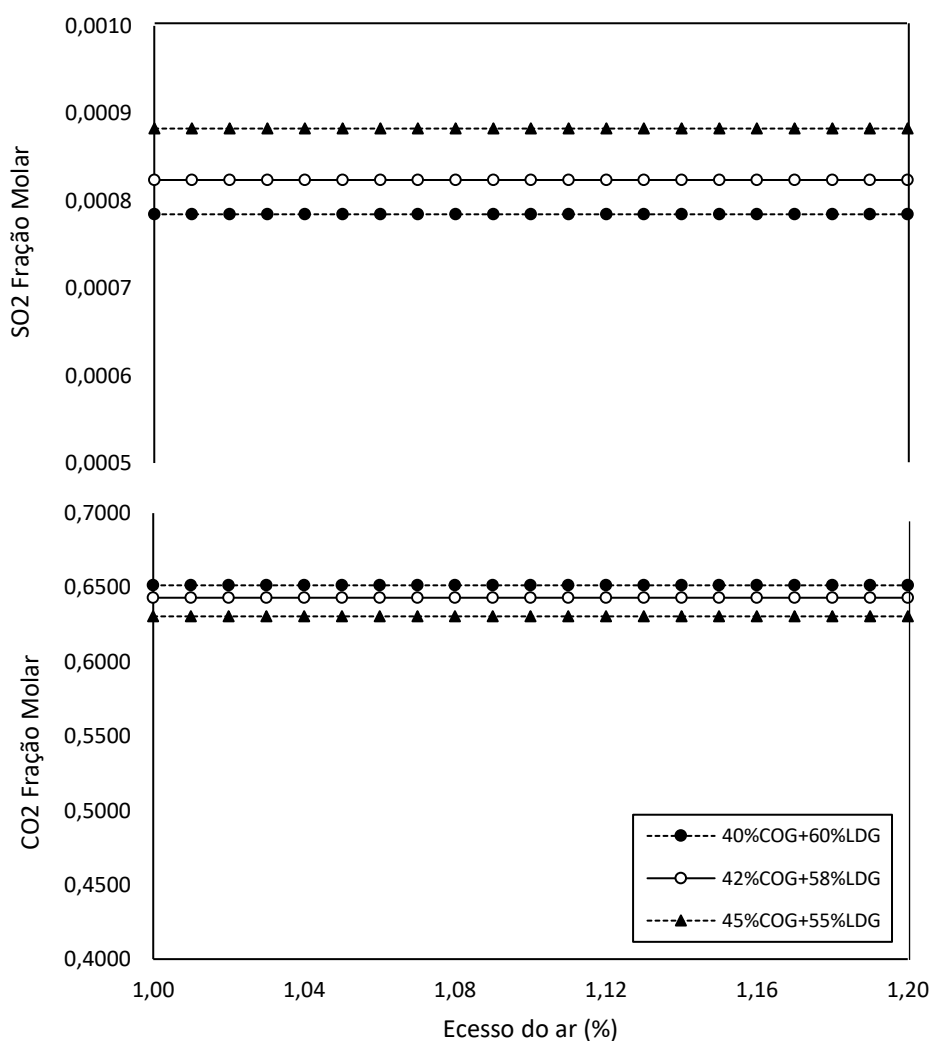


Fonte: Autoria própria.

VI.1.4 Resultados dos produtos da combustão à pressão constante do gás misto (COG/LDG) no forno de aquecimento de placas

Da Figura VI.4, as frações molares de CO_2 e SO_2 têm um comportamento constante com a variação do excesso de ar. Além disso, a fração molar máxima de CO_2 é obtida para uma concentração do gás misto de 40%COG e 60%BFG, e o valor mínimo para uma concentração do gás misto de 45%COG e 55%LDG. A fração molar máxima de H_2O e SO_2 , são obtidas para uma concentração do gás misto de 45%COG e 55%LDG, e o valor mínimo para uma concentração do gás misto de 40%COG e 60%LDG.

Figura VI.4 - Simulação da combustão do gás misto (COG/LDG) a pressão constante no forno de aquecimento de placas: Conteúdo de CO_2 e SO_2 no gás misto produto da combustão para diferentes concentrações de COG e LDG, assim como, a variação de excesso de ar (α) de 0% – 20%.



Fonte: Autoria própria.

VI.2 RESULTADOS DAS SIMULAÇÕES DO MODELO PARA A COMBUSTÃO DO GÁS MISTO (COG/BFG) NO FORNO DE REAQUECIMENTO

Desenvolve-se três casos utilizando o modelo matemático obtido na equação (6.4) e os coeficientes da Tabela 6.11 para o caso 2, com o propósito de apresentar uma distribuição da temperatura da chama adiabática e determinar a temperatura máxima atingida na combustão do gás misto COG/BFG. Em cada caso, duas das três variáveis iniciais serão variadas (concentração de COG, excesso de ar e temperatura do ar) e a terceira variável será mantida constante em cada caso. O alcance mínimo e máximo de cada variável são valores normalmente utilizados no forno industrial de reaquecimento de placas da indústria siderúrgica.

O modelo foi simulado e testado através de três casos para determinar a temperatura da chama adiabática máxima na combustão do gás misto (COG/BFG) a pressão constante. As Figuras VI.5, VI.6 e VI.7, apresenta a simulação da temperatura da chama adiabática em relação à concentração de COG, em relação ao excesso de ar e em relação à temperatura do ar, respectivamente, obtém-se os seguintes resultados:

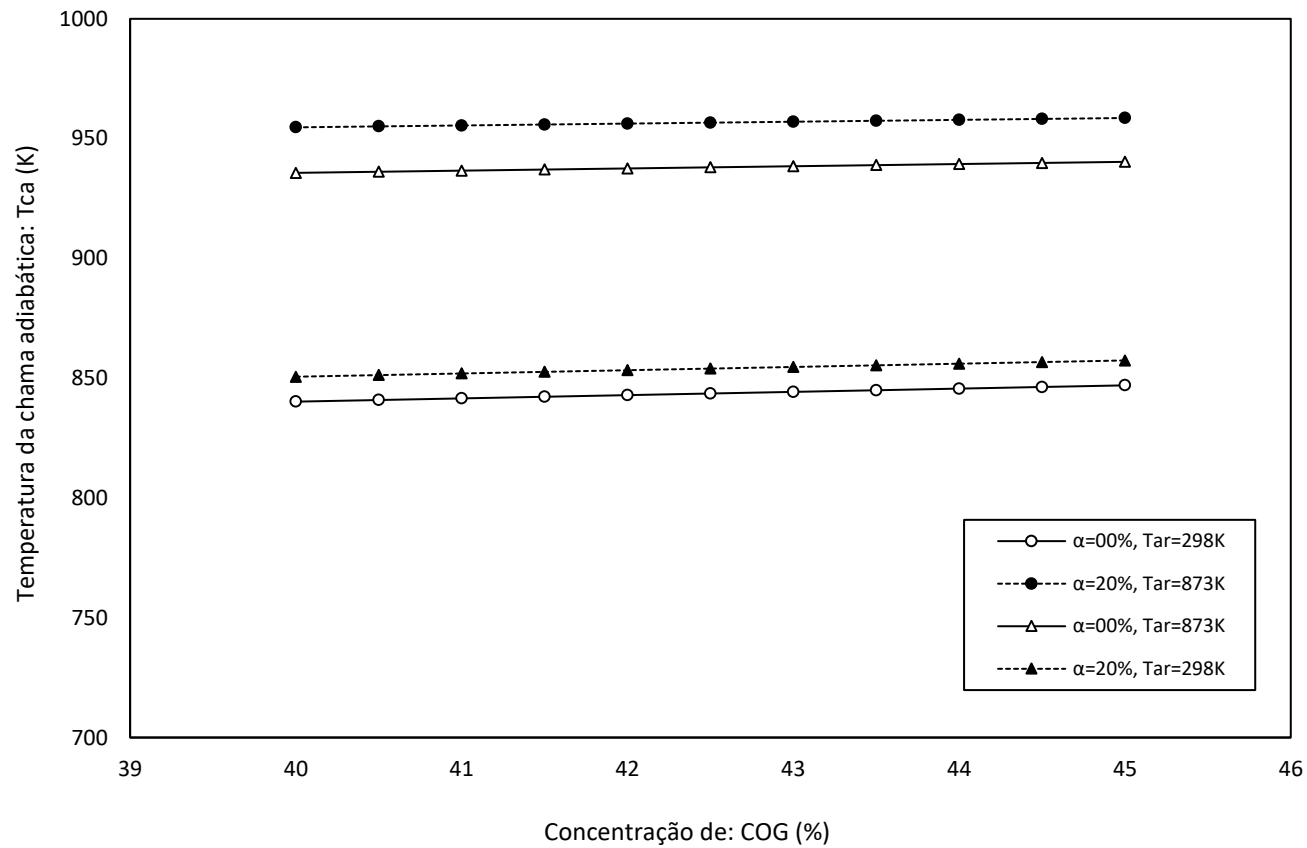
No primeiro caso (ver Figura VI.5), se a concentração de COG na preparação de combustível varia de 40% a 45%, a temperatura da chama máxima pode ser alcançada quando o excesso de ar é o maior possível 20% e o ar é pré-aquecido a 873K.

No segundo caso (ver Figura VI.6), se o excesso de ar varia de 0% a 20%, a temperatura da chama máxima pode ser alcançada quando a concentração de COG na preparação de combustível é de 45% e o ar é pré-aquecido a 873K.

No terceiro caso (ver Figura VI.7), se a temperatura do ar varia de 298K a 873K, a temperatura da chama máxima pode ser alcançada quando a concentração de COG na preparação de combustível é de 45% e o excesso de ar é de 20%.

VI.2.1 Simulação da temperatura da chama adiabática em relação à concentração de COG (Caso 1)

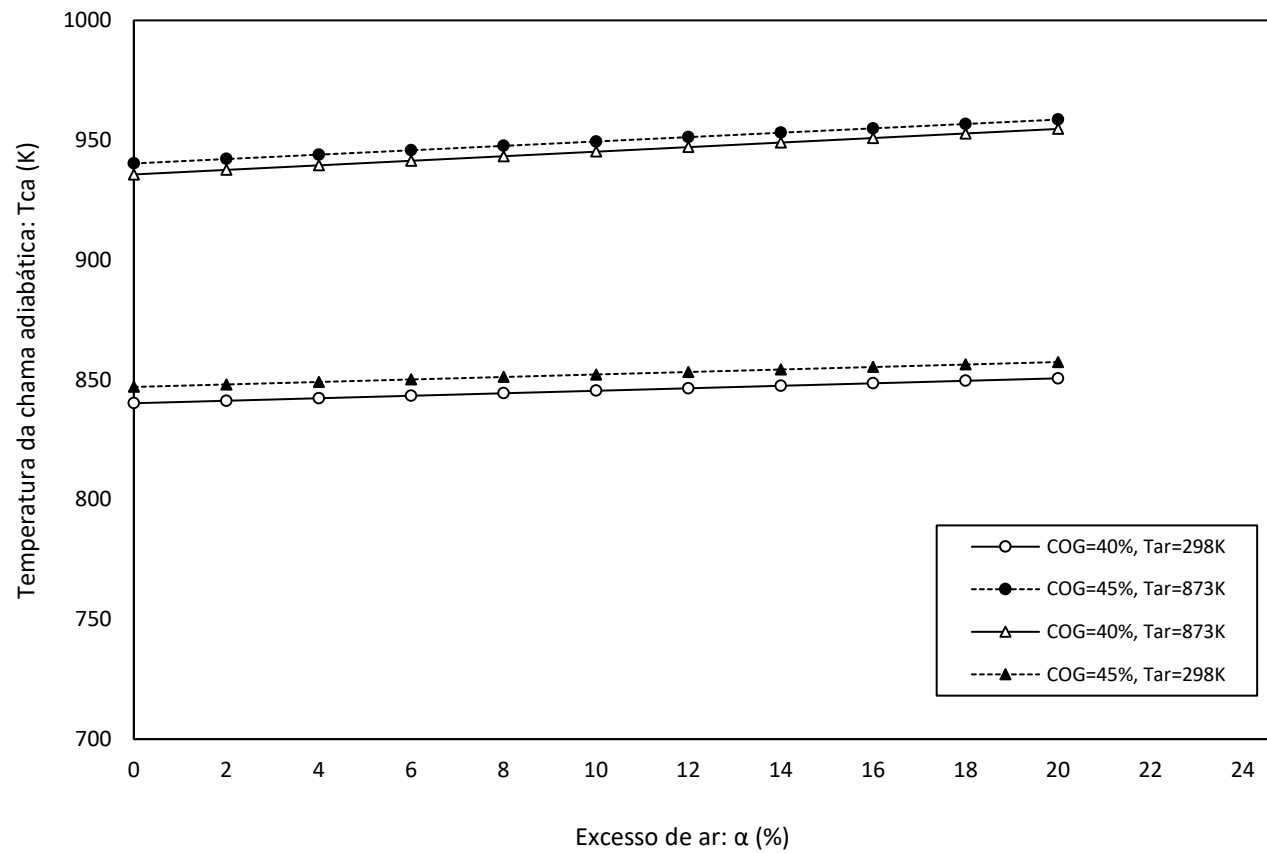
Figura VI.5 - Simulação da temperatura da chama adiabática na combustão do gás misto (COG/BFG) a pressão constante em relação à concentração de COG (%), com a variação de: α : excesso de ar 0% – 20% e T_{ar} : temperatura do ar 298K – 873K.



Fonte: Autoria própria.

VI.2.2 Simulação da temperatura da chama adiabática em relação ao excesso de ar (Caso 2)

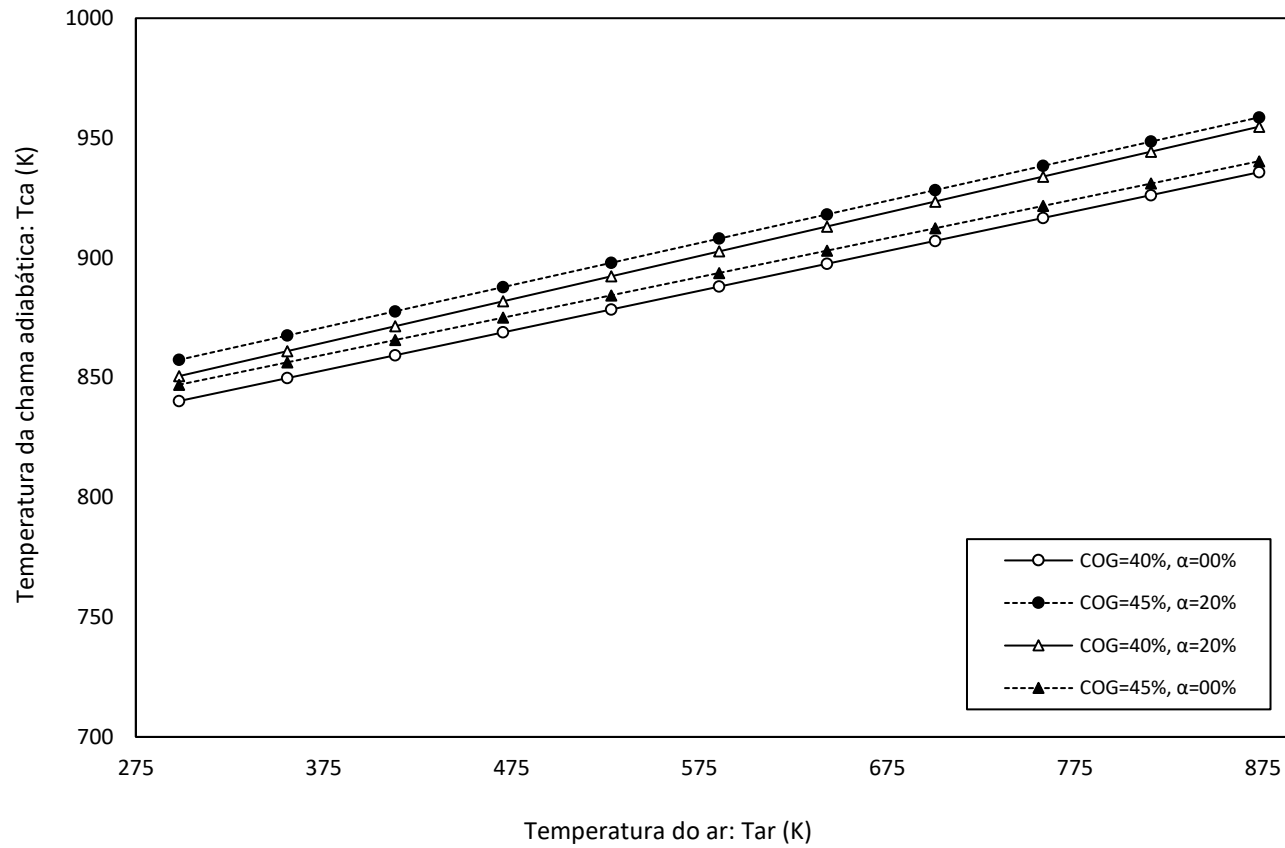
Figura VI.6 - Simulação da temperatura da chama adiabática na combustão do gás misto (COG/BFG) a pressão constante em relação ao excesso de ar (α), com a variação de: COG: concentração de COG 40% – 45% e T_{ar} : temperatura do ar 298K – 873K.



Fonte: Autoria própria.

VI.2.3 Simulação da temperatura da chama adiabática em relação à temperatura do ar (Caso 3)

Figura VI.7 - Simulação da temperatura da chama adiabática na combustão do gás misto (COG/BFG) a pressão constante em relação à temperatura do ar (T_{ar}), com a variação de: COG: concentração de COG 40% – 45% e α : excesso de ar 0% – 20%.

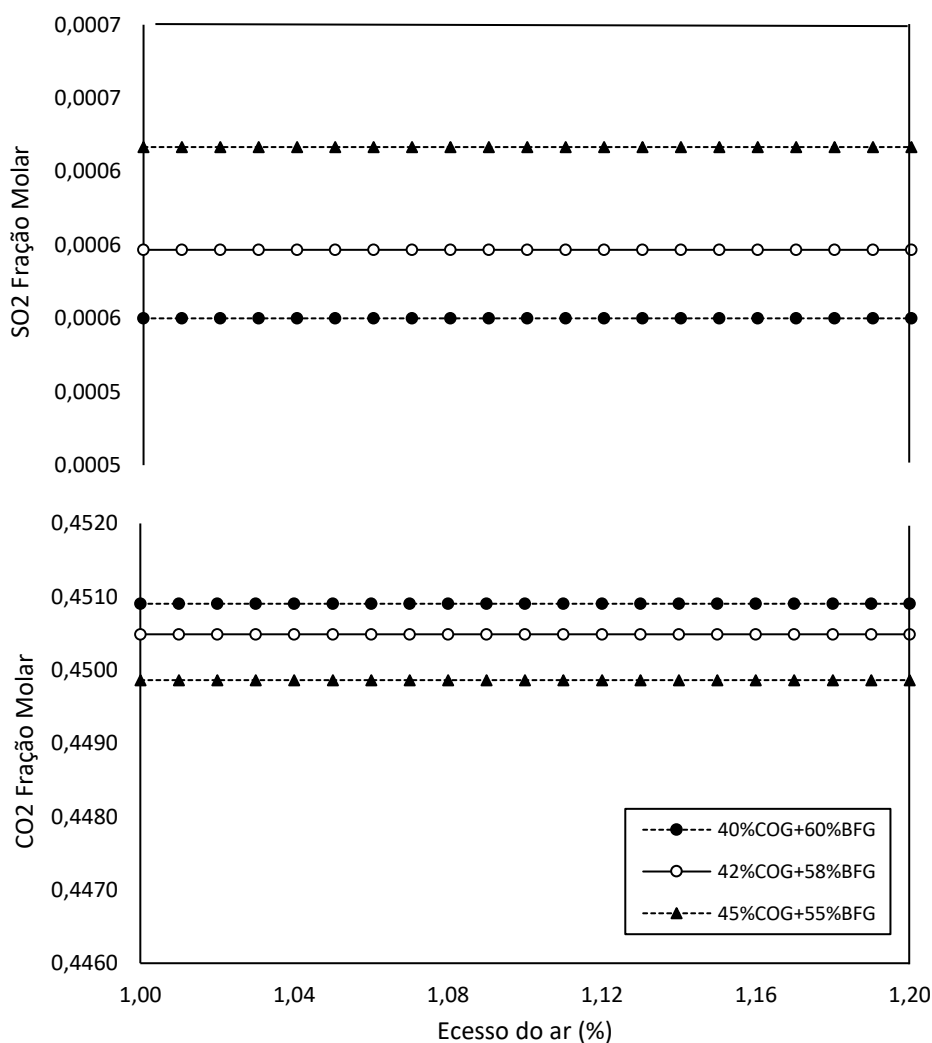


Fonte: Autoria própria.

VI.2.4 Resultados dos produtos da combustão à pressão constante do gás misto (COG/BFG) no forno de reauecimento de placas

Da Figura VI.8, as frações molares de CO_2 e SO_2 têm um comportamento constante com a variação do excesso de ar. Além disso, a fração molar máxima de CO_2 é obtida para uma concentração do gás misto de 40%COG e 60%BFG, e o valor mínimo para uma concentração do gás misto de 45%COG e 55%BFG. A fração molar máxima de SO_2 é obtida para uma concentração do gás misto de 45%COG e 55%BFG, e o valor mínimo para uma concentração do gás misto de 40%COG e 60%BFG.

Figura VI.8 - Simulação da combustão do gás misto (COG/BFG) a pressão constante no forno de reauecimento de placas: Conteúdo de CO_2 e SO_2 no gás misto produto da combustão para diferentes concentrações de COG e BFG, assim como, a variação de excesso de ar (α) de 0% – 20%.



Fonte: Autoria própria.

VI.3 RESULTADOS DAS SIMULAÇÕES DO MODELO PARA A COMBUSTÃO DO GÁS MISTO (COG/LDG) COM O₂ NO FORNO DE REAQUECIMENTO

Desenvolve-se três casos utilizando o modelo matemático obtido na equação (6.4) e os coeficientes da Tabela 6.11 para o caso 3, com o propósito de apresentar uma distribuição da temperatura da chama adiabática e determinar a temperatura máxima atingida na combustão do gás misto COG/LDG. Em cada caso, duas das três variáveis iniciais serão variadas (concentração de COG, enriquecimento de O₂ e temperatura do O₂) e a terceira variável será mantida constante em cada caso.

O modelo foi simulado e testado através de três casos para determinar a temperatura da chama adiabática máxima na combustão do gás misto (COG/LDG) a pressão constante. As Figuras VI.9, VI.10 e VI.11, apresenta a simulação da temperatura da chama adiabática em relação à concentração de COG, em relação ao enriquecimento de O₂ e em relação à temperatura do ar, respectivamente, obtém-se os seguintes resultados:

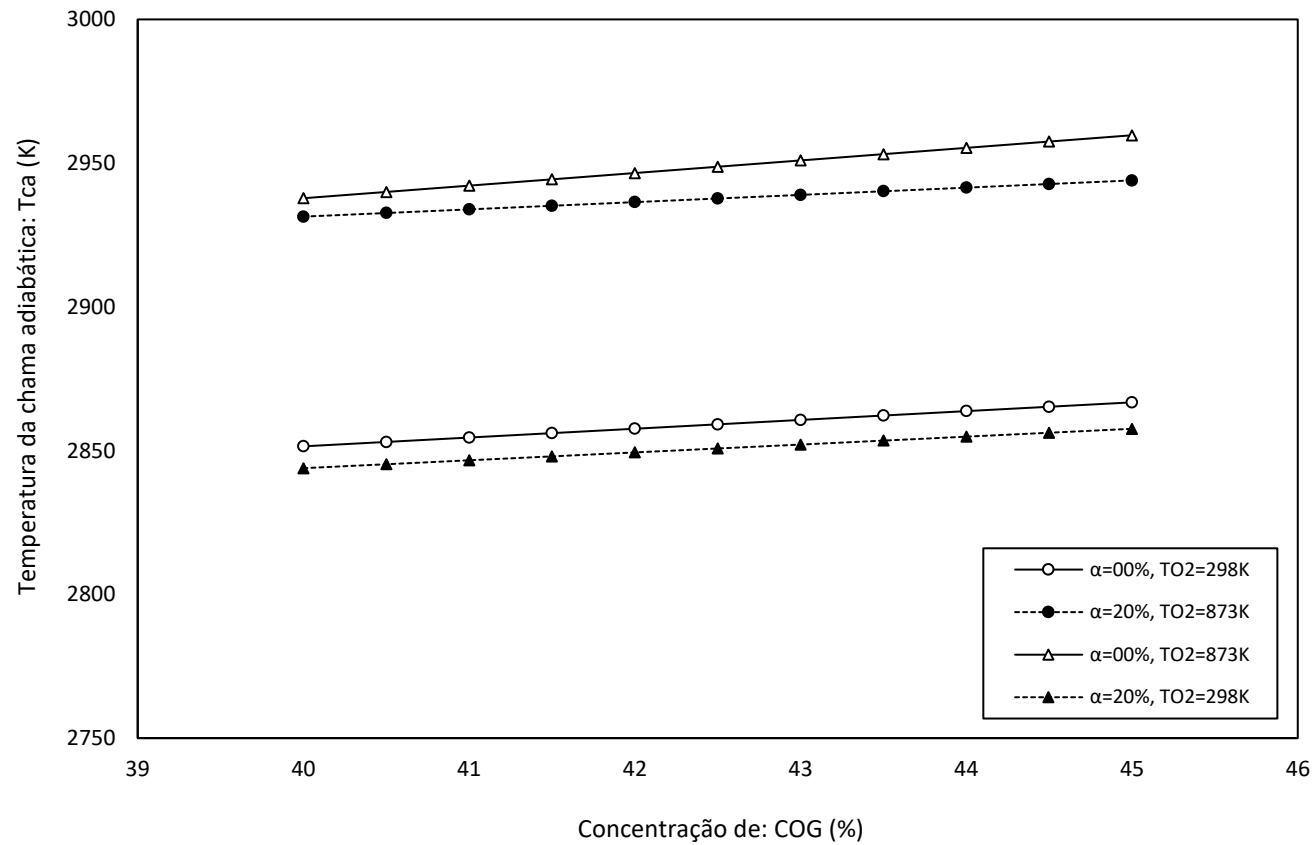
No primeiro caso (ver Figura VI.9), se a concentração de COG na preparação de combustível varia de 40% a 45%, a temperatura da chama máxima pode ser alcançada quando o enriquecimento de O₂ é o menor possível 0% e o O₂ é pré-aquecido a 873K.

No segundo caso (ver Figura VI.10), se o enriquecimento de O₂ varia de 0% a 20%, a temperatura da chama máxima pode ser alcançada quando a concentração de COG na preparação de combustível é de 45% e o ar é pré-aquecido a 873K.

No terceiro caso (ver Figura VI.11), se a temperatura do O₂ varia de 298K a 873K, a temperatura da chama máxima pode ser alcançada quando a concentração de COG na preparação de combustível é de 45% e o enriquecimento de O₂ é de 0%.

VI.3.1 Simulação da temperatura da chama adiabática em relação à concentração de COG (Caso 1)

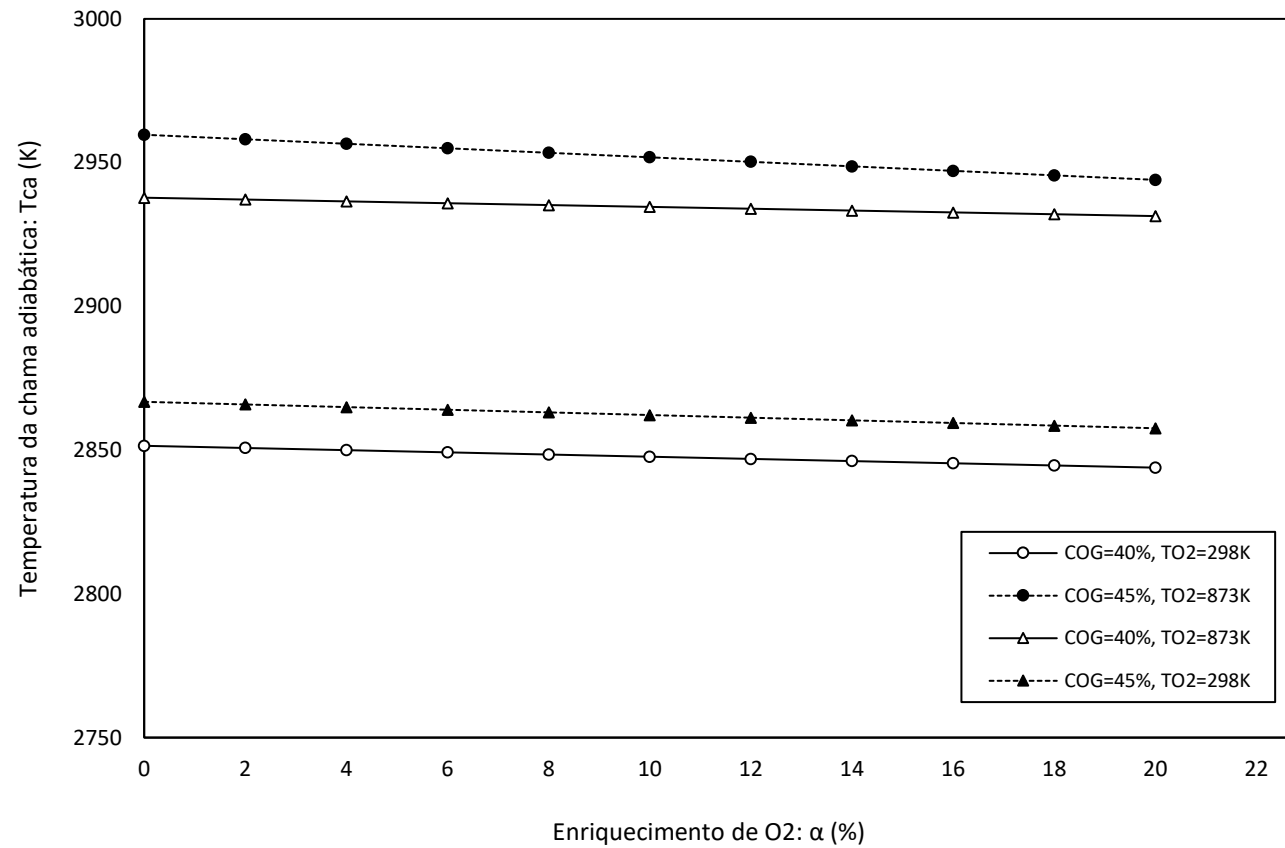
Figura VI.9 - Simulação da temperatura da chama adiabática na combustão do gás misto (COG/LDG) a pressão constante em relação à concentração de COG (%), com a variação de: α : enriquecimento de O₂ 0% – 20% e T_{O2}: temperatura do O₂ 298K – 873K.



Fonte: Autoria própria.

VI.3.2 Simulação da temperatura da chama adiabática em relação ao excesso de O₂ (Caso 2)

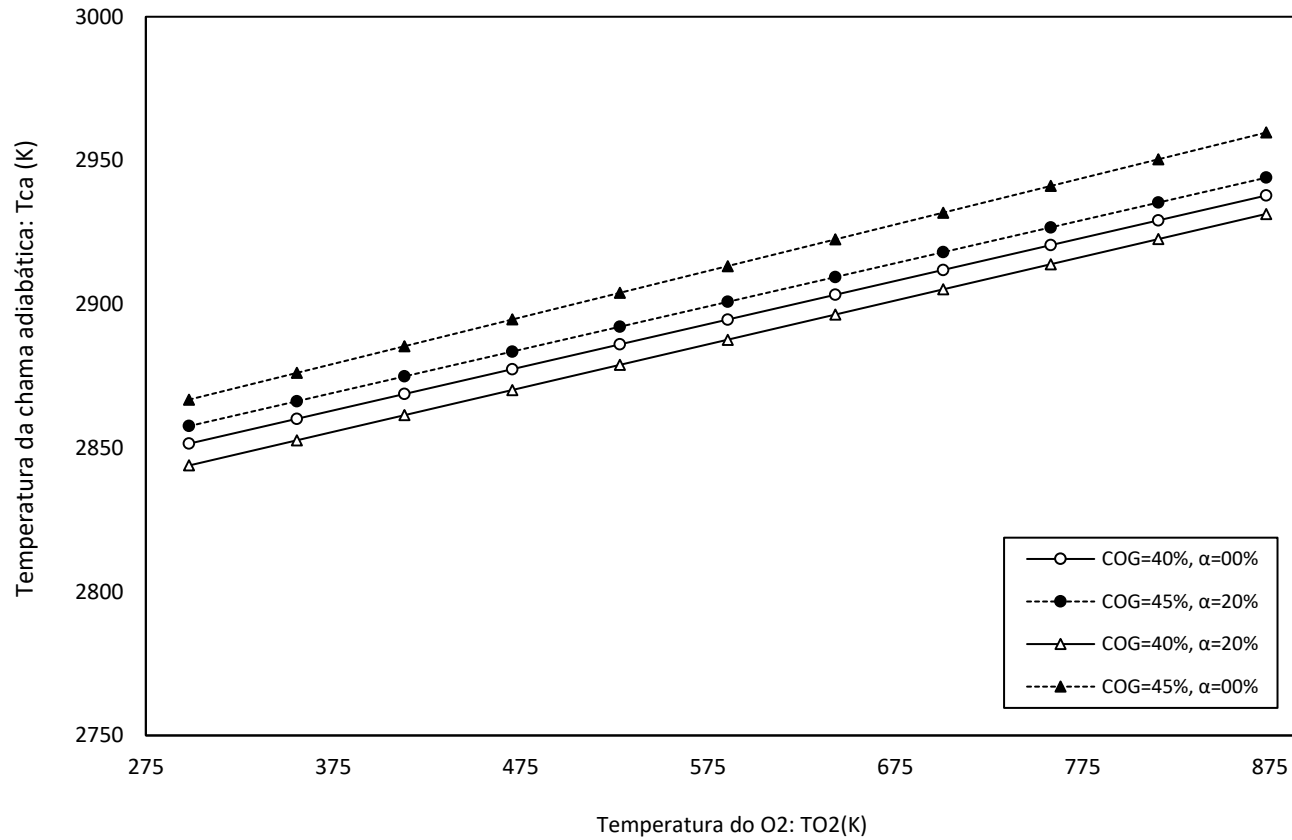
Figura VI.10 - Simulação da temperatura da chama adiabática na combustão do gás misto (COG/LDG) a pressão constante em relação ao enriquecimento de O₂ (α), com a variação de: COG: concentração de COG 40% – 45% e T_{O2}: temperatura do O₂ 298K – 873K.



Fonte: Autoria própria.

VI.3.3 Simulação da temperatura da chama adiabática em relação à temperatura do O₂ (Caso 3)

Figura VI.11 - Simulação da temperatura da chama adiabática na combustão do gás misto (COG/LDG) a pressão constante em relação à temperatura do O₂ (T_{O2}), com a variação de: COG: concentração de COG 40% – 45% e α : enriquecimento de O₂ 0% – 20%.



Fonte: Autoria própria.

VI.4 RESULTADOS DAS SIMULAÇÕES DO MODELO PARA A COMBUSTÃO DO GÁS MISTO (COG/BFG) COM O₂ NO FORNO DE REAQUECIMENTO DE PLACAS

Desenvolve-se três casos utilizando o modelo matemático obtido na equação (6.4) e os coeficientes da Tabela 6.11 para o caso 4, com o propósito de apresentar uma distribuição da temperatura da chama adiabática e determinar a temperatura máxima atingida na combustão do gás misto COG/BFG. Em cada caso, duas das três variáveis iniciais serão variadas (concentração de COG, enriquecimento de O₂ e temperatura do O₂) e a terceira variável será mantida constante em cada caso.

O modelo foi simulado e testado através de três casos para determinar a temperatura da chama adiabática máxima na combustão do gás misto (COG/BFG) a pressão constante. As Figuras VI.12, VI.13 e VI.14, apresenta a simulação da temperatura da chama adiabática em relação à concentração de COG, em relação ao enriquecimento de O₂ e em relação à temperatura do ar, respectivamente, obtém-se os seguintes resultados:

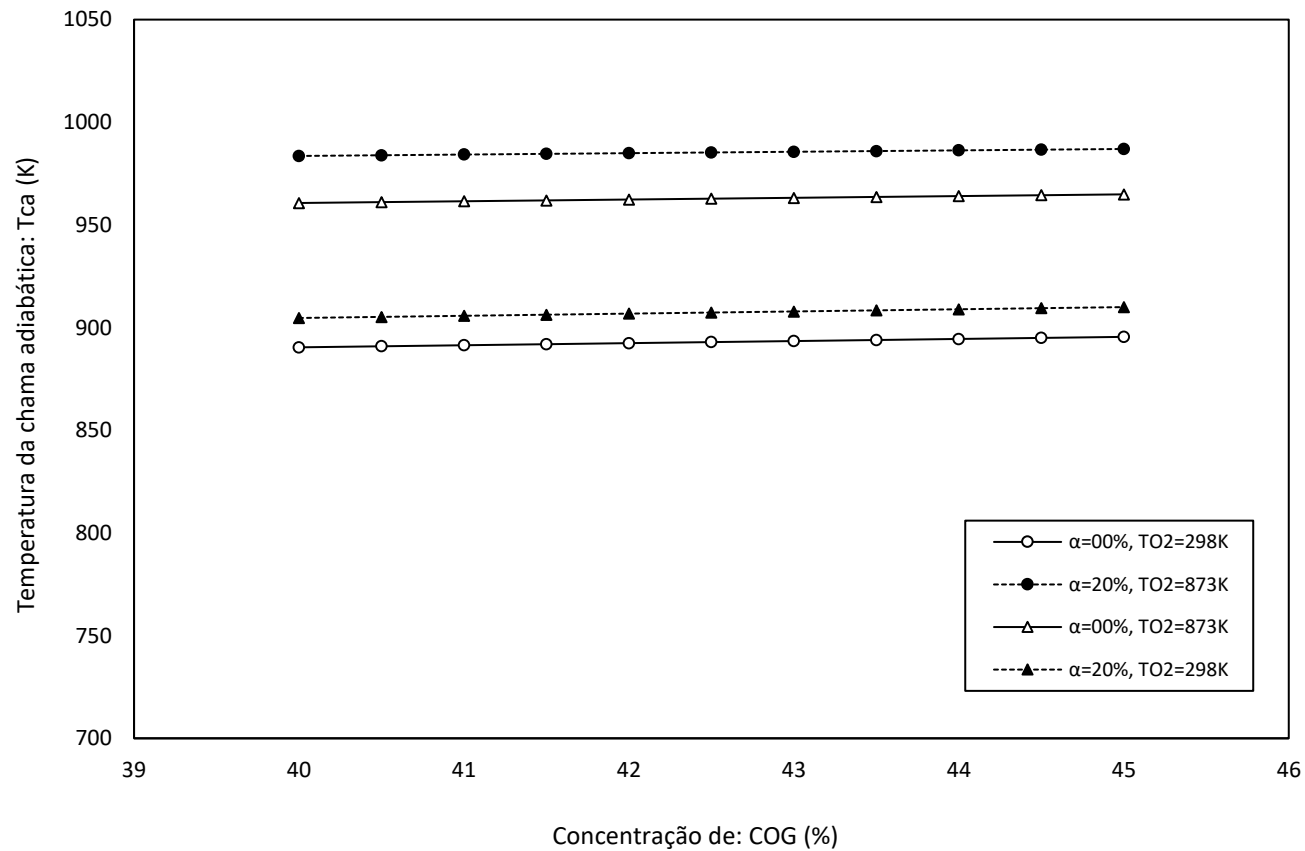
No primeiro caso (ver Figura VI.12), se a concentração de COG na preparação de combustível varia de 40% a 45%, a temperatura da chama máxima pode ser alcançada quando o enriquecimento de O₂ é o maior possível 20% e o O₂ é pré-aquecido a 873K.

No segundo caso (ver Figura VI.13), se o enriquecimento de O₂ varia de 0% a 20%, a temperatura da chama máxima pode ser alcançada quando a concentração de COG na preparação de combustível é de 45% e o O₂ é pré-aquecido a 873K.

No terceiro caso (ver Figura VI.14), se a temperatura do O₂ varia de 298K a 873K, a temperatura da chama máxima pode ser alcançada quando a concentração de COG na preparação de combustível é de 45% e o enriquecimento de O₂ é de 20%.

VI.4.1 Simulação da temperatura da chama adiabática em relação à concentração de COG (Caso 1)

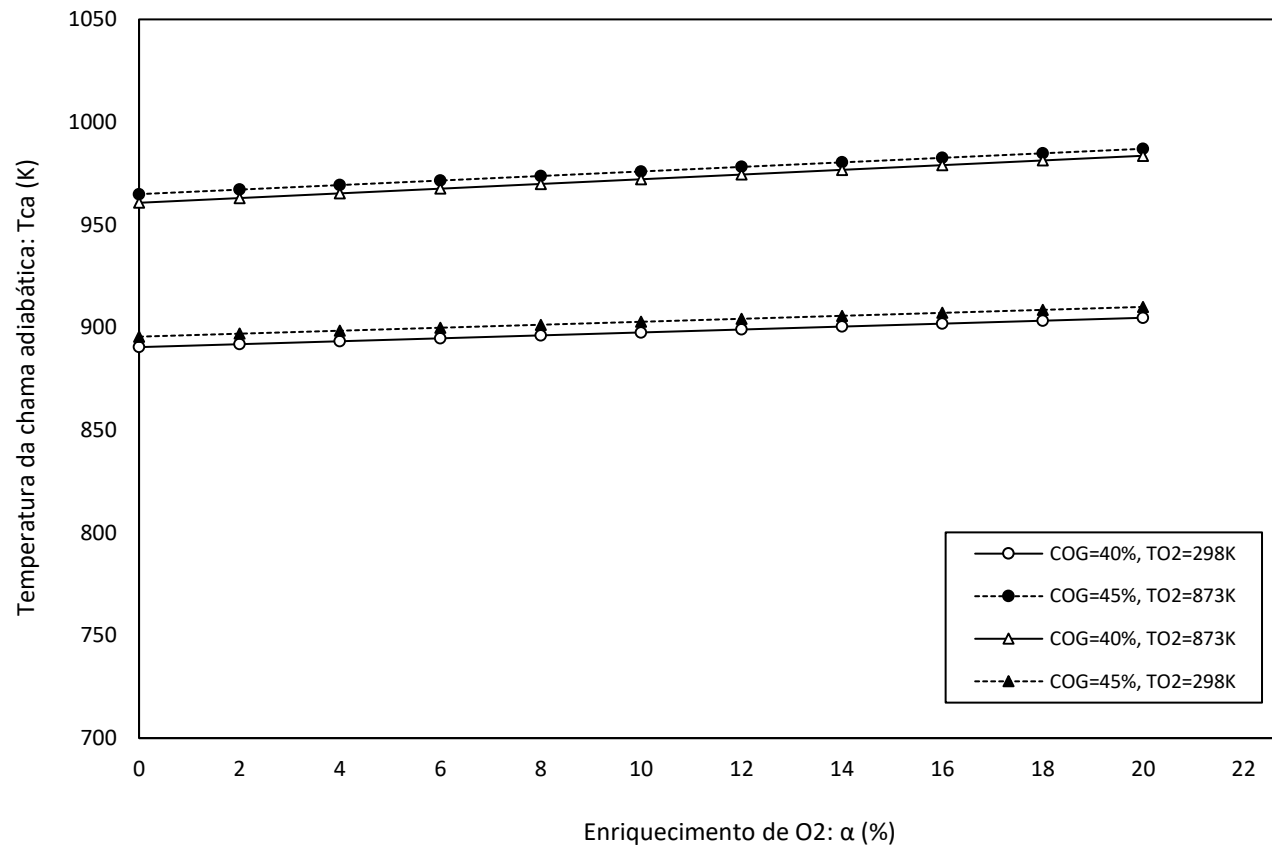
Figura VI.12 - Simulação da temperatura da chama adiabática na combustão do gás misto (COG/BFG) a pressão constante em relação à concentração de COG (%), com a variação de: α : enriquecimento de O₂ 0% – 20% e T_{O2}: temperatura do O₂ 298K – 873K.



Fonte: Autoria própria.

VI.4.2 Simulação da temperatura da chama adiabática em relação ao excesso de O₂ (Caso 2)

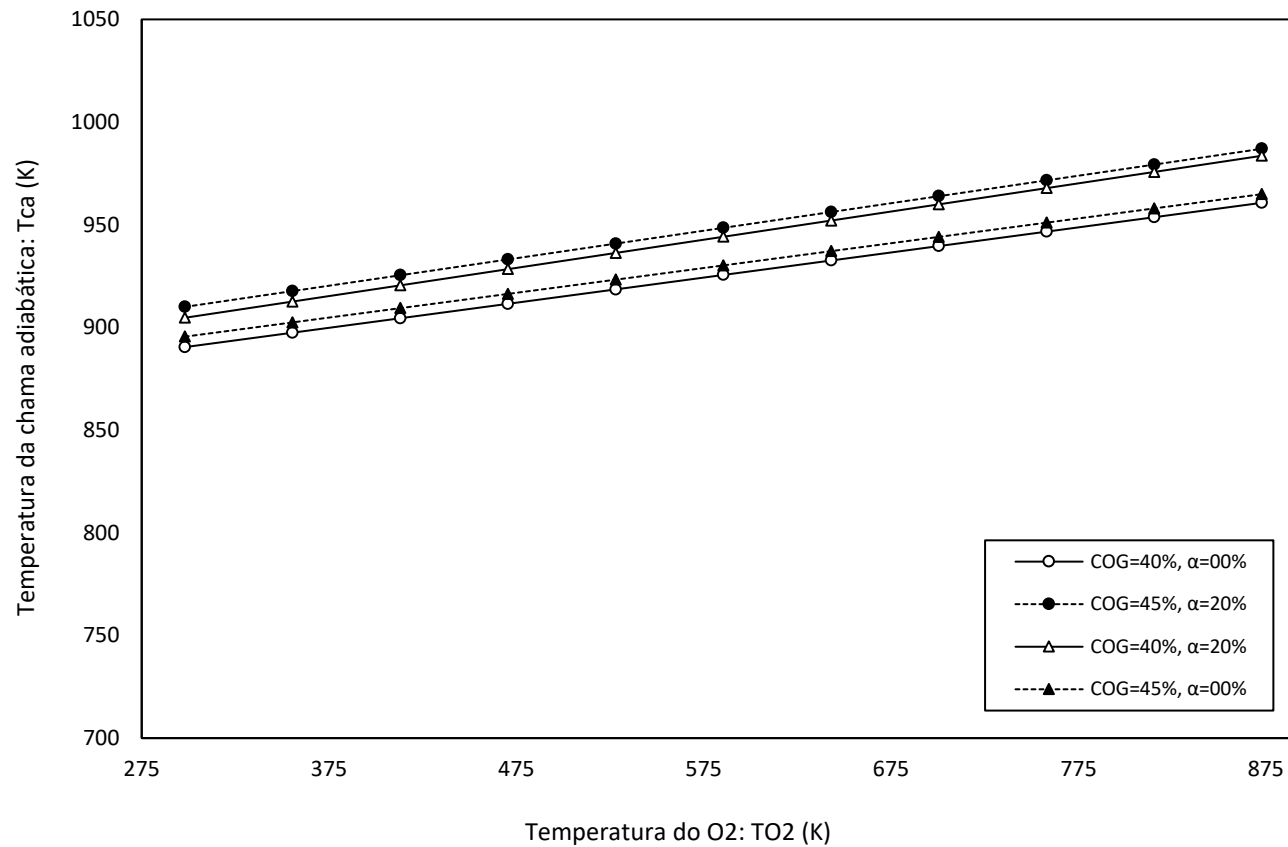
Figura VI.13 - Simulação da temperatura da chama adiabática na combustão do gás misto (COG/BFG) a pressão constante em relação ao enriquecimento de O₂ (α), com a variação de: COG: concentração de COG 40% – 45% e T_{O2}: temperatura do O₂ 298K – 873K.



Fonte: Autoria própria.

VI.4.3 Simulação da temperatura da chama adiabática em relação à temperatura do O₂ (Caso 3)

Figura VI.14 - Simulação da temperatura da chama adiabática na combustão do gás misto (COG/BFG) a pressão constante em relação à temperatura do O₂ (T_{O2}), com a variação de: COG: concentração de COG 40% – 45% e α : enriquecimento de O₂ 0% – 20%.



Fonte: Autoria própria.