

Flávio Lopes Francisco Bittencourt

**Análise via CFD de um Combustor Industrial
Utilizado no Processamento Térmico de Pelotas
de Minério de Ferro**

Vitória, ES

2016

Flávio Lopes Francisco Bittencourt

Análise via CFD de um Combustor Industrial Utilizado no Processamento Térmico de Pelotas de Minério de Ferro

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica do Centro Tecnológico da Universidade Federal do Espírito Santo, como requisito parcial para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Universidade Federal do Espírito Santo

Centro Tecnológico

Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica

Orientador: Prof. Dr. Márcio Ferreira Martins

Vitória, ES

2016

Agradecimentos

Agradeço aos meus pais e meus irmãos, a base de tudo.

Aos melhores amigos, Augusto Ferrari e Rodrigo Soares, por vivenciarem e fornecerem apoio crucial para que pudesse chegar aos meus objetivos.

Aos amigos Elias e Rodolfo, por conviverem e compartilharem a correria de uma reta final de mestrado.

Aos amigos do IFES, os quais destaco em especial, Clinger, Rodrigo Guedes, Paulo Henrique, Humberto e Thiago Bernardo.

À Everaldo Gonçalves, pela ajuda e boa vontade nas visitas técnicas necessárias para realização do trabalho.

Ao meu orientador, Prof. Dr. Márcio Ferreira Martins, pela confiança de sempre, apoio, e orientações que me guiaram até o fim.

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - CAPES - pelo apoio financeiro prestado.

E à todos aqueles que contribuíram de alguma forma para que mais uma vitória fosse alcançada.

Seja sempre alegre. Estudando e trabalhando com alegria, você progredirá cada vez mais.
(Seicho Taniguchi)

Resumo

A mineração desempenha um importante papel no cenário econômico nacional, com a presença de inúmeras reservas. Porém, o ferro, da forma como é extraído dessas jazidas, não é propício para utilização direta na indústria, devendo passar por atividades de beneficiamento como a aglomeração de finos e formação de pelotas. O processamento térmico das pelotas de minério é largamente utilizado, pois além de proporcionar reaproveitamento dos finos de minério, concede às pelotas propriedades físicas e metalúrgicas necessárias às operações em alto-forno. Para que essas transformações ocorram é utilizado o processo de combustão de gases, com intuito de fornecer calor e produtos de combustão com potencial redutor para transformar as pelotas. O problema encontra-se na complexidade dos processos térmicos existentes em fornos e combustores industriais, que associada à falta de controle comumente observada nas plantas, acaba resultando em gastos excessivos de combustível. No presente trabalho foram realizadas simulações computacionais utilizando o software de simulação ANSYS FLUENT para modelar um combustor presente em uma planta industrial cujo combustível utilizado é o Gás Liquefeito de Petróleo (GLP). Foram analisadas características da chama como perfil de temperatura, comprimento de chama, taxa de formação de produtos e velocidade de chama turbulenta. Duas geometrias para o combustor foram estudadas: uma considerando seção de saída livre e uma com a presença de estricção. Os resultados mostraram que a redução abrupta do diâmetro de saída influencia diretamente na formação da chama, tornando-a mais fina e estreita devido a ação de vórtices na entrada e na saída do combustor. Foi possível determinar a espessura da zona de reação química para as duas situações, caracterizando-a como uma região estreita, como era esperado. A velocidade turbulenta de chama foi determinada para as duas geometrias, notando-se diferenças para os casos.

Palavras-chaves: combustão, CFD, GLP, pré-mistura, processamento térmico, pelotas, minério.

Abstract

Mining plays an important role in the Brazilian national economic scenario, with the presence of several reserves. However, iron as it is extracted from these reserves, is not suitable to be used directly in industry applications and therefore must be processed in order to achieve agglomeration of fines and formation of iron ore pellets. Thermal processing of pellets is widely used to provide reuse of the fines and to give pellets physical and metallurgical properties required for blast furnace operations. In order for these transformations to occur, combustion of gas is used, providing heat and reducing potential to transform the pellets. The problem lies in the complexity found in thermal processes of furnaces and industrial combustors, which is associated with the lack of control commonly found in many industrial plants, resulting in excessive fuel expenses. In the present work, computational simulations were performed using the software ANSYS FLUENT to model a combustor present in an industrial environment. The fuel used is the liquefied petroleum gas (LPG). Flame characteristics such as temperature profile, flame length, product formation rate and turbulent flame speed were analyzed. Two geometries for the combustor were studied: one considering a free exit section and another accounting for a reduced output diameter section. The results showed that the abrupt reduction of the outlet diameter has direct influence on the formation of the flame, making it thinner and narrower due to the action of vortices at the inlet and outlet region of the combustor. It was possible to determine the reaction zone thickness for both situations and its relationship with the turbulent flame speed.

Key- Words: *combustion, CFD, LPG, thermal processes, pellets, ore.*

Lista de ilustrações

Figura 1 – Estocagem dos finos de minério de ferro e pelotas de minério de ferro. . .	17
Figura 2 – Representação das zonas presentes em um forno de tratamento de pelotas. . .	19
Figura 3 – Perfil de temperatura nas zonas térmicas de acordo com o tempo de residência no forno.	20
Figura 4 – <i>Pot Grate</i> utilizado na indústria de processamento de minério de ferro. . .	24
Figura 5 – Representação do escoamento de gás em leito poroso de pelotas de minério de ferro.	24
Figura 6 – Esquema representativo da combustão em um processo industrial de tratamento de pelotas.	25
Figura 7 – Diferenças visuais entre a chama de pré-mistura e a chama sem pré- mistura, respectivamente.	26
Figura 8 – Duas zonas presentes na chama de pré-mistura.	27
Figura 9 – Tubo de mistura e venturi, utilizados para pré-mistura em queimadores de gás.	27
Figura 10 – Combustor industrial com tubo de mistura.	28
Figura 11 – Representação do jato de chama difusiva turbulenta.	29
Figura 12 – Recirculação nas chamas sem pré-mistura.	29
Figura 13 – Esquemático dos modelos existentes para abordagem da química da combustão com pré-mistura.	32
Figura 14 – Representação da zona de reação química na combustão turbulenta com pré-mistura.	34
Figura 15 – Representação das ações dos vórtices turbulentos na chama.	35
Figura 16 – Representação geométrica tridimensional do combustor.	43
Figura 17 – Geometrias utilizadas durante as simulações (dimensões em milímetros). . .	44
Figura 18 – Teste de convergência de malha	47
Figura 19 – Malha escolhida para simulações.	48
Figura 20 – Posicionamento dos termopares no combustor.	49
Figura 21 – Perfil de temperatura para cada estágio de queima.	50
Figura 22 – Comparação do perfil de temperatura radial para posições axiais de 0, 81m e 1, 42m, durante o estágio de Queima.	51
Figura 23 – Contornos de temperatura estática no estágio de Queima.	51
Figura 24 – Comportamento da variável progressiva no linha central do combustor. . .	52
Figura 25 – Linhas de trajetória emitidas da entrada do combustor.	52
Figura 26 – Formação de vórtices na entrada da câmara.	53
Figura 27 – Velocidade de chama turbulenta.	53
Figura 28 – Taxa de formação de produtos.	54

Figura 29 – Número de Damköhler e sua relação com a zona de reação.	55
Figura 30 – Perfil de temperatura na linha de centro para seção de saída com e sem estricção.	55
Figura 31 – Contornos de temperatura estática no estágio de Queima com estricção na saída.	56
Figura 32 – Comportamento da variável progressiva na linha de centro, para geometria com estricção na saída.	56
Figura 33 – Formação de vórtices na entrada da câmara, quando há estricção na saída.	57
Figura 34 – Formação de vórtices devido à seção de estricção.	57
Figura 35 – Comparação entre as velocidades turbulentas de chama para seções de saída com e sem estricção.	58
Figura 36 – Comparação entre as taxa de formação média para os casos com e sem estricção.	59
Figura 37 – Número de Damköhler na zona de reação para geometria com estricção.	59

Lista de tabelas

Tabela 1 – Condições de contorno.	45
Tabela 2 – Propriedades da misutra de GLP e ar.	45
Tabela 3 – Critérios de convergência.	46
Tabela 4 – Discretização espacial utilizada durante simulações.	46
Tabela 5 – Estatísticas das malhas.	47
Tabela 6 – Desvios entre as malhas.	48
Tabela 7 – Comparação entre resultados experimentais e simulações	49

Lista de abreviaturas e siglas

CFD	Dinâmica dos Fluidos Computacional (<i>Computational Fluid Dynamics</i>)
DRI	<i>Direct Reduced Iron</i>
EBU	<i>Eddy Break Up</i>
EDM	<i>Eddy Dissipation Model</i>
GN	Gás Natural
GLP	Gás Liquefeito de Petróleo
IBRAM	Instituto Brasileiro de Mineração
LES	<i>Large-Eddy Simulation</i>
LGP	<i>Liquefied Petroleum Gas</i>
PDF	<i>Probability Density Function</i>
PMB	Produção Mineral Brasileira
PISO	<i>Pressure-Implicit Split-Operator</i>
RANS	<i>Reynolds Average Navier-Stokes</i>
RMS	<i>Root-mean-square</i>
SIMPLE	<i>Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations</i>
TFC	<i>Turbulent Flame Closure</i>

Lista de símbolos

Nomenclatura

a	Coefficiente de Absorção
c	Variável Progressiva
c_p	Calor Específico
Da	Número de Damköhler
E	Energia
F	Força
G	Geração de Energia Cinética Turbulenta
h	Entalpia
H	Calor de Combustão
I	Intensidade de Radiação
J	Fluxo de Difusão
k	Condutividade Térmica
k	Energia Cinética Turbulenta
l	Escala de Comprimento
M	Peso Molecular
n	Índice de Refração
p	Pressão
\vec{r}	Vetor Posição
R	Constante do Gás
\vec{s}	Vetor Direção
\vec{s}'	Vetor Direção de Espelhamento
S	Termo Fonte

Sc	Número de Schmidt
T	Temperatura
U	Velocidade de Chama
v	Velocidade
Y	Fração Mássica

Letras gregas

α	Difusividade Térmica
ε	Taxa de Dissipação Turbulenta
μ	Viscosidade
ρ	Massa Específica
σ	Constante de Stefan-Boltzman
Φ	Função da Fase
Ω	Ângulo Sólido

Subescritos

<i>amb</i>	Ambiente
<i>chem</i>	Reações Químicas
<i>comb</i>	Combustão
<i>fuel</i>	Combustível
<i>l</i>	Laminar
<i>op</i>	Operação
<i>r</i>	Direção Radial
<i>rad</i>	Radiação
<i>ref</i>	Referência
<i>t</i>	Turbulenta
<i>x</i>	Direção Axial

Sumário

1	INTRODUÇÃO	14
1.1	Objetivos	15
2	FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA	17
2.1	Pelotização de Minério de Ferro	17
2.2	Tratamento das Pelotas	19
2.2.1	Processamento Térmico	19
2.2.2	Redução Direta	21
2.2.3	Processos em Escala Reduzida	23
2.3	Queimadores de Gás	24
2.3.1	Queimadores com Pré-mistura	26
2.3.2	Queimadores sem Pré-mistura	28
2.4	Modelos de Combustão em Dinâmica dos Fluidos Computacional (CFD)	29
3	ESTADO DA ARTE	33
4	MODELAGEM MATEMÁTICA	37
4.1	Equação da Continuidade	37
4.2	Equação da Conservação do <i>Momentum</i>	37
4.3	Equação da Energia	38
4.3.1	Equação da Energia nas Regiões Sólidas	39
4.4	Modelo Não-Adiabático de Combustão Turbulenta com Pré-Mistura	39
4.4.1	Propagação da Frente de Chama	39
4.4.2	Velocidade de Chama Turbulenta	40
4.4.3	Cálculo da Temperatura Não-Adiabática	42
4.5	Modelo de Radiação P1	42
4.6	Modelo de Turbulência <i>k-ε Standard</i>	42
4.7	Caracterização do Problema	43
4.7.1	Modelo Geométrico	44
4.8	Condições de Contorno	45
5	RESULTADOS E DISCUSSÕES	47
5.1	Teste de Independência de Malha	47
5.2	Validação da Simulação	49
5.3	Resultados Numéricos	49

5.3.1	Características da Chama	50
5.3.1.1	Perfil de Temperatura	50
5.3.1.2	Comprimento de Chama	52
5.3.1.3	Velocidade de Chama Turbulenta	53
5.3.1.4	Taxa de Formação de Produtos	54
5.3.2	Efeito da Estricção na Seção de Saída	55
5.3.2.1	Perfil de Temperatura	55
5.3.2.2	Comprimento de Chama	56
5.3.2.3	Velocidade de Chama Turbulenta	58
5.3.2.4	Taxa de Formação de Produtos	58
6	CONCLUSÃO	60
6.1	Sugestão de Trabalhos Futuros	61
	REFERÊNCIAS	63

1 Introdução

Atualmente, a atividade de mineração ocupa importante espaço no cenário econômico nacional, sendo uma das principais atividades econômicas do Brasil. As reservas nacionais equivalem a cerca de um sexto das reservas mundiais (VALE, 2015). Segundo o Instituto Brasileiro de Mineração (IBRAM, 2015), em 2015, o valor da Produção Mineral Brasileira (PMB) foi estimado em aproximadamente 40 bilhões de dólares. Porém, o ferro mineral extraído das reservas não é propício para utilização de forma direta na produção de ferro. Os minerais mais comuns encontrados nas jazidas são a hematita (Fe_2O_3) e magnetita (Fe_3O_4), contendo ambos em torno de 70% de ferro em sua composição (MUWANGUZI et al., 2012). Por isso, os minerais extraídos devem passar por processos específicos de beneficiamento antes da utilização em altos-fornos, com objetivo de formar pelotas por meio de aglomeração dos finos e processamento térmico, conferindo às pelotas formadas propriedades físicas e metalúrgicas desejáveis. Tais propriedades estão relacionadas à resistência mecânica e à porosidade efetiva.

O processamento térmico a partir do forno com esteira de grelhas é utilizado largamente nas grandes plantas industriais, onde o calor necessário para o tratamento é oriundo da queima de combustíveis gasosos, como o gás natural (GN) e o gás liquefeito de petróleo (GLP). Durante todo o percurso na esteira, as pelotas de minério de ferro são processadas durante diferentes etapas, cada uma associada a uma zona de temperatura específica com objetivos distintos, como secagem, aquecimento, queima e resfriamento (BARATI, 2008). De modo a melhorar o processo bem como testar parâmetros e suas influências no produto final, também são conduzidos testes em escala reduzida, ou seja, os testes são realizados como uma receita, e servem como base para as grandes plantas. Os resultados obtidos nos testes em escala reduzidas são analisados e caso sejam considerados satisfatórios, são utilizados nas grandes plantas. Nesses testes, as pelotas são dispostas em um recipiente cilíndrico, com forma de pote, chamado de *Pot Grate* e os gases são fornecidos por meio da queima de combustível gasoso em um combustor que fica conectado ao pote. É possível simular então todas as etapas as quais as pelotas são sujeitas no processo real e retirar informações importantes acerca de seu comportamento em cada zona.

Basicamente, em ambientes industriais, duas configurações de construção são encontradas nos combustores: uma onde ar e combustível entram na câmara previamente misturados e outra onde a mistura ocorre dentro da própria câmara de combustão. O conhecimento dessa configuração é importante, pois dessa forma é possível identificar o tipo de chama que será formada e conseqüentemente suas características específicas. Existe um grande problema encontrado nas plantas industriais, referente ao consumo excessivo de combustível durante todos os processos citados acima e na grande complexidade do

processo térmico de combustão em fornos e combustores, cujo entendimento, apesar de aparentemente simples, não é consolidado nos dias de hoje (JENKINS, 2008; CARDOSO; VAKKILAINEN, 2015). Associa-se ainda a falta de controle rigoroso que pode ser percebido em plantas, que elevam os gastos de combustível, gastos energéticos e processos menos eficientes.

Uma das formas de se avançar nesse campo está na modelagem computacional da combustão, que permite obter resultados importantes que podem ser utilizados como um ponto de referência para o meio industrial. A Dinâmica dos Fluidos Computacional, CFD, do inglês *Computational Fluid Dynamics*, é uma ferramenta muito utilizada para que tal conhecimento detalhado seja alcançado. Porém, da mesma forma que existe complexidade nos processos práticos, a modelagem computacional também não é trivial, haja visto que a simulação do processo de combustão turbulenta está longe de ser um campo totalmente dominado (VEYNANTE; VERVISCH, 2002). Dessa forma, o presente trabalho se propõe como uma contribuição, no sentido de aprimorar a execução de processos industriais de combustão.

A presente dissertação está estruturada em 5 capítulos seguintes. No próximo capítulo, Fundamentação Teórica, é apresentada ao leitor os conceitos necessários ao entendimento do trabalho, desde o processo da formação de pelotas, até os modelos computacionais utilizados para simular a combustão. No capítulo seguinte, Estado da Arte, são apresentadas as publicações e trabalhos mais novos e impactantes no campo de combustão turbulenta de gases, apresentando também informações importantes que ajudam a discutir os resultados do presente trabalho. No Capítulo 4, Modelagem Matemática, os equacionamentos e conceitos matemáticos por trás da simulação são detalhados. Esse capítulo também apresenta, além da caracterização do problema proposto, os parâmetros de simulação e as condições de contorno utilizadas. Na seção Resultados e Discussões, todos os resultados obtidos são expostos e criticados detalhadamente. Por fim, a Conclusão fecha todo o trabalho, fazendo uma relação com os objetivos e propondo também sugestões para trabalhos futuros.

1.1 Objetivos

O objetivo geral do presente trabalho consiste em analisar um combustor industrial utilizado durante o processamento térmico de pelotas de minério de ferro em escala reduzida por meio de simulações computacionais conduzidas no software de simulação ANSYS FLUENT(ANSYS, 2013a). Dentre os objetivos específicos estão:

- Validar com dados industriais o modelo computacional de combustão utilizado;

-
- Determinar o perfil de temperatura, comprimento de chama, velocidade turbulenta de chama e zona de reação;
 - Analisar a influência da forma como é disposta a seção de saída do combustor na formação e nas características da chama;
 - Identificar a formação de vórtices e investigar as suas influências na formação e nas características da chama.

2 Fundamentação Teórica

2.1 Pelotização de Minério de Ferro

As partículas ultrafinas geradas durante as operações de beneficiamento de minério de ferro motivaram o desenvolvimento de processos de aglomeração com a finalidade de produzir materiais próprios para serem usados nas operações de altos-fornos e em processos de redução. O processo de pelotização é um dos mais importantes para produzir aglomerados de alta qualidade, com o benefício adicional de reaproveitar as partículas ultrafinas geradas nas indústrias de produção de aço. É importante ressaltar que certas características devem ser atendidas para que as pelotas possam ser utilizadas nos altos-fornos. Entre elas, estão a porosidade e a resistência mecânica a compressão. Isso, porque as pelotas devem tanto permitir a passagem e circulação de ar e combustível no leito do alto-forno, como suportar a carga compressiva de toda a coluna superior de pelota (BARATI, 2008). A Figura 1 representa os finos de minério de ferro e as pelotas formadas após as etapas de processamento.



(a)



(b)

Figura 1 – (a) Estocagem dos finos de minério de ferro e (b) pelotas de minério de ferro (VALE, 2015).

Meyer (1980) define pelotas de minério de ferro como esferas produzidas a partir de concentrados ou minério de ferro natural de diferentes composições químicas e mineralógicas, com propriedades destacáveis, como:

- Padronização de tamanho, entre 9 e 15mm;
- Porosidade elevada (25 a 30%);
- Resistência mecânica elevada;
- Baixa tendência a abrasão, o que leva a bom comportamento durante o transporte.

Segundo Meyer (1980) e Almeida (2014), o processo de pelletização pode ser dividido em quatro etapas:

- Preparação da matéria prima: a primeira etapa tem como objetivo preparar a mistura a ser pelletizada, que pode conter diferentes tipos de minério e aditivos, utilizados para modificar as características químicas e metalúrgicas das pelotas. Aglomerantes, como a bentonita, dolomita e calcário são utilizados para garantir a adesão de partículas e possibilitar a formação de pelotas com características satisfatórias.
- Produção das pelotas verdes: a produção de pelotas cruas, ou verdes, tem como objetivo produzir pelotas com tamanho e resistência mecânica suficientes para resistir aos choques mecânicos durante todo o trajeto do pelletamento até o processamento térmico, na fase seguinte.
- Processamento térmico das pelotas: o processo térmico confere às pelotas alta resistência mecânica, através do processo de endurecimento ocorrido em um forno de pelletização, normalmente com esteira de grelhas. As temperaturas as quais as pelotas são submetidas são superiores a 1200K, o que irá garantir boas propriedades físicas e metalúrgicas. No forno, existem cinco regiões: secagem, pré-queima, queima, pós queima e resfriamento. O tempo e a temperatura aos quais a pelota é submetida em cada região tem influência direta no produto final.
- Estocagem do produto final: a última etapa tem por objetivo empilhar e estocar as pelotas, deixando-as prontas para comercialização e embarque. Além disso, é realizada a eliminação e recuperação dos finos da produção, após a saída do forno de pelletização utilizando-se peneiras, que classificam as pelotas por diâmetro.

Cardoso e Vakkilainen (2015) destacam que a pelletização dos finos de minério de ferro ocupa uma parte importante dentro da atividade de mineração, pois garante um melhor aproveitamento dos recursos naturais e melhora a eficiência dos altos-fornos. Isso porque a maior parte do ferro cru extraído das jazidas, encontra-se na forma de pequenas partículas, o que não é adequado para a utilização direta nos altos-fornos. Nesse contexto é importante a realização dos processos de aglomeração de partículas, como a sinterização e pelletização, maximizando a utilização dos recursos naturais. Cardoso e Vakkilainen (2015) ressaltam ainda que o processo de pelletização consome quantidades consideráveis de energia elétrica, combustíveis fósseis sólidos, como o carvão e o coque, e gases combustíveis, que são utilizados para processamentos térmicos, por meio da combustão.

2.2 Tratamento das Pelotas

Como destacado anteriormente, as pelotas passam por tratamentos para se adequarem a utilização nos altos-fornos. Pode-se destacar dois tipos de tratamento: o endurecimento com forno de grelha e o processo de redução direta. Ambos estão relacionados à temperatura e normalmente estão associados à combustão e ao escoamento de gases através do leito de pelotas de minério. A seguir são abordadas as características de cada um dos processos.

2.2.1 Processamento Térmico

Segundo Barati (2008) e Castro (2013), o processo de endurecimento das pelotas de minério de ferro é realizado utilizando-se fornos com esteira de grelha e consiste em manter as pelotas em regiões térmicas específicas durante instantes de tempo pré-determinados para promover as mudanças necessárias às pelotas. A Figura 2 mostra um esquema das zonas presentes no forno de tratamento.

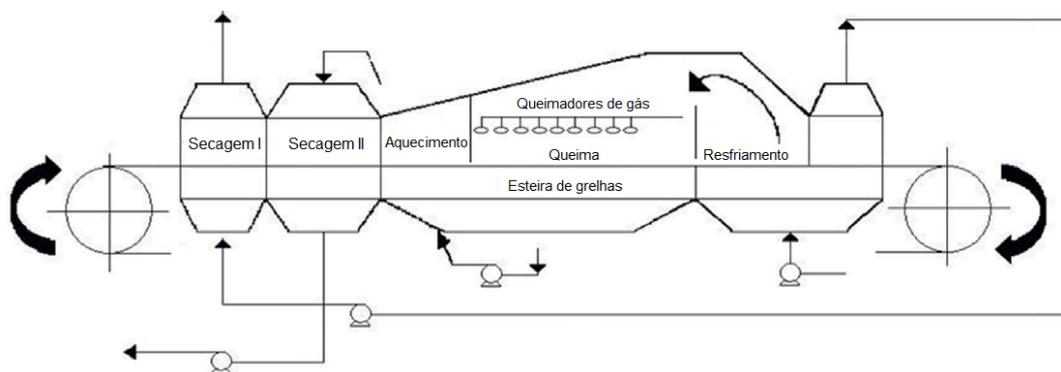


Figura 2 – Representação das zonas presentes em um forno de tratamento de pelotas. (BARATI, 2008).

Esse processo pode ser dividido em quatro etapas. A primeira etapa consiste na secagem ascendente, que garante a remoção total das moléculas de água presentes nos leitos. O processo é ascendente para evitar que gotículas de água se formem no fundo das esteiras e causem algum dano aos equipamentos. Para isso é realizado um controle minucioso da velocidade. Para assegurar que toda a umidade das pelotas será removida, uma segunda etapa de secagem é realizada, com sentido descendente. Na etapa de aquecimento ocorre aumento da temperatura, que atinge valores próximos a 1300K, em conjunto, reações de decomposição de carbonatos, oxidação de magnetita e a combustão de coque, também ocorrem. Essas reações continuam até a etapa seguinte, a zona de queima. A temperatura atinge níveis mais elevados, chegando a 1600K. Dependendo do fluxo de calor imposto, pode ocorrer nessa etapa, o derretimento parcial de alguma fração das pelotas. Na etapa de queima importantes alterações ocorrem com as pelotas. A resistência mecânica aumenta devido aos processos de recristalização, sinterização e formação

de fases parcialmente líquidas, entretanto, a porosidade das pelotas tende a diminuir. Durante essa etapa, a temperatura, o fluxo dos gases e o tempo do processo devem ser controlados minuciosamente para que sejam formadas pelotas com alta qualidade, boa resistência mecânica e porosidade considerável. A etapa de resfriamento interrompe as reações anteriores, promovendo resolidificação e diminuindo a temperatura das pelotas. O ar ambiente é succionado e pré-aquecido para evitar um choque térmico nas pelotas. O gás deixa o sistema com uma temperatura de 1200K e é reaproveitado nas etapas de aquecimento e queima. A Figura 3 mostra o perfil de temperatura em cada zona do forno.

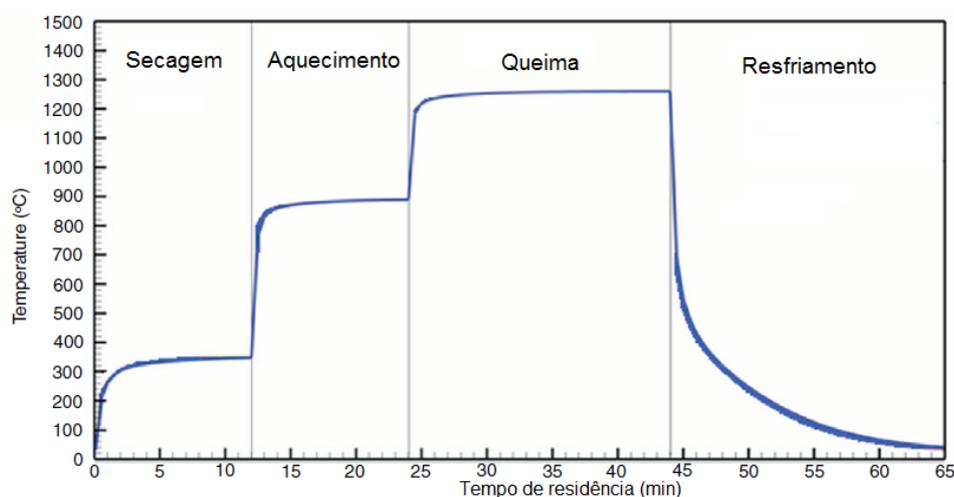


Figura 3 – Perfil de temperatura nas zonas térmicas de acordo com o tempo de residência no forno (CASTRO, 2013).

O fluxo de gás em cada zona é succionado no sistema por meio de ventiladores. A temperatura deve ser controlada para evitar superaquecimento da grelha e para garantir uma pelota de boa qualidade (THURLBY, 1998). Esse controle é realizado por queimadores de combustível em cada zona, sendo que os gases de exaustão normalmente são reutilizados para melhor aproveitamento energético. As pelotas dispostas na grelha estão sujeitas a diferentes condições de temperatura em cada zona do forno. As condições transientes impostas geram um gradiente de temperatura dentro das pelotas, o que desempenha um fator importante nas propriedades mecânicas e metalúrgicas requeridas nos processos posteriores em alto-forno e na redução direta.

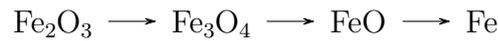
Meyer (1980) salienta que o propósito da preparação das pelotas de minério antes de serem utilizadas nos altos-fornos é a melhora qualitativa em vários aspectos, como:

- Possibilidade de classificar o produto final de acordo com as características físicas;
- Separação física de vários materiais constituintes de modo a obter-se pelotas com alta concentração de ferro;

- Eliminação de compostos voláteis que consomem energia como H_2O , CO_2 , SO_4 , S;
- Mudança da composição química devido à utilização de aditivos.

2.2.2 Redução Direta

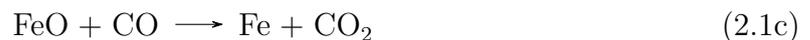
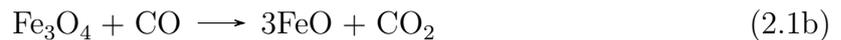
Além da utilização nos altos-fornos, as pelotas também podem ser processadas por meio do processo de redução direta, que consiste na obtenção de ferro por meio de um gás de redução produzido a partir de carvão, gás natural e outros gases, onde os óxidos de ferro são reduzidos ao ferro metálico em temperaturas abaixo do ponto de fusão. O nome do processo está relacionado com as mudanças químicas sofridas pelo ferro quando está em contato com esses gases em alta temperatura nos fornos de tratamento de pelotas. O produto final desse processo é chamado de Ferro de Redução Direta, ou DRI do inglês *Direct Reduced Iron*. A hematita (Fe_2O_3) é reduzida até o ferro metálico (Fe) como mostra a sequência de redução:



Nos processos em que é utilizado gás, ocorre o craqueamento ou reforma de algum combustível orgânico, por exemplo o metano (CH_4), utilizando dióxido de carbono (CO_2) ou vapor d'água (H_2O). São obtidos assim, gases redutores, como o monóxido de carbono (CO) e o gás hidrogênio (H_2), que serão responsáveis pelas reações de redução. A redução direta normalmente ocorre em temperaturas entre 1000K a 1400K (GROBLER; MINNITT, 1999).

Fu et al. (2016) destacam as reações de redução no processo:

- Redução por CO (Equações 2.1a, 2.1b, 2.1c):

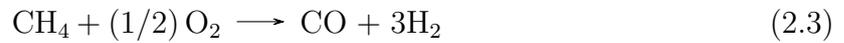


- Redução por H_2 (Equações 2.2a, 2.2b, 2.2c):





Dessa forma, a combustão de gases no processamento das pelotas é benéfica, pois além de produzir condições térmicas suficientes para garantir as reações químicas, também favorece a formação de uma atmosfera redutora, com a presença dos gases CO e H₂. Ibrahim et al. (2015) destacam que esses gases podem ser obtidos através da oxidação parcial do metano, como descrito pela Equação 2.3:



Na redução direta, o ferro é processado em temperaturas abaixo do ponto de fusão, portanto, o ferro metálico é obtido sem a produção do ferro gusa, diferentemente dos processos realizados em altos-fornos. Os benefícios da redução direta são:

- É um processo economicamente mais viável do que a produção em altos-fornos, devido ao combustível utilizado, o gás natural, e também pelo menor custo da energia utilizada no processo (GROBLER; MINNITT, 1999);
- Por não existir derretimento das pelotas, o produto final é um material com ótima pureza.

Muitos estudos foram realizados para aprimorar o processo de redução direta de pelotas de minério de ferro. Man e Feng (2016a) estudaram os efeitos de parâmetros como a composição do gás e temperatura no processo de redução de pelotas de minério de ferro. Os resultados mostraram que as concentrações de H₂ na atmosfera redutora influenciam muito mais do que a presença de CO para temperaturas acima de 1175K. Foi determinada, também as condições ótimas para o processo de redução de pelotas de minério de ferro, estabelecida com temperatura de 1100K numa atmosfera redutora de H₂.

Yi et al. (2012) avaliaram a influência da proporção [H₂]:[CO] na redução das pelotas, concluindo que o aumento da concentração de H₂ é benéfica para o processo, contudo, quando essa proporção atinge o valor de 1,6 : 1, as taxas de redução passam a não ser tão significativas. A temperatura de 1225K, aproximadamente, foi determinada como a temperatura ótima para o processo de redução. Para essa temperatura, também foi realizada uma análise da cinética química, que mostrou que a maior parte da redução é controlada pelo mecanismo químico da reação e no final do processo, pela combinação da difusão gasosa e das reações químicas.

Man e Feng (2016b) utilizaram difração de raio-X e microscopia eletrônica de varredura para identificar os produtos do processo de redução em diferentes atmosferas. Os resultados experimentais mostraram que a resistência a compressão das pelotas decaiu gradativamente com o aumento da temperatura na faixa de 975K à 1175 K. A forte influência da presença de H₂ na atmosfera redutora também foi comprovada, estando relacionada com a formação do ferro poroso e fibroso.

Guo et al. (2016) estudaram a utilização do gás de síntese de biomassa como atmosfera redutora de pelotas de minério de ferro. Os resultados mostraram que a redutibilidade aumentou de 88,1%, com temperaturas de 1123K, para 99,95%, com temperaturas de 1323K. O efeito do gás de síntese para redução se mostrou similar ao observado com gás natural.

Wang et al. (2012) estudaram os efeitos da temperatura e da atmosfera no processo de redução em pelotas. Eles também determinaram a vazão ótima de escoamento do gás de redução. Para valores acima de 4 L/min, a reação de redução não foi afetada.

2.2.3 Processos em Escala Reduzida

Além dos processos convencionais descritos anteriormente, existem os processos laboratoriais, ou de escalas reduzidas, que funcionam como testes para aplicação em escala industrial. Esses testes são conduzidos em um recipiente em forma de pote, chamado *Pot Gate*, que é preenchido com as pelotas de minério a serem processadas. Os testes são realizados para melhorar e aprimorar o processo convencional, pois possibilitam alterar e testar parâmetros, determinando assim sua influência no produto final. A Figura 4 mostra o *Pot Gate* utilizado em um ambiente industrial. Os testes, nesses casos, podem ser realizados por meio da combustão de combustíveis sólidos ou gasosos. Ao se utilizar combustíveis sólidos, esses são misturados ao leito sendo responsáveis por carregar a frente de combustão. Os combustíveis mais comuns são o coque e o carvão mineral. Quando são utilizados combustíveis gasosos, como gás natural e gás liquefeito de petróleo, a combustão ocorre na parte exterior à mistura, em combustores, de modo que o calor e os gases de combustão permeiem no leito por ventilação forçada, como mostra a Figura 5 (ALMEIDA, 2014).

Em ensaios laboratoriais a queima dos gases ocorre em combustores, de modo que os produtos da combustão sejam direcionados ao pote, em sentido ascendente ou descendente dependendo da etapa que se deseja simular. Durante o processamento térmico no pote, as etapas conduzidas no ensaio são de secagem ascendente, secagem descendente, pré-queima, queima, pós-queima e resfriamento. A Figura 6 representa um croqui de um processo de combustão para uma etapa descendente. Basicamente a função da combustão é fornecer calor para garantir que as reações e transformações aconteçam, concedendo assim as propriedades físicas e metalúrgicas a serem obtidas pelas pelotas em cada etapa do



Figura 4 – *Pot Grate* utilizado na indústria de processamento de minério de ferro (Fonte: Autor).

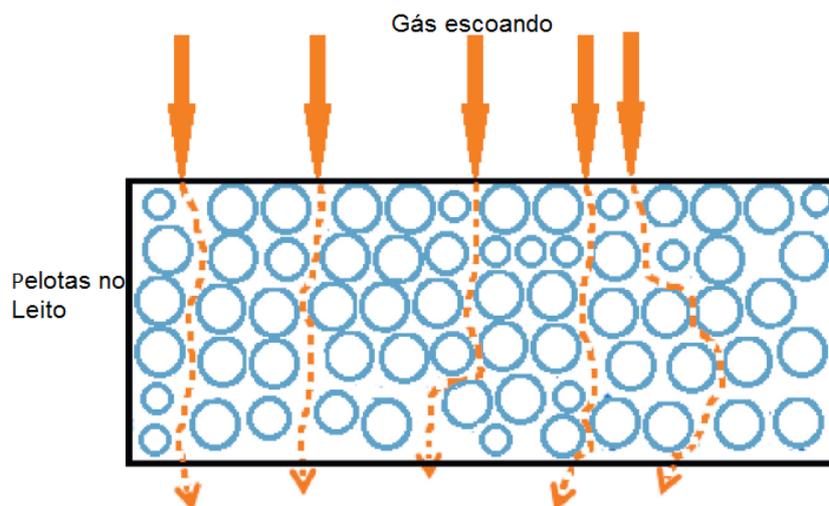


Figura 5 – Representação do escoamento de gás em leito poroso de pelotas de minério de ferro (CASTRO, 2013)

processo. Após todo o ciclo de queima, as pelotas passam por testes de colagem, abrasão, granulometria, resistência a compressão, além da análise química. Com os resultados dos testes é possível então determinar se os parâmetros utilizados produziram boas pelotas e portanto podem ser levados para aplicação na planta industrial em larga escala.

2.3 Queimadores de Gás

Jenkins (2008) define um queimador como um equipamento que transforma a energia química contida em um combustível em energia de calor dentro da câmara por meio das

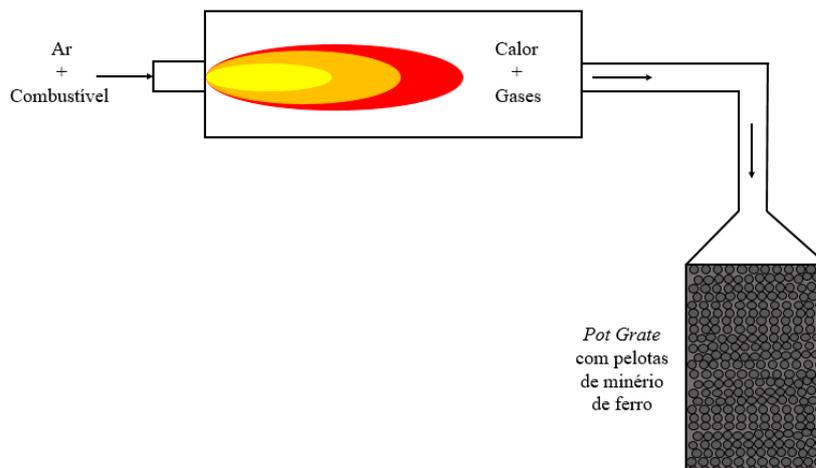


Figura 6 – Esquema representativo da combustão em um processo industrial de tratamento de pelotas. (Fonte: Autor)

reações químicas contidas em uma chama, tendo o objetivo chave de queimar combustível da forma mais eficiente possível para produzir um fluxo de calor ótimo como produto. Jenkins (2008) ressalta ainda que, apesar de aparentar simplicidade, o processo de combustão em fornos e queimadores de gás é pouco entendido até os dias de hoje.

Diversos estudos foram realizados para avançar no conhecimento acerca dos fornos e queimadores industriais. Hachem et al. (2013) conduziram simulações computacionais tridimensionais para modelar uma geometria complexa de forno industrial. O foco do trabalho foi a modelagem matemática de sólidos aquecidos no interior da câmara. O método utilizado demonstrou resultados satisfatórios para simulação transiente do fluxo de transferência de calor referente à convecção natural, condução e radiação. Segundo Paramonov (2016), uma das maneiras de melhorar a eficiência térmica e econômica de um forno industrial é otimizar as condições de temperatura e de fluxos térmicos, conhecendo melhor seus comportamentos.

Segundo Jenkins (2008), o processo de combustão pode ser dividido em etapas de mistura, ignição, reações químicas e rejeição dos produtos. Qualquer uma dessas etapas pode determinar a taxa a qual ocorre o processo de combustão. Em circunstâncias normais o processo de mistura entre ar e combustível é a etapa mais lenta e por isso é o fator determinante na velocidade do processo, além de determinar também o tipo de chama produzida na combustão: chama de pré-mistura ou chama turbulenta difusiva. As chamas de pré-mistura são produzidas nos queimadores com pré-mistura, ou seja, aqueles em que ar e combustível entram no queimador, previamente misturados. As chamas difusivas são produzidas nos queimadores sem pré-mistura, onde ar e combustível entram no queimador separadamente. A Figura 7 apresenta as diferenças visuais entre os dois tipos de chamas, formadas em um bico de Bunsen.

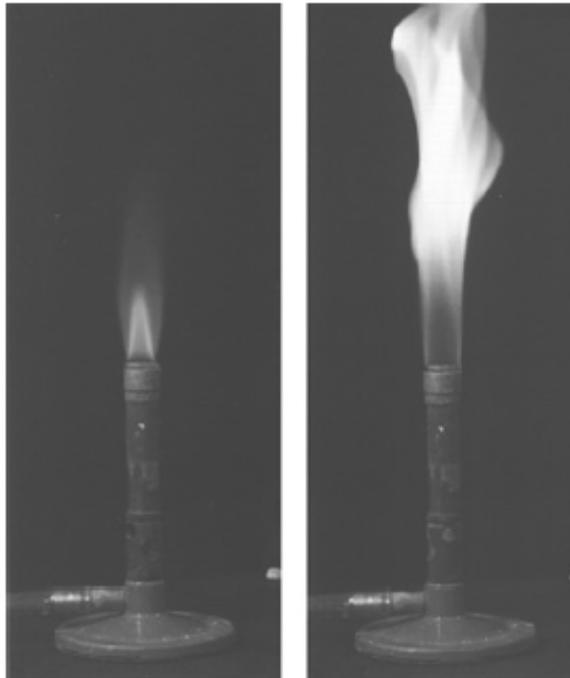


Figura 7 – Diferenças visuais entre a chama de pré-mistura e a chama sem pré-mistura, respectivamente (JENKINS, 2008).

2.3.1 Queimadores com Pré-mistura

Os queimadores com pré-mistura normalmente são utilizados quando a quantidade de calor necessária é relativamente pequena e quando a intensidade da chama de combustão deve ser alta. Como a mistura entre ar e combustível já foi realizada previamente à entrada na câmara, a quantidade de calor liberada é controlada pela cinética das reações químicas entre as espécies. A chama produzida nesses queimadores possui as seguintes características:

- São pequenas em volume, comparadas à quantidade de calor liberada;
- Possuem alta eficiência de combustão, ou seja, quando a reação de combustão não é completa, existe apenas uma pequena fração de combustível que não reage;
- Possuem baixa eficiência de transferência de calor por radiação.

Flagan e Seinfeld (1988) definem duas zonas durante a formação das chamas de pré-mistura: uma região de condução e uma região de queima. Essas regiões tem como limites inferior e superior a temperatura inicial da mistura e a temperatura final da chama, como mostra a Figura 8. O calor conduzido adiante a frente de chama deve ser suficiente para aquecer os gases que ainda não sofreram queima, levando-os de sua temperatura inicial até a temperatura de ignição.

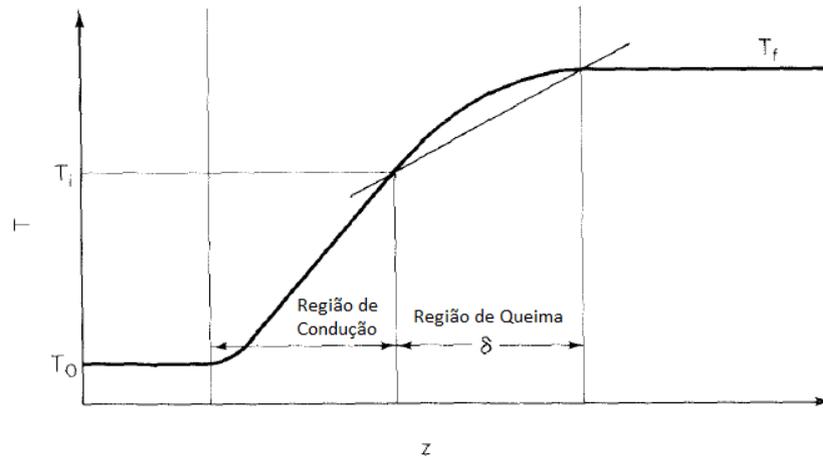


Figura 8 – Duas zonas presentes na chama de pré-mistura (FLAGAN; SEINFELD, 1988).

A pré-mistura normalmente é realizada com a introdução de um bocal, de um tubo de mistura ou um injetor do tipo Venturi, anteriormente à câmara de combustão, como mostra a Figura 9:

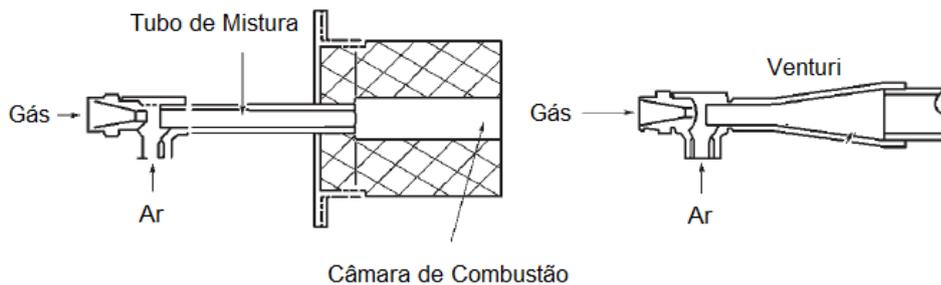


Figura 9 – Tubo de mistura e venturi, utilizados para pré-mistura em queimadores de gás (JENKINS, 2008).

O sistema utilizando bocal de mistura requer que o gás e ar sejam fornecidos sob pressão. Dessa forma altas velocidades são obtidas no escoamento da mistura, o que é benéfico para evitar retorno do combustível e queima na tubulação. Com o fornecimento de ar em excesso, a combustão torna-se completa ou quase completa no final da câmara de combustão. Para os sistemas com o misturador Venturi, a pressão de escoamento do gás é utilizada para garantir a entrada de ar oriundo da atmosfera, e deve, portanto, ser suficientemente alta para garantir a mistura entre gás e combustível e vencer qualquer sobrepressão que exista no interior da câmara. A Figura 10 apresenta um combustor industrial com pré-mistura cuja configuração de entrada consiste em um tubo de mistura.

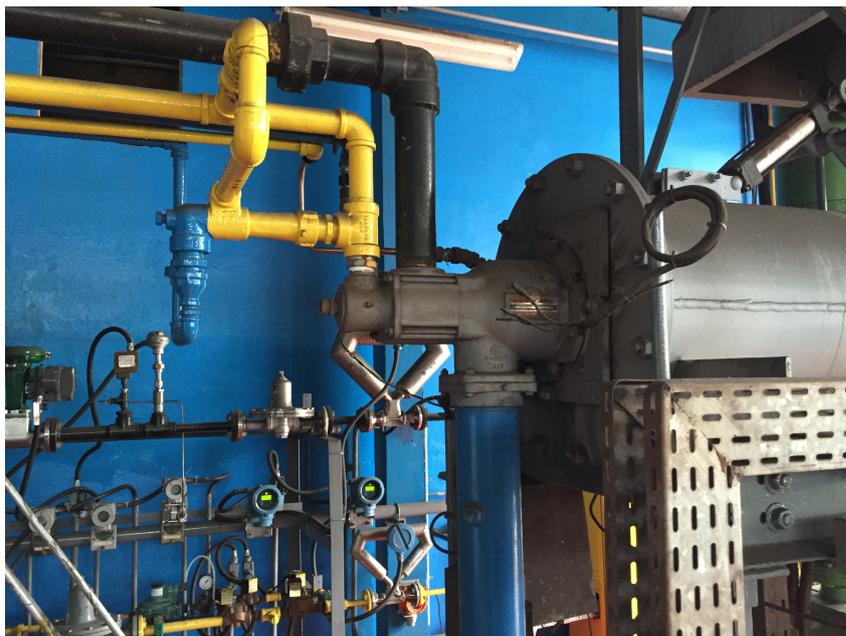


Figura 10 – Combustor industrial com tudo de mistura (Fonte: Autor).

2.3.2 Queimadores sem Pré-mistura

Nos queimadores sem pré-mistura, o ar necessário a combustão é fornecido separadamente, sendo misturado com a corrente de combustível dentro da câmara de combustão. Segundo Cuenot (2011), essa configuração é comum em combustores industriais, principalmente devido a questões de segurança. Outra vantagem dessa configuração é a ausência de um mecanismo de mistura. Além de fornos, as chamas sem pré-mistura também podem ser encontradas em motores de combustão interna a Diesel e turbinas a gás. Também são chamadas de chamas de difusão, por ser esse o mecanismo de controle, portanto, a taxa de combustão é controlada pela taxa a qual o ar se mistura com o combustível. Como a combustão é um processo rápido comparado ao mecanismo de transporte convectivo e difusivo, é possível considerar que a química de formação da chama é infinitamente mais rápida.

Jenkins (2008) destaca que o jato de chama turbulenta normalmente é formado por uma corrente central de combustível e por uma corrente de ar que é fornecida coaxialmente ao redor do combustível, conhecida como corrente secundária. Uma quantidade menor de ar, denominada corrente primária, também é fornecida juntamente com o combustível. Essa corrente deve ter maior *momentum*, ou quantidade de movimento, e velocidade significativamente maior do que a corrente secundária para gerar efetividade da mistura ar/combustível. A Figura 11 mostra o princípio de formação do jato da chama difusiva turbulenta.

Para as situações de jatos confinados, como é o caso das chamas de fornos industriais,

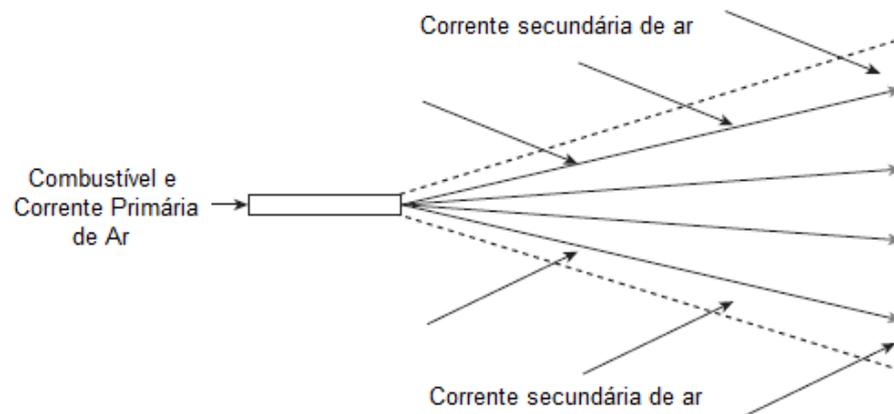


Figura 11 – Representação do jato de chama difusiva turbulenta (JENKINS, 2008).

a quantidade de fluido fornecido é limitada, por exemplo, a quantidade de ar fornecida ao processo. Além disso, a expansão da chama encontra restrição física referente às paredes do forno. Se o jato confinado tiver quantidade de movimento em excesso, ocorrerá recirculação da corrente secundária de ar, que será direcionada para a parte interior da chama, ocasionando também a recirculação dos gases de combustão, como mostra a Figura 12.

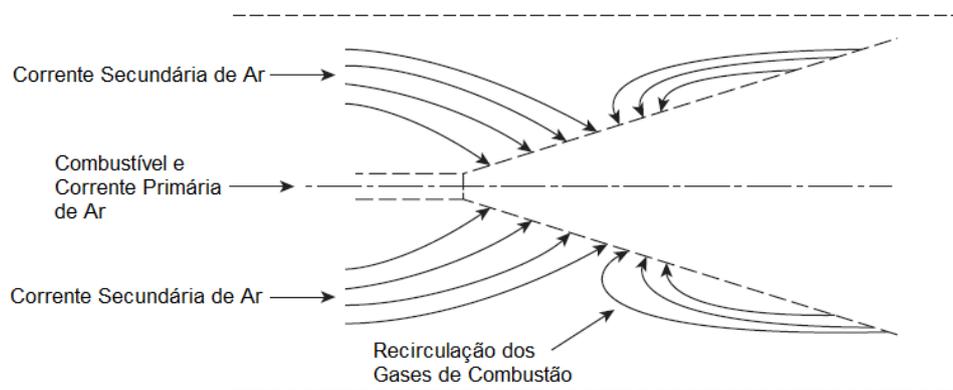


Figura 12 – Recirculação nas chamas sem pré-mistura (JENKINS, 2008).

2.4 Modelos de Combustão em Dinâmica dos Fluidos Computacional (CFD)

A Dinâmica dos Fluidos Computacional, ou CFD do inglês *Computational Fluid Dynamics*, caracteriza-se pelo conjunto de técnicas numéricas que são utilizadas para simular eventos físicos, químicos e físico-químicos. Os escoamentos de fluido normalmente são governados por equações diferenciais parciais que respeitam as leis da conservação de

massa, momentum e energia. Portanto, as simulações por meio da Dinâmica dos Fluidos Computacional consistem em substituir essas equações diferenciais por uma gama de equações algébricas que podem ser resolvidas computacionalmente. O pacote ANSYS (2013b) é um dos pacotes comerciais para análise CFD e foi utilizado no presente trabalho. Segundo Marochio (2015), para modelar e resolver um problema utilizando a Dinâmica dos Fluidos Computacional, deve-se seguir as seguintes etapas:

- Definir os objetivos da simulação;
- Desenhar a geometria;
- Gerar e refinar a malha numérica;
- Calcular e monitorar a solução;
- Analisar os resultados.

Para simular a combustão na Dinâmica dos Fluidos Computacional, é preciso escolher o modelo que melhor se adequa ao problema. Segundo Veynante e Vervisch (2002), a resolução de problemas de combustão não é uma atividade simples pois envolve soluções acopladas das partes química, de transporte e de dinâmica dos fluidos. De modo que o crescimento do campo de simulação computacional de chamas está trazendo importantes melhoras no que se refere ao entendimento da combustão. No ANSYS (2013b), existem três principais modelos, os quais o usuário pode definir para modelar um problema de combustão: combustão com pré-mistura, combustão sem pré-mistura e combustão parcialmente misturada. A seguir são apresentadas as características de cada um deles.

Na combustão sem pré-mistura, combustível e oxidante entram na zona de reação por meio de correntes distintas. Sobre certas hipóteses, a termoquímica do problema pode ser reduzida a um parâmetro simples: a fração de mistura. A fração de mistura, denotada por f , é a fração mássica originada da corrente de combustível, ou seja, é a fração mássica do combustível em relação às outras espécies durante a pré e pós-queima. A aproximação é satisfatória, já que os elementos são conservados nas reações químicas. Além disso, a fração de mistura é um termo escalar, e por isso a equação de transporte governante não possui um termo fonte. A combustão é então simplificada para um problema de mistura, de modo que a hipótese de equilíbrio químico ou quase-equilíbrio pode ser utilizada. As equações para as espécies individuais, não são resolvidas. Ao invés disso, as concentrações das espécies são derivadas dos campos de fração da mistura. Os cálculos termoquímicos são realizados e tabelados para verificação do usuário no ANSYS (2013b). As interações de turbulência com a parte química são levadas em conta por meio da função *PDF* (*Probability Density Function*). O modelo apresenta as seguintes limitações:

- A parte química do sistema deve ter característica difusiva, com entradas separadas para combustível e oxidante.
- O fluxo deve ser turbulento.
- O número de Lewis deve ser unitário. Os coeficientes difusivos para todas as espécies e as entalpias deverão ser iguais.
- Para o caso de uma fração de mistura, ou seja, sem uma corrente secundária, apenas um tipo de combustível ou um tipo de oxidante deve estar envolvido. Porém, tanto o combustível quanto o oxidante, podem ser compostos por uma mistura de reagentes, por exemplo, um combustível formado por 70% de CH_4 e 30% de C_2H_6 e o ar, respectivamente. Para o caso de duas frações de mistura, ou seja, com a presença de uma corrente secundária, as seguintes possibilidades são válidas: duas correntes de combustível com diferentes composições e uma de oxidante, duas correntes de oxidantes com diferentes composições e uma de combustível, uma corrente de combustível, uma de oxidante e uma corrente de um fluido não-reativo, dentre outras.

Na combustão com pré-mistura, combustível e oxidante são misturados a nível molecular anteriormente à ignição. A combustão ocorre de modo que a frente de chama se propaga em direção aos reagentes que ainda não sofreram o processo de queima. A combustão com pré-mistura é muito mais difícil de ser modelada do que a combustão sem pré-mistura, pois a chama para essa situação é fina e sofre severos efeitos da turbulência, sendo contorcida e esticada. Para escoamentos subsônicos, a taxa de propagação da chama é determinada pela velocidade laminar e pelos vórtices turbulentos. Para resolver a combustão o modelo utiliza-se de um parâmetro chamado de variável progressiva da reação (c), que representa qual parte da mistura ainda não sofreu combustão ($c=0$) ou qual parte já sofreu combustão ($c=1$). Normalmente a variável progressiva da reação é utilizada como condição de contorno em todas as entradas do problema. As limitações para a utilização desse modelo são:

- Deve-se utilizar o acoplamento pressão-velocidade. O modelo de combustão com pré-mistura não está disponível para o acoplamento densidade-velocidade.
- O escoamento deve ser subsônico e turbulento.
- O modelo de poluentes não pode ser utilizado em conjunto com o modelo com pré-mistura.
- O modelo não computa a concentração de espécies. Para isso, é necessário que sejam conhecidas as composições dos reagentes e produtos por meio de procedimentos experimentais ou por cálculos em *softwares* específicos.

Segundo Barbato, Talice e Zimont (1999) o requisito mais importante para simulação da combustão turbulenta é a capacidade de descrever a química do processo corretamente. Na combustão com pré-mistura somente alguns modelos podem ser aplicados. Entre eles estão o *Eddy Break Up* (EBU), *Eddy Dissipation Model* (EDM) e o modelo *Turbulent Flame Closure* (TFC), como mostra a Figura 13. O modelo de *Eddy Break Up* é baseado em duas ideias: a mistura pode ser entendida como completamente formada de gases queimados ou não queimados. A mistura adentra a chama como um jato sofrendo combustão a uma taxa que depende do nível de turbulência. Essa dependência é expressa no termo fonte do consumo e produção das espécies químicas, por meio de uma escala de tempo turbulenta. O modelo *Eddy Dissipation Model* associa a velocidade de reação com a taxa de dissipação de vórtices turbulentos. O termo fonte para reações químicas é expresso levando-se em conta o nível de energia cinética turbulenta, a taxa de dissipação da energia cinética turbulenta e da concentração média dos reagentes. Por fim, o modelo *Turbulent Flame Closure* é baseado no conceito de chamas de pré-mistura formadas por pequenas chamas enrugadas e espessas. O termo fonte das reações químicas depende da velocidade de chama turbulenta, que é determinada a partir das propriedades da velocidade laminar e da turbulência local.

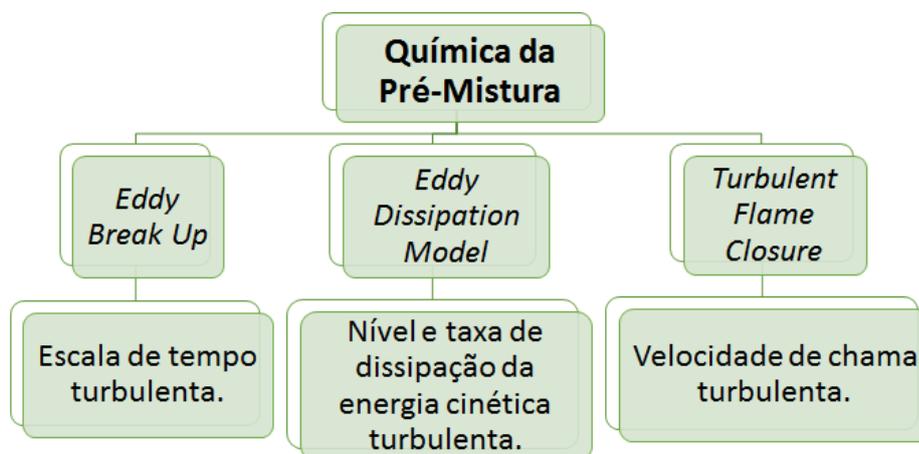


Figura 13 – Esquemático dos modelos existentes para abordagem da química da combustão com pré-mistura.

Na combustão parcialmente misturada, as características são uma combinação das chamas difusivas e das chamas de pré-mistura. Esse modelo é utilizado quando uma corrente secundária de oxidante é adicionada a um sistema de pré-mistura, ou quando alguma chama difusiva se movimenta de forma abrupta no combustor, fazendo com que ocorra uma mistura entre o combustível e ar antes da queima. As limitações desse modelo englobam as limitações dos modelos com pré-mistura e sem pré-mistura.

3 Estado da Arte

Nas plantas industriais pode ser notada a falta do controle rigoroso dos parâmetros que influenciam na produção final das pelotas, passando pela quantidade de combustível utilizada nos processos, nos produtos gerados e até no controle das emissões dos gases para a atmosfera. Além disso, o processo de combustão turbulenta ainda é um campo que está em crescente estudo, principalmente no que se refere a determinação de algumas características da chama, como a velocidade turbulenta. Dessa forma, este capítulo tem por objetivo apresentar o que existe de mais novo no processo de combustão turbulenta de gases.

Barbato, Talice e Zimont (1999) destacam que a combustão com pré-mistura tem se tornado cada vez mais relevante no cenário industrial, sendo uma das abordagens que pode minimizar emissões de poluentes. A otimização e *design* de combustores modernos está associada ao uso de ferramentas computacionais, como o CFD. Em seu trabalho, três modelos de combustão foram testados e comparados com dados experimentais: *Eddy Break Up*, *Eddy Dissipation Model* e *Turbulent Flame Speed Closure*. O modelo de turbulência utilizado foi o *k-ε Standard*. Os resultados numéricos para todos os modelos foram satisfatórios, sendo que o modelo *Turbulent Flame Speed Closure* apresentou resultados mais próximos aos experimentais, quando abordado dentro da sua aplicação.

Lipatnikov e Chomiak (2002) discutiram através de uma revisão da pesquisa em torno das chamas de pré-mistura, a problemática em torno da definição de um modelo para uma abordagem satisfatória para a velocidade turbulenta de chama. Segundo eles, a velocidade de chama turbulenta, denominada por U_t , é considerada como uma característica básica da combustão turbulenta com pré-mistura e por isso tem sido foco de vários estudos e experimentos por décadas. Apesar de todo esse esforço, uma abordagem consolidada para avaliar a U_t ainda não foi definida, porém é notável que a velocidade de chama turbulenta é sensível a geometria da chama e a métodos experimentais utilizados para os estudos. Modelos de combustão turbulenta para simular processos industriais também não foram desenvolvidos de forma unânime no meio científico. Lipatnikov e Chomiak (2002) definem dois grupos promissores de modelos que ganharam popularidade. O primeiro aborda uma equação de balanço para a densidade da superfície da chama e o segundo grupo usa algumas expressões para U_t , de modo a solucionar uma equação de balanço para uma variável progressiva.

Bray, Domingo e Vervisch (2005) definem a variável progressiva como um marco para os regimes de combustão sem e com pré-mistura, pois diferentemente das temperaturas e das frações mássicas dos reagentes e dos produtos, que mudam continuamente por todo

o campo, a variável progressiva está restrita a assumir valores perto de zero e de uma unidade. Segundos eles, a combustão eficiente e estável é obtida quando a escala de tempo de reações químicas é pequena em comparação com escalas de tempo de fluidodinâmica. A partir daí surge a relação com o número de Damköhler (Da), que pode ser definido pela Equação 3.1.

$$Da = \frac{\text{escala de tempo de fluidodinâmica}}{\text{escala de tempo de reações químicas}} \quad (3.1)$$

Em situações as quais o número de Damköhler é muito grande, é definido que a parte química de um problema tem maior influência do que qualquer outro fenômeno de transporte. Como consequência dessa relação, a combustão ocorre em um regime dito de “zonas de reações finas”, como representa a Figura 14, nas quais as reações químicas estão confinadas a essas regiões estreitas. É conveniente e natural considerar que a taxa de reação é nula ou quase nula em todas os outros locais, exceto nessa região.

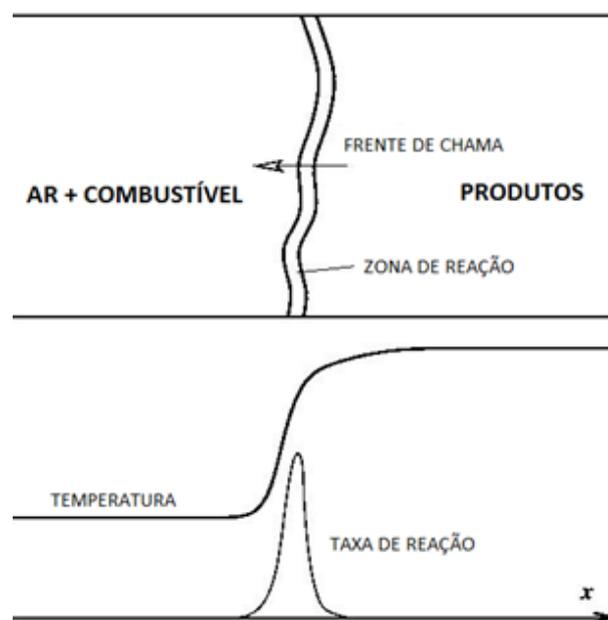


Figura 14 – Representação da zona de reação química na combustão turbulenta com pré-mistura. Adaptado de (CFD-ONLINE, 2005).

Lin, Jansohn e Boulouchos (2014) propuseram correlações para o consumo global de combustíveis gasosos com grandes concentrações de H_2 , baseadas na velocidade de chama turbulenta, U_t . Os resultados foram obtidos através de experimentos conduzidos com chamas axissimétricas em condições de operações de turbinas a gás. Dependendo do número de Damköhler (Da), características distintas para a relação entre a velocidade turbulenta e a velocidade laminar, U_l , foram observadas. Para $Da > 1$, uma forte dependência entre a relação normalizada das velocidades, U_t/U_l , e o número de Reynolds foi observada.

Zimont (2000) destacou que a presença de vórtices turbulentos durante o processo de combustão tem influência nas características físicas da chama, assim como mostra a Figura 15. Os vórtices podem realizar ações de estreitamento e alongamento de chama ou espessamento, dependendo de seu posicionamento.

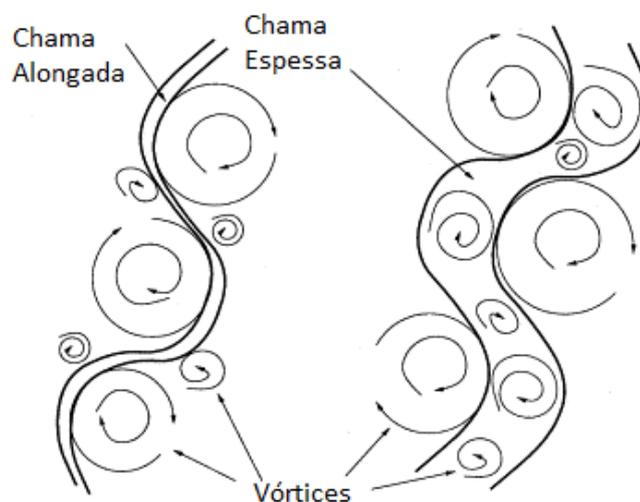


Figura 15 – Representação das ações dos vórtices turbulentos na chama. Adaptado de (ZIMONT, 2000).

Kadar (2014) simulou a combustão turbulenta em um forno industrial utilizando o *software OpenFOAM*, validando os resultados com ANSYS (2013a). O *solver* de escoamento incompressível foi utilizado e apresentou resultados satisfatórios, destacando que a ferramenta *OpenFOAM* é promissora e pode ser utilizada para simular a combustão em geometrias complexas.

Panigrahy e Mishra (2016) analisaram a combustão de Gás Liquefeito de Petróleo (GLP) composto por 60% de Butano e 40% de Propano, em volume, em um queimador poroso radial, comparando o fluxo de calor liberado e emissões de CO com a combustão de CH_4 , concluindo que os resultados para o GLP foram melhores: maiores fluxos de calor e menores emissões de CO foram obtidos.

Zhao et al. (2015) realizaram experimentos e simulações numéricas em um micro combustor cilíndrico com pré-mistura para otimizar as taxas de emissão de poluentes para a combustão de gás natural, variando a posição do bocal de saída e o diâmetro do mesmo. Os resultados mostraram que a posição do bocal em 3 mm a partir da posição de entrada apresenta os melhores resultados, para os casos em que o diâmetro do bocal não é menor do que 1,6 mm. Para essas situações, as emissões de óxidos de nitrogênio e de monóxido de carbono foram menores que 20 ppm e 50 ppm, respectivamente.

Mansouri, Aouissi e Boushaki (2016) investigaram o efeito da adição de gás hidrogênio e da razão de equivalência (ϕ) na combustão de uma mistura ar – propano em um combustor modelo. As simulações foram realizadas utilizando a técnica *Reynolds Average Navier-Stokes*

(*RANS*) com o modelo de turbulência *Realizable K- ϵ* . As interações químico-turbulentas foram simuladas por meio do modelo *Eddy Dissipation Model* (EDM) com o mecanismo de reação de três etapas. As simulações foram realizadas para razões de equivalência de 0,3 e 0,5 e para quatro frações volumétricas de gás hidrogênio. Os resultados mostraram que para ambas as razões de equivalência, o comprimento e a estabilidade da chama aumentaram com a injeção de gás hidrogênio na mistura.

Tidswell e Muppala (2014) realizaram experimentos para validar o modelo proposto de combustão com pré-mistura proposto por Zimont (2000), presente em (ANSYS, 2013b). Foram conduzidos experimentos e simulações para misturas de gás hidrogênio, metano e ar, com cinco composições diferentes.

Ziani e Chaker (2016) realizaram simulações computacionais para avaliar a influência da pressão ambiente no processo de combustão de uma mistura de metano e hidrogênio em um combustor sem pré-mistura. O modelo utilizado foi o de *Flamelet* com a abordagem por *Probability Density Function*. As pressões simuladas variaram de 1 até 10 atm. Os resultados mostraram que a variação crescente da pressão levou ao aumento da temperatura e na redução das expansões axial e radial da chama.

E et al. (2017) avaliaram a influência da forma de mistura entre combustível (hidrogênio) e ar, em um combustor sem pré-mistura. Os resultados mostraram que a performance de mistura pode ser melhorada ao serem adicionados 4 tubos dentro do combustor. A velocidade da chama, taxa de reação e eficiência do combustor foram afetadas diretamente pela performance térmica.

4 Modelagem Matemática

Neste capítulo serão apresentados os equacionamentos utilizados para abordar o problema discutido no presente trabalho. Os modelos dispostos a seguir detalham e caracterizam matematicamente os fenômenos químicos e físicos associados ao processo de combustão de gás.

4.1 Equação da Continuidade

A equação da continuidade, ou conservação da massa, tem a forma geral demonstrada abaixo pela Equação 4.1 , sendo válida para escoamento compressíveis e incompressíveis.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v}) = S_m \quad (4.1)$$

Onde ρ corresponde à massa específica, t ao tempo e \vec{v} à velocidade . O termo S_m refere-se à quantidade de massa adicionada a fase contínua pela fase dispersa, por exemplo, a vaporização de gotas de líquido. Esse termo pode ser também entendido como termo fonte, sendo definido pelo usuário. Para o caso do presente trabalho, que consiste de geometria bidimensional com axissimetria e para condições de regime permanente, a equação da continuidade pode ser simplificada e escrita por meio da Equação 4.2:

$$\frac{\partial}{\partial x}(\rho v_x) + \frac{\partial}{\partial r}(\rho v_r) + \frac{\rho v_r}{r} = 0 \quad (4.2)$$

Onde x é a coordenada axial, r é a coordenada radial, v_x é a velocidade axial e v_r é a velocidade radial.

4.2 Equação da Conservação do *Momentum*

A conservação do *momentum* para geometrias bidimensionais com axissimetria em condições de regime permanente é descrita pelas Equações 4.3 e 4.4. Os termos F_z e F_r referem-se às forças externas agindo sobre o volume.

$$\begin{aligned} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial x} (r \rho v_x v_x) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \rho v_r v_x) = -\frac{\partial p}{\partial x} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial x} \left[r \mu \left(2 \frac{\partial v_x}{\partial x} - \frac{2}{3} (\nabla \cdot \vec{v}) \right) \right] \\ + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[r \mu \left(\frac{\partial v_x}{\partial r} + \frac{\partial v_r}{\partial x} \right) \right] + F_x \end{aligned} \quad (4.3)$$

$$\begin{aligned} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial x} (r \rho v_x v_r) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \rho v_r v_r) = -\frac{\partial p}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial x} \left[r \mu \left(\frac{\partial v_r}{\partial x} + \frac{\partial v_x}{\partial r} \right) \right] \\ + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[r \mu \left(2 \frac{\partial v_r}{\partial r} - \frac{2}{3} (\nabla \cdot \vec{v}) \right) \right] - 2 \mu \frac{v_r}{r^2} + \frac{2}{3} \frac{\mu}{r} (\nabla \cdot \vec{v}) + \rho \frac{v_z^2}{r} + F_r \end{aligned} \quad (4.4)$$

Onde,

$$\nabla \cdot \vec{v} = \frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_r}{\partial r} + \frac{v_r}{r} \quad (4.5)$$

4.3 Equação da Energia

ANSYS (2013a) resolve a equação da energia como mostra a Equação 4.6

$$\nabla \cdot (\vec{v}(\rho E + p)) = \nabla \cdot \left(k_{eff} \nabla T - \sum_j h_j \vec{J}_j + (\bar{\tau}_{eff} \cdot \vec{v}) \right) \quad (4.6)$$

Onde k_{eff} é a condutividade efetiva e \vec{J}_j é fluxo de difusão da espécie j . Os três primeiros termos do lado direito da equação representam o transferência de energia devido a condução, difusão de espécies e dissipação viscosa, respectivamente. Ainda na Equação 4.6, o termo E é definido como mostra a Equação 4.7:

$$E = h - \frac{p}{\rho} + \frac{v^2}{2} \quad (4.7)$$

Onde a entalpia sensível, h , é definida para gás ideal como mostra a Equação 4.8.

$$h = \int_{T_{ref}}^T c_p dT \quad (4.8)$$

Onde T_{ref} é 298,15 K e c_p é o calor específico da mistura.

4.3.1 Equação da Energia nas Regiões Sólidas

Nas regiões sólidas, como nas paredes do combustor, a equação de energia resolvida tem a seguinte forma:

$$\nabla \cdot (k\nabla T) = 0 \quad (4.9)$$

Onde k é a condutividade térmica do material. O termo à esquerda na Equação 4.9 refere-se a fluxo de calor devido à condução no sólido.

4.4 Modelo Não-Adiabático de Combustão Turbulenta com Pré-Mistura

O modelo de combustão turbulenta com pré-mistura utilizado por ANSYS (2013a) é baseado no trabalho publicado por Zimont (2000) que utiliza o modelo *Turbulent Flame Closure* para resolver a parte química. Envolve a solução da equação de transporte para a variável progressiva de reação, c . A resolução dessa equação se baseia na definição da velocidade de chama turbulenta.

4.4.1 Propagação da Frente de Chama

Na maioria de sistemas industriais que operam com pré-mistura, a combustão se propaga como uma chama fina. A medida que a frente de chama se propaga, os reagentes que ainda não sofreram o processo de queima começam a passar pelas reações de combustão. Dessa forma, o modelo divide o escoamento reativo em duas regiões distintas: espécies queimadas e espécies não queimadas, estando essas separadas pelo contorno da chama. A propagação da frente de chama é modelada pela solução da equação de transporte para a variável progressiva de reação, denotada por c , como mostra a Equação 4.10:

$$\nabla \cdot (\rho \vec{v} c) = \nabla \cdot \left(\frac{\mu_t}{Sc_t} \nabla c \right) + \rho S_c \quad (4.10)$$

Onde c é a variável progressiva de reação, Sc_t é o número de *Schmidt* turbulento e S_c é o termo fonte da reação progressiva. A variável progressiva pode ser definida utilizando-se qualquer grandeza escalar (temperatura, fração mássica do combustível, por exemplo), desde que seja limitada por um único valor no gás queimado e outro na mistura não queimada. Usualmente definida como mostra a Equação 4.11.

$$c = \frac{T - T_f}{T_b - T_f} \quad (4.11)$$

Onde, T_f é a temperatura na mistura dita fresca, T_b é a temperatura no gás queimado e T é a temperatura pontual.

Baseado na definição, $c = 0$ onde a mistura não sofreu combustão e $c = 1$ onde a mistura sofreu combustão. O valor de c é definido como uma condição de contorno nos fluxos de entrada. A taxa de reação média é modelada por Zimont (2000) como mostra a Equação 4.12:

$$\rho S_c = \rho_u U_t |\nabla c| \quad (4.12)$$

Onde ρ_u é a massa específica da mistura não queimada e U_t é a velocidade de chama turbulenta. A massa específica da mistura pode ser definida como um valor constante, porém para o caso de combustão de gás o modelo de gás ideal deve ser selecionado. Dessa forma a massa específica será calculada como uma média volumétrica adiante a frente de chama, definida pela Equação 4.13.

$$\rho = \frac{p_{op} + p}{\frac{R}{M_w} T} \quad (4.13)$$

Onde p é pressão relativa local e p_{op} é a pressão de operação, definida como 101325 Pa. Para a solução da equação acima, o peso molecular da mistura é inserido pelo usuário.

4.4.2 Velocidade de Chama Turbulenta

A chave para o modelo de combustão com pré-mistura está na determinação da velocidade de chama turbulenta, U_t , normal a superfície da chama. A velocidade é influenciada pelos seguintes fatores:

- Velocidade de chama laminar, que é determinada pela concentração de combustível, temperatura e propriedades difusivas a nível molecular, assim como a cinética química.
- Efeitos promovidos por pequenos e grandes vórtices, como o enrugamento, alongamento ou espessamento da chama.

A velocidade de chama turbulenta é computado por ANSYS (2013a) utilizando um modelo para frente de chamas com efeitos enrugamento e alongamento, também definido por Zimont (2000) na Equação 4.14:

$$U_t = A(u')^{3/4}U_l^{1/2}\alpha^{-1/4}l_t^{1/4} \quad (4.14)$$

Onde A é uma constante, u' é a velocidade *RMS* (*root-mean-square*), U_l é a velocidade de chama laminar, α é a difusividade térmica da mistura e l_t é a escala de comprimento da turbulência, computada como mostra a Equação 4.15:

$$l_t = C_D \frac{(u')^3}{\epsilon} \quad (4.15)$$

Onde ϵ é a taxa de dissipação turbulenta, definida posteriormente no modelo de turbulência. Os valores das constantes A e C_D são recomendados em 0,52 e 0,37 respectivamente, pois são adequados para a grande maioria das chamas com pré-mistura. Assim como a densidade, a difusividade térmica da mistura pode ser definida como um valor constante. Caso o modelo de gás ideal seja selecionado, a difusividade térmica será calculada como uma média volumétrica adiante a frente de chama.

A velocidade de chama laminar, U_l , pode ser determinada por meio de experimentos ou através de uma correlação (Equação 4.16) proposta por Metghalchi e Keck (1982):

$$U_l = U_{l,ref} \left(\frac{T_u}{T_{u,ref}} \right)^\gamma \left(\frac{p_u}{p_{u,ref}} \right)^\beta \quad (4.16)$$

Onde T_u e p_u representam a temperatura e a pressão dos reagentes não queimados adiante a frente da chama. $T_{u,ref} = 298\text{K}$ e $p_{u,ref} = 1 \text{ atm}$. A velocidade referência de chama laminar, $U_{l,ref}$ é calculada de acordo com a Equação 4.17:

$$U_{l,ref} = C_1 + C_2(\phi - C_3)^2 \quad (4.17)$$

Onde ϕ é a razão de equivalência a frente da chama e C_1 , C_2 e C_3 são constantes. Os expoentes γ e β são calculados pela Equação 4.18:

$$\begin{aligned} \gamma &= 2.18 - 0.8(\phi - 1) \\ \beta &= -0.16 + 0.22(\phi - 1) \end{aligned} \quad (4.18)$$

4.4.3 Cálculo da Temperatura Não-Adiabática

Para o modelo não-adiabático de combustão sem pré-mistura, ANSYS (2013a) resolve uma equação de transporte de energia (Equação 4.19), de modo a considerar todas as perdas e ganhos de energia do sistema, como é mostrado a seguir:

$$\nabla \cdot (\rho \vec{v} h) = \nabla \cdot \left(\frac{k + k_t}{c_p} \nabla h \right) + S_{h,chem} + S_{h,rad} \quad (4.19)$$

Os termos $S_{h,chem}$ e $S_{h,rad}$ representam, respectivamente, as perdas de calor devido a radiação e os ganhos devido as reações químicas. Mais especificamente, esses ganhos podem ser definidos em função do calor de combustão H_{comb} , como mostra a Equação 4.20:

$$S_{h,chem} = \rho S_c H_{comb} Y_{fuel} \quad (4.20)$$

Onde, S_c é a taxa média normalizada de formação de produtos e Y_{fuel} é a fração mássica da mistura não queimada.

4.5 Modelo de Radiação P1

O modelo de radiação P1 assume que a Equação 4.21, abaixo, é uma equação de difusão, o que torna mais fácil sua resolução, exigindo menor esforço computacional. O modelo inclui o efeito de espalhamento da radiação.

$$\frac{dI(\vec{r}, \vec{s})}{ds} + (a + \sigma_s) I(\vec{r}, \vec{s}) = an^2 \frac{\sigma T^4}{\pi} + \frac{\sigma_s}{4\pi} \int_0^{4\pi} I(\vec{r}, \vec{s}') \Phi(\vec{s} \cdot \vec{s}') d\Omega' \quad (4.21)$$

Onde, \vec{r} , \vec{s} e \vec{s}' são os vetores posição, direção e direção de espelhamento, respectivamente, a é o coeficiente de absorção, n é o índice de refração, σ_s é o coeficiente de espelhamento, σ é a constante de Stefan-Boltzman, I é intensidade de radiação, T é a temperatura local, Φ é a função da fase e Ω' representa o ângulo sólido.

4.6 Modelo de Turbulência $k-\varepsilon$ Standard

O modelo de turbulência $k-\varepsilon$ é um modelo semi-empírico baseado no modelo de equações de transporte para a energia cinética turbulenta (k) e sua taxa de dissipação (ε). As equações do modelo de transporte para k são derivadas da equação exata, enquanto que o modelo para equações de ε foram obtidas utilizando-se raciocínios físicos. O modelo de

Turbulência k - ε *Standard* é válido somente para escoamentos completamente turbulentos. A energia cinética turbulenta (k) e sua taxa de dissipação (ε) são obtidas por meio das equações de transporte 4.22 e 4.23, respectivamente:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_M \quad (4.22)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \varepsilon u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k + C_{3\varepsilon} G_b) - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} + S_\varepsilon \quad (4.23)$$

Nessas equações, G_k representa a geração de energia cinética turbulenta devido aos gradientes de velocidade e G_b representa a geração de energia cinética turbulenta devido aos efeitos de empuxo. Y_m representa a contribuição da dilatação flutuante na turbulência compressiva na taxa de dissipação global. C_1 , C_2 e C_3 são constantes cujos valores são 1,44, 1,92, 0,09 respectivamente. σ_k e σ_ε representam o número de Prandtl para k e ε , e assumem os valores 1,0 e 1,3 respectivamente.

4.7 Caracterização do Problema

O caso abordado no presente trabalho trata-se de um processo de queima de Gás Liquefeito de Petróleo em escala laboratorial, realizada em um combustor cilíndrico presente em uma empresa de mineração. Nesse combustor, ar e combustível entram na câmara previamente misturados. A Figura 16 expõe uma representação geométrica tridimensional do combustor.

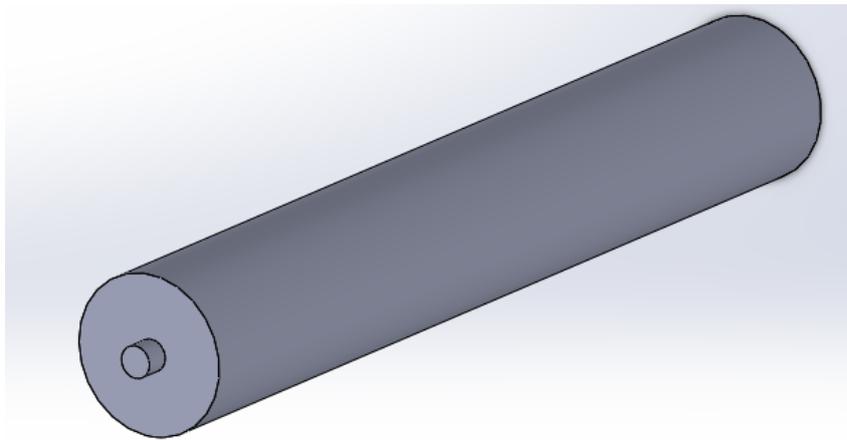


Figura 16 – Representação geométrica tridimensional do combustor.

Dessa forma, o modelo de combustão com pré-mistura é utilizado para a realização das simulações computacionais. O combustor tem sua seção de saída conectada a um *Pot Grate*

cujo leito é preenchido com pelotas de minério. O fluxo dos produtos de combustão com temperatura elevada é direcionado ao pote, o que permite o tratamento termoquímico para conferir propriedades físicas e metalúrgicas desejáveis às pelotas. Todo o processo funciona como uma receita, que é utilizada posteriormente nas plantas em larga escala da indústria. Porém, os controles das variáveis no combustor são reduzidos, ficando restritos ao conhecimento da temperatura em dois pontos no combustor e da vazão de entrada da mistura ar e combustível. Características físicas, como comprimento da chama e o perfil de temperatura, além da hidrodinâmica do escoamento, tornam-se parâmetros desconhecidos, o que tem influência direta na dificuldade em se obter as condições ideais para realizar o processo.

4.7.1 Modelo Geométrico

Devido às características físicas do problema, uma abordagem bidimensional e axisimétrica foi adotada para construção do modelo geométrico. Foram utilizadas duas geometrias para abordar o problema. Na primeira situação, a geometria utilizada desconsiderou qualquer estreicção na seção de saída, com o objetivo de minimizar o efeito da hidrodinâmica do escoamento na formação da chama. Tal prática é comum quando se deseja obter as características físicas da chama a fim de escolher, em um primeiro instante, o melhor modelo para o queimador. Na segunda situação, a geometria levou em consideração a estreicção presente na saída do combustor, de modo a se contabilizar a influência da hidrodinâmica na formação da chama. A Figura 17 representa as geometrias utilizadas e as suas dimensões, nas duas situações descritas.

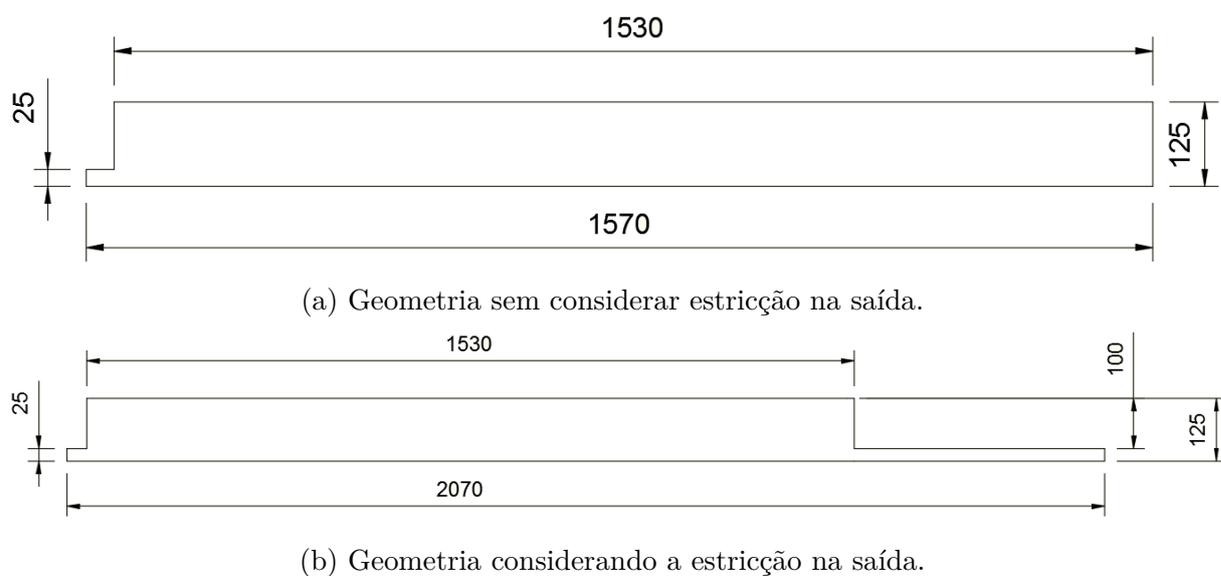


Figura 17 – Geometrias utilizadas durante as simulações (dimensões em milímetros).

4.8 Condições de Contorno

As condições de contorno impostas foram a vazão mássica de entrada da mistura, a fração mássica de combustível e a temperatura de entrada da mistura para os estágios de secagem ascendente, pré-queima e queima. O combustível utilizado foi o Gás Liquefeito de Petróleo, composto por 40% de propano (C_3H_8) e 60% de butano (C_4H_{10}), em volume de fase gasosa. Foram consideradas as perdas por convecção e radiação na parede para o meio. Para isso foram estipulados os coeficientes convectivos (h), as emissividades (ε) e as temperaturas da corrente livre (T_{amb}). O material de construção do combustor é o aço e a espessura de parede é de 0,01 metros. Para a saída do combustor foi imposta a pressão. A Tabela 1 mostra as condições de contorno para cada estágio.

Tabela 1 – Condições de contorno.

Estágio	Vazão Mássica da Mistura (kg/s)	Fração Mássica de Combustível	Temperatura de Entrada (K)	Pressão de Saída (atm)	Coefficiente Convectivo h (W/m ² K)	Emissividade da Parede (ε)	T_{amb} (K)
Secagem	0,2355	0,01	300	1	15	0,9	300
Pré-Queima	0,1246	0,0243	300	1	15	0,9	300
Queima	0,1167	0,0304	300	1	15	0,9	300

Além disso, para as condições de entrada, a intensidade turbulenta foi definida como 5% e o diâmetro hidráulico como 0,05 metros, baseado nas características geométricas do problema. A velocidade de chama laminar para o GLP foi determinada em 2 m/s, com base na literatura (LIAO et al., 2005).

No modelo de combustão turbulenta não-adiabática com pré-mistura é necessário caracterizar a mistura com propriedades referentes a ela. A Tabela 2 mostra os valores utilizados para a mistura de GLP e ar durante o estágio de Queima.

Tabela 2 – Propriedades da mistura de GLP e ar.

Propriedade	Valor
Calor específico	1048,44 J/Kg.K
Condutividade térmica	0,0233 W/m.K
Viscosidade	1,83e-05 Kg/m.s
Peso molecular	29,85 Kg/Kmol
Calor de combustão	4,6e+07 J/Kg

Durante as simulações é necessário definir os critérios de convergência, ou seja, os critérios de parada das soluções das equações da modelagem matemática. O critério de

convergência consiste na diferença obtida entre o resultado de uma iteração e o resultado da iteração anterior. A Tabela 3 mostra como esses foram definidos.

Tabela 3 – Critérios de convergência.

Resíduo	Critério de Convergência
Continuidade	1e-03
Velocidade x	1e-03
Velocidade y	1e-03
Energia	1e-06
k	1e-03
Epsilon	1e-03
Premixc	1e-03
P1	1e-06

Onde o resíduo *Premixc* refere-se a variável progressiva *c*. Dentre os métodos de solução, o acoplamento pressão-velocidade utilizado foi *SIMPLE*, e a discretização espacial utilizada está descrita na Tabela 4.

Tabela 4 – Discretização espacial utilizada durante simulações.

Variáveis	Discretização espacial.
Gradiente	<i>Green-Gauss Node Based</i> ¹
Pressão	<i>PRESTO!</i>
Massa específica	<i>Second Order Upwind</i> ²
<i>Momentum</i>	<i>Second Order Upwind</i>
Energia Cinética Turbulenta	<i>First Order Upwind</i> ³
Taxa de Dissipação Turbulenta	<i>First Order Upwind</i>
Energia	<i>Second Order Upwind</i>
Variável Progressiva	<i>Second Order Upwind</i>

No modelo de combustão com pré-mistura utilizada no ANSYS FLUENT (ANSYS, 2013b) normalmente a inicialização da simulação é feita adotando-se o valor da variável progressiva como 1 para toda a geometria e 0 para a condição de entrada da mistura.

¹ Utiliza o Teorema de Green-Gauss para computar o gradiente do escalar no centro da célula, calculado por uma média aritmética dos valores nodais da face.

² Os cálculos nas faces da célula são computadas utilizando uma aproximação de segunda ordem por meio de uma expansão por série de Taylor.

³ Os valores nos centros das células representam uma média dos valores na célula inteira.

5 Resultados e Discussões

5.1 Teste de Independência de Malha

Um estudo de convergência foi realizado para a geometria utilizada. Para isso foram geradas malhas quadriláteras e a independência da malha foi testada mudando-se progressivamente o número de nós e elementos de forma a torna-la mais fina possível. As estatísticas das malhas testadas estão representadas na Tabela 5.

Tabela 5 – Estatísticas das malhas.

Malha	Número de Nós
Malha 1	22070
Malha 2	49304
Malha 3	87149
Malha 4	215540
Malha 5	239434

Simulações computacionais foram conduzidas gerando-se para cada malha o perfil de temperatura na linha de centro do combustor. Os resultados das comparações finais das malhas podem ser observados na Figura 18.

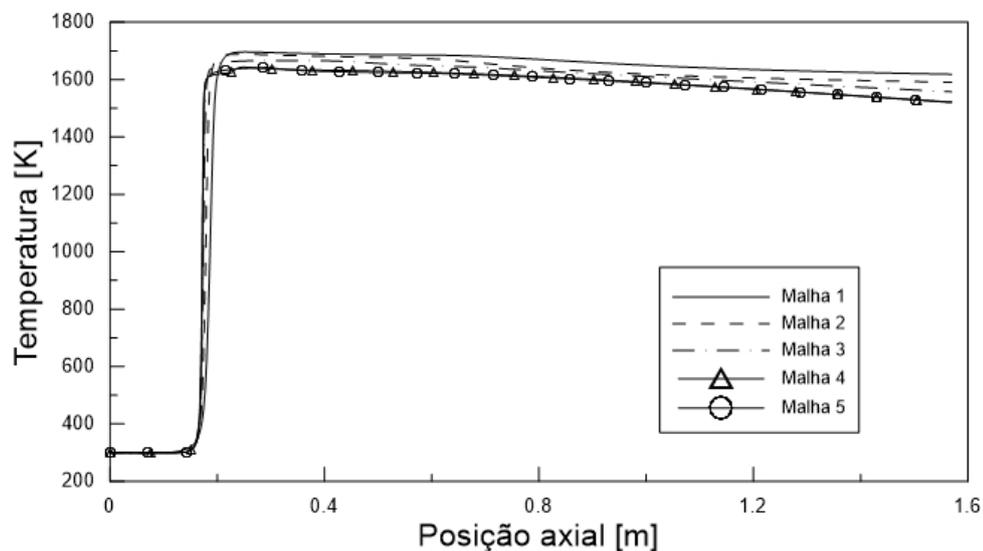


Figura 18 – Teste de convergência de malha.

Observa-se que a partir da Malha 3 os valores apresentaram uma boa repetibilidade. Para contabilizar as diferenças entre os valores simulados nas malhas 3, 4 e 5 foram escolhidos 8 pontos no comprimento da linha de centro do combustor. A Tabela 6 mostra os desvios encontrados ao se comparar as temperaturas simuladas para cada ponto nas malhas.

Tabela 6 – Desvios entre as malhas.

Posição (m)	Temperatura Malha 3 (K)	Temperatura Malha 4 (K)	Desvio (%)	Temperatura Malha 4 (K)	Temperatura Malha 5 (K)	Desvio (%)
0,2	1655,35	1618,74	-2,21	1618,74	1628,04	0,57
0,4	1665,73	1632,72	-1,98	1632,72	1628,34	-0,27
0,6	1647,81	1624,81	-1,40	1624,81	1622,02	-0,17
0,8	1630,52	1610,41	-1,23	1610,41	1607,27	-0,19
1,0	1610,6	1590,48	-1,25	1590,48	1588,12	-0,15
1,2	1591,75	1567,24	-1,54	1567,24	1566,24	-0,06
1,4	1573,24	1542,68	-1,94	1542,68	1541,67	-0,07
1,57	1557,62	1522,24	-2,27	1522,24	1520,58	-0,11

O desvio máximo obtido entre as Malhas 4 e 5 assumiu o valor de 0,57% enquanto o desvio mínimo assumiu o valor de 0,06%, em módulo. Por esse motivo a Malha 4 (Figura 19) foi escolhida para a realização das simulações.

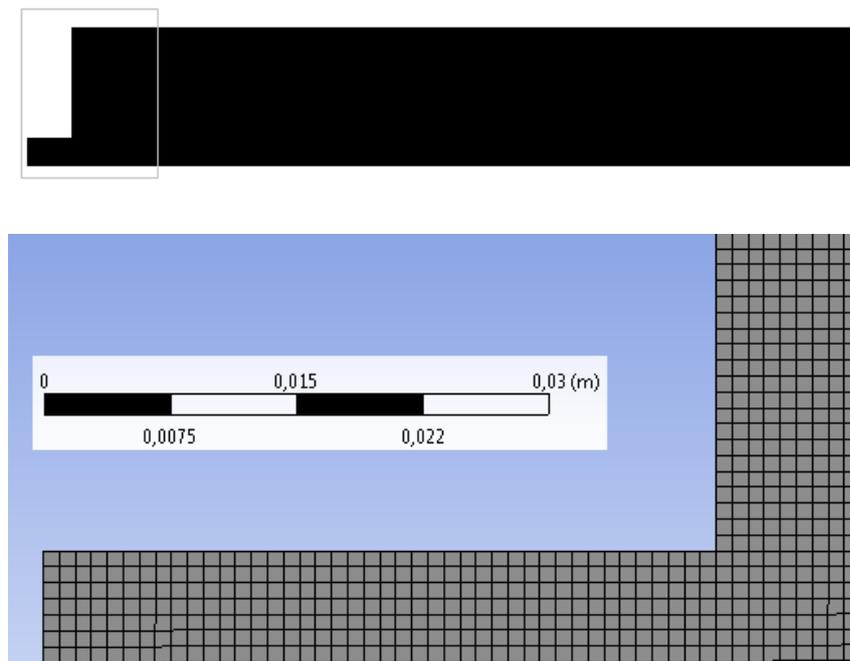


Figura 19 – Malha escolhida para simulações.

5.2 Validação da Simulação

Para validar as simulações computacionais, foram utilizados dados experimentais oriundos de um processo laboratorial de queima industrial, cedidos via comunicação privada. O parâmetro de validação utilizado foi a temperatura medida por dois termopares, T1 e T2, posicionados nos locais indicados, como mostra a Figura 20a e Figura 20b.

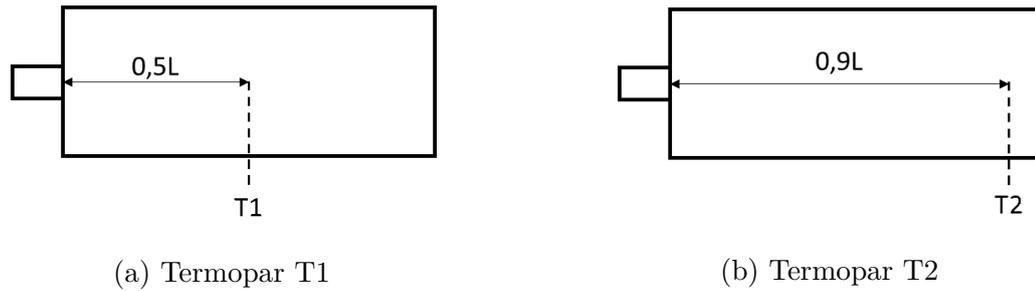


Figura 20 – Posicionamento dos termopares no combustor.

A Tabela 7 mostra a comparação obtida entre os resultados simulados e experimentais, bem como os desvios percentuais dos mesmos.

Tabela 7 – Comparação entre resultados experimentais e simulações

Estágio	Temperatura Termopar T1 (K)	Temperatura Simulação (K)	Desvio (%)	Temperatura Termopar T2 (K)	Temperatura Simulação (K)	Desvio (%)
Secagem	805,59	743,604	-7,69	666,17	735,652	10,43
Pré-Queima	1437,38	1350,49	-6,05	1360,47	1326,8	-2,47
Queima	1582,77	1610,0	1,72	1464,87	1540,65	5,17

A partir dos resultados acima, admite-se que os erros para as simulações realizadas nos estágios de secagem, pré-queima e queima são, respectivamente, 10,43%, 6,05% e 5,17% em módulo.

5.3 Resultados Numéricos

A seguir são apresentados os resultados numéricos obtidos durante as simulações computacionais. É dado um enfoque maior para o estágio de Queima, por ser esse o estágio no qual os gases quentes que deixam o combustor serão responsáveis por produzirem condições térmicas necessárias para as transformações das pelotas de minério no *Pot Grate*. Posteriormente é apresentada a análise da influência da seção de saída do combustor na formação da chama e nas suas características.

5.3.1 Características da Chama

Ao buscar um melhor aproveitamento para combustores industriais, é fundamental conhecer características específicas da chama formada. Entre elas estão o perfil de temperatura, comprimento de chama, velocidade turbulenta e a definição da zona de reação que está associada a taxa de formação de produtos.

5.3.1.1 Perfil de Temperatura

O perfil de temperatura na linha de centro do combustor para cada estágio de queima de gás foi simulado. A Figura 21 mostra o comportamento nos estágios de Secagem, Pré-queima e Queima.

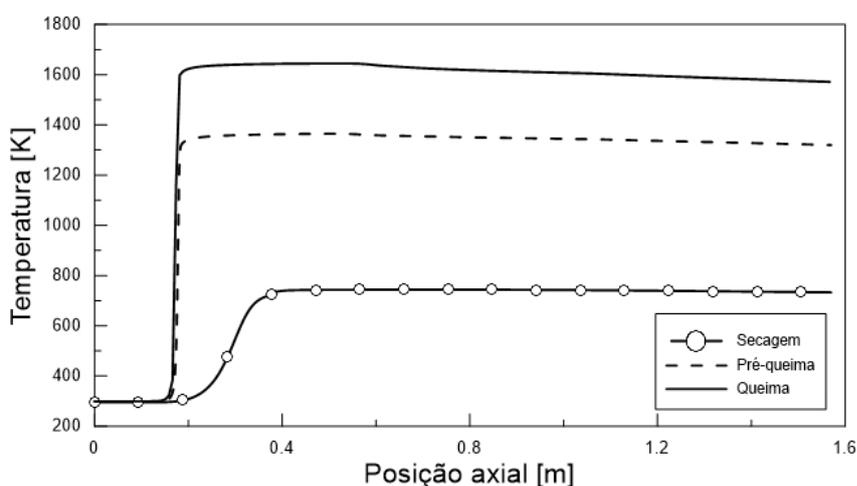


Figura 21 – Perfil de temperatura para cada estágio de queima.

Observa-se que o pico de temperatura obtido foi maior no estágio de queima, onde a maior fração mássica de combustível está presente. Durante o estágio de Secagem, a temperatura atinge valores próximos a 750 K, o que está de acordo com o esperado, já que durante essa etapa o calor é utilizado somente para vaporizar as moléculas de água presentes no leito de pelotas de minério de ferro. No estágio de Pré-queima as temperaturas obtidas são em torno de 1300 K e são suficientes para ocasionarem um aumento significativo da temperatura do leito no *Pot Grate* e para se iniciarem as reações químicas de decomposição de carbonatos. Durante o estágio de Queima, a temperatura se mantém em valores próximos a 1600 K, garantindo que as transformações físicas e químicas ocorram com as pelotas. É importante ressaltar que, durante os três estágios, nota-se um decréscimo da temperatura, antes mesmo dos produtos de combustão deixarem a câmara. A Figura 22 mostra o perfil de temperatura radial em 50% (0,81m) e 90% (1,42m) do comprimento da câmara de combustão. O decréscimo de temperatura média comparando-se os perfis é de 5,3%.

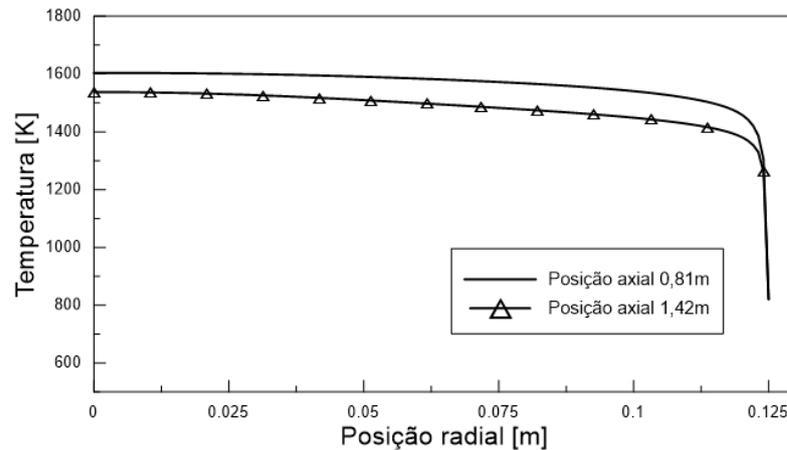


Figura 22 – Comparação do perfil de temperatura radial para posições axiais de 0,81m e 1,42m durante o estágio de Queima.

Tal decréscimo pode ser explicado por um comprimento de chama curto, de modo que os produtos percam energia durante o escoamento dentro do próprio combustor. Isso representa um ponto negativo, pois as perdas de energia já ocorrem previamente à entrada dos gases no leito de pelotas de minério. A Figura 23 mostra os contornos de temperatura para o estágio de Queima. Nota-se um comprimento de chama curto e fino, o que está de acordo com as características de uma chama de pré-mistura, assim como destacado em 4.4.1. Existe uma queda da temperatura a medida que os produtos de combustão escoam pela câmara. As maiores temperaturas concentram-se no centro da câmara enquanto na zona periférica, devido à interação com a parede e à transferência de calor para o ambiente, as temperaturas diminuem.

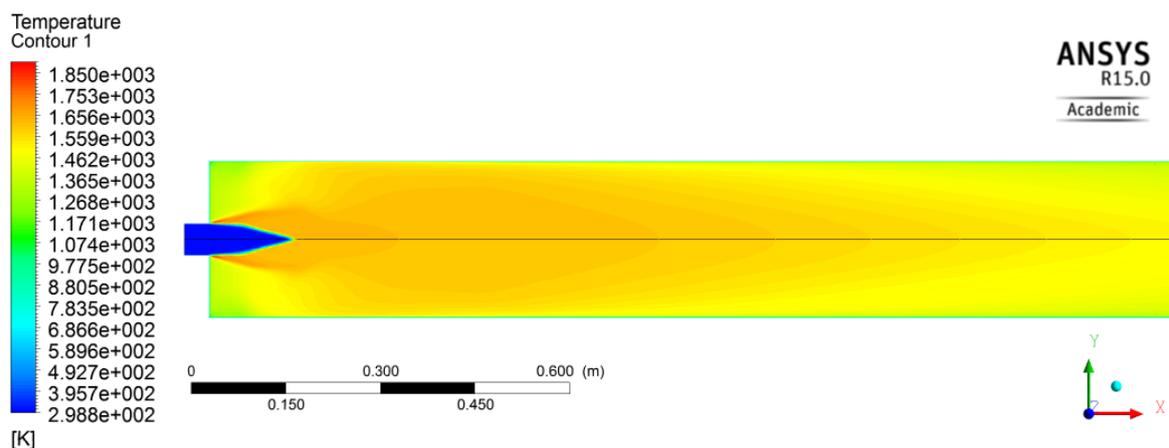


Figura 23 – Contornos de temperatura estática no estágio de Queima.

5.3.1.2 Comprimento de Chama

Por meio dos contornos de temperatura não é possível determinar com precisão o comprimento da chama formada durante a combustão. Para isso, é necessário conhecer os valores da variável progressiva ao longo da câmara. Quando a variável progressiva assume o valor unitário, conclui-se que todos os reagentes já sofreram o processo de combustão e, portanto, nesse ponto, está o final da chama. A Figura 24 apresenta o comportamento da variável progressiva.

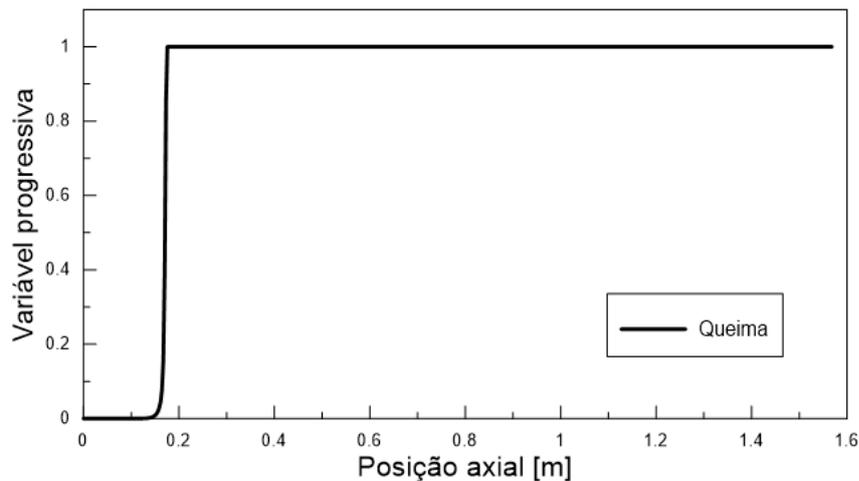


Figura 24 – Comportamento da variável progressiva no linha central do combustor.

A partir da Figura 24 nota-se que a chama está completamente formada para posições acima de 0,2 m. O comprimento de chama está definido no ponto onde a variável progressiva atinge o valor unitário, portanto, 0,175 m.

Toda a análise realizada não considera, porém, os efeitos da hidrodinâmica do escoamento, pois a geometria utilizada nesse primeiro momento despreza os efeitos da estrição formada pela redução de diâmetro na seção de saída da câmara. A Figura 25 mostra as linhas de trajetórias emitidas a partir da seção de entrada do combustor.

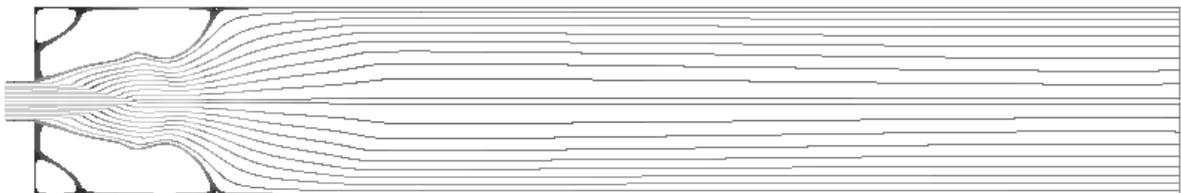


Figura 25 – Linhas de trajetória emitidas da entrada do combustor.

É possível perceber que não existe a formação de pequenos e grandes vórtices na saída do escoamento. As linhas percorrem um caminho suave até atingirem a seção de

saída. Tal efeito não deve ser percebido quando uma redução de diâmetro é considerada, já que espera-se uma ação agressiva da turbulência, com conseqüente formação de turbilhões e vórtices próximos às regiões de constrição. Na seção de entrada percebe-se a ausência de linhas de trajetória nos cantos da geometria, o que indica a presença de recirculações nessas regiões. A Figura 26 apresenta com detalhes os vórtices formados na entrada do combustor, devido a expansão.

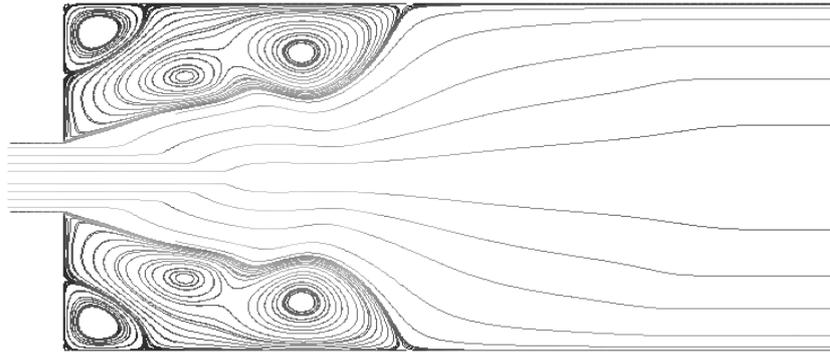


Figura 26 – Formação de vórtices na entrada da câmara.

5.3.1.3 Velocidade de Chama Turbulenta

Um dos grandes diferenciais do modelo de combustão com pré-mistura, está na determinação da velocidade de chama turbulenta. A Figura 27 mostra a relação entre a velocidade de chama turbulenta e a velocidade de chama laminar, (U_t/U_l) , em função da variável progressiva. A velocidade adimensionalizada atinge valor próximo de 7 quando a chama está completamente formada.

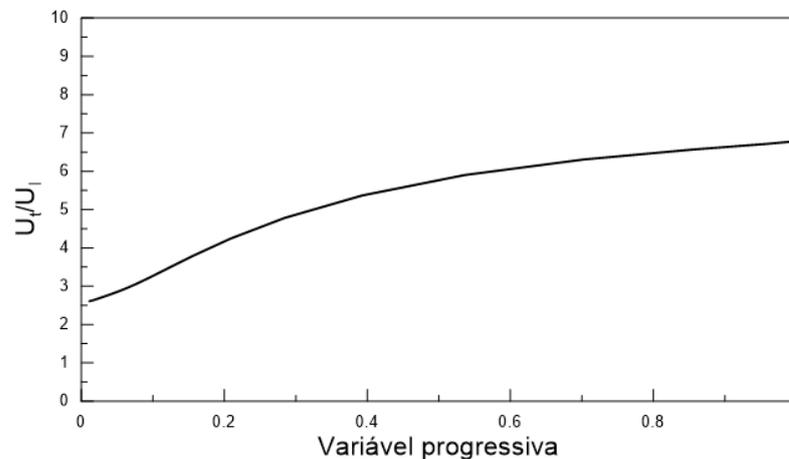


Figura 27 – Velocidade de chama turbulenta.

Como a velocidade de chama laminar foi definida como 2m/s, nesse ponto a velocidade turbulenta, normal a superfície da chama e no sentido contrário ao escoamento da mistura, possui valor de 14m/s. Onde a chama encontra a mistura fresca, ou seja, quando a variável progressiva assume seu valor mínimo no intervalo, a relação U_t/U_l assume o valor de 2,5.

5.3.1.4 Taxa de Formação de Produtos

O aumento da temperatura na chama está associado à taxa de formação de produtos, pois a reação de combustão é um fenômeno exotérmico e portanto, libera energia. É possível determinar ainda a espessura da zona de reação. Para as chamas de pré-mistura, essa zona é estreita e separa os produtos queimados, da mistura não queimada, como mostra a Figura 28.

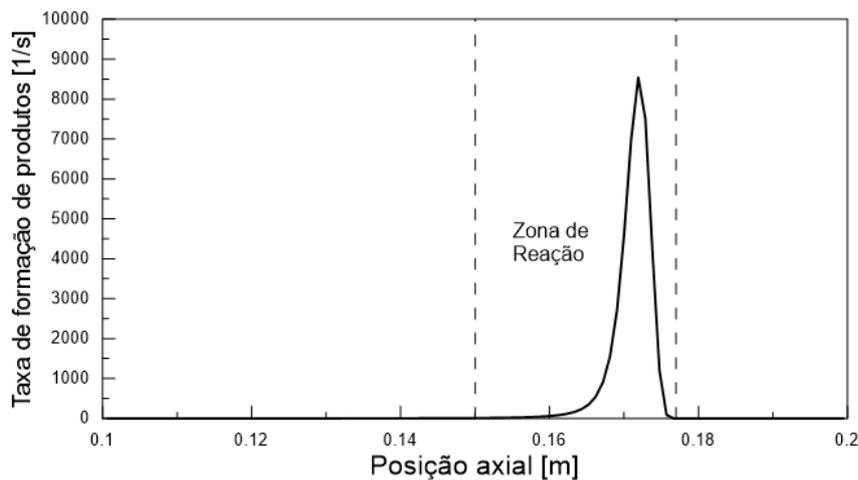


Figura 28 – Taxa de formação de produtos.

Tal constatação também foi observada em estudos realizados por Tidswell e Muppala (2014), Shelil, Griffiths e Syred (2009). Para a situação representada, a espessura da zona de reação é de 0,025m, estando formada no comprimento de 0,15m até o comprimento final da chama, 0,175m. A taxa de formação de produtos atingiu o valor máximo de $9000s^{-1}$. Para melhor caracterizar a zona de reação, pode-se analisar o número de Damkohler, que relaciona uma escala de tempo de reações químicas com os outros fenômenos que ocorrem durante a formação da chama. A Figura 29 apresenta o comportamento do número de Damköhler para posições axiais internas à zona de reação.

Dentro da zona de reação, o número de Damköhler assume valores altos, provando que nessa região, a química influencia mais do que qualquer outro fenômeno. A medida em que a zona de reação se encerra, o número de Damköhler assume valores mais baixos.

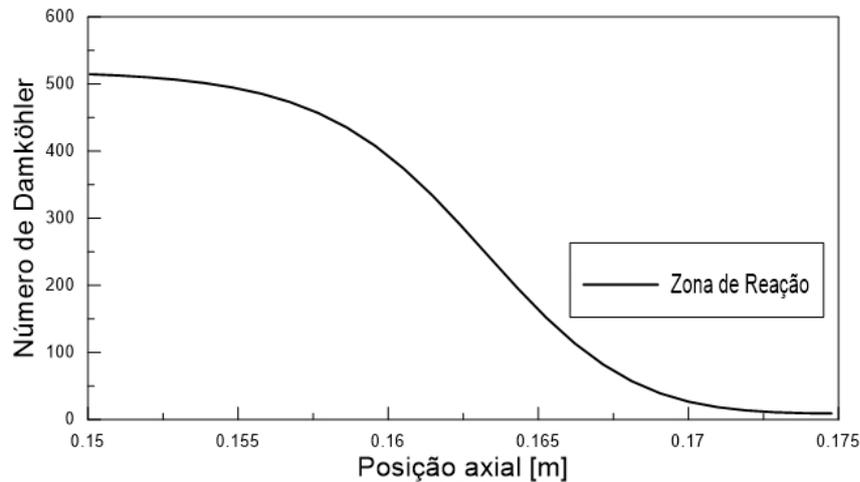


Figura 29 – Número de Damköhler e sua relação com a zona de reação.

5.3.2 Efeito da Estricção na Seção de Saída

As análises realizadas a seguir, apresentam os resultados levando-se em consideração os efeitos causados pela presença de uma estricção na saída da câmara de combustão. As mesmas análises foram realizadas, porém como uma nova geometria (Figura 17). As diferenças encontradas são discutidas.

5.3.2.1 Perfil de Temperatura

A Figura 30 representa uma comparação entre o perfil de temperatura para os casos em que a seção de saída encontra-se livre e para quando existe a constrição na saída.

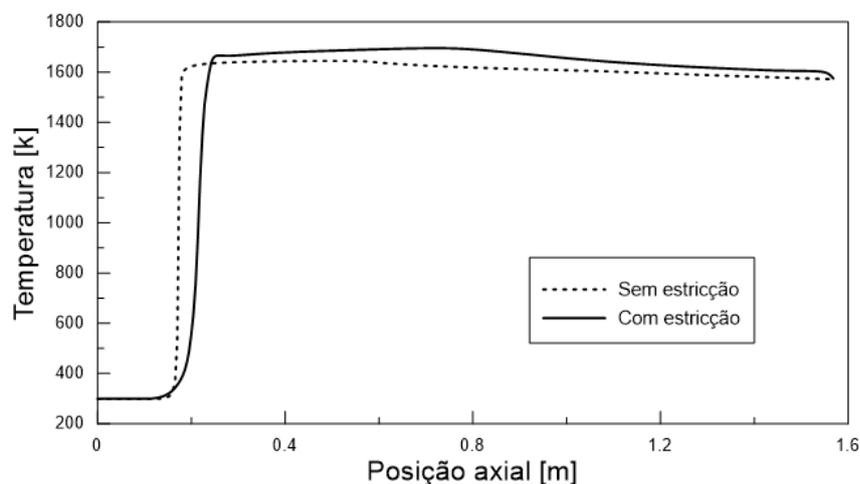


Figura 30 – Perfil de temperatura na linha de centro para seção de saída com e sem estricção.

Nota-se que para o caso em que existe a restrição na saída, o pico de temperatura é obtido em uma posição adiante, representando um indício de que o comprimento de chama foi alterado. As temperaturas obtidas foram ligeiramente maiores, representando

um aumento médio de 2,64%, e assim como na primeira situação, observa-se perda de energia a medida que ocorre uma aproximação à seção de saída. Tais perdas continuam associadas à transferência de calor para o meio.

A Figura 31 mostra os contornos de temperatura gerados. Nota-se um comprimento de chama mais afinado e comprido, outro indício de que existem vórtices atuando na formação da chama. Percebe-se, também, a queda da temperatura a medida que os produtos de combustão escoam pela câmara. As maiores temperaturas ainda concentram-se na região central da câmara enquanto a zona periférica possui as menores temperaturas.

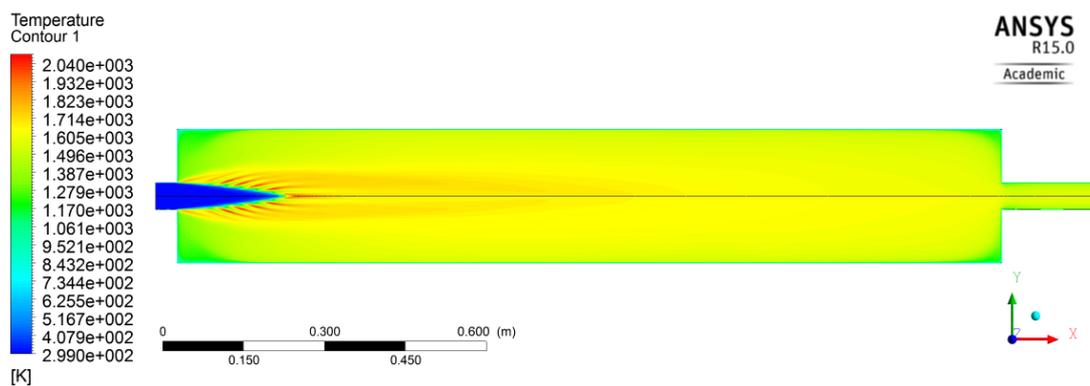


Figura 31 – Contornos de temperatura estática no estágio de Queima com estrição na saída.

5.3.2.2 Comprimento de Chama

Por meio da variável progressiva, é possível confirmar a alteração no comprimento de chama. A Figura 32 mostra que a chama está completamente formada para posições acima de 0,25m.

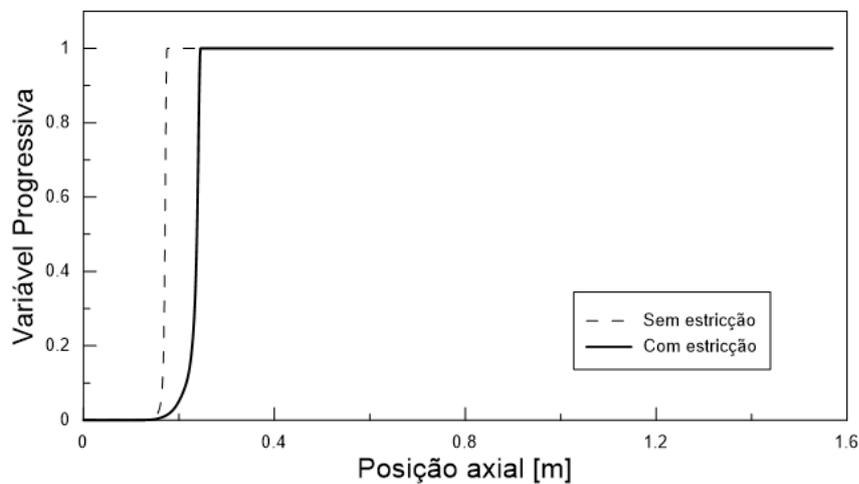


Figura 32 – Comportamento da variável progressiva na linha de centro, para geometria com estrição na saída.

O comprimento de chama está definido no ponto onde a variável progressiva atinge o valor unitário, portanto, 0,245m, o que corresponde a um acréscimo de 40% em relação à situação anterior. Tal aumento é explicado pela influência da hidrodinâmica, que passa a atuar na formação da chama, com efeitos de turbulência. Bell et al. (2006) destacam que uma propriedade notável das chamas de pré-mistura turbulenta é a relação entre a propagação da chama e a intensidade turbulenta da mistura.

Ao analisar as linhas de trajetória na seção de entrada (Figura 33), após a expansão do escoamento, percebe-se a presença de recirculações maiores quando comparados aos da Figura 26. Esses vórtices realizam ações de estreitamento e alongamento de chama, confirmando o resultado obtido, em acordo com o trabalho publicado por Zimont (2000).

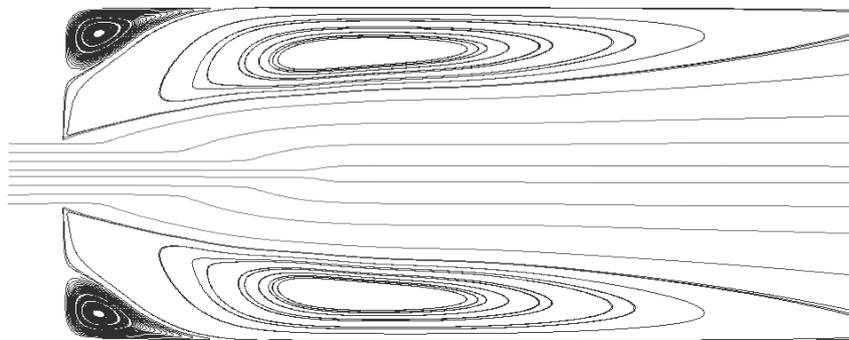
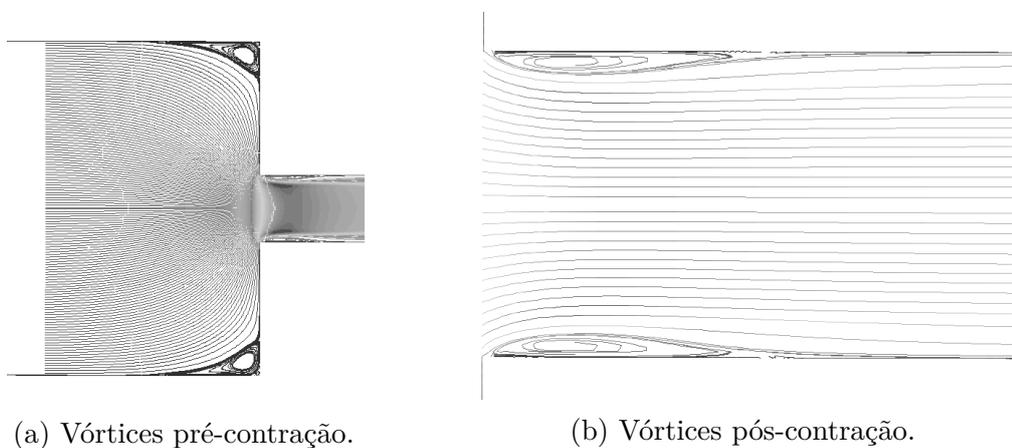


Figura 33 – Formação de vórtices na entrada da câmara quando há estricção na saída.

Na seção de saída, para confirmar a existência dos vórtices turbulentos formados devido a redução de diâmetro, deve-se observar novamente as linhas de trajetória, com destaque para os locais pré e pós-contracção. A Figura 34 mostra o comportamento das linhas de trajetória nessas regiões. Observa-se a formação dos turbilhões.



(a) Vórtices pré-contracção.

(b) Vórtices pós-contracção.

Figura 34 – Formação de vórtices devido à seção de estricção.

Tal comportamento também foi observado por Moura (2014) em geometria semelhante. As recirculações são formadas devido à redução abrupta de diâmetro na saída. Isso mostra que durante a escolha de combustores para esse tipo de aplicação, deve-se evitar tais reduções, dando preferência a saídas mais suavizadas, evitando assim a formação dos turbilhões.

5.3.2.3 Velocidade de Chama Turbulenta

A Figura 35 mostra uma comparação entre as velocidades adimensionalizadas para as duas geometrias propostas. Nota-se que para a geometria com estrição, a relação se mantém em um valor constante de 2,5. Dessa forma, a velocidade turbulenta assume o valor de 5m/s quando a chama está totalmente formada.

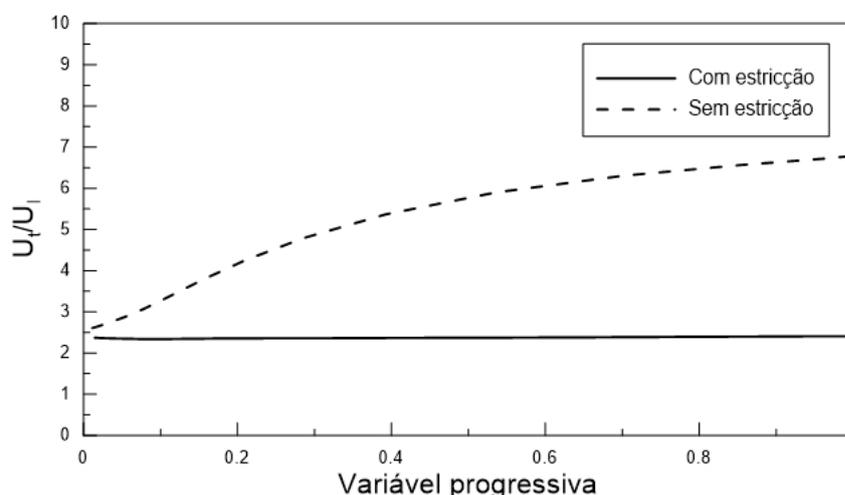


Figura 35 – Comparação entre as velocidades turbulentas de chama para seções de saída com e sem estrição.

A principal diferença para a situação onde não há estrição está no aumento da velocidade, fato que não foi observado. Os vórtices maiores presentes, como mostrado na Figura 33, atuam restringindo a velocidade de propagação da chama.

5.3.2.4 Taxa de Formação de Produtos

A redução abrupta do diâmetro na seção de saída também influenciou a espessura da zona de reação química. A Figura 36 apresenta a taxa de formação de produtos para essa situação.

Observa-se que com estrição do escoamento, a taxa de formação de produtos é menor, atingindo valor máximo de 3000 s^{-1} . A espessura da zona de reação é de 0,075m, o triplo para a situação de escoamento livre na saída. Lapointe e Blanquart (2016) discutiram em

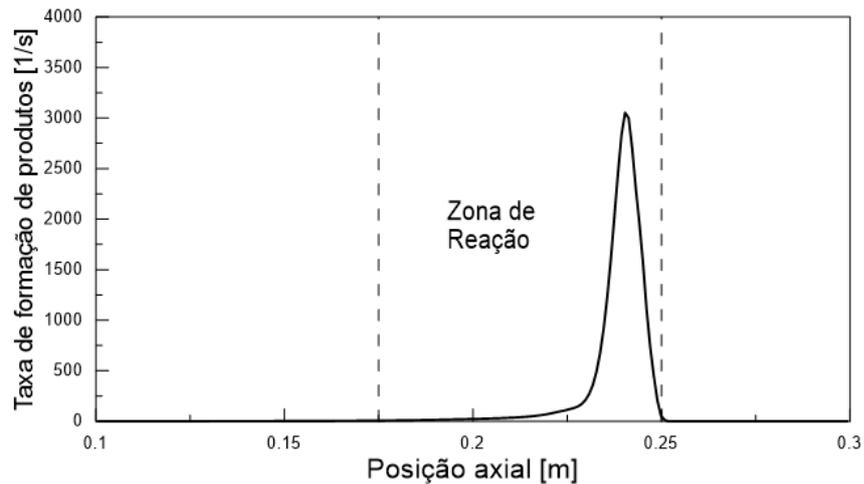


Figura 36 – Taxa de formação de produtos para o caso com estrição.

seu trabalho que a zona de reação aumenta com a intensidade turbulenta do escoamento. É observada uma relação entre a velocidade de chama turbulenta e a espessura da zona de reação, pois para maiores velocidades a espessura da zona assumiu valores menores.

A variação do número de Damköhler dentro da zona de reação é mostrado na Figura 37. O mesmo comportamento da situação anterior é observado: ele assume valores altos no início da zona e sofre um decréscimo a medida que a zona chega ao fim, enfatizando assim, a importância da química na região.

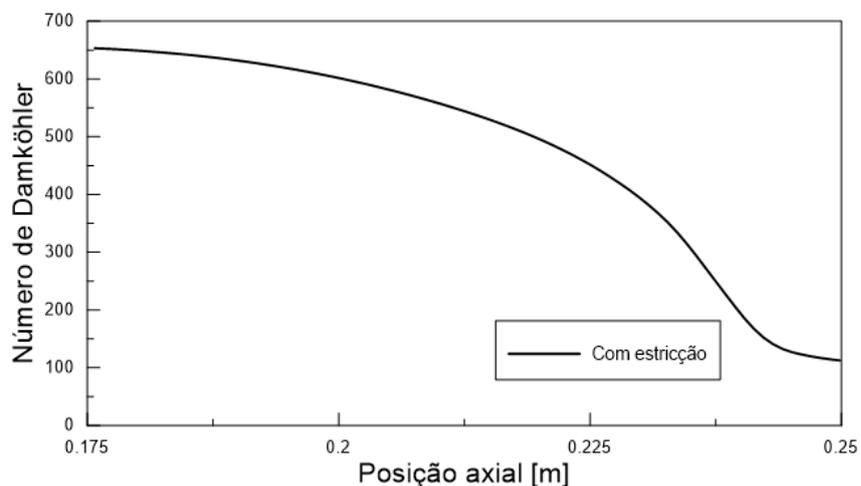


Figura 37 – Número de Damköhler na zona de reação para geometria com estrição.

6 Conclusão

O presente trabalho abordou uma análise computacional referente a um combustor industrial utilizado no processamento térmico de pelotas de minério de ferro. A principal motivação para tal estudo foi a de melhorar a forma como é realizado o processo de queima de gás na planta de escala reduzida e mostrar que a ferramenta de simulação computacional pode ser utilizada no meio industrial.

O trabalho teve como objetivo determinar características da chama, como perfil de temperatura, comprimento de chama, velocidade de chama turbulenta e zona de reação, em duas geometrias propostas para a configuração do combustor. Uma considerou a seção de saída do combustor livre, e outra considerou redução abrupta de diâmetro na saída. Foi discutido ainda, a formação de vórtices no interior da câmara de combustão para as duas situações, e suas influências na formação e nas características da chama.

Uma variedade de simulações foram conduzidas utilizando o *software* de simulação ANSYS FLUENT (ANSYS, 2013a). Para isso as geometrias foram desenhadas computacionalmente e abordadas em condições axissimétricas devido as características físicas do problema. Um teste de convergência de malha foi realizado para garantir que os resultados apresentassem independência da quantidade de nós e elementos utilizados.

Os resultados encontrados mostraram que as chamas com pré-mistura são muito afetadas por efeitos de turbulência, assim como descrito na literatura. Além disso destacam-se os seguintes pontos:

- O modelo computacional utilizado apresentou resultados satisfatórios, sendo validado com dados oriundos de um processo industrial. Os desvios máximos encontrados foram de 10,5%.
- O perfil de temperatura sofreu alterações a medida em que o diâmetro de saída da câmara de combustão foi alterado. Tal diferença foi associada aos efeitos de hidrodinâmica, que passaram a ser acentuados para a situação onde a constricção na saída foi considerada. As alterações encontradas mostraram um aumento na temperatura total.
- O comprimento de chama também sofreu alterações nas duas situações propostas, se tornando mais fino e comprido a medida que o diâmetro na saída foi reduzido. As alterações foram devido à criação de vórtices maiores na entrada da câmara, que realizaram ações de estreitamento e alongamento da chama.

- Foi possível perceber a formação de vórtices devido a recirculações e a ação da turbulência. Notou-se a grande influência que possuem em todo o processo de combustão. As linhas de trajetória foram capazes de detalhar os posicionamentos desses turbilhões: próximos à chama e próximos à seção de saída, contribuindo para uma análise mais precisa.
- A zona de reação da chama foi identificada e sua espessura aumentou com a redução do diâmetro de saída do combustor. Tal fato foi associado à redução da velocidade de chama turbulenta observada. O número de Damköhler assumiu, para as duas situações, valores altos dentro da zona de reação, provando que a química é o fenômeno dominante nessa região.
- As simulações evidenciaram um ponto negativo na disposição geométrica do combustor simulado. Os produtos de combustão sofreram perda de energia térmica durante o escoamento dentro da própria câmara de combustão. Tal efeito é associado a inadequação do comprimento de chama ao comprimento do combustor. É importante ressaltar que é vital para o processamento térmico de pelotas de minério de ferro, que o gás que deixa o combustor chegue com temperatura suficiente para realizar todas as transformações físicas e metalúrgicas necessárias para condicionar a pelota. A perda de energia térmica sofrida reflete também em gastos de combustível.

6.1 Sugestão de Trabalhos Futuros

Como consequência dos resultados apresentados, sugere-se e incentiva-se a continuação de trabalhos na área de combustão, como forma de contribuir e aprimorar processos industriais e de pesquisa. Os seguintes temas são propostos:

- Analisar a emissão de poluentes para a queima de diferentes gases no combustor, quantificando os agentes nocivos e determinando assim, o combustível que apresenta melhor relação entre eficiência energética e baixos níveis de poluição.
- Utilizar um detalhamento químico das espécies formadas na combustão, para conhecer melhor o potencial redutor dos produtos de combustão e o nível de poluentes dos gases de exaustão.
- Comparar os modelos computacionais de combustão com pré-mistura e sem pré-mistura.
- Analisar a influência da pressão na saída da câmara na formação e nas características da chama.

-
- Simular todo o processamento térmico de pelotas de minério de ferro, desde a saída do combustor, até a saída do *Pot Grate*, avaliando as interações térmicas durante todo o processo.

Referências

- ALMEIDA, R. A. N. de. *Processo Auto-Sustentável de Sinterização de Pelotas de Minério de Ferro: Influência da Estrutura do Leito e da Porcentagem da Matéria Carbonosa na Mistura*. Dissertação (Mestrado) — Departamento de Engenharia Mecânica, UFES, Vitória, ES, 2014. Citado 2 vezes nas páginas 18 e 23.
- ANSYS. *ANSYS Fluent Theory Guide*. 15. ed. Canonsburg, PA 15317, 2013. Citado 7 vezes nas páginas 15, 35, 38, 39, 41, 42 e 60.
- ANSYS. *ANSYS Fluent User Guide*. 15. ed. Canonsburg, PA 15317, 2013. Citado 3 vezes nas páginas 30, 36 e 46.
- BARATI, M. Dynamic simulation of pellet induration process in straight-grate system. *International Journal of Mineral Processing*, v. 89, n. 1–4, p. 30 – 39, 2008. ISSN 0301-7516. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0301751608001397>>. Citado 3 vezes nas páginas 14, 17 e 19.
- BARBATO, M.; TALICE, M.; ZIMONT, V. L. Numerical simulation of premixed combustion flows: a comparative study. *Proceeding of International Meeting on Combustion Science and Technology for Sustainable Development*, p. 1–10, 1999. Citado 2 vezes nas páginas 32 e 33.
- BELL, J. B. et al. Active control for statistically stationary turbulent premixed flame simulations. *Communications in Applied Mathematics and Computational Science*, v. 1, n. 1, p. 29 – 51, 2006. ISSN 0378-3820. Citado na página 57.
- BRAY, K.; DOMINGO, P.; VERVISCH, L. Role of the progress variable in models for partially premixed turbulent combustion. *Combustion and Flame*, v. 141, n. 4, p. 431 – 437, 2005. ISSN 0010-2180. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0010218005000520>>. Citado na página 33.
- CARDOSO, M. M. C. e M.; VAKKILAINEN, E. K. Biomass gasification for natural gas substitution in iron ore pelletizing plants. *Renewable Energy*, v. 81, p. 566 – 577, 2015. ISSN 0960-1481. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0960148115002384>>. Citado 2 vezes nas páginas 15 e 18.
- CASTRO, F. de Paula Vitoretta e José Adilson de. Study of the induration phenomena in single pellet to traveling grate furnace. *Journal of Materials Research and Technology*, v. 2, n. 4, p. 315 – 322, 2013. ISSN 2238-7854. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2238785413000872>>. Citado 3 vezes nas páginas 19, 20 e 24.
- CFD-ONLINE. 2005. Disponível em: <<http://www.cfd-online.com/>>. Acessado: 10-11-2016. Citado na página 34.
- CUENOT, B. The flamelet model for non-premixed combustion. In: _____. *Turbulent Combustion Modeling: Advances, New Trends and Perspectives*. Dordrecht: Springer Netherlands, 2011. p. 43–61. ISBN 978-94-007-0412-1. Disponível em: <http://dx.doi.org/10.1007/978-94-007-0412-1_3>. Citado na página 28.

E, J. et al. Numerical investigation on the combustion characteristics of non-premixed hydrogen-air in a novel micro-combustor. *Applied Thermal Engineering*, v. 110, p. 665 – 677, 2017. ISSN 1359-4311. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359431116315708>>. Citado na página 36.

FLAGAN, R. C.; SEINFELD, J. H. *Fundamentals of air pollution engineering*. [S.l.]: Prentice-Hall Inc., 1988. v. 1. Citado 2 vezes nas páginas 26 e 27.

FU, D. et al. Modeling of iron ore reactions in blast furnace. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, v. 103, p. 77 – 86, 2016. ISSN 0017-9310. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0017931016305932>>. Citado na página 21.

GROBLER, F.; MINNITT, R. The increasing role of direct reduced iron in global steelmaking. *The Journal of the South African Institute of Mining and Metallurgy*, p. 111 – 116, 1999. ISSN 0038-223x/3.00+0.00. Citado 2 vezes nas páginas 21 e 22.

GUO, D. et al. Direct reduction of oxidized iron ore pellets using biomass syngas as the reducer. *Fuel Processing Technology*, v. 148, p. 276 – 281, 2016. ISSN 0378-3820. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0378382016301126>>. Citado na página 23.

HACHEM, E. et al. Modeling of heat transfer and turbulent flows inside industrial furnaces. *Simulation Modelling Practice and Theory*, v. 30, p. 35 – 53, 2013. ISSN 1569-190X. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1569190X12001219>>. Citado na página 25.

IBRAHIM, A. A. et al. Methane decomposition over iron catalyst for hydrogen production. *International Journal of Hydrogen Energy*, v. 40, n. 24, p. 7593 – 7600, 2015. ISSN 0360-3199. Hydrogen and Fuel Cell Systems for Clean Energy Applications. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0360319914028985>>. Citado na página 22.

IBRAM. Relatório das atividades de mineração, *Relatório Anual IBRAM*. 2015. Citado na página 14.

JENKINS, P. M. e B. Chapter 5 - flames and burners for furnaces. In: MULLINGER, P.; JENKINS, B. (Ed.). *Industrial and Process Furnaces*. Oxford: Butterworth-Heinemann, 2008. p. 141 – 207. ISBN 978-0-7506-8692-1. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B9780750686921000053>>. Citado 7 vezes nas páginas 15, 24, 25, 26, 27, 28 e 29.

KADAR, A. H. *Modelling Turbulent Non-Premixed Combustion in Industrial Furnaces*. Dissertação (Mestrado) — Delt University of Technology, Holanda, 2014. Citado na página 35.

LAPOINTE, S.; BLANQUART, G. Fuel and chemistry effects in high karlovitz premixed turbulent flames. *Combustion and Flame*, v. 167, p. 294 – 307, 2016. ISSN 0010-2180. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S001021801600050X>>. Citado na página 58.

LIAO, S. et al. Correlations for laminar burning velocities of liquefied petroleum gas–air mixtures. *Energy Conversion and Management*, v. 46, n. 20, p. 3175 – 3184, 2005. ISSN 0196-8904. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0196890405000804>>. Citado na página 45.

LIN, Y.-C.; JANSOHN, P.; BOULOUCHOS, K. Turbulent flame speed for hydrogen-rich fuel gases at gas turbine relevant conditions. *International Journal of Hydrogen Energy*, v. 39, n. 35, p. 20242 – 20254, 2014. ISSN 0360-3199. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0360319914028407>>. Citado na página 34.

LIPATNIKOV, A.; CHOMIAK, J. Turbulent flame speed and thickness: phenomenology, evaluation, and application in multi-dimensional simulations. *Progress in Energy and Combustion Science*, v. 28, n. 1, p. 1 – 74, 2002. ISSN 0360-1285. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0360128501000077>>. Citado na página 33.

MAN, Y.; FENG, J. Effect of gas composition on reduction behavior in red mud and iron ore pellets. *Powder Technology*, v. 301, p. 674 – 678, 2016. ISSN 0032-5910. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0032591016303515>>. Citado na página 22.

MAN, Y.; FENG, J. xiao. Effect of iron ore-coal pellets during reduction with hydrogen and carbon monoxide. *Powder Technology*, v. 301, p. 1213 – 1217, 2016. ISSN 0032-5910. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0032591016304491>>. Citado na página 23.

MANSOURI, Z.; AOUISSI, M.; BOUSHAKI, T. Numerical computations of premixed propane flame in a swirl-stabilized burner: Effects of hydrogen enrichment, swirl number and equivalence ratio on flame characteristics. *International Journal of Hydrogen Energy*, v. 41, n. 22, p. 9664 – 9678, 2016. ISSN 0360-3199. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0360319916302889>>. Citado na página 35.

MAROCHIO, E. A. G. C. *Overreading em placa de orifício devido ao escoamento de gás úmido: Revisão das correlações empíricas e avaliação dos parâmetros de influência via CFD*. Dissertação (Mestrado) — Departamento de Engenharia Mecânica, UFES, Vitória, ES, 2015. Citado na página 30.

METGHALCHI, M.; KECK, J. C. Burning velocities of mixtures of air with methanol, isooctane, and indolene at high pressure and temperature. *Combustion and Flame*, v. 48, n. 1–3, p. 191 – 210, 1982. Citado na página 41.

MEYER, K. *Pelletizing of Iron Ores*. [S.l.]: Springer-Verlag Berlin, 1980. v. 1. Citado 3 vezes nas páginas 17, 18 e 20.

MOURA, B. F. de. *A Numerical And Statistical Approach To Estimate State Variables In Flow Accelerated Corrosion Problems*. Dissertação (Mestrado) — Departamento de Engenharia Mecânica, UFES, Vitória, ES, 2014. Citado na página 58.

MUWANGUZI, A. J. B. et al. Characterization of chemical composition and microstructure of natural iron ore from muko deposits. *Materials Science*, v. 2012, p. 294 – 307, 2012. ISSN 0010-2180. Citado na página 14.

PANIGRAHY, S.; MISHRA, S. C. Analysis of combustion of liquefied petroleum gas in a porous radiant burner. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, v. 95, p. 488 – 498, 2016. ISSN 0017-9310. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0017931015307316>>. Citado na página 35.

PARAMONOV, A. The heating furnaces operating parameters optimization issue. *Procedia Engineering*, v. 152, p. 366 – 371, 2016. ISSN 1877-7058. Oil and Gas Engineering (OGE-2016) Omsk State Technical University, Russian Federation, 25-30 April 2016 (Supported by {PJSC} Gazprom Neft). Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1877705816321300>>. Citado na página 25.

SHELIL, N.; GRIFFITHS, A. J.; SYRED, N. Numerical study of stability limits of premixed-swirl flames. *American Institute of Aeronautics and Astronautics*, p. 1–15, 2009. Citado na página 54.

THURLBY, J. A. A dynamic mathematical model of the complete grate/klin iron-ore pellet induration process. *Metallurgical Transactions B*, v. 19, n. 1, p. 103 – 112, 1998. Citado na página 20.

TIDSWELL, M.; MUPPALA, S. A numerical study of turbulent flame speed models for h₂/ch₄/air premixed combustion. *International Journal of Enhanced Research in Science Technology and Engineering*, v. 3, n. 6, p. 407–422, 2014. ISSN 2319-7463. Disponível em: <www.erpublishing.com>. Citado 2 vezes nas páginas 36 e 54.

VALE. 2015. <<http://www.vale.com/brasil/pt/business/mining/iron-ore-pellets/paginas/default.aspx>>. Acessado: 07-11-2016. Citado 2 vezes nas páginas 14 e 17.

VEYNANTE, D.; VERVISCH, L. Turbulent combustion modeling. *Progress in Energy and Combustion Science*, v. 28, n. 3, p. 193 – 266, 2002. ISSN 0360-1285. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S036012850100017X>>. Citado 2 vezes nas páginas 15 e 30.

WANG, Z. cai et al. effects of temperature and atmosphere on pellets reduction swelling index. *Journal of Iron and Steel Research*, v. 19, n. 10, p. 7 – 12, 2012. Citado na página 23.

YI, L. yun et al. Action rules of h₂ and co in gas-based direct reduction of iron ore pellets. *J. Cent. South Univ.*, n. 19, p. 2291 – 2296, 2012. Citado na página 22.

ZHAO, D.-F. et al. Optimization of a premixed cylindrical burner for low pollutant emission. *Energy Conversion and Management*, v. 99, p. 151 – 160, 2015. ISSN 0196-8904. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0196890415003933>>. Citado na página 35.

ZIANI, L.; CHAKER, A. Ambient pressure effect on non-premixed turbulent combustion of ch₄-h₂ mixture. *International Journal of Hydrogen Energy*, v. 41, n. 27, p. 11842 – 11847, 2016. ISSN 0360-3199. Special Issue: 1st International Conference on Hydrogen Energy, 20-22 July 2015, Aveiro, Portugal. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0360319915309344>>. Citado na página 36.

ZIMONT, V. Gas premixed combustion at high turbulence. turbulent flame closure combustion model. *Experimental Thermal and Fluid Science*, v. 21, n. 1-3, p. 179 – 186, 2000. ISSN 0894-1777. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0894177799000692>>. Citado 6 vezes nas páginas 35, 36, 39, 40, 41 e 57.