

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS  
Departamento de Engenharia Química  
Programa de Pós-graduação em Engenharia Química

Pedro Henrique Guimarães da Silva

MODELAGEM NUMÉRICA DO PERFIL TÉRMICO NA PAREDE DE UM FORNO DE  
CIMENTO NA OPERAÇÃO NORMAL E NO PROCESSO DE RESFRIAMENTO

Belo Horizonte – MG  
2020

Pedro Henrique Guimarães da Silva

MODELAGEM NUMÉRICA DO PERFIL TÉRMICO NA PAREDE DE UM FORNO DE  
CIMENTO NA OPERAÇÃO NORMAL E NO PROCESSO DE RESFRIAMENTO

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial para obtenção do título de Mestre em Engenharia Química.

Orientador: Esly Ferreira da Costa Junior

Belo Horizonte – MG  
2020

S586m

Silva, Pedro Henrique Guimarães da.

Modelagem numérica do perfil térmico na parede de um forno de cimento na operação normal e no processo de resfriamento [recurso eletrônico] / Pedro Henrique Guimarães da Silva. - 2020.

1 recurso online ( 83f. : il., color.) : pdf.

Orientador: Esly Ferreira da Costa Júnior.

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

Anexos: f.82-83.

Apêndices: f.79-81.

Bibliografia: f. 70-78.

Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.

1. Engenharia química - Teses. 2. Modelagem de dados - Teses.  
3. Calor - Transmissão - Teses. 4. Cimento – Indústria – Brasil - Teses.  
I. Costa Júnior, Esly Ferreira da. II. Universidade Federal de Minas Gerais.  
Escola de Engenharia. III. Título.

CDU: 66.0(043)



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS  
ESCOLA DE ENGENHARIA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA QUÍMICA

*“Modelagem numérica do perfil térmico na parede de um forno de cimento na operação normal e no processo de resfriamento”*

**Pedro Henrique Guimarães da Silva**

Dissertação submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como parte dos requisitos à obtenção do título de **MESTRE EM ENGENHARIA QUÍMICA**.

**265ª DISSERTAÇÃO APROVADA EM 7 DE FEVEREIRO DE 2020 POR:**

*Viviane Santos Birchal*

Profa. Dra. Viviane Santos Birchal  
DEQ/UFMG

*Andréa Oliveira Souza da Costa*

Profa. Dra. Andréa de Oliveira Souza da Costa  
DEQ/UFMG

*Esly Ferreira da Costa Júnior*

Prof. Dr. Esly Ferreira da Costa Júnior  
Orientador – DEQ/UFMG

## RESUMO

Com a produção de cimento em crescimento, desafios como o alto consumo energético e os impactos ambientais do processo produtivo mostram a necessidade de controlar, otimizar e conhecer melhor as etapas de produção. No processo de fabricação do cimento, uma das etapas mais importantes é a clínquerização, realizada em um equipamento denominado forno de cimento ou forno de clínquer. O presente trabalho buscou modelar o perfil de temperatura ao longo da parede de um forno de clínquer de uma indústria cimenteira no Brasil, considerando tanto a condição de operação normal (regime permanente) quanto a condição de resfriamento do forno durante o *shutdown* (regime transiente). Para tanto, foi implementado um algoritmo em linguagem MATLAB para resolução numérica da equação do calor em regime transiente e coordenadas cilíndricas utilizando o Método das Linhas. A parede do equipamento foi discretizada no espaço pelo Método das Diferenças Finitas e as condições de contorno foram determinadas pelo balanço de energia dos pontos discretizados da malha. O campo de temperaturas em regime transiente foi integrado no tempo pelo Método Preditor-Corretor, partindo de um estado inicial fictício até atingir o regime permanente correspondente à situação de operação normal do forno. Em seguida, as condições de contorno foram alteradas para corresponder ao processo de resfriamento e o campo de temperaturas foi novamente integrado no tempo, empregando-se a condição de regime permanente como condição inicial. O perfil de temperatura obtido para a condição de operação normal (regime permanente) é compatível com fundamentos de transferência de calor e apresentou um ajuste a dados industriais de temperatura do casco do forno com qualidade similar à de trabalhos semelhantes na literatura. As curvas obtidas para o processo de resfriamento mostraram-se compatíveis com outros estudos publicados. Encontrou-se que, nas condições estudadas, são necessários cerca de três dias para que o forno atinja uma temperatura interna compatível com a entrada do técnico de manutenção.

**Palavras-chave:** Modelagem; Forno de cimento; Método das Linhas; Métodos numéricos; Transferência de calor.

## ABSTRACT

With cement production on the rise, challenges such as high energy consumption and environmental impacts of the cement production process show the need to control, optimize and better know the production stages. In the cement manufacturing process, one of the most important steps is clinkerization, performed in a device called cement kiln or clinker kiln. The present work aimed to model the temperature profile along the wall of a clinker kiln of a cement industry in Brazil, considering both the normal operating condition (steady state) and the kiln cooling condition during shutdown (transient state). To this end, a MATLAB language algorithm was implemented for numerical resolution of the transient state heat equation in cylindrical coordinates using the Method of Lines. The equipment wall was discretized in space by the Finite Difference Method and the boundary conditions were determined by energy balance of the mesh nodes. The transient temperature field was integrated in time by the Predictor-Corrector Method, starting from a fictitious initial state until reaching the steady state corresponding to the kiln normal operating situation. Then, the boundary conditions were changed to simulate the cooling process and the temperature field was again integrated in time, using the steady state condition as the initial condition. The temperature profile obtained for the normal operating condition (steady state) is compatible with heat transfer fundamentals and presented a fit to industrial temperature data of the kiln shell with quality similar to that of other works in scientific literature. The curves obtained for the cooling process were compatible with other published studies. It was found that, under the conditions studied, it takes about three days for the kiln to reach an internal temperature compatible with the entry of the maintenance technician.

**Keywords:** Modeling; Cement kiln; Method of Lines; Numerical methods; Heat transfer.

## LISTA DE FIGURAS

|   |    |
|---|----|
| <b>Figura 1</b> – Consumo aparente de cimento no Brasil ao longo dos anos (em milhões de toneladas).....  | 18 |
| <b>Figura 2</b> – Perfil de distribuição do cimento brasileiro por canal de venda, entre janeiro e agosto de 2018.....  | 20 |
| <b>Figura 3</b> – Esquema do processo de fabricação do cimento Portland.....  | 22 |
| <b>Figura 4</b> – Sistemas de empilhamento Chevron (a) e Windrow (b). As cores foram utilizadas apenas para facilitar a distinção entre as camadas, não representando nenhum material específico. Fonte: Bhatti; Miller; Kosmatka, (2004).....  | 24 |
| <b>Figura 5</b> – Esquema de detalhando o pré-aquecedor, o forno de clínquer e o resfriador (arrefecedor).....  | 25 |
| <b>Figura 6</b> – Diagrama das fases do clínquer ao longo do aquecimento no processo de produção do cimento.....  | 27 |
| <b>Figura 7</b> – Esquema do corte transversal do forno de clínquer, detalhando as camadas que compõem a parede e suas dimensões (fora de escala).....  | 36 |
| <b>Figura 8</b> – Desenho esquemático do forno cilíndrico, exibindo o plano de corte longitudinal (retângulo amarelo). O trecho retangular indicado pela seta vermelha, correspondente à intersecção entre o plano e a parede, foi a seção utilizada para a construção da malha.....  | 38 |
| <b>Figura 9</b> – Ilustração do domínio, explicitando as camadas em que se divide e suas dimensões (fora de escala).....  | 39 |
| <b>Figura 10</b> – Representação da malha de pontos obtida por discretização do domínio, detalhando os passos da malha e os 19 grupos de pontos com equações e condições de contorno em comum. A quantidade de pontos na figura é apenas representativa, não correspondendo à quantidade real utilizada para resolução..... | 40 |
| <b>Figura 11</b> – Representação do ponto fictício $T_f$ na superfície do aço.....  | 44 |
| <b>Figura 12</b> – Representações dos pontos fictícios utilizados para os nós da interface entre dois materiais. Os pontos em preto são reais e os em branco são fictícios. (a) Caso em que   |    |

|  |    |
|--|----|
| se consideram todos os pontos como pertencentes ao material Y. (b) Caso em que se consideram todos os pontos como pertencentes ao material X. ....   | 45 |
| <b>Figura 13</b> – Representação do ponto fictício $T_f$ na superfície esquerda.....   | 47 |
| <b>Figura 14</b> – Representação do ponto fictício $T_f$ na superfície direita.....  | 48 |
| <b>Figura 15</b> – Esquema simplificado do procedimento matemático utilizado no cálculo do perfil térmico para o estado estacionário.....  | 53 |
| <b>Figura 16</b> – Gráfico das temperaturas utilizadas como valores iniciais para o algoritmo, em função do comprimento do forno. Simplificação de um gráfico similar encontrado em Peray (1986). ....   | 54 |
| <b>Figura 17</b> – Representação da nova divisão de grupos da malha de pontos, que entra em vigor após o desligamento da chama. O grupo 1 se subdivide nos grupos 1E, 1M e 1D. A quantidade de pontos na figura é apenas representativa, não correspondendo à quantidade real utilizada para resolução. .... | 56 |
| <b>Figura 18</b> – Representação do ponto fictício $T_f$ na superfície interna do forno (colagem). ....  | 57 |
| <b>Figura 19</b> – Esquema simplificado do procedimento matemático utilizado no cálculo do comportamento do perfil térmico durante o resfriamento do forno (regime transiente).....  | 61 |
| <b>Figura 20</b> – Mapa de calor obtido como resposta do algoritmo. As linhas tracejadas brancas que dividem o mapa horizontalmente marcam a divisão entre as camadas de diferentes materiais.....   | 63 |
| <b>Figura 21</b> – Comparação entre a temperatura da superfície calculada pelo algoritmo e a temperatura medida industrialmente na superfície do forno .....   | 64 |
| <b>Figura 22</b> – Curvas de resfriamento das superfícies externa (a) e interna (b) do forno, representando a variação das temperaturas máxima e mínima ao longo do tempo para cada uma dessas superfícies .....   | 66 |
| <b>Figura 23</b> – Comparação entre as curvas de resfriamento obtidas neste trabalho e em outro disponível na literatura, considerando a temperatura média ao longo das superfícies externa (a) e interna (b) do forno.....  | 67 |



**LISTA DE TABELAS**

|   |    |
|---|----|
| <b>Tabela 1</b> – <i>Ranking</i> dos principais países produtores de cimento em 2017 .....  | 19 |
| <b>Tabela 2</b> – Propriedades do ar atmosférico à temperatura de filme .....   | 49 |
| <b>Tabela 3</b> – Valores dos coeficientes da Equação de Shomate para diferentes compostos e faixas de temperatura.....                                 | 51 |
| <b>Tabela 4</b> – Composição química do refratário MAGKOR A1 .....  | 51 |
| <b>Tabela 5</b> – Composição química da saída de um forno de cimento industrial .....   | 52 |
| <b>Tabela 6</b> – Composição química da colagem em termos de óxidos elementares.....  | 52 |
| <b>Tabela 7</b> – Valores das propriedades e constantes termofísicas utilizados no algoritmo para o funcionamento do forno em estado estacionário ..... | 55 |
| <b>Tabela 8</b> – Valores de parâmetros arbitrados pelo usuário.....  | 55 |
| <b>Tabela 9</b> – Propriedades do ar atmosférico à temperatura de filme para a superfície interna.....  | 58 |
| <b>Tabela 10</b> – Propriedades do ar atmosférico à temperatura de filme para a superfície externa .....  | 59 |
| <b>Tabela 11</b> – Valores das propriedades e constantes termofísicas utilizados no algoritmo para o cálculo do resfriamento do forno.....              | 62 |

**LISTA DE QUADROS**

|  |    |
|--|----|
| <b>Quadro 1</b> – Resumo de alguns estudos disponíveis na literatura sobre modelagem de fornos de clínquer .....                 | 35 |
| <b>Quadro 2</b> – Simbologia utilizada para representação dos números de pontos em que se dividiam as dimensões do domínio ..... | 39 |
| <b>Quadro 3</b> – Simbologia adotada para representar os passos da malha.....  | 39 |
| <b>Quadro 4</b> – Grupos de pontos da malha com equações e condições de contorno em comum .....                                  | 41 |
| <b>Quadro 5</b> – Grupos de pontos em que se subdivide o grupo 1 na condição de resfriamento .....                               | 56 |

## LISTA DE SIGLAS

ABCP – Associação Brasileira de Cimento Portland

C<sub>3</sub>S – Silicato tricálcico ou alita (3CaO.SiO<sub>2</sub>)

CEMBUREAU – Associação Europeia de Cimento

EDO – Equação Diferencial Ordinária

EDP – Equação Diferencial Parcial

MDF – Método das Diferenças Finitas

MDL – Método das Linhas

NIST – Instituto Nacional de Padrões e Tecnologia (Estados Unidos)

OPC – Cimento Portland ordinário

PCA – Associação do Cimento Portland (Estados Unidos)

PCC – Cimento Portland composto

RPM – Rotações por minuto

SNIC – Sindicato Nacional da Indústria do cimento

WBCSD – World Business Council for Sustainable Development

## LISTA DE SÍMBOLOS

|           |   |                        |
|-----------|---|------------------------|
| $A$       | Área de troca térmica   | [m <sup>2</sup> ]      |
| $c_p$     | Calor específico à pressão constante  | [J/(kg·K)]             |
| $c_{p,a}$ | Calor específico do aço a pressão constante   | [J/(kg·K)]             |
| $c_{p,c}$ | Calor específico da colagem a pressão constante                                     | [J/(kg·K)]             |
| $c_{p,s}$ | Calor específico do tijolo refratário a pressão constante                           | [J/(kg·K)]             |
| $D$       | Diâmetro  | [m]                    |
| $g$       | Aceleração da gravidade   | [m/s <sup>2</sup> ]    |
| $Gr_D$    | Número de Grashof   | -                      |
| $h$       | Passo de tempo do Método de Euler modificado  | [s]                    |
| $h_{ext}$ | Coefficiente de transferência de calor por convecção na superfície externa do forno | [W/(m <sup>2</sup> K)] |
| $h_{int}$ | Coefficiente de transferência de calor por convecção na superfície interna do forno | [W/(m <sup>2</sup> K)] |
| $k$       | Condutividade térmica   | [W/(m·K)]              |
| $k_a$     | Condutividade térmica do aço  | [W/(m·K)]              |
| $k_c$     | Condutividade térmica da colagem  | [W/(m·K)]              |
| $k_s$     | Condutividade térmica do tijolo refratário  | [W/(m·K)]              |
| $L$       | Comprimento do forno  | [m]                    |
| $npRa$    | Número de pontos em que se divide a espessura da camada de aço                      | -                      |
| $npRc$    | Número de pontos em que se divide a espessura da camada de colagem                  | -                      |
| $npRs$    | Número de pontos em que se divide a espessura da camada de refratário               | -                      |
| $npZ$     | Número de pontos em que se divide o comprimento do forno                            | -                      |
| $nt$      | Número de passos em que se dividiria o intervalo de tempo total                     | -                      |
| $Nu_D$    | Número de Nusselt   | -                      |
| $Pr$      | Número de Prandtl   | -                      |
| $\dot{q}$ | Taxa de geração de calor  | [W/m <sup>3</sup> ]    |
| $r$       | Direção radial das coordenadas cilíndricas  | -                      |
| $R_1$     | Raio do forno medido do eixo central até a superfície interna da colagem            | [m]                    |
| $R_2$     | Raio do forno medido do eixo central até a superfície interna do refratário         | [m]                    |

|                 |  |                                       |
|-----------------|--|---------------------------------------|
| $R_3$           | Raio do forno medido do eixo central até a superfície interna do aço | [m]                                   |
| $R_4$           | Raio do forno medido do eixo central até a superfície externa        | [m]                                   |
| $Ra_D$          | Número de Rayleigh   | -                                     |
| $Re_D$          | Número de Reynolds   | -                                     |
| $T$             | Temperatura  | [K]                                   |
| $t$             | Tempo  | [s]                                   |
| $T_\infty$      | Temperatura na vizinhança distante da superfície                     | [K]                                   |
| $T_{ext}$       | Temperatura da vizinhança  | [K]                                   |
| $t_{final}$     | Tempo que marca o final da execução do algoritmo                     | [s]                                   |
| $T_s$           | Temperatura na superfície  | [K]                                   |
| $T_{Xf}$        | Temperatura fictícia considerando a interface como sendo apenas de X | [K]                                   |
| $T_{Yf}$        | Temperatura fictícia considerando a interface como sendo apenas de Y | [K]                                   |
| $V$             | Velocidade   | [m/s]                                 |
| $z$             | Direção axial das coordenadas cilíndricas                            | -                                     |
| $\alpha$        | Difusividade térmica   | [m <sup>2</sup> /s]                   |
| $\beta$         | Coefficiente de expansão térmica                                     | [K <sup>-1</sup> ]                    |
| $\Delta r_a$    | Passo da camada de aço na direção R                                  | [m]                                   |
| $\Delta r_c$    | Passo da camada de colagem na direção R                              | [m]                                   |
| $\Delta r_s$    | Passo da camada de refratário na direção R                           | [m]                                   |
| $\Delta z$      | Passo na direção z   | [m]                                   |
| $\varepsilon_a$ | Emissividade da superfície do aço                                    | -                                     |
| $\varepsilon_c$ | Emissividade da superfície da colagem                                | -                                     |
| $\theta$        | Direção angular das coordenadas cilíndricas                          | -                                     |
| $\nu$           | Viscosidade cinemática   | [m <sup>2</sup> /s]                   |
| $\rho$          | Massa específica   | [kg/m <sup>3</sup> ]                  |
| $\rho_a$        | Massa específica do aço  | [kg/m <sup>3</sup> ]                  |
| $\rho_c$        | Massa específica da colagem  | [kg/m <sup>3</sup> ]                  |
| $\rho_s$        | Massa específica dos tijolos refratários                             | [kg/m <sup>3</sup> ]                  |
| $\sigma$        | Constante de Steffan-Boltzmann                                       | [W/(m <sup>2</sup> ·K <sup>4</sup> )] |
| $\tau$          | Temperatura absoluta dividida por mil                                | [K×10 <sup>3</sup> ]                  |

## SUMÁRIO

|         |  |    |
|---------|--|----|
| 1       | INTRODUÇÃO.....  | 14 |
| 1.1     | CONTEXTUALIZAÇÃO E JUSTIFICATIVA.....                                | 14 |
| 1.2     | OBJETIVOS.....   | 16 |
| 1.2.1   | Objetivo geral.....  | 16 |
| 1.2.2   | Objetivos específicos.....   | 16 |
| 1.3     | ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO.....   | 16 |
| 2       | REVISÃO DE LITERATURA.....   | 18 |
| 2.1     | A INDÚSTRIA DE CIMENTO NO BRASIL.....                                | 18 |
| 2.2     | O CIMENTO PORTLAND.....  | 20 |
| 2.2.1   | Processo de produção do cimento Portland.....                        | 21 |
| 2.2.1.1 | Extração e britagem das matérias-primas.....                         | 23 |
| 2.2.1.2 | Preparação das matérias-primas.....                                  | 23 |
| 2.2.1.3 | Clinkerização no forno rotativo.....                                 | 24 |
| 2.2.1.4 | Estocagem, moagem e expedição.....                                   | 27 |
| 2.3     | MÉTODOS NUMÉRICOS PARA RESOLUÇÃO DE EQUAÇÕES<br>DIFERENCIAIS.....    | 28 |
| 2.3.1   | Método de Euler modificado (Preditor-Corretor).....                  | 28 |
| 2.3.2   | Método das Diferenças Finitas (MDF).....                             | 30 |
| 2.3.3   | Método das linhas (MDL).....   | 31 |
| 2.4     | MODELAGEM EM FORNOS ROTATIVOS.....                                   | 32 |
| 3       | METODOLOGIA.....   | 36 |
| 3.1     | DESCRIÇÃO DO SISTEMA.....  | 36 |
| 3.2     | DESENVOLVIMENTO DA EQUAÇÃO DIFERENCIAL PARCIAL.....                  | 37 |
| 3.3     | CONSTRUÇÃO E DISCRETIZAÇÃO DO DOMÍNIO.....                           | 38 |
| 3.4     | APLICAÇÃO DAS EQUAÇÕES DE DIFERENÇAS FINITAS.....                    | 42 |
| 3.4.1   | Pontos fictícios para a superfície externa (Grupos 17, 18 e 19)..... | 43 |

|       |  |    |
|-------|--|----|
| 3.4.2 | Pontos fictícios para as interfaces entre materiais (Grupos 5, 6, 7, 11, 12 e 13)...   | 45 |
| 3.4.3 | Pontos fictícios para a superfície esquerda (Grupos 2, 5, 8, 11, 14 e 17).....   | 47 |
| 3.4.4 | Pontos fictícios para a superfície direita (Grupos 4, 7, 10, 13, 16 e 19).....   | 48 |
| 3.5   | CÁLCULO DAS PROPRIEDADES E COEFICIENTES TERMODINÂMICOS.....  | 48 |
| 3.5.1 | Cálculo do coeficiente de transferência de calor por convecção na superfície externa com o forno em funcionamento .....        | 48 |
| 3.5.2 | Cálculo dos calores específicos dos materiais .....  | 50 |
| 3.6   | IMPLEMENTAÇÃO DO ALGORITMO PARA O CÁLCULO DA CONDIÇÃO DE OPERAÇÃO EM ESTADO ESTACIONÁRIO .....                                 | 53 |
| 3.7   | CÁLCULO DO PROCESSO DE RESFRIAMENTO DO FORNO DURANTE O <i>SHUTDOWN</i> .....   | 55 |
| 3.7.1 | Considerações para o resfriamento do forno .....   | 55 |
| 3.7.2 | Cálculo do coeficiente de transferência de calor por convecção na superfície interna do forno.....                             | 58 |
| 3.7.3 | Cálculo do coeficiente de transferência de calor por convecção na superfície externa com o forno parado .....                  | 59 |
| 3.7.4 | Implementação do algoritmo para o cálculo do resfriamento do forno.....  | 61 |
| 4     | RESULTADOS E DISCUSSÃO .....   | 63 |
| 4.1   | FORNO EM SITUAÇÃO NORMAL DE OPERAÇÃO (ESTADO ESTACIONÁRIO).....  | 63 |
| 4.2   | RESFRIAMENTO DO FORNO DURANTE O <i>SHUTDOWN</i> .....  | 65 |
| 5     | CONSIDERAÇÕES FINAIS .....   | 69 |
|       | REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....   | 70 |
|       | APÊNDICE A – EQUAÇÕES DOS CONJUNTOS DE PONTOS .....  | 79 |
|       | APÊNDICE B – FÓRMULAS PARA O CÁLCULO DAS TEMPERATURAS INICIAIS... 81   |    |
|       | ANEXO A – ESCALA BEAUFORT DE VELOCIDADE DO VENTO .....   | 82 |
|       | ANEXO B – PERFIS EXPERIMENTAIS DE TEMPERATURA DISPONÍVEIS NA LITERATURA PARA O CASCO DE UM FORNO DE CLÍNQUER (EM INGLÊS) ..... | 83 |

# 1 INTRODUÇÃO

## 1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO E JUSTIFICATIVA

A indústria de produção de cimento está em contínua expansão no mundo, e um dos principais desafios enfrentados por esse setor industrial é lidar com o alto consumo de energia e a necessidade de diminuir os impactos ambientais causados pelo processo (KADDAZ *et al.*, 2013). Dessa forma, têm sido constantes os esforços em conhecer e otimizar as etapas envolvidas no processo de produção do cimento (ZHANG *et al.*, 2019; MUJUMDAR *et al.*, 2007).

O cimento Portland é o tipo de cimento mais utilizado no mundo, podendo ser aplicado na construção de casas, prédios, pontes e outras estruturas (MASON; LEA, 2018). Ele consiste em um aglomerado hidráulico produzido pela moagem de uma mistura de gesso e clínquer. No processo de produção desse cimento, uma das etapas que mais interferem na qualidade final do produto é a clínquerização, processo em que o clínquer é queimado em forno rotativo horizontal, envolvendo vários e complexos processos físicos (mudanças de fase) e químicos (reações endotérmicas e exotérmicas) (ANACLETO *et al.*, 2018).

As reações do processo variam conforme a temperatura varia ao longo do forno (SOUZA *et al.* 2015). Dessa forma, é de grande importância para a produção do cimento que a temperatura esteja dentro da faixa adequada ao longo do equipamento, a fim de permitir a ocorrência das reações necessárias a um clínquer de boa qualidade (ALDIEB; IBRAHIM, 2010).

Contudo, devido a limitações técnicas, o perfil de temperatura no interior do casco não pode ser medido diretamente ao longo do forno rotativo. Logo, estimar este perfil é um importante objeto de estudo, visto sua importância também em controlar as mudanças físico-químicas que produzem o clínquer, que vão refletir diretamente na qualidade do cimento produzido posteriormente.

Para estudar o perfil de temperatura no casco do forno, deve-se estudar a transferência de calor através das camadas de materiais que o compõem. De forma geral, são três camadas que compõem o casco: a camada de colagem, composta por partículas de clínquer fundidas que retornaram ao estado sólido, aderindo-se à parede interna do forno; a camada de refratário isolante, composta por tijolos de diferentes tipos; e o aço, que compõe a carcaça do forno (MUJUMDAR; ARORA; RANADE, 2006).



O estudo dos fenômenos de transferência de calor através da parede do forno também se mostra de grande importância para o entendimento do processo de resfriamento do equipamento durante o *shutdown* (desligamento). Durante sua vida útil, o forno de clínquer pode passar por eventuais paradas para manutenção interna, ocasião na qual a chama é desligada e o equipamento precisa resfriar até uma temperatura que permita a entrada do técnico de manutenção. Tendo em vista que o período em que o forno permanece desligado representa tempo ocioso da planta, gerando perda de produtividade, é de grande interesse industrial investigar o processo de resfriamento do equipamento durante o *shutdown*, a fim de produzir conhecimento base para futuros estudos de melhoria do processo de resfriamento, visando à redução do tempo de parada e, conseqüentemente, diminuindo perdas produtivas.

## 1.2 OBJETIVOS

### 1.2.1 Objetivo geral

O objetivo geral deste trabalho é realizar a modelagem numérica do perfil de temperatura no interior da parede de um forno de clínquer de indústria cimenteira em duas diferentes condições: em regime permanente – correspondendo à situação de operação normal do forno – e em regime transiente, durante o processo de resfriamento após o desligamento da chama.

### 1.2.2 Objetivos específicos

Os objetivos específicos são:

- Desenvolver equações por diferenças finitas para o transporte de calor transiente no interior da parede;
- Implementar um algoritmo em linguagem MATLAB para resolução numérica das equações;
- Analisar e comparar o perfil em regime permanente com medições da temperatura do casco de um forno de clínquer industrial;
- Obter e avaliar as curvas de resfriamento para o regime transiente após o desligamento da chama;
- Estimar o tempo necessário para resfriamento do forno após uma parada do equipamento para manutenção.

## 1.3 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

Este trabalho é dividido em cinco capítulos. O primeiro capítulo trata da introdução do tema, contextualizando o trabalho e trazendo os objetivos e a justificativa do projeto. No segundo capítulo, é feita uma revisão da literatura, abordando a história da indústria de cimento, o processo de produção do cimento, alguns métodos matemáticos empregados neste trabalho e trabalhos anteriores em linhas de pesquisa semelhantes. No capítulo três, é descrita

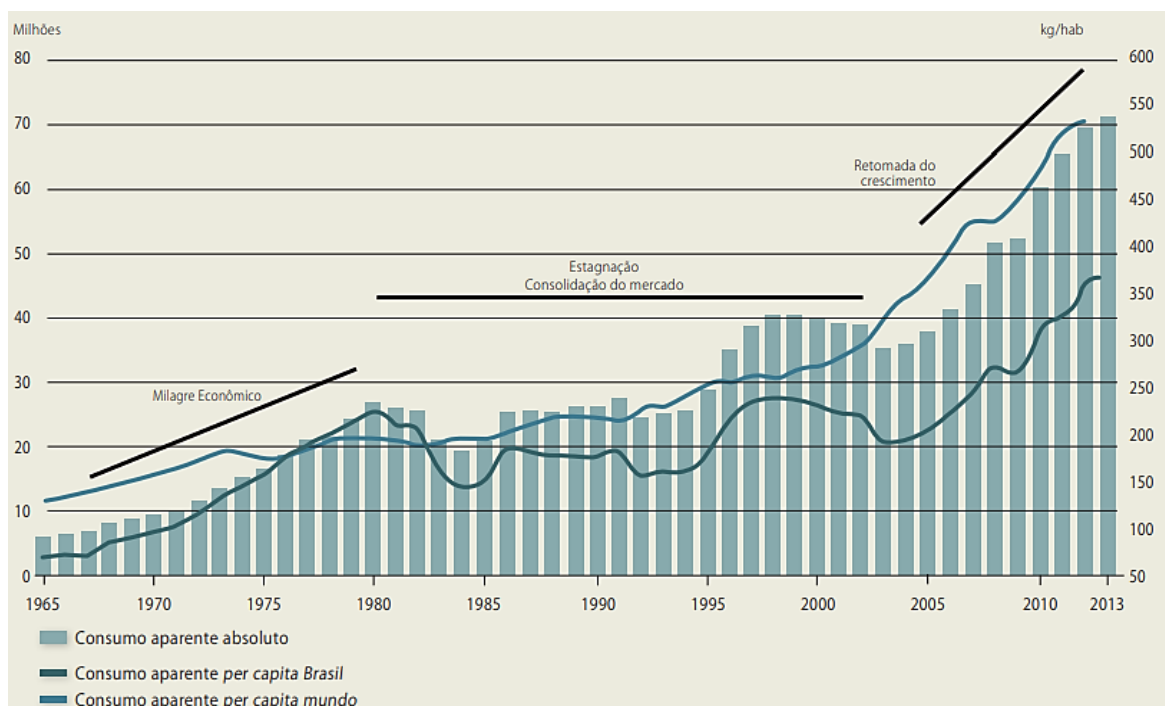
a metodologia utilizada para a pesquisa. Já no capítulo quatro, são apresentados e discutidos os resultados obtidos na pesquisa. Por fim, no quinto e último capítulo, são feitas as considerações finais a respeito da pesquisa e dos resultados obtidos.

## 2 REVISÃO DE LITERATURA

### 2.1 A INDÚSTRIA DE CIMENTO NO BRASIL

Os primeiros registros de fabricação de cimento no Brasil remontam ao final do século XIX, época em que as atividades industriais brasileiras, como a têxtil e a alimentícia, começavam a surgir. Nas décadas que se seguiram, novas fábricas de cimento foram instaladas em terras brasileiras, principalmente na região sudeste do país, o que refletiu num aumento da produção cimenteira nacional. No entanto, a produção brasileira não era suficiente para abastecer a demanda do mercado interno. Por isso, o país ainda permaneceu dependente de importações de cimento até meados da década de 1950 (SANTOS, 2011).

Entre meados das décadas de 1960 e 1970, período em que ocorreu o chamado “milagre econômico brasileiro”, a indústria cimenteira experimentou um acelerado crescimento. Esse avanço foi impulsionado por um aumento na demanda interna, como mostrado no gráfico disponível no último relatório divulgado pelo Sindicato Nacional da Indústria do Cimento – SNIC (Figura 1). Dentre os fatores que explicam desse fenômeno, estão o rápido processo de urbanização do país, as políticas habitacionais tuteladas pelo estado e as grandes obras de engenharia (hidrelétricas, rodovias, pontes etc.) realizadas nesse período (SANTOS, 2011).



**Figura 1** – Consumo aparente de cimento no Brasil ao longo dos anos (em milhões de toneladas)  
Fonte: Adaptado de SNIC (2014)

Entre 1980 e os primeiros anos do século XXI, o mercado de cimento permaneceu estagnado, como mostra a Figura 1. Após o ano de 2003, porém, o crescimento é retomado, graças ao bom desempenho econômico do país, à concessão de crédito para compra de moradias em programas como o “Minha Casa, Minha Vida” e à retomada de grandes projetos de infraestrutura por parte do governo (SANTOS, 2011).

De acordo com o SNIC (2018), em 2016, o Brasil possuía um total de 100 fábricas de cimento espalhadas por 88 municípios em 24 estados da federação, gerando 23 mil empregos diretos. Atualmente, a indústria brasileira possui grande destaque no segmento cimenteiro mundial. Na Tabela 1, é exibido o *ranking* dos dez maiores países produtores de cimento no ano de 2017. Como se pode ver, o Brasil figurou como o 6º maior produtor mundial de cimento para o ano em questão, possuindo uma capacidade produtiva instalada de 104,5 milhões de toneladas por ano.

Além disso, segundo o SNIC (2014), a indústria de cimento brasileira está entre as mais eficientes do mundo em controle de emissões de gases estufa, graças a diferentes estratégias adotadas ao longo dos anos, tais como uma maior eficiência energética, a utilização de combustíveis alternativos (biomassas, resíduos etc.) e adições no cimento (escória de alto forno, cinzas volantes, entre outros).

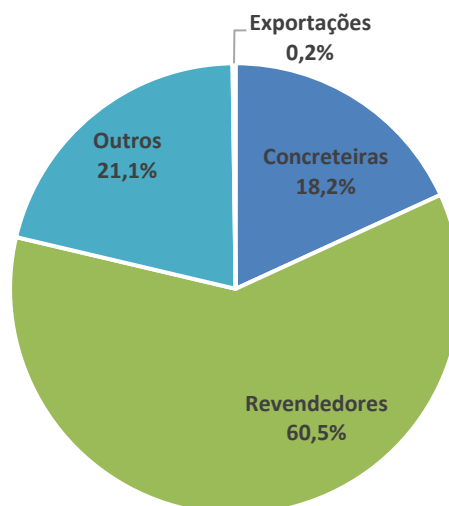
**Tabela 1** – *Ranking* dos principais países produtores de cimento em 2017

|    | <b>País</b>    | <b>Capacidade produtiva instalada<br/>(milhões de toneladas/ano)</b> |
|----|----------------|--|
| 1  | China          | 1500   |
| 2  | Índia          | 423,0  |
| 3  | Estados Unidos | 120,5  |
| 4  | Rússia         | 114,4  |
| 5  | Vietnã         | 113,8  |
| 6  | Brasil         | 104,5  |
| 7  | Turquia        | 95,6   |
| 8  | Irã            | 88,4   |
| 9  | Indonésia      | 73,9   |
| 10 | Arábia Saudita | 73,2   |

Fonte: Adaptado de EDWARDS (2017).

Apesar de sua grande capacidade de produção cimenteira, o Brasil não é um dos maiores exportadores. A Figura 2 exhibe a distribuição dos canais de venda de cimento da indústria brasileira no período de janeiro a agosto de 2018. Percebe-se, pelo gráfico, que

praticamente todo o cimento produzido no país é utilizado para abastecer o mercado interno, sendo menos de 1 % da produção destinado à exportação.



**Figura 2** – Perfil de distribuição do cimento brasileiro por canal de venda, entre janeiro e agosto de 2018  
Fonte: Adaptado de SNIC (2019)

## 2.2 O CIMENTO PORTLAND

A palavra “cimento”, num sentido amplo, pode se referir a diversos tipos de substâncias adesivas. Dentre esses materiais, um dos principais tipos é o dos chamados “cimentos hidráulicos”. Os cimentos dessa classe consistem em um pó fino que, após ser misturado com água, dá pega\* e forma uma massa sólida. O endurecimento da massa decorre das reações de hidratação, isto é, reações químicas entre os compostos do cimento e as moléculas de água, podendo formar cristais microscópicos ou um material semelhante a gel (MASON; LEA, 2018).

O exemplo mais notável de cimento hidráulico é o cimento Portland. Esse material, juntamente com a água e os agregados (areia, brita, pó de pedra e outros), constitui os concretos e argamassas utilizados na construção de casas, pontes, edifícios e outras estruturas (ABCP, 2002). Segundo Mason e Lea (2018), o concreto é um dos materiais de construção mais utilizados no mundo atualmente e, por causa disso, a fabricação de cimento Portland

---

\* “Pega” é o termo técnico utilizado em publicações científicas para se referir ao endurecimento do cimento (SILVA; ANDRADE; GONÇALVES, 2018; ROJAS; CINCOTTO, 2013)

altamente difundida. Seu uso é tão disseminado que, na construção civil, ele é chamado simplesmente de “cimento”.

A invenção do cimento Portland é atribuída ao construtor inglês Joseph Aspdin, que em 1824 depositou uma patente de uma mistura contendo calcário e argila para uso em construção (MASON; LEA, 2018). Aspdin batizou sua invenção de cimento Portland, motivado pelo fato de que, após seu endurecimento, o material lembrava a cor e a textura das pedras da ilha de Portland, ao sul da Inglaterra, que eram muito utilizadas para construção (ABCP, 2002).

### **2.2.1 Processo de produção do cimento Portland**

De acordo com Bye (1999), o processo de produção do cimento pode ser classificado em duas categorias principais: via úmida e via seca. A diferença fundamental entre os dois tipos é o estado em que a matéria-prima é alimentada no forno de clínquer. No processo por via úmida, a matéria-prima é bombeada em um longo forno de clínquer sob a forma de uma pasta. Já no processo por via seca, as matérias-primas são preparadas sob a forma de uma mistura de pó fino, que é pré-aquecida usando os gases que saem do próprio forno e, então, é introduzida no mesmo. O forno de clínquer, na via seca, é relativamente mais curto.

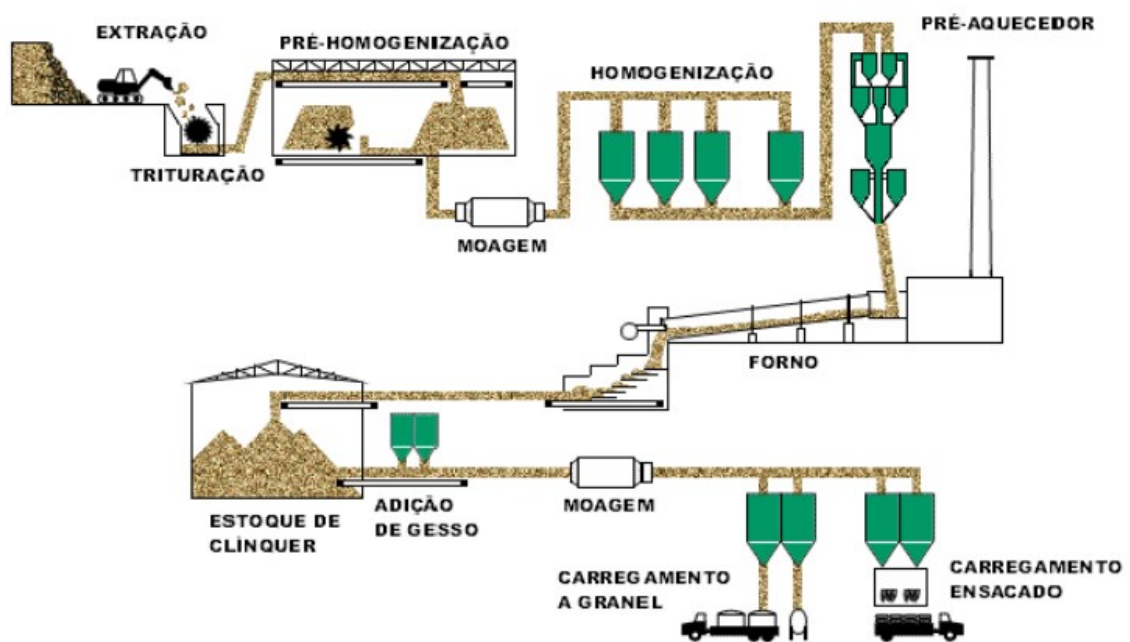
A via úmida era o processo de produção cimenteira mais comum no passado. Porém, seu alto gasto de combustível para evaporação da água (tipicamente 30 a 35 % da massa alimentada), fez com que ela fosse substituída pela via seca em diversas indústrias pelo mundo, especialmente após o rápido aumento dos preços dos combustíveis na década de 1970. Segundo um relatório do World Business Council for Sustainable Development – WBCSD (2016), apenas 2 % do clínquer produzido no mundo em 2016 foi fabricado por via úmida, o que representou uma redução ao longo das últimas décadas, visto que, no ano de 1990, esse valor era de 14 %. Apesar da sua desvantagem energética em relação à via seca, o processo por via úmida ainda persistiu em locais onde há baixos preços de combustível e a matéria-prima apresenta alto teor de umidade pois, nesses locais, a transição para o processo de via seca pode ser financeiramente inviável (MINTUS; HAMEL; KRUMM, 2006).

Há ainda, segundo Bye (1999), variações dos dois processos descritos, como os processos por via semiúmida e por via semisseca. O processo por via semiúmida é semelhante ao de via úmida, porém, com um teor de umidade menor na pasta. Seu desenvolvimento foi

uma tentativa de melhorar a eficiência do processo de via úmida (RENÓ, 2007). Já no processo por via semisseca, um fino spray de água é borrifado sobre a matéria-prima em pó, antes de entrar no forno, para estimular a formação de aglomerados. Esse processo foi desenvolvido na intenção de contornar a necessidade de despoeiramento do gás de exaustão dos pré-aquecedores do processo a seco. O desenvolvimento de técnicas eficientes de limpeza de gás tornou esse processo obsoleto (BYE, 1999).

Em praticamente todos os fornos de cimento no Brasil, a produção é feita por meio do processo de via seca (KIHARA; VISEDO, 2014). Portanto, esse processo será abordado a seguir de forma um pouco mais detalhada.

O processo geral de produção do cimento Portland, por via seca, encontra-se esquematizado na Figura 3. A primeira etapa consiste na extração das matérias-primas (calcário, argila etc.) das minas, geralmente localizadas próximas à fábrica. O material é, então, encaminhado para uma série de procedimentos de preparação, que incluem trituração, pré-homogeneização, moagem e homogeneização. Em seguida, o pó é pré-aquecido e entra no forno de clínquer, onde as reações químicas ocorrem. O produto (clínquer) que deixa o forno é arrefecido e estocado. Pequenas quantidades de gesso podem ser adicionadas ao clínquer, que em seguida, passa por um processo de moagem. Por fim, o material segue para o carregamento e, a partir daí, é transportado e distribuído para consumo. Logo adiante, será explicada cada etapa com mais detalhes.



**Figura 3** – Esquema do processo de fabricação do cimento Portland  
Fonte: Renó (2007)



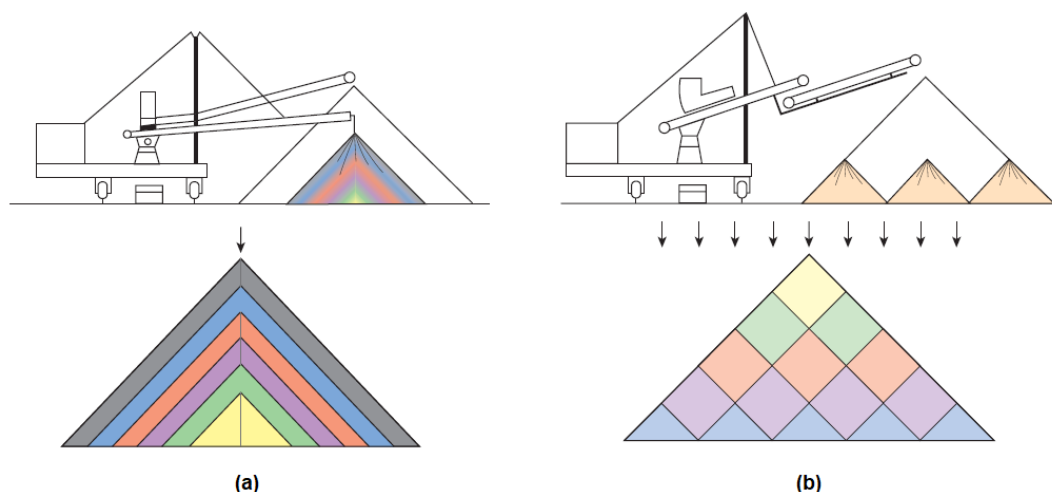
### 2.2.1.1 Extração e britagem das matérias-primas

De forma geral, plantas de cimento são tipicamente localizadas próximo a jazidas naturais de calcário, a principal matéria-prima do clínquer. Com isso, poupam-se custos de transporte de material bruto. O calcário, extraído das minas, fornece  $\text{CaCO}_3$  para a composição do clínquer. Para fornecer outros compostos necessários à constituição do clínquer, como óxido de ferro ( $\text{Fe}_2\text{O}_3$ ), alumina ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) e sílica ( $\text{SiO}_2$ ), pequenas quantidades de outros materiais, como minério de ferro, bauxita, argila, xisto ou areia, também podem ser adicionadas (CEMBUREAU, 2019).

Os materiais, em geral, são extraídos de uma pedreira, com auxílio de explosivos, se necessário. Alguns depósitos podem também ser extraídos por técnicas de mineração subterrânea. A matéria-prima extraída é, então, transportada até os britadores, onde são trituradas (MASON; LEA, 2018). A trituração, muitas vezes, ocorre em duas etapas. Os blocos finais possuem cerca de 10 cm de diâmetro (CEMBUREAU, 2019).

### 2.2.1.2 Preparação das matérias-primas

Logo após a trituração, as matérias-primas são temporariamente armazenadas antes de seguirem para a moagem. Juntamente com esse armazenamento, é feita a pré-homogeneização. Esse processo consiste num padrão de empilhamento que distribui os diferentes materiais ao longo da pilha, deixando-os parcialmente misturados. Com isso, ao se fazer a coleta de uma porção da pilha para alimentar o moinho, a proporção entre os materiais coletados estará razoavelmente correta. Os dois principais sistemas de empilhamento utilizados na pré-homogeneização são Chevron e Windrow (ALSOP, 2003). A Figura 4 ilustra os dois sistemas citados. O sistema Chevron é de execução mais simples e pode ser feito com empilhadeiras mais baratas (JULIÁ, 2010). Entretanto, ele é adequado somente para materiais de granulometria homogênea, pois pode provocar a segregação do material por tamanho de grão: grãos maiores podem rolar para baixo pela lateral da pilha. O sistema Windrow, por sua vez, proporciona melhor homogeneização da mistura, mesmo para materiais de tamanhos de grão variados (STOJANOVIC *et al.*, 2017).



**Figura 4** – Sistemas de empilhamento Chevron (a) e Windrow (b). As cores foram utilizadas apenas para facilitar a distinção entre as camadas, não representando nenhum material específico.

Fonte: Bhatti; Miller; Kosmatka, (2004)

O material das pilhas segue para a moagem, etapa na qual são geralmente empregados moinhos de rolo vertical, ou, em menor frequência, moinhos de bolas. Prensas de rolo também são eventualmente usadas, principalmente nos casos em que um circuito que continha um moinho de bolas que precisou ser substituído, seja para aumentar a produção ou reduzir o consumo de energia (ALSOP, 2003). Para garantir a qualidade do produto, a composição química do material antes e depois da moagem é constantemente monitorada (CEMBUREAU, 2019).

Por fim, a matéria-prima moída é encaminhada para o processo de homogeneização. No processo a seco, essa etapa é realizada em silos, nos quais os materiais são homogeneizados por meio de agitação e circulação vigorosa induzida por ar comprimido (MASON; LEA, 2018).

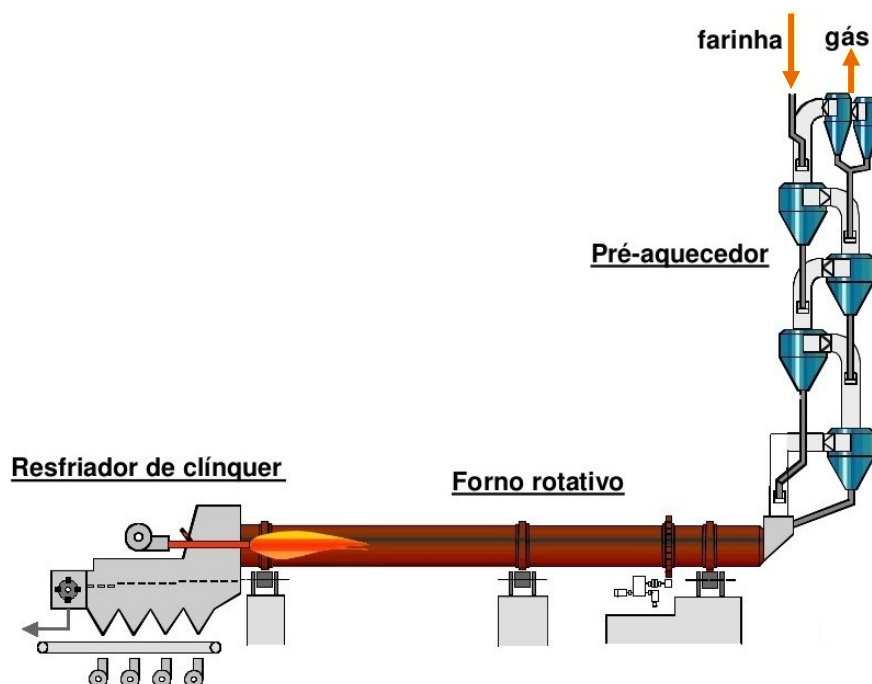
### 2.2.1.3 Clinquerização no forno rotativo

O material homogeneizado, comumente chamado de farinha, segue para a etapa de clinquerização. No processo a seco, logo antes de entrar no forno de clínquer, a farinha passa por um pré-aquecimento. Tal processo é feito, geralmente, em uma série de ciclones através dos quais que a farinha é posta em contato com correntes giratórias de gás quente que se deslocam no sentido oposto ao fluxo de farinha. Para aumentar a eficiência do processo, o gás quente utilizado nos ciclones é o gás de exaustão do forno de clínquer. Dessa forma, promove-se o reaproveitamento de energia e o consumo de combustível diminui. Dependendo

do teor de umidade da farinha e da eficiência energética requerida para o processo, o pré-aquecimento pode ter até seis estágios de ciclones, sendo que a quantidade de energia reaproveitada aumenta a cada novo estágio (CEMBUREAU, 2019).

Ao final do pré-aquecedor pode existir, em muitas instalações modernas, um pré-calcinador. Tal equipamento consiste, basicamente, em uma câmara de combustão onde o calcário é queimado, decompondo-se em cal e gás carbônico. Esse processo de decomposição do calcário, denominado calcinação, é responsável por 60 % das emissões de gás carbônico do processo de produção de cimento. O restante do  $\text{CO}_2$  provém, em geral, da queima de combustível (CEMBUREAU, 2019).

O material que deixa o pré-aquecedor (ou o pré-calcinador, nas instalações que o contêm) entra diretamente no forno rotativo de clínquer, como mostrado na Figura 5. O forno de clínquer é um equipamento cilíndrico, com uma casca de aço revestida internamente por tijolos refratários. Suas dimensões podem chegar até 200 m de comprimento e 6 m de diâmetro em processos de via úmida, porém, é bem mais curto em via seca. O forno de clínquer gira vagarosamente em torno do seu eixo central e é inclinado alguns graus na horizontal, fazendo com que o material, que é alimentado na ponta mais alta, mova-se lentamente para a ponta mais baixa, à medida que o cilindro gira. O combustível da chama do forno pode ser carvão pulverizado, óleo ou gás natural injetado por um cano (MASON; LEA, 2018).



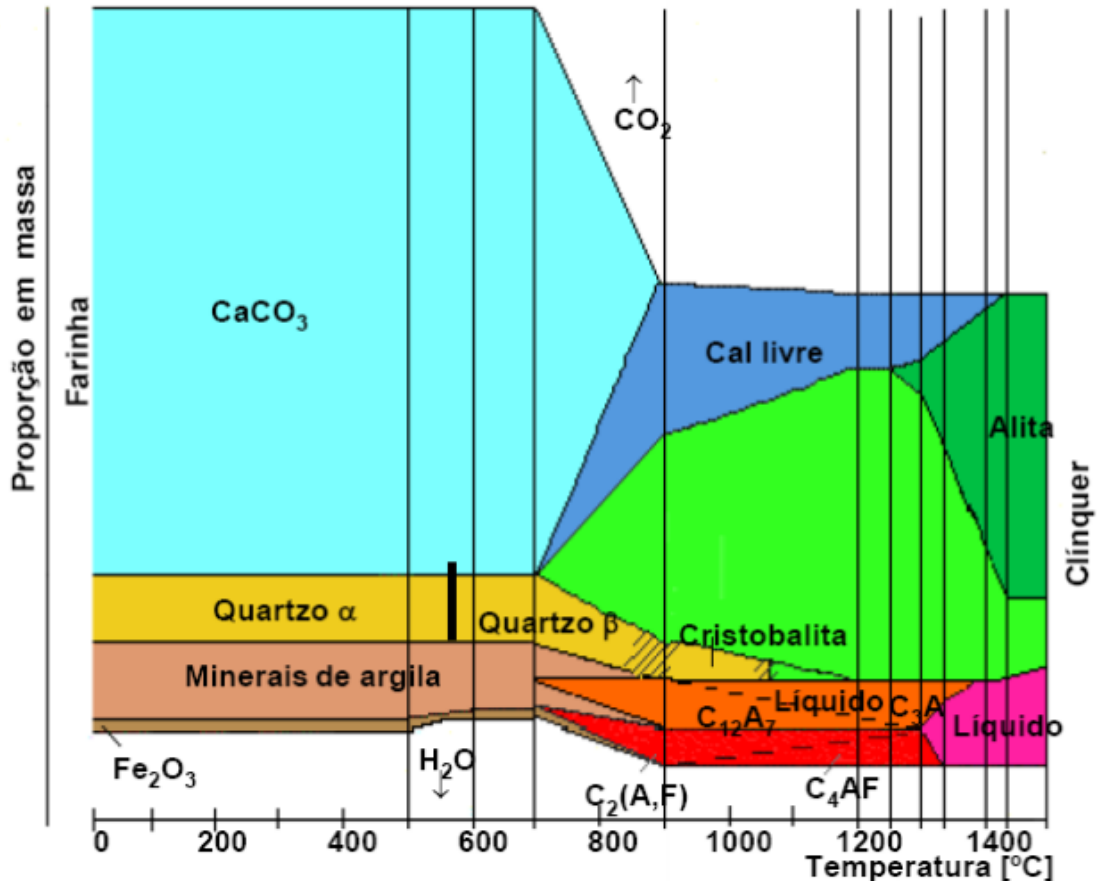
**Figura 5** – Esquema de detalhando o pré-aquecedor, o forno de clínquer e o resfriador (arrefecedor)  
 Fonte: Adaptado de Giannopoulos *et al.* (2007)

A parede interna do forno está sujeita à formação de uma camada de material incrustado denominada colagem. A colagem é uma massa de partículas de poeira de clínquer que se aderem à parede do forno, mudando do estado líquido para o estado sólido. Essas partículas solidificadas aderem-se à superfície da colagem ou à do refratário (caso ainda não haja colagem) enquanto a temperatura da superfície estiver abaixo do ponto de fusão das partículas. A colagem se forma continuamente até que a sua superfície atinja essa temperatura de fusão. Enquanto o forno operar sob essas condições, a camada de colagem se mantém. Uma boa camada de colagem na parede do forno é de grande importância, já que ela protege o refratário e, com isso, é capaz de prolongar a sua vida útil (PERAY, 1986).

Uma série de reações importantes para a constituição química do clínquer ocorre dentro do forno rotativo. O bom andamento dessas reações é de fundamental importância para a qualidade do cimento. Segundo Alsop (2003), o conteúdo do forno vai sofrendo diferentes reações à medida que a temperatura aumenta ao longo do forno, sendo que as principais, incluindo as que ocorrem no pré-aquecedor e pré-calcinador, são as seguintes:

- 100°C – Evaporação da água livre;
- 500°C – Evolução da água combinada;
- 900°C – Decomposição do calcário ( $\text{CaCO}_3$ ) em  $\text{CO}_2$  e cal ( $\text{CaO}$ );
- 900°C – Reações entre  $\text{CaO}$  e  $\text{Al}_2\text{O}_3$ ,  $\text{Fe}_2\text{O}_3$  e  $\text{SiO}_2$ ;
- 1200°C – Formação de líquido;
- 1280°C – Formação de  $\text{C}_3\text{S}$  (alita) e reação completa do  $\text{CaO}$  (cal livre).

Além das transformações citadas, há diversas outras reações químicas e mudanças de fase sofridas pelo clínquer ao longo do seu aquecimento no processo de fabricação do cimento. A Figura 6 traz um diagrama que permite visualizar essas transformações.



**Figura 6** – Diagrama das fases do clínquer ao longo do aquecimento no processo de produção do cimento  
Fonte: Renó (2007)

O clínquer sai extremamente quente do forno rotativo, com temperaturas superiores a 1200°C (TOUIL *et al.*, 2005). Com isso, ele é levado a um arrefecedor (resfriador) para diminuir rapidamente sua temperatura, a fim de provocar a rápida recristalização das fases, o que é importante para garantir a qualidade do produto final (TELSCHOW *et al.*, 2012). Há vários tipos de resfriador que podem ser utilizados, mas os tipos mais comuns trabalham utilizando uma grande quantidade de ar frio que é ventilada sobre o clínquer, trocando calor com o mesmo. O ar aquecido que sai do arrefecedor é geralmente enviado para o forno de clínquer sob a forma de ar de combustão, fazendo o reaproveitamento da energia, e com isso, diminuindo o gasto de combustível e aumentando a eficiência térmica da planta (PCA, 2019).

#### 2.2.1.4 Estocagem, moagem e expedição

O clínquer que deixa o arrefecedor é, em seguida, estocado enquanto aguarda pela próxima etapa. No seguimento do processo, cerca de 4 a 5 % de gesso é adicionado ao

clínquer para controlar o tempo de pega do cimento final. A mistura e moagem desses dois materiais gera um pó cinza, denominado Cimento Portland Ordinário (OPC, na sigla em inglês). Se ainda outros compostos minerais forem adicionados à moagem, teríamos o Cimento Portland Composto (PCC, na sigla em inglês). A moagem era feita, tradicionalmente, com moinhos de bolas, porém técnicas mais eficientes, como prensas de rolos, moinhos verticais ou uma combinação dos dois vêm sendo utilizadas em plantas mais modernas (CEMBUREAU, 2019).

O cimento também pode ser misturado com outros componentes, como grandes quantidades de escória, cinzas volantes, calcário ou outros materiais para substituir parte do clínquer. Dessa forma, a empresa pode atingir uma considerável redução das suas emissões de CO<sub>2</sub> (CEMBUREAU, 2019). O produto final é homogeneizado e armazenado em silos. A partir daí, ele pode ser enviado para ensacamento ou despachado em containers a granel (MASON; LEA, 2018).

## 2.3 MÉTODOS NUMÉRICOS PARA RESOLUÇÃO DE EQUAÇÕES DIFERENCIAIS

### 2.3.1 Método de Euler modificado (Preditor-Corretor)

Equações diferenciais ordinárias (EDOs) são ferramentas matemáticas amplamente utilizadas em engenharia e no meio científico para descrever fenômenos físicos. Porém, muitas dessas equações não podem ser resolvidas por procedimentos analíticos. Dessa maneira, métodos numéricos de aproximação são a única forma de se chegar a uma solução satisfatória para o problema (GREWAL; GREWAL, 2004). Segundo Griffiths e Higham (2010), o método numérico mais simples empregado para resolução de EDOs é o Método de Euler, que será descrito mais adiante.

Primeiramente, consideremos a EDO genérica exibida na Equação 1.

$$\frac{dy}{dt} = f(t, y) \quad (1)$$

É dada a condição inicial  $y(t_0) = y_0$ . Deseja-se saber o valor de  $y(t_n) = y_n$ . Para aplicação do Método de Euler, divide-se o intervalo  $[t_0, t_n]$  em  $n$  subintervalos de mesmo comprimento  $h$ . Os limites desses subintervalos são  $t_0, t_1, t_2, \dots, t_n$ , de forma que  $t_{i+1} = t_i + h$ , para  $i = 0, 1, \dots, n-1$ .

Para um valor de  $h$  pequeno o suficiente, a aproximação expressa na Equação 2 é válida.

$$y_{i+1} \approx y_i + h \left. \frac{dy}{dt} \right|_{t_i} \quad (2)$$

Onde  $y_i = y(t_i)$ , para  $i = 0, 1, \dots, n-1$ .

Substituindo a Equação 1 na Equação 2, obtém-se a Equação 3.

$$y_{i+1} \approx y_i + hf(t_i, y_i) \quad (3)$$

A Equação 3 é chamada de Fórmula de Iteração de Euler (RAO, 2010). A partir da Equação 3 e da condição inicial  $y(t_0) = y_0$ , pode-se calcular sequencialmente os valores de  $y_1, y_2, \dots, y_n$ .

No entanto, segundo Rao (2010), o método de Euler tem uso limitado, pois o erro se acumula à medida que o processo prossegue. Para se ter uma precisão razoável com esse método, é preciso utilizar um valor de  $h$  muito pequeno, o que acaba tornando o processo mais lento. Além disso, o método de Euler não deve ser usado para intervalos  $[t_0, t_n]$  muito grandes, já que os valores de  $y$  encontrados pelo método vão ficando cada vez mais distantes dos valores verdadeiros.

Para contornar esses inconvenientes, Rao (2010) afirma que método de Euler pode ser modificado para trabalhar da seguinte maneira:

1. Uma estimativa inicial para  $y_{i+1}$ , que chamaremos de  $y_{i+1}^{[0]}$ , é calculada utilizando-se a Equação 3;
2. Uma segunda estimativa  $y_{i+1}^{[1]}$  é calculada aplicando o valor de  $y_{i+1}^{[0]}$  na Equação 4. O valor de  $y_{i+1}^{[1]}$  pode ser novamente aplicado à Equação 4 para calcular uma terceira estimativa. Esse procedimento é repetido iterativamente, até que a variação entre duas estimativas consecutivas seja desprezível.

$$y_{i+1}^{[n]} = y_i + \frac{h}{2} \left( f(t_i, y_i) + f(t_{i+1}, y_{i+1}^{[n-1]}) \right) \quad (4)$$

O método de Euler modificado é classificado como um método Preditor-Corretor, pois se baseia na técnica de refinar uma estimativa inicial pelo uso de uma fórmula mais acurada (SINGH, 2014).

### 2.3.2 Método das Diferenças Finitas (MDF)

Além das EDOs, outro tipo de equação diferencial muito comum em problemas de engenharia são as Equações Diferenciais Parciais (EDPs). Essas equações são, em geral, um pouco mais complexas que as EDOs, já que envolvem derivadas parciais em relação a múltiplas variáveis independentes. As EDPs, na maioria dos casos, não podem ser resolvidas por métodos analíticos, requerendo procedimentos numéricos para resolução, os quais se diferem dos métodos utilizados para EDOs. Dentre os métodos numéricos mais difundidos para resolução de EDPs, os métodos de diferenças finitas e elementos finitos destacam-se por serem mais universalmente aplicáveis do que qualquer outro (SMITH, 1985).

De acordo com Causon e Mingham (2010), o MDF se baseia em substituir o domínio no qual as variáveis independentes da EDP estão definidas por uma malha de pontos e, a partir daí, estimar o valor da função (variável dependente) nesses pontos. As derivadas parciais da EDP em cada ponto da malha são aproximadas usando-se os valores da função nos pontos vizinhos e as fórmulas de diferenças finitas, deduzidas a partir do Teorema de Taylor.

As fórmulas de diferenças finitas comumente utilizadas podem ser classificadas como “para frente”, “para trás” ou “central”, de acordo com os pontos vizinhos que são empregados para estimar a derivada (LI; QIAO; TANG, 2018).

A fórmula de diferenças finitas “para frente” estima a derivada da função  $f$  no ponto  $x$  usando o valor da função no ponto  $(x+H)$ , que está a uma distância  $H$  à frente do ponto  $x$ . A distância  $H$  também é chamada de passo. A fórmula de diferenças finitas “para frente” é exibida na Equação 5 (LI; QIAO; TANG, 2018).

$$f'(x) \approx \frac{f(x+H) - f(x)}{H} \quad (5)$$

Já a fórmula de diferenças finitas “para trás” estima a derivada da função  $f$  no ponto  $x$  usando o valor da função no ponto  $(x-H)$ , que está um passo atrás do ponto  $x$ , conforme mostrado na Equação 6 (LI; QIAO; TANG, 2018).

$$f'(x) \approx \frac{f(x) - f(x-H)}{H} \quad (6)$$

Por fim, a fórmula de diferença finita “central” utiliza, para estimar a derivada, tanto o ponto que está um passo atrás de  $x$  quanto o ponto que está um passo à frente. A Equação 7 exhibe a fórmula de diferenças finitas “centrais” (LI; QIAO; TANG, 2018). Segundo Thomas



(1995), a fórmula de diferenças finitas “centrais” fornece uma aproximação mais acurada da primeira derivada que as fórmulas “para frente” ou “para trás”.

$$f'(x) \approx \frac{f(x+H) - f(x-H)}{2H} \quad (7)$$

Além disso, também é possível estimar a segunda derivada por meio de uma fórmula de diferenças finitas. Tal fórmula é classificada como diferença finita “simétrica” e encontra-se exibida na Equação 8 (CAUSON; MINGHAM, 2010).

$$f''(x) \approx \frac{f(x+H) - 2f(x) + f(x-H)}{H^2} \quad (8)$$

Segundo Li, Qiao e Tang (2018), o procedimento geral de aplicação do MDF consiste em cinco passos:

1. *Gerar uma malha.* A malha é um conjunto finito de pontos do domínio, nos quais se procura os valores da função que representam uma solução aproximada para a equação diferencial.
2. *Representar as derivadas por uma fórmula de diferenças finitas* em cada ponto da malha onde a solução é desconhecida, para se obter uma sistema de equações algébricas. Para isso, são utilizadas as fórmulas exibidas nas Equações 5 a 8.
3. *Resolver o sistema de equações algébricas*, para obter uma solução aproximada em cada ponto da malha.
4. *Implementar e executar o código em linguagem de computador*, visto que o passo 3 deve ser executado de forma iterativa para se obter aproximações mais exatas da solução. Visualizar a resposta do programa.
5. *Análise do erro.* Verificar a convergência do algoritmo, que normalmente é esperada para uma implementação consistente e estável do método das diferenças finitas.

### 2.3.3 Método das linhas (MDL)

Em muitos problemas científicos e de engenharia, o mundo físico é descrito em termos de um espaço tridimensional e do tempo, formando o que se convencionou chamar de espaço-tempo. Uma grande quantidade de fenômenos do espaço-tempo é explicada por meio de equações diferenciais parciais, sendo, portanto, de grande interesse científico os métodos de

resolução dessas equações nesse universo quadridimensional (HAMDI; SCHIESSER; GRIFFITHS, 2007).

Um dos métodos existentes na literatura para solucionar equações diferenciais no espaço-tempo é o Método das Linhas (MDL). Segundo Sincovec e Madsen (1975), esse método pode ser descrito, em termos gerais, da seguinte maneira: partindo-se de uma Equação Diferencial Parcial (EDP) dependente do tempo e do espaço, podem-se discretizar as variáveis espaciais, obtendo-se um sistema de Equações Diferenciais Ordinárias (EDOs). Com isso, usam-se os métodos de resolução de EDOs para resolver esse sistema e obter aproximações numéricas para a EDP original.

Hamdi, Schiesser e Griffiths (2007) explicam que a ideia básica por trás do MDL é substituir as derivadas espaciais da EDP por aproximações algébricas, de forma que essas derivadas não estejam mais explicitamente definidas em termo das variáveis espaciais independentes. Essas aproximações algébricas podem ser obtidas, por exemplo, pela aplicação do método das diferenças finitas. Com isso, apenas a variável tempo permanece, o que gera um sistema de EDOs que aproxima a EDP original. Dessa forma, pode-se aplicar qualquer algoritmo de integração das EDOs de valor inicial, como, por exemplo, o método de Euler modificado, para computar uma solução numérica aproximada para a EDP.

## 2.4 MODELAGEM EM FORNOS ROTATIVOS

Diversos estudos já foram realizados envolvendo modelagem em fornos de clínquer. Nos parágrafos a seguir, discutem-se brevemente alguns desses trabalhos.

Mastorakos *et al.* (1999) modelaram a formação de clínquer em um forno rotativo utilizando um software comercial de Fluidodinâmica Computacional (CFD) para simular o comportamento da fase gasosa no interior do forno. Em seu trabalho, os autores contabilizaram diversos fenômenos envolvidos no processo para a construção do modelo, incluindo a utilização do método Monte Carlo para a transferência de calor por radiação, o método de volumes finitos para resolução da equação do calor nas paredes do forno e um algoritmo para a conservação da energia e da massa no clínquer, considerando as reações químicas. Uma das saídas do modelo proposto foi um perfil de temperatura na superfície do casco do forno, que foi comparado com medidas experimentais. Segundo os autores, o perfil previsto seguiu aproximadamente as tendências observadas nos dados experimentais.

Díaz *et al.* (2002) utilizaram o método de elementos finitos para modelar o campo de estresse em um forno de clínquer de uma indústria cimenteira da Argélia. A partir do estudo, os autores puderam entender melhor as causas de estresse e deslocamento na estrutura do forno e sugerir mudanças estruturais para amenizar o problema.

Mujumdar e Ranade (2006) apresentaram, em seu trabalho, um modelo unidimensional para simular os processos-chave que ocorrem no leito de fornos rotativos de clínquer. O modelo matemático proposto pelos autores foi, primeiramente, aplicado a um calcinador rotativo e as previsões do modelo foram validadas pela comparação com dados experimentais publicados. Os autores, então, utilizaram o modelo para simular o desempenho de três fornos de clínquer industriais e, ainda, para investigar a influência de parâmetros de operação e de projeto no consumo de energia dos fornos. O modelo foi também utilizado para explorar a possibilidade de manipular o perfil de temperatura dentro do forno a fim de reduzir o consumo de energia. Por fim, os autores concluíram que o modelo apresentado era uma ferramenta computacionalmente eficiente para simular o desempenho de fornos rotativos.

Agustini, Queck e Specht (2008) desenvolveram um modelo unidimensional analítico para prever o efeito das diferentes variáveis de forno na transferência de calor regenerativa pela parede em um forno rotativo. Os parâmetros considerados pelos autores foram o diâmetro do forno, a velocidade de rotação, o grau de enchimento, as propriedades do material da parede e a transferência de calor gás-parede e parede-sólido. A partir do modelo, os autores puderam concluir que, em fornos rotativos técnicos, a transferência de calor regenerativa pela parede é muito menor que o fluxo de calor direto do gás.

Rodrigues *et al.* (2013) fizeram a proposta de um modelo matemático para descrever o processo de obtenção do clínquer no forno rotativo. O modelo do estudo era composto por equações algébricas desenvolvidas por meio de balanços de massa e energia do forno. A modelagem foi implementada em linguagem de programação, com uso de um programa comercial. Os autores consideraram em seu trabalho uma condição operacional que é a média da adotada na indústria. Eles também afirmaram que o modelo proposto se mostrou satisfatório para a descrição do processo de clinquerização, sendo especialmente útil na realização da análise da demanda energética do equipamento.

Atmaca e Yumrutaş (2014) realizaram uma modelagem termodinâmica de um forno de clínquer a fim de avaliar as perdas energéticas e exergéticas do equipamento. Para isso, os autores fizeram os balanços de massa e energia para o forno operando em regime permanente, levando em consideração os fluxos de entrada e saída com suas diferentes composições e

temperaturas, bem como os mecanismos de transferência de calor por condução, convecção e radiação ao longo do equipamento. A partir do estudo realizado, os autores puderam mensurar as eficiências energética e exergética do forno de clínquer, assim como identificar parâmetros capazes de influenciar essas medidas.

Rodrigues *et al.* (2016) propuseram, em seu estudo, um modelo matemático que descrevia o perfil de temperatura e de concentração dos componentes do clínquer ao longo do forno rotativo, desenvolvido a partir de mudanças propostas a um trabalho da literatura. O modelo, composto por equações diferenciais parciais, foi implementado em linguagem computacional no programa Mathcad. Segundo os autores, o modelo proposto foi satisfatório para a descrição do perfil de temperatura e concentração dos componentes do clínquer ao longo de um forno rotativo.

Basri, Yani e Prakoso (2017) utilizaram análise por elementos finitos no software SolidWorks ® para modelar o estresse e as vibrações da carcaça de um forno rotativo. Os autores relatam que, com uso do modelo, foi possível prever o comportamento do crescimento de fissuras no forno rotativo. No entanto, os autores alertam que, devido à dimensionalidade do problema, o estudo tem suas limitações e sua aplicabilidade deve ser somente para problemas de carga mecânica em tarefas rotineiras de fornos de cimento, buscando prever o tempo de vida até a fadiga.

Agrawal e Ghoshdastidar (2017) apresentaram, em seu estudo, um modelo computacional de transferência de calor em um forno rotativo utilizado para a produção de rutilo dióxido de titânio pela calcinação de dióxido de titânio hidratado sob a forma de pasta. O trabalho detalhou a modelagem de várias reações químicas que ocorrem no leito sólido, bem como a troca de calor por radiação entre o gás quente, a parede refratária e a superfície sólida, e por condução na parede refratária. Os autores usaram técnicas de diferenças finitas e as assumiram condições de estado estacionário. Com o modelo proposto, os autores puderam prever para o forno um comprimento de 45,75 m, em comparação com 45 m de um forno real relatado na literatura. Os perfis de temperatura no sólido e no gás em estado estacionário, segundo os autores, também foram satisfatoriamente validados com os resultados numéricos da literatura.

No Quadro 1, é exibido um quadro-resumo onde são listados e descritos brevemente os trabalhos citados nos parágrafos anteriores.

**Quadro 1** – Resumo de alguns estudos disponíveis na literatura sobre modelagem de fornos de clínquer

| <b>Autores</b>                  | <b>Trabalho realizado</b>   | <b>Método / considerações</b>   |
|---------------------------------|---|---|
| Mastorakos <i>et al.</i> (1999) | Modelagem da formação de clínquer em um forno rotativo, com ênfase nos fenômenos de transferência de calor e nas reações químicas | Software comercial de CFD, em conjunto com o método Monte Carlo para a radiação, método de volumes finitos para condução na parede e equações de conservação de massa e energia |
| Díaz <i>et al.</i> (2002)       | Modelagem do campo de estresse em um forno de clínquer  | Método de elementos finitos   |
| Mujumdar e Ranade (2006)        | Modelagem e simulação de processos físicos e químicos em um forno de clínquer   | Modelo criado a partir da combinação de diversos modelos presentes na literatura  |
| Agustini, Queck e Specht (2008) | Modelagem do efeito de diferentes variáveis sobre a transferência de calor regenerativa pela parede em um forno rotativo          | Modelo desenvolvido pela combinação de diferentes equações da literatura, empregando o método implícito de elementos finitos para resolução                                     |
| Rodrigues <i>et al.</i> (2013)  | Modelagem matemática para descrição do processo de obtenção de clínquer em forno rotativo   | Equações algébricas desenvolvidas por balanços de massa e energia, resolvidas computacionalmente e considerando uma condição operacional média da indústria                     |
| Atmacas e Yumrutaş (2014)       | Modelagem termodinâmica do forno de clínquer, com ênfase na análise das perdas energéticas e exergéticas                          | Equações dos balanços de massa e energia, considerando a condição de estado estacionário  |
| Rodrigues <i>et al.</i> (2016)  | Modelagem matemática do perfil de temperatura e concentração ao longo de um forno de clínquer                                     | Equações diferenciais parciais implementadas computacionalmente, desenvolvidas a partir de modificações de um trabalho da literatura  |
| Basri, Yani e Prakoso (2017)    | Modelagem do estresse e das vibrações na carcaça de um forno rotativo   | Método de elementos finitos, implementado no software SolidWorks®   |
| Agrawal e Ghoshdastidar (2017)  | Modelagem computacional da transferência de calor em um forno rotativo para produção de rutilo dióxido de titânio                 | Método de diferenças finitas, assumindo condições de estado estacionário  |

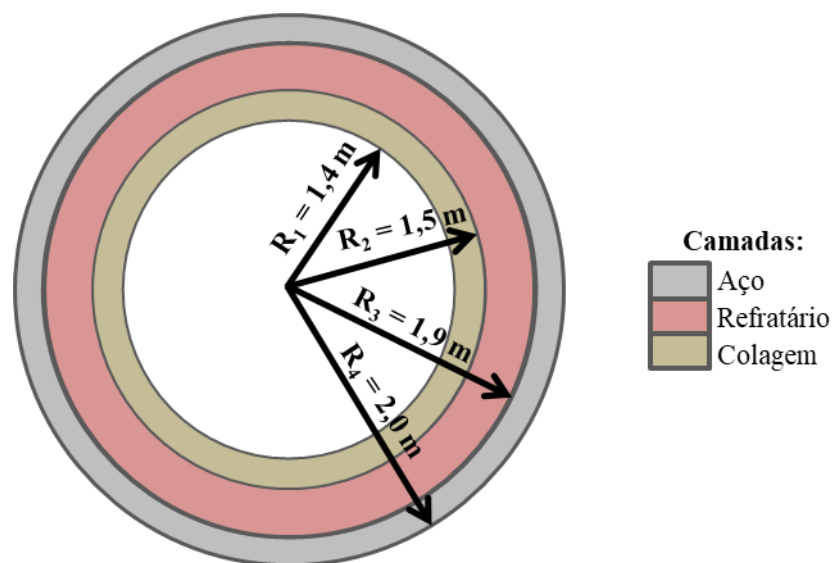
### 3 METODOLOGIA

#### 3.1 DESCRIÇÃO DO SISTEMA

O equipamento descrito neste estudo consiste em um forno de clínquer de uma indústria cimenteira localizada em Minas Gerais, cujo formato pode ser aproximado por um tubo cilíndrico. O forno possui 60 metros de comprimento e 2 metros de raio. Suas paredes são constituídas por três camadas: a camada externa, correspondente à carcaça de aço do forno; a camada intermediária, constituída de tijolos refratários para isolamento térmico; e a camada interna, denominada colagem, formada por material incrustado na superfície interna do forno.

É importante salientar que essas camadas não possuem espessura uniforme, especialmente a colagem, pois o fenômeno de incrustação produz um recobrimento irregular na parte interna do forno. No entanto, dada a dificuldade de estimar as irregularidades das camadas de maneira apropriada, considerou-se que a espessura das camadas era constante ao longo do forno, consideração já empregada em outros trabalhos da literatura (MASTORAKOS *et al.*, 1999).

A Figura 7 esquematiza a estrutura da parede do forno de clínquer, a partir de um corte transversal. Os segmentos  $R_1$ ,  $R_2$ ,  $R_3$  e  $R_4$  representam os raios medidos desde o eixo central do forno até as superfícies que delimitam as camadas da parede. Os valores desses raios são, respectivamente, 1,4 m, 1,5 m, 1,9 m e 2,0 m.



**Figura 7** – Esquema do corte transversal do forno de clínquer, detalhando as camadas que compõem a parede e suas dimensões (fora de escala)

Neste trabalho, apenas as paredes do forno serão tomadas como sistema, o que lhe confere o formato de um cilindro vazado. O conteúdo do forno, isto é, os materiais e os gases que circulam em seu interior não serão englobados no sistema.

### 3.2 DESENVOLVIMENTO DA EQUAÇÃO DIFERENCIAL PARCIAL

Dada a geometria cilíndrica do sistema, partiu-se da equação geral do calor em coordenadas cilíndricas para materiais com condutividade térmica constante, conforme mostrado na Equação 9 (INCROPERA *et al.*, 2008).

$$\frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \left( \frac{\partial^2 T}{\partial \theta^2} \right) + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \frac{\dot{q}}{k} \quad (9)$$

Onde  $\alpha$  é a difusividade térmica,  $k$  é a condutividade térmica,  $\dot{q}$  é taxa de geração de calor,  $T$  é a temperatura,  $t$  é o tempo e os termos  $\theta$ ,  $r$  e  $z$  indicam as coordenadas cilíndricas.

Devido ao seu formato cilíndrico, o forno de clínquer possui simetria rotacional em relação a seu eixo central. Por causa dessa característica e do fato de o equipamento funcionar em constante rotação, foi feita a consideração de que a temperatura na parede do forno não se altera na direção angular  $\theta$ . Então, a derivada da temperatura em relação a  $\theta$  foi desprezada.

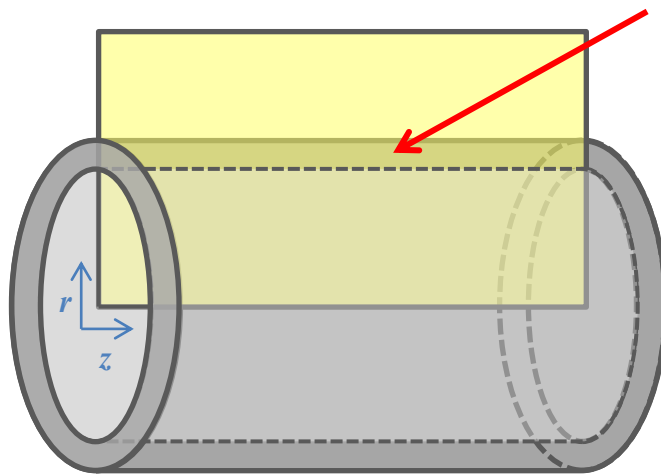
Além disso, não há geração ou consumo de calor dentro da parede, já que não ocorre reação química no interior dos materiais das camadas. Dessa forma, o termo de geração  $\dot{q}$  pode ser desprezado. Por fim, o termo  $\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \frac{\partial T}{\partial r} \right)$  pode ser expandido pela aplicação da regra do produto para a derivada. Após todas as manipulações descritas, chega-se à Equação 10.

$$\frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (10)$$

A Equação 10 é uma EDP, que relaciona a variação da temperatura ao longo do tempo com sua variação ao longo das direções  $r$  e  $z$ . Foi empregado o método das linhas para sua resolução, que implicou na discretização do espaço pelo método das diferenças finitas e na integração no tempo pelo método modificado de Euler (Preditor-Corretor).

### 3.3 CONSTRUÇÃO E DISCRETIZAÇÃO DO DOMÍNIO

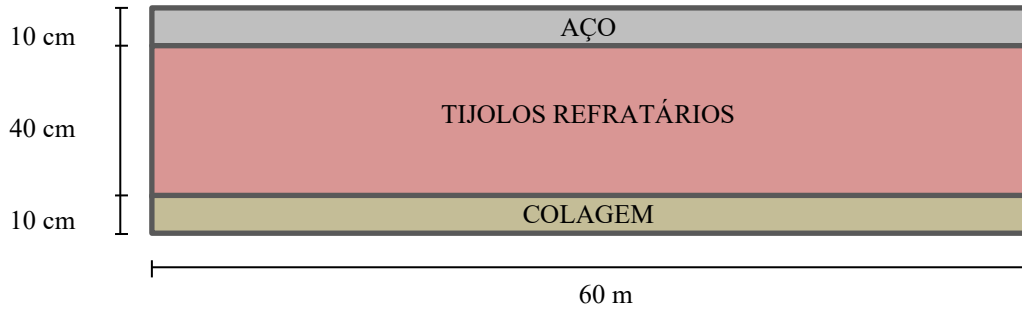
Para construção do domínio para aplicação do método das diferenças finitas, foi tomado um corte longitudinal do forno de clínquer, como mostra a Figura 8. O corte foi feito somente até o eixo central do cilindro, atravessando apenas um dos lados do forno, já que o outro lado é simétrico. Com isso, obteve-se uma seção retangular da parede, que foi utilizada como domínio na construção da malha de pontos. É importante salientar que, na Figura 8, o forno está orientado de forma que a chama esteja do lado esquerdo, perto da origem do sistema de coordenadas. Então, o fluxo de material ocorre da direita para a esquerda.



**Figura 8** – Desenho esquemático do forno cilíndrico, exibindo o plano de corte longitudinal (retângulo amarelo). O trecho retangular indicado pela seta vermelha, correspondente à intersecção entre o plano e a parede, foi a seção utilizada para a construção da malha.

O domínio retangular obtido possui 60 metros de comprimento, equivalente ao comprimento do forno, e 0,6 m de altura, equivalente à espessura total da parede. Ele atravessa as três camadas da parede ao longo da sua altura, sendo 10 cm de aço, 40 cm de tijolos refratários e 10 cm de colagem. A Figura 9 exibe uma representação ilustrativa do domínio obtido, destacando suas dimensões e os materiais que o compõem. A resistência térmica de contato entre as camadas foi desprezada.





**Figura 9** – Ilustração do domínio, explicitando as camadas em que se divide e suas dimensões (fora de escala)

O passo seguinte no desenvolvimento do modelo foi a discretização do domínio. Para isso, foram fixados os números de pontos em que se dividiria cada dimensão do domínio, adotando-se a nomenclatura a descrita no Quadro 2.

**Quadro 2** – Simbologia utilizada para representação dos números de pontos em que se dividiam as dimensões do domínio

| Símbolo | Descrição   |
|---------|---|
| $npZ$   | Número de pontos em que se divide o comprimento do cilindro (direção Z).                    |
| $npRa$  | Número de pontos em que se divide a espessura da camada de aço (direção R).                 |
| $npRs$  | Número de pontos em que se divide a espessura da camada de tijolos refratários (direção R). |
| $npRc$  | Número de pontos em que se divide a espessura da camada de colagem (direção R).             |

A título de ilustração, a representação da malha de pontos exibida na Figura 10 foi feita com os valores  $npZ = 9$ ,  $npRa = 3$ ,  $npRs = 4$  e  $npRc = 3$ .

A partir dos valores fixados de  $npZ$ ,  $npRa$ ,  $npRs$  e  $npRc$ , foram calculados os “passos” da malha, isto é, a distância entre dois pontos adjacentes. Para os passos da malha, a nomenclatura adotada foi a descrita no Quadro 3.

**Quadro 3** – Simbologia adotada para representar os passos da malha

| Símbolo      | Descrição   |
|--------------|---|
| $\Delta z$   | Passo na direção Z                                  |
| $\Delta r_a$ | Passo da camada de aço na direção R                 |
| $\Delta r_s$ | Passo da camada de tijolos refratários na direção R |
| $\Delta r_c$ | Passo da camada de colagem na direção R             |

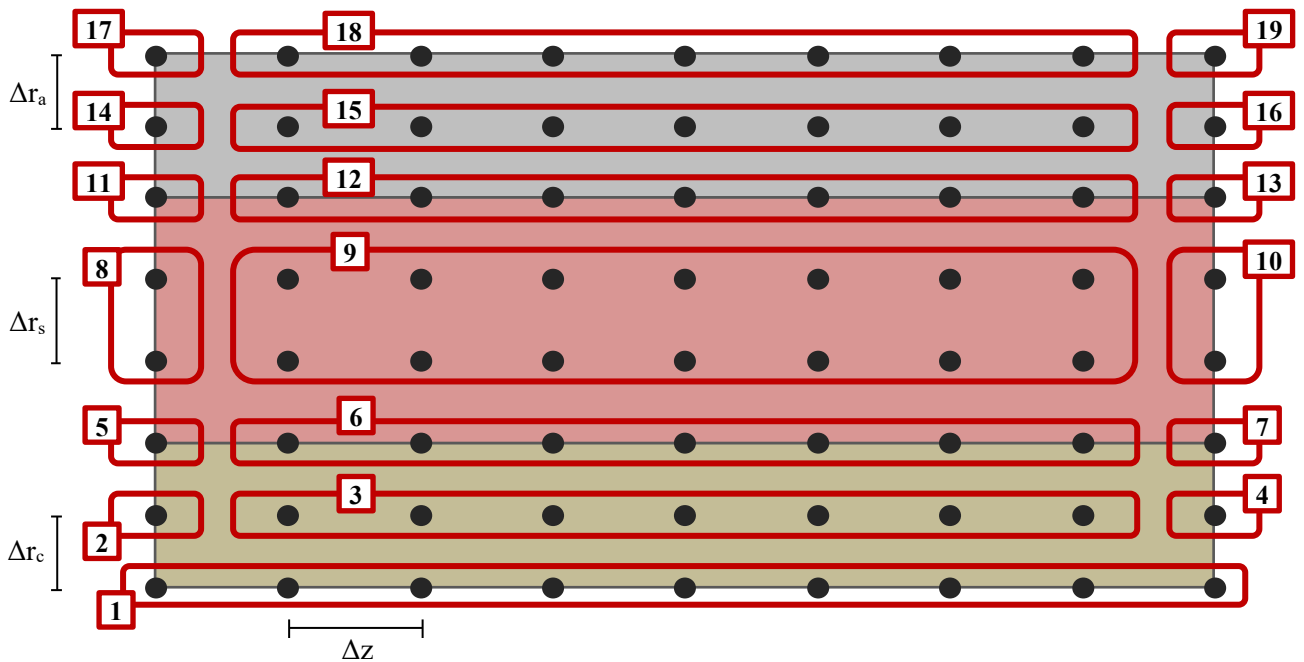
O cálculo dos passos da malha foi feito a partir das Equações 11 e 12. Na Equação 11, a constante L representa o comprimento do forno de clínquer. Na Equação 12, a letra  $m$

corresponde ao subscrito do material, que pode ser igual a  $a$  (aço),  $s$  (refratário) ou  $c$  (colagem). Além disso, para o subscrito  $l$  dessa mesma equação, temos que  $l = 1$ , no caso da colagem;  $l = 2$ , no caso dos tijolos refratários; e  $l = 3$ , no caso do aço.

$$\Delta z = \frac{L}{npZ - 1} \quad (11)$$

$$\Delta r_m = \frac{R_{l+1} - R_l}{npRm - 1} \quad (12)$$

De posse dos valores dos passos da malha, foi possível discretizar o domínio, construindo a malha de pontos. Os pontos obtidos foram divididos em 19 grupos diferentes, de acordo com a sua localização na malha, conforme mostrado na Figura 10. Cada grupo de pontos possui um conjunto de equações e condições de contorno diferentes, oriundas da sua localização no domínio.



**Figura 10** – Representação da malha de pontos obtida por discretização do domínio, detalhando os passos da malha e os 19 grupos de pontos com equações e condições de contorno em comum. A quantidade de pontos na figura é apenas representativa, não correspondendo à quantidade real utilizada para resolução.

No Quadro 4, são apresentadas as descrições de cada grupo de pontos, bem como as condições de contorno consideradas para cada um deles.

**Quadro 4** – Grupos de pontos da malha com equações e condições de contorno em comum

| Grupo | Localização na malha   | Condições de contorno  |
|-------|--|--|
| 1     | Superfície interna do forno ( $r = R_1$ )  | Temperatura constante, devido ao contínuo fornecimento de calor pela chama.  |
| 2     | Superfície lateral do forno próxima à chama ( $z = 0$ ), no trecho composto apenas por colagem ( $R_1 < r < R_2$ )       | Superfície adiabática (sem fluxo de calor perpendicular à superfície).   |
| 3     | Interior da camada de colagem ( $0 < z < L$ ; $R_1 < r < R_2$ )  | Sem condição de contorno.  |
| 4     | Superfície lateral do forno distante da chama ( $z = L$ ), no trecho composto apenas por colagem ( $R_1 < r < R_2$ )     | Superfície adiabática (sem fluxo de calor perpendicular à superfície).   |
| 5     | Superfície lateral do forno próxima à chama ( $z = 0$ ), na fronteira entre a colagem e o refratário ( $r = R_2$ )       | Superfície adiabática na direção $z$ e o calor recebido da camada mais interna é transferido por condução à camada mais externa. |
| 6     | Interior da fronteira entre a colagem e o refratário ( $0 < z < L$ ; $r = R_2$ )   | O calor recebido da camada mais interna por condução na direção $r$ é transferido por condução à camada mais externa.            |
| 7     | Superfície lateral do forno distante da chama ( $z = L$ ), na fronteira entre a colagem e o refratário ( $r = R_2$ )     | Superfície adiabática na direção $z$ e o calor recebido da camada mais interna é transferido por condução à camada mais externa. |
| 8     | Superfície lateral do forno próxima à chama ( $z = 0$ ), no trecho composto apenas por refratário ( $R_2 < r < R_3$ )    | Superfície adiabática (sem fluxo de calor perpendicular à superfície).   |
| 9     | Interior da camada de refratário ( $0 < z < L$ ; $R_2 < r < R_3$ )   | Sem condições de contorno.   |
| 10    | Superfície lateral do forno distante da chama ( $z = L$ ), no trecho composto apenas por refratário ( $R_2 < r < R_3$ )  | Superfície adiabática (sem fluxo de calor perpendicular à superfície).   |
| 11    | Superfície lateral do forno próxima à chama ( $z = 0$ ), na fronteira entre o refratário e o aço ( $r = R_3$ )           | Superfície adiabática na direção $z$ e o calor recebido da camada mais interna é transferido por condução à camada mais externa. |
| 12    | Interior da fronteira entre o refratário e o aço ( $0 < z < L$ ; $r = R_3$ )   | O calor recebido da camada mais interna por condução na direção $r$ é transferido por condução à camada mais externa.            |
| 13    | Superfície lateral do forno distante da chama ( $z = L$ ), na fronteira entre o refratário e o aço ( $r = R_3$ )         | Superfície adiabática na direção $z$ e o calor recebido da camada mais interna é transferido por condução à camada mais externa. |
| 14    | Superfície lateral do forno próxima à chama ( $z = 0$ ), no trecho composto apenas por aço ( $R_3 < r < R_4$ )           | Superfície adiabática (sem fluxo de calor perpendicular à superfície).   |
| 15    | Interior da camada de aço ( $0 < z < L$ ; $R_3 < r < R_4$ )  | Sem condições de contorno.   |
| 16    | Superfície lateral do forno distante da chama ( $z = L$ ), no trecho composto apenas por refratário ( $R_2 < r < R_3$ )  | Superfície adiabática (sem fluxo de calor perpendicular à superfície).   |
| 17    | Encontro entre a superfície lateral do forno próxima à chama ( $z = 0$ ) e a superfície externa do forno ( $r = R_4$ )   | Superfície adiabática na direção $z$ ; o calor recebido por condução é transferido por convecção e radiação na direção $r$ .     |
| 18    | Superfície externa do forno ( $0 < z < L$ ; $r = R_4$ )  | O calor recebido por condução é transferido ao ambiente por convecção e radiação.  |
| 19    | Encontro entre a superfície lateral do forno distante da chama ( $z = L$ ) e a superfície externa do forno ( $r = R_4$ ) | Superfície adiabática na direção $z$ ; o calor recebido por condução é transferido por convecção e radiação na direção $r$ .     |

### 3.4 APLICAÇÃO DAS EQUAÇÕES DE DIFERENÇAS FINITAS

A fórmula escolhida para expressar a primeira derivada presente na EDP foi a de diferenças finitas “centrais” (Equação 7), visto que fornece uma aproximação mais acurada que as outras duas fórmulas (THOMAS, 1995).

Aplicando a fórmula da Equação 7 à derivada de primeira ordem presente na Equação 10, temos o resultado apresentado na Equação 13. Nessa Equação, uma nova notação é introduzida. O símbolo  $T_{i,j}$  é usado para representar a temperatura no ponto da posição  $i,j$  da malha, onde  $i$  representa a posição na direção  $r$ , enquanto  $j$  representa a posição na direção  $z$ . Dessa forma, o ponto  $T_{i+1,j}$  está a um passo à frente do ponto  $T_{i,j}$  na direção  $r$ , enquanto o ponto  $T_{i,j+1}$  está a um passo à frente do ponto  $T_{i,j}$  na direção  $z$ .

$$\frac{\partial T}{\partial r} = \frac{T_{i+1,j} - T_{i-1,j}}{2\Delta r_m} \quad (13)$$

A Equação 10 também apresenta derivadas de segunda ordem e, para essas, foi utilizada a fórmula de diferenças finitas “simétricas” (Equação 8). Aplicando a fórmula da Equação 8 às derivadas de segunda ordem da Equação 10, obtêm-se os resultados expressos nas Equações 14 e 15.

$$\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} = \frac{T_{i+1,j} - 2T_{i,j} + T_{i-1,j}}{\Delta r_m^2} \quad (14)$$

$$\frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = \frac{T_{i,j+1} - 2T_{i,j} + T_{i,j-1}}{\Delta z^2} \quad (15)$$

Substituindo as Equações 13, 14 e 15 na Equação 10, obtêm-se a Equação 16.

$$\frac{1}{r} \left( \frac{T_{i+1,j} - T_{i-1,j}}{2\Delta r_m} \right) + \frac{T_{i+1,j} - 2T_{i,j} + T_{i-1,j}}{\Delta r_m^2} + \frac{T_{i,j+1} - 2T_{i,j} + T_{i,j-1}}{\Delta z^2} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (16)$$

É importante salientar que algumas constantes da Equação 16 variam conforme a camada da parede em que está sendo aplicada, visto que os valores de  $\Delta r_m$  e  $\alpha$  variam conforme o material.

Reorganizando os termos da Equação 16, obtêm-se a Equação 17.

$$AT_{i+1,j} + BT_{i-1,j} + CT_{i,j} + D(T_{i,j+1} + T_{i,j-1}) = \frac{\partial T}{\partial t} \quad (17)$$

Onde:  $A = \left( \frac{\alpha}{2r\Delta r_m} + \frac{\alpha}{\Delta r_m^2} \right)$ ,  $B = \left( -\frac{\alpha}{2r\Delta r_m} + \frac{\alpha}{\Delta r_m^2} \right)$ ,  $C = \left( -\frac{2\alpha}{\Delta r_m^2} - \frac{2\alpha}{\Delta z^2} \right)$  e  $D = \left( \frac{\alpha}{\Delta z^2} \right)$ .

A Equação 17, porém, não pode ser imediatamente aplicada a cada um dos 19 grupos de pontos descritos no Quadro 4. Isso porque, em alguns desses grupos, há problemas com algumas das variáveis. Por exemplo, os pontos do grupo 2 estão na borda da malha, não possuindo nenhum ponto à sua esquerda e, por isso, a variável  $T_{i,j-1}$  não existe para esses pontos. Outro exemplo são os pontos situados na fronteira entre dois materiais, como os pontos do grupo 6, que estão submetidos a dois valores de  $\alpha$  diferentes, um para cada material.

A estratégia utilizada para lidar com esses problemas foi a criação de pontos fictícios. Essa técnica é um artifício matemático que consiste em supor a existência de pontos nas vizinhanças cujo efeito é exatamente o efeito gerado pelas condições de contorno. Dessa forma, as condições de contorno são aplicadas nas equações de forma indireta, simuladas pelos pontos fictícios, além de eliminar os problemas apresentados pelos grupos citados anteriormente.

A seguir, são descritas as manipulações matemáticas para criação dos pontos fictícios para os diferentes grupos de pontos.

### 3.4.1 Pontos fictícios para a superfície externa (Grupos 17, 18 e 19)

Nos pontos da superfície externa, a energia recebida por condução através do aço é eliminada ao ambiente por meio de convecção e radiação. Isso significa que o balanço de energia adquire a forma da Equação 18.

$$\dot{E}_e = \dot{E}_s \quad (18)$$

Onde  $\dot{E}_e$  é a taxa de energia que entra nos nós da superfície, por condução, e  $\dot{E}_s$  é a taxa de energia que sai dos nós da superfície por convecção e radiação. O termo  $\dot{E}_e$  pode ser substituído pela equação da condução do calor na direção  $r$ . O termo  $\dot{E}_s$  pode ser substituído por uma soma de duas parcelas, uma correspondente à transferência de calor por convecção e, a outra, por radiação. Para a transferência de calor por convecção, pode-se utilizar a lei do resfriamento de Newton (INCROPERA *et al.*, 2008). Já a transferência de calor por radiação pode ser descrita pela equação da troca radiante líquida entre duas superfícies, considerando um pequeno objeto dentro de uma grande cavidade (INCROPERA *et al.*, 2008), visto que o

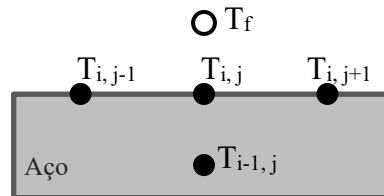
forno é relativamente pequeno em relação ao local em que se encontra e está distante das paredes. Após as substituições descritas, obtém-se a Equação 19.

$$-k_a A \frac{\partial T}{\partial r} = h_{ext} A (T_{i,j} - T_{ext}) + \varepsilon_a \sigma A [(T_{i,j})^4 - (T_{ext})^4] \quad (19)$$

Onde:  $k_a$  é a condutividade térmica do aço;  $A$  é a área de transferência de calor;  $h_{ext}$  é o coeficiente convectivo;  $T_{i,j}$  é a temperatura no nó da superfície;  $T_{ext}$  é a temperatura da vizinhança;  $\varepsilon_a$  é a emissividade da superfície do aço;  $\sigma$  é a constante de Stefan-Boltzmann.

A derivada  $\frac{\partial T}{\partial r}$  presente na Equação 19 pode ser expressa por meio da fórmula de diferenças finitas centrais (Equação 7). O problema é que, como os pontos da superfície externa estão na borda da malha, não há nenhum um ponto “um passo à frente” deles na direção  $r$ . Então, supõe-se a existência de um ponto fictício fora da malha (Figura 11), cuja temperatura é desconhecida e chamaremos de  $T_f$ , e aplica-se a fórmula normalmente. A Equação 20 é obtida como resultado.

$$-k_a A \frac{(T_f - T_{i-1,j})}{2\Delta r_a} = h_{ext} A (T_{i,j} - T_{ext}) + \varepsilon_a \sigma A [(T_{i,j})^4 - (T_{ext})^4] \quad (20)$$



**Figura 11** – Representação do ponto fictício  $T_f$  na superfície do aço. Os pontos em preto são reais e o em branco é fictício.

Pode-se, agora, isolar o valor de  $T_f$ , obtendo-se a temperatura do ponto fictício em função de outros valores conhecidos, conforme exhibe a Equação 21.

$$T_f = T_{i-1,j} - \frac{2\Delta r_a (h_{ext} (T_{i,j} - T_{ext}) + \varepsilon_a \sigma (T_{i,j}^4 - T_{ext}^4))}{k_a} \quad (21)$$

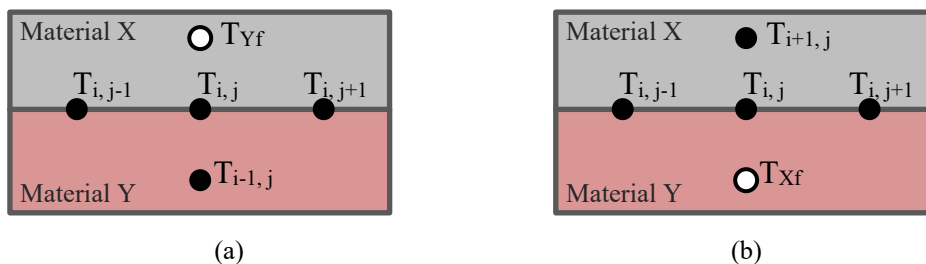
### 3.4.2 Pontos fictícios para as interfaces entre materiais (Grupos 5, 6, 7, 11, 12 e 13)

Nas interfaces entre dois materiais, considerou-se que o calor vindo da camada mais interna, recebido por condução na direção  $r$ , era integralmente transferido ao material da camada mais externa. Dessa forma, o balanço de energia para cada ponto da interface adquire a forma exibida na Equação 28.

$$\dot{E}_e = \dot{E}_s \quad (22)$$

Onde  $\dot{E}_e$  é a taxa de energia que entra nos nós da interface, por condução, para a camada mais interna, e  $\dot{E}_s$  é a taxa de energia que sai dos nós da interface para a camada mais externa, por condução.

Feito isso, para os nós da interface entre dois materiais, considerando-se um material  $X$  (mais externo) e um material  $Y$  (mais interno), é possível calcular dois pontos fictícios diferentes. Pode-se considerar que os pontos da interface pertencem ao material  $Y$  e calcular um ponto fictício no material  $X$ , supondo que este seja composto de  $Y$ . Ou, inversamente, pode-se considerar que os pontos da interface pertencem ao material  $X$  e calcular um ponto fictício no material  $Y$ , supondo que este seja composto de  $X$ . Em ambos os casos, a temperatura fictícia é calculada de modo que a quantidade de calor transferida seja a mesma da situação “realista”, isto é, a situação em que não se utiliza temperaturas fictícias. A estratégia de criar o ponto fictício simplifica os cálculos, já que, na suposição de que a interface seja constituída de um único material, pode-se utilizar a equação global (Equação 17) com as propriedades de um único material. A Figura 12 ilustra a estratégia do ponto fictício adotada na interface.



**Figura 12** – Representações dos pontos fictícios utilizados para os nós da interface entre dois materiais. Os pontos em preto são reais e os em branco são fictícios. (a) Caso em que se consideram todos os pontos como pertencentes ao material  $Y$ . (b) Caso em que se consideram todos os pontos como pertencentes ao material  $X$ .

Retomando o balanço de energia para os nós da interface (Equação 28), o termo da energia proveniente do material  $Y$  que entra no nó por condução pode ser expresso pela

equação da condução do calor na direção  $r$  para o material Y. O termo da energia que sai do nó para o material X também pode expresso pela equação da condução na direção  $r$ , mas considerando as propriedades do material X. Com isso, temos a Equação 29.

$$-k_y A \frac{\partial T}{\partial r} = -k_x A \frac{\partial T}{\partial r} \quad (23)$$

Onde:  $k_y$  é a condutividade térmica do material Y;  $k_x$  é a condutividade térmica do material X e  $A$  é a área de transferência de calor.

Expressando as derivadas da equação anterior em termos de diferenças finitas centrais, obtém-se a Equação 29.

$$-k_y A \frac{(T_{Yf} - T_{i-1,j})}{2\Delta r_y} = -k_x A \frac{(T_{i+1,j} - T_{Xf})}{2\Delta r_x} \quad (24)$$

Onde  $T_{Yf}$  e  $T_{Xf}$  são as temperaturas dos pontos fictícios.

Ao reorganizarmos a Equação 24, obtemos a Equação 25.

$$\frac{k_y}{2\Delta r_y} T_{Yf} + \frac{k_x}{2\Delta r_x} T_{Xf} = \frac{k_y}{2\Delta r_y} T_{i-1,j} + \frac{k_x}{2\Delta r_x} T_{i+1,j} \quad (25)$$

Retomemos, agora, a Equação 17. As duas situações representadas na Figura 12 devem conduzir ao mesmo resultado, quando aplicadas à Equação 17, já que a quantidade de calor transferida é sempre a mesma, conduzindo às mesmas alterações na temperatura. Com isso, a Equação 26 deve ser válida.

$$\begin{aligned} A_y T_{Yf} + B_y T_{i-1,j} + C_y T_{i,j} + D_y (T_{i,j+1} + T_{i,j-1}) \\ = A_x T_{i+1,j} + B_x T_{Xf} + C_x T_{i,j} + D_x (T_{i,j+1} + T_{i,j-1}) \end{aligned} \quad (26)$$

Onde:  $A_x$ ,  $B_x$ ,  $C_x$  e  $D_x$  são os termos da Equação 17 aplicados ao material X, enquanto  $A_y$ ,  $B_y$ ,  $C_y$  e  $D_y$  são os mesmos termos, mas aplicados às propriedades do material Y. Rearranjando a equação anterior, obtém-se a Equação 27.

$$A_y T_{Yf} - B_x T_{Xf} = A_x T_{i+1,j} - B_y T_{i-1,j} + (C_x - C_y) T_{i,j} + (D_x - D_y) (T_{i,j+1} + T_{i,j-1}) \quad (27)$$

As equações 25 e 27 formam um sistema de duas equações e duas incógnitas ( $T_{Yf}$  e  $T_{Xf}$ ). A resolução desse sistema fornece o valor das temperaturas fictícias. De posse desses dois valores, pode-se substituir a temperatura  $T_{Yf}$  ou  $T_{Xf}$  na equação global do material condutor correspondente, no lugar de  $T_{i+1,j}$  ou  $T_{i-1,j}$ , respectivamente. No presente trabalho, arbitrou-se, para os pontos da interface, utilizar sempre a Equação 17 aplicada ao material da camada mais



interna. Utilizou-se, portanto, a temperatura fictícia  $T_f$  no lugar de  $T_{i+1, j}$  (situação representada na Figura 12-a).

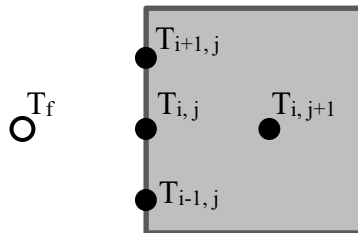
### 3.4.3 Pontos fictícios para a superfície esquerda (Grupos 2, 5, 8, 11, 14 e 17)

Na superfície esquerda adiabática, a condução na direção  $z$  é nula. Essa propriedade pode ser escrita em termos da equação da condução do calor, como mostrado na Equação 28.

$$-kA \frac{\partial T}{\partial r} = 0 \quad (28)$$

A derivada  $\frac{\partial T}{\partial r}$ , da Equação 28, pode ser reescrita em termos de diferenças finitas centrais. Porém, os nós da superfície esquerda estão na borda da malha e não possuem um nó “um passo atrás” na direção  $z$ . Para resolver isso, supõe-se a presença de um nó fictício, de temperatura desconhecida  $T_f$ , presente “um passo atrás” de cada um desses nós (Figura 13). Então, reescrevendo em termos de diferenças finitas considerando um nó fictício, tem-se a Equação 29.

$$-kA \frac{(T_{i,j+1} - T_f)}{2\Delta r} = 0 \quad (29)$$



**Figura 13** – Representação do ponto fictício  $T_f$  na superfície esquerda. Os pontos em preto são reais e o em branco é fictício.

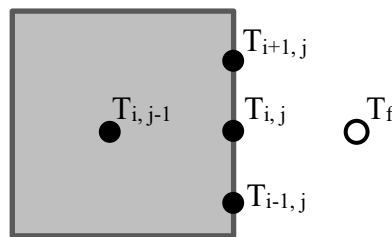
A partir da equação anterior, pode-se encontrar o valor da temperatura do nó fictício, como exibido na Equação 30.

$$T_f = T_{i,j+1} \quad (30)$$

### 3.4.4 Pontos fictícios para a superfície direita (Grupos 4, 7, 10, 13, 16 e 19)

Para a superfície direita adiabática, procedeu-se de maneira análoga à superfície esquerda, descrita no tópico anterior. Porém, dessa vez, os pontos fictícios estão a “um passo à frente” dos pontos da superfície na direção  $z$  (Figura 14). Tem-se a Equação 31, da condução por diferenças finitas.

$$-kA \frac{(T_f - T_{i,j-1})}{2\Delta r} = 0 \quad (31)$$



**Figura 14** – Representação do ponto fictício  $T_f$  na superfície direita. Os pontos em preto são reais e o em branco é fictício.

Isolando o valor da temperatura no ponto fictício na equação anterior, obtém-se a Equação 32.

$$T_f = T_{i,j-1} \quad (32)$$

## 3.5 CÁLCULO DAS PROPRIEDADES E COEFICIENTES TERMODINÂMICOS

### 3.5.1 Cálculo do coeficiente de transferência de calor por convecção na superfície externa com o forno em funcionamento

Para o cálculo do coeficiente de transferência de calor por convecção na área externa do forno ( $h_{ext}$ ), considerou-se que o forno poderia ser modelado como um longo cilindro sujeito a um escoamento de ar. A rotação do forno (cerca de 5 RPM) gera um movimento relativo entre o ar e o cilindro. Tomando-se o cilindro como referencial inercial, é como se houvesse um fluxo rotativo de ar em torno do cilindro. No entanto, devido à ausência de correlações na literatura que modelassem escoamento rotativo na faixa de Reynolds considerada, ele foi

aproximado como sendo cruzado em relação ao cilindro. A velocidade relativa entre o ar e a superfície do forno é calculada nas Equações 33 a 35.

$$V = \text{rotação} \times \text{circunferência do forno} \quad (33)$$

$$V = 5 \text{ RPM} \times 2\pi \times 2 \text{ m} \quad (34)$$

$$V = 62,8 \text{ m/min} \approx 1 \text{ m/s} \quad (35)$$

Para o cálculo da temperatura de filme, considerou-se a temperatura na superfície do cilindro como sendo em média 250 °C (baseado em dados industriais), e a temperatura da corrente livre como sendo a temperatura definida para o ambiente da fábrica (25 °C). Com isso, a temperatura de filme é  $\frac{250+25}{2} \approx 140^\circ\text{C}$ .

As propriedades do fluido na temperatura de filme estão resumidas na Tabela 2.

| <b>Tabela 2 – Propriedades do ar atmosférico à temperatura de filme</b> |   |
|---|---|
| <b>Propriedade</b>  | <b>Valor</b>                                |
| Viscosidade cinemática ( $\nu$ )  | $2,745 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ |
| Condutividade térmica ( $k$ )   | $0,03374 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ |
| Número de Prandtl ( $Pr$ )  | $0,7041$                                    |

Fonte: Çemgel; Cimbala (2013)

A partir dos dados exibidos na Tabela 2, calculou-se o número de Reynolds, conforme disposto na Equação 36.

$$Re_D = \frac{VD}{\nu} = \frac{1 \times 4}{2,745 \times 10^{-5}} = 145\,719 \quad (36)$$

Utilizou-se a correlação empírica de Hilpert (INCROPERA *et al.*, 2008), apresentada na Equação 37, para se calcular o número de Nusselt.

$$\overline{Nu}_D \equiv \frac{h_{ext}D}{k} = CRe_D^m Pr^{1/3} \quad (37)$$

Onde, para  $40\,000 \leq Re_D \leq 400\,000$ , tem-se  $C = 0,027$  e  $m = 0,805$ .

Substituindo-se os valores pertinentes na Equação 37, obtém-se o valor de  $h_{ext}$ , conforme expresso nas Equações 38 e 39.

$$\frac{h_{ext} \times 4}{0,03374} = 0,027 \times (145719)^{0,805} (0,7041)^{1/3} \quad (38)$$

$$h_{ext} = 2,9 W/(m^2 K) \quad (39)$$

### 3.5.2 Cálculo dos calores específicos dos materiais

Conforme indicado nos trabalhos de Pham (1985) e Resende *et al.* (2007), a equação do calor, na forma como exibida na Equação 9, pode ser empregada inclusive para casos em que o calor específico do material varia em função da temperatura. Então, de maneira a se obter um resultado mais próximo da realidade, os calores específicos de todos os materiais no presente trabalho foram considerados dependentes da temperatura. Dessa forma, o valor do calor específico para cada nó foi calculado de forma dinâmica, mudando seu valor à medida que a temperatura do nó se alterava. Os calores específicos dos materiais foram utilizados para o cálculo da difusividade térmica ( $\alpha$ ) presente na Equação 17, a partir da relação mostrada na Equação 40 (DE SCHUTTER; TAERWE, 1995).

$$\alpha = \frac{k}{\rho c_p} \quad (40)$$

Onde  $k$  é a condutividade térmica do material,  $\rho$  é a massa específica e  $c_p$  o calor específico.

Para calcular o calor específico do aço, foi empregada a Equação 41, proposta no trabalho de Yamaguchi e Ueda (2011) para descrever o calor específico do aço SUS340 na faixa de temperatura de 600 a 1673 K. Os valores dos coeficientes  $a$ ,  $b$  e  $c$  são 0,571,  $0,0418 \times 10^{-3}$  e  $-0,092 \times 10^5$ , respectivamente. A variável  $T$  representa a temperatura absoluta do material em kelvin.

$$c_p = a + bT + cT^{-2} \quad (41)$$

Devido à ausência de equações na literatura que descrevessem os calores específicos dos tijolos refratários e da colagem, os valores para esses materiais foram calculados como função dos calores específicos dos óxidos elementares que os compõem. Para tanto, foi utilizada a Equação de Shomate, exibida na Equação 42 (NIST, 2019).

$$c_p = a + b\tau + c\tau^2 + d\tau^3 + e\tau^{-2} \quad (42)$$

A variável  $\tau$  da Equação de Shomate corresponde à temperatura em kelvin dividida por mil. Os valores dos coeficientes dessa equação são diferentes para cada componente e podem variar de acordo com a faixa de temperatura empregada, como mostrado na Tabela 3.

**Tabela 3** – Valores dos coeficientes da Equação de Shomate para diferentes compostos e faixas de temperatura

| Composto                                    | Faixa de temperatura (K) | <i>a</i> | <i>b</i> | <i>c</i>  | <i>d</i> | <i>e</i>  |
|---|--------------------------|----------|----------|-----------|----------|-----------|
| Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> ( $\alpha$ ) | 298 – 2327               | 102,4290 | 38,74980 | -15,91090 | 2,628181 | -3,007551 |
| CaO   | 298 – 3200               | 49,95403 | 4,887916 | -0,352056 | 0,046187 | -0,825097 |
| Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>              | 298 – 950                | 93,43834 | 108,3577 | -50,86447 | 25,58683 | -1,611330 |
| Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>              | 950 – 1050               | 150,6240 | 0        | 0         | 0        | 0         |
| Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>              | 1050 – 2500              | 110,9362 | 32,04714 | -9,192333 | 0,901506 | 5,433677  |
| MgO   | 298 – 3105               | 47,25995 | 5,681621 | -0,872665 | 0,104300 | -1,053955 |
| SiO <sub>2</sub>                            | 298 – 1996               | 72,77482 | 1,293543 | -0,004360 | 0,000798 | -4,140645 |

Fonte: NIST, 2019

Para o cálculo do calor específico dos tijolos refratários, foi utilizada a composição do refratário MAGKOR A1 (MAGNESITA, 2014), um refratário disponível no mercado e utilizado para o revestimento interno de fornos de cimento. A composição química do MAGKOR A1 é descrita na Tabela 4.

**Tabela 4** – Composição química do refratário MAGKOR A1

| Composto                       | Percentual mássico |
|--------------------------------|--------------------|
| MgO                            | 89,5 %             |
| Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> | 9,0 %              |
| Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> | 0,4 %              |
| CaO                            | 0,8%               |
| SiO <sub>2</sub>               | 0,3%               |

Fonte: Magnesita, 2014

Os óxidos de magnésio e de alumínio são os principais componentes do refratário, representando quase 99 % de sua composição química. Por esse motivo, os demais óxidos foram desprezados e apenas os dois compostos citados foram empregados no cálculo do calor específico do refratário ( $c_{p,s}$ ). O cálculo foi feito por meio de uma média ponderada dos calores específicos dos componentes considerados, como mostra a Equação 43.

$$c_{p,s} = \frac{0,895 \times c_{p,MgO} + 0,09 \times c_{p,Al2O3}}{0,895 + 0,09} \quad (43)$$

Onde  $c_{p,MgO}$  e  $c_{p,Al_2O_3}$  são os valores específicos dos componentes MgO e  $Al_2O_3$ , calculados a partir da Equação 42 e dos coeficientes da Tabela 3.

No que diz respeito à camada de colagem, considerou-se que sua composição era similar à composição de saída do forno de clínquer. Com isso, utilizaram-se os dados industriais disponibilizados por Rodrigues *et al.* (2017), que expressam a composição do clínquer na saída de um forno de cimento de uma indústria brasileira, conforme exibido na Tabela 5.

**Tabela 5** – Composição química da saída de um forno de cimento industrial

| <b>Composto</b>   | <b>Fração molar</b> |
|---|---------------------|
| 3CaO.SiO <sub>2</sub>   | 0,5600              |
| 2CaO.SiO <sub>2</sub>   | 0,2215              |
| CaO.Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>                                  | 0,0848              |
| 12CaO.7Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>                               | 0,0087              |
| 3CaO.Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>                                 | 0,0816              |
| 4CaO.Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> .Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> | 0,0433              |

Fonte: Rodrigues *et al.*, 2017

Com base nos valores da Tabela 5 e nas massas molares dos elementos químicos, pôde-se calcular a composição da colagem em termos das frações mássicas dos óxidos que a constituem. Com isso, obtiveram-se os valores exibidos na Tabela 6.

**Tabela 6** – Composição química da colagem em termos de óxidos elementares

| <b>Composto</b>                | <b>Fração mássica</b> |
|--------------------------------|-----------------------|
| CaO                            | 0,6527                |
| SiO <sub>2</sub>               | 0,2002                |
| Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> | 0,1176                |
| Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> | 0,0295                |

O calor específico da colagem ( $c_{p,c}$ ) foi, então, calculado por meio da Equação 44.

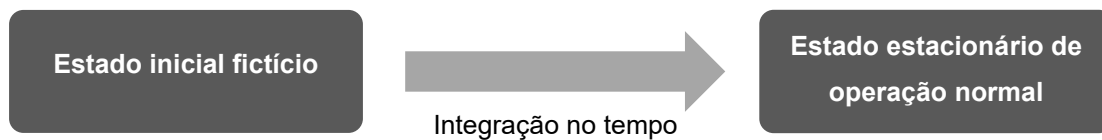
$$c_{p,c} = 0,6527 \times c_{p,CaO} + 0,2002 \times c_{p,SiO_2} + 0,1176 \times c_{p,Al_2O_3} + 0,0295 \times c_{p,Fe_2O_3} \quad (44)$$

Onde  $c_{p,CaO}$ ,  $c_{p,SiO_2}$ ,  $c_{p,Al_2O_3}$  e  $c_{p,Fe_2O_3}$  são os valores específicos dos componentes CaO, SiO<sub>2</sub>, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> e Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> calculados a partir da Equação 42 e dos coeficientes da Tabela 3.

### 3.6 IMPLEMENTAÇÃO DO ALGORITMO PARA O CÁLCULO DA CONDIÇÃO DE OPERAÇÃO EM ESTADO ESTACIONÁRIO

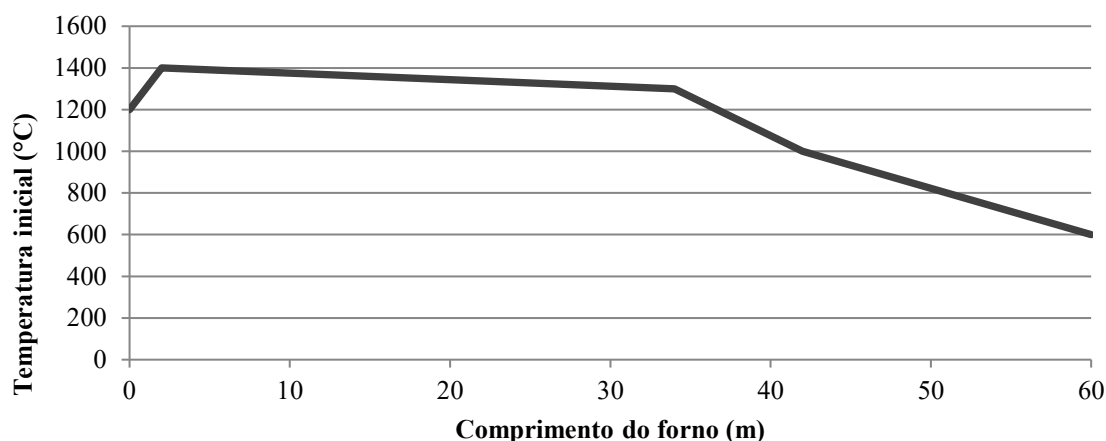
A fim de implementar o procedimento computacional para encontrar a condição estacionária, a Equação 17 foi aplicada a cada um dos dezenove conjuntos de pontos da malha, utilizando os pontos fictícios, quando necessário, e empregando as propriedades de cada respectivo material. Com isso, obtiveram-se dezenove equações diferentes (ver Apêndice A), cada uma para um conjunto específico de pontos.

Para determinação do perfil de temperaturas no estado estacionário, um procedimento que pode ser utilizado é, a partir de algum valor inicial, integrar as equações diferenciais em relação ao tempo utilizando um método numérico, até que se atinja o regime estacionário (LEVEQUE, 2007). Esse procedimento foi o escolhido para aplicação no presente trabalho, conforme ilustrado na Figura 15.



**Figura 15** – Esquema simplificado do procedimento matemático utilizado no cálculo do perfil térmico para o estado estacionário

Para o emprego do procedimento mencionado, era necessária uma matriz de temperaturas iniciais, que serviriam como valores iniciais para o algoritmo. Para tanto, assim como feito em trabalhos anteriores (ATMACA; YUMRUTAS, 2014), considerou-se que o forno é dividido em diferentes zonas, cada uma com uma faixa de temperatura diferente. Foi feita a consideração de que a temperatura variava linearmente no interior dessas zonas. A temperatura de partida do algoritmo para um ponto, em função da sua posição no comprimento do forno (eixo  $z$ ), é exibida na Figura 16. Os valores de temperatura utilizados foram baseados em um gráfico similar encontrado na literatura (PERAY, 1986). Para simplificar, não foi considerada variação na direção  $r$  para construção da matriz de valores iniciais. As fórmulas utilizadas para o cálculo das temperaturas mostradas na Figura 16 estão detalhadas no Apêndice B.



**Figura 16** – Gráfico das temperaturas utilizadas como valores iniciais para o algoritmo, em função do comprimento do forno. Simplificação de um gráfico similar encontrado em Peray (1986).

As dezenove equações obtidas (Apêndice A) são EDOs, já que envolvem a derivada da temperatura em relação a apenas uma variável, o tempo. Dito isso, sua integração em relação ao tempo foi feita por meio do Método de Euler modificado (Método Preditor-Corretor). Dessa forma, a cada passo do algoritmo, a Equação 3 era utilizada para se obter uma estimativa inicial dos novos valores das temperaturas e, em seguida, utilizava-se a Equação 4 para refinar a estimativa.

O algoritmo foi codificado em linguagem MATLAB. O critério de parada utilizado foi um valor de tempo final (*t<sub>final</sub>*) estipulado pelo usuário. Isso significa que a resposta do algoritmo era um perfil de temperatura correspondente a um instante de tempo específico escolhido pelo usuário. Para verificar que o estado estacionário foi efetivamente atingido, foram utilizados diferentes valores para o tempo final e os resultados foram comparados entre si, a fim de constatar se houve ou não variação na temperatura, dentro de uma tolerância de 0,001 °C.

O passo *h* do Método de Euler modificado foi determinado pela fórmula exibida na Equação 45, em que o número de passos *nt* era estipulado pelo usuário.

$$h = \frac{t_{final}}{nt} \quad (45)$$

Para o funcionamento do algoritmo, os valores de algumas propriedades do sistema e da vizinhança, bem como algumas constantes físicas, tiveram de ser fornecidos. Além disso, determinados parâmetros do método também tiveram de ser arbitrados. Na Tabela 7, encontram-se resumidos os valores das propriedades fornecidas ao algoritmo. Já na Tabela 8, encontram-se os valores dos parâmetros do método que tiveram de ser arbitrados para a



execução do algoritmo. A descrição de cada símbolo exibido nessas duas tabelas pode ser encontrada na Lista de Símbolos, presente nas primeiras páginas deste trabalho.

**Tabela 7** – Valores das propriedades e constantes termofísicas utilizados no algoritmo para o funcionamento do forno em estado estacionário

| Propriedade     | Valor   | Referência                     |
|-----------------|---|--------------------------------|
| $k_a$           | 21 W/(m·K)  | Irestal Group (2019)           |
| $k_s$           | 2,7 W/(m·K)   | Magnesita (2014)               |
| $k_c$           | 1,0 W/(m·K)   | RHI Magnesita (2018)           |
| $\rho_a$        | 7900 kg/m <sup>3</sup>                                    | Irestal Group (2019)           |
| $\rho_s$        | 2900 kg/m <sup>3</sup>                                    | Magnesita (2014)               |
| $\rho_c$        | 1046 kg/m <sup>3</sup>                                    | Mujumdar e Ranade (2006)       |
| $T_{ext}$       | 298,15 K  | Definido pelo Autor            |
| $\sigma$        | 5,67 10 <sup>-8</sup> W/(m <sup>2</sup> ·K <sup>4</sup> ) | Incropera <i>et al.</i> (2008) |
| $\varepsilon_a$ | 0,54  | Engineering Toolbox (2019)     |

**Tabela 8** – Valores de parâmetros arbitrados pelo usuário

| Parâmetro   | Valor utilizado |
|-------------|-----------------|
| $npRa$      | 5               |
| $npRs$      | 15              |
| $npRc$      | 5               |
| $npZ$       | 181             |
| $nt$        | 80 000          |
| $t_{final}$ | 1 600 000       |

### 3.7 CÁLCULO DO PROCESSO DE RESFRIAMENTO DO FORNO DURANTE O SHUTDOWN

#### 3.7.1 Considerações para o resfriamento do forno

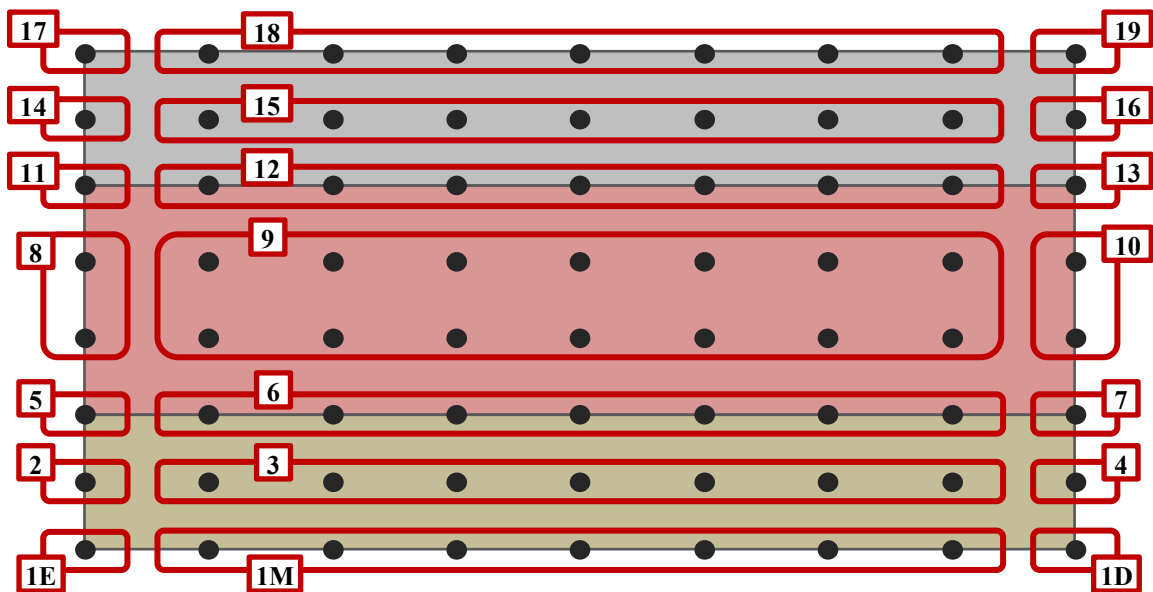
Ao ocorrer o desligamento do forno de cimento para manutenção, o equipamento é deixado resfriar lentamente até que se possa prosseguir com os trabalhos. Dessa forma, considerou-se neste estudo que, no momento do desligamento da chama, o forno saía do estado de operação estacionária e entrava num estado transiente, durante o qual dissipava calor para a vizinhança até entrar em equilíbrio térmico com o ambiente.

Na condição transiente de resfriamento, todas as condições de contorno descritas no Quadro 4 permanecem as mesmas, exceto as do grupo 1. Esse grupo não pode ter sua

temperatura considerada constante, pois não há fornecimento contínuo de calor, visto que a chama foi desligada. Com isso, os nós do grupo 1 se subdividem em três outros grupos com diferentes condições de contorno: grupo 1E (na superfície esquerda, próxima à chama), grupo 1M (no meio) e grupo 1D (na superfície direita, longe da chama). O Quadro 5 detalha esses três novos grupos de pontos, que também encontram-se representados na Figura 17.

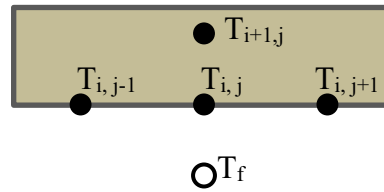
**Quadro 5** – Grupos de pontos em que se subdivide o grupo 1 na condição de resfriamento

| Grupo | Localização na malha  | Condições de contorno  |
|-------|---|--|
| 1E    | Encontro entre a superfície interna do forno ( $r = R_i$ ) e a superfície lateral próxima à chama ( $z = 0$ )   | Superfície adiabática na direção $z$ ; o calor recebido por condução é transferido por convecção e radiação na direção $r$ . |
| 1M    | Meio da superfície interna do forno ( $r = R_i$ ; $0 < z < L$ )   | O calor recebido por condução é transferido ao ambiente por convecção e radiação.  |
| 1D    | Encontro entre a superfície interna do forno ( $r = R_i$ ) e a superfície lateral distante da chama ( $z = L$ ) | Superfície adiabática na direção $z$ ; o calor recebido por condução é transferido por convecção e radiação na direção $r$ . |



**Figura 17** – Representação da nova divisão de grupos da malha de pontos, que entra em vigor após o desligamento da chama. O grupo 1 se subdivide nos grupos 1E, 1M e 1D. A quantidade de pontos na figura é apenas representativa, não correspondendo à quantidade real utilizada para resolução.

Para esses três novos grupos, surge um novo tipo de ponto fictício que não havia sido abordado na seção 3.4: o ponto fictício para os nós da superfície interna, conforme ilustrado na Figura 18.



**Figura 18** – Representação do ponto fictício  $T_f$  na superfície interna do forno (colagem). Os pontos em preto são reais e o em branco é fictício.

Procedendo de maneira análoga ao tópico 3.4.1, o balanço de energia para o ponto  $T_{i,j}$  da Figura 18 estabelece que o calor recebido pelo nó por condução é dissipado ao ambiente por convecção e radiação, o que resulta na Equação 46.

$$-k_c A \frac{\partial T}{\partial r} = -h_{int} A (T_{i,j} - T_{ext}) - \varepsilon_c \sigma A [(T_{i,j})^4 - (T_{ext})^4] \quad (46)$$

Onde:  $k_c$  é a condutividade térmica da colagem;  $A$  é a área de transferência de calor;  $h_{int}$  é o coeficiente convectivo na superfície interna;  $T_{i,j}$  é a temperatura no nó da superfície;  $T_{ext}$  é a temperatura da vizinhança;  $\varepsilon_c$  é a emissividade da superfície da colagem;  $\sigma$  é a constante de Stefan-Boltzmann.

O termo diferencial do primeiro membro da Equação 46 pode ser expresso por meio da fórmula de diferenças finitas centrais (Equação 7), empregando o ponto fictício como se fizesse parte da malha. Com isso, a Equação 47 é obtida.

$$k_c A \frac{(T_{i+1,j} - T_f)}{2\Delta r_c} = h_{int} A (T_{i,j} - T_{ext}) + \varepsilon_c \sigma A [(T_{i,j})^4 - (T_{ext})^4] \quad (47)$$

Por fim, pode-se encontrar o valor da temperatura do nó fictício isolando a incógnita  $T_f$  na Equação 47. Obtém-se a Equação 48 como resultado.

$$T_f = T_{i+1,j} - \frac{2\Delta r_c (h_{int} (T_{i,j} - T_{ext}) + \varepsilon_c \sigma (T_{i,j}^4 - T_{ext}^4))}{k_c} \quad (48)$$

Tendo em vista que os nós dos grupos 1E, 1M e 1D dissipam calor por convecção, o cálculo do coeficiente de transferência de calor por convecção ( $h_{int}$ ) se faz necessário, conforme descrito no próximo tópico.

### 3.7.2 Cálculo do coeficiente de transferência de calor por convecção na superfície interna do forno

Para o cálculo do coeficiente de transferência de calor da superfície interna, considerou-se que o forno poderia ser modelado como um tubo circular com escoamento turbulento em seu interior. Com isso, empregou-se a correlação de Dittus-Boelter (INCROPERA *et al.*, 2008), mostrada na Equação 49.

$$Nu_D = 0,023 Re_D^{\frac{4}{5}} Pr^n \quad (49)$$

Onde  $Re_D$  é o número de Reynolds,  $Pr$  é o número de Prandtl e  $n = 0,4$  para a situação de aquecimento do fluido.

As propriedades do ar devem ser observadas à temperatura média, considerando suas temperaturas de entrada e saída no tubo. Entretanto, dado o desconhecimento desses valores, a temperatura média foi aproximada pela temperatura de filme. Então, considerando-se uma média de 800°C na superfície interna do forno e 25°C como a temperatura do ar que entra, a temperatura de filme é igual a  $\frac{800+25}{2} \approx 400^\circ C$ . As propriedades do ar a essa temperatura são elencadas na Tabela 9.

**Tabela 9** – Propriedades do ar atmosférico à temperatura de filme para a superfície interna

| Propriedade                      | Valor                                       |
|----------------------------------|---|
| Viscosidade cinemática ( $\nu$ ) | $2,092 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ |
| Condutividade térmica ( $k$ )    | $0,0300 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$  |
| Número de Prandtl ( $Pr$ )       | 0,690                                       |

Fonte: Incropera *et al.* (2008)

A velocidade do fluxo de ar no interior do forno não era conhecida. Porém, sabe-se que a indústria não emprega nenhum tipo de ventilador ou equipamento para induzir um fluxo de ar dentro do forno. Portanto, espera-se que a velocidade do ar no interior do forno seja baixa, praticamente imperceptível, gerada apenas pela diferença de pressão devido ao aquecimento desigual das extremidades do forno. Um fluxo de ar leve, praticamente imperceptível, corresponde ao grau 1 na escala Beaufort de velocidade do vento (ver Anexo A), indicando uma velocidade entre 1 e 5 km/h. Utilizou-se, então, um valor médio de  $2 \text{ km/h} = 0,56 \text{ m/s}$  para a velocidade de escoamento do ar no interior do forno.

Com isso, o número de Reynolds foi calculado como mostrado na Equação 50.

$$Re_D = \frac{VD}{\nu} = \frac{0,56 \times (2 \times 1,4)}{2,092 \times 10^{-5}} = 74\,952 \quad (50)$$

Retomando a Equação 49, foi possível calcular o valor do coeficiente de transferência de calor  $h_{int}$ , conforme mostrado nas Equações 51 a 53.

$$Nu_D \equiv \frac{h_{int}D}{k} = 0,023Re_D^{\frac{4}{5}}Pr^n \quad (51)$$

$$\frac{h_{int} \times 2,8}{0,03000} = 0,023 \times (74\,952)^{\frac{4}{5}} \times (0,690)^{0,4} \quad (52)$$

$$h_{int} = 1,7 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K}) \quad (53)$$

### 3.7.3 Cálculo do coeficiente de transferência de calor por convecção na superfície externa com o forno parado

Durante o processo de resfriamento, o forno encontra-se desligado e, portanto, não apresenta movimento rotacional. Desse modo, a consideração de movimento relativo entre ar e forno utilizada no tópico 3.5 não é válida nessas circunstâncias. Um novo coeficiente de transferência de calor por convecção precisava ser calculado para a superfície externa. Para isso, considerou-se que o forno poderia ser modelado como um longo cilindro horizontal sujeito a convecção natural na sua superfície externa.

Para a determinação das propriedades do ar, foi calculada a temperatura de filme, considerando-se a temperatura do ambiente como 25°C e a temperatura média na superfície do forno como 250°C. Dessa forma, a temperatura de filme era cerca de 140°C. As propriedades do ar à temperatura de filme estão compiladas na Tabela 10.

**Tabela 10** – Propriedades do ar atmosférico à temperatura de filme para a superfície externa

| Propriedade                      | Valor                                       |
|----------------------------------|---|
| Viscosidade cinemática ( $\nu$ ) | $2,745 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ |
| Condutividade térmica ( $k$ )    | $0,03374 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ |
| Número de Prandtl ( $Pr$ )       | 0,7041                                      |

Fonte: Çemgel; Cimbala (2013)

Nessas condições, o coeficiente de transferência de calor por convecção na superfície externa do cilindro ( $h_{ext}$ ) foi calculado por meio da correlação de Churchill e Chu (INCROPERA *et al.*, 2008), exibida na Equação 54.

$$h_{ext} = \frac{k}{D} \left( 0,6 + \frac{0,387 Ra_D^{\frac{1}{6}}}{\left( 1 + \left( \frac{0,559}{Pr} \right)^{\frac{9}{16}} \right)^{\frac{8}{27}}} \right)^2 \quad (54)$$

Onde  $Ra_D$  é o número de Rayleigh e  $D$  é o diâmetro do cilindro.

O número de Rayleigh é definido como sendo o produto dos números de Grashof ( $Gr_D$ ) e Prandtl. O número de Grashof, por sua vez, pode ser calculado por meio da Equação 55 (INCROPERA *et al.*, 2008).

$$Gr_D = \frac{g \beta (T_s - T_\infty) D^3}{\nu^2} \quad (55)$$

Onde  $g$  é a aceleração da gravidade (aproximadamente  $9,81 \text{ m/s}^2$ ),  $\beta$  é o coeficiente de expansão térmica do fluido,  $T_s$  é a temperatura na superfície e  $T_\infty$  é a temperatura da vizinhança distante da superfície.

Segundo Incropera *et al.* (2008), o coeficiente de expansão térmica  $\beta$  pode ser aproximado pelo inverso da temperatura de filme quando os gases são ideais. A partir dessa consideração, tem-se o cálculo do número de Grashof nas Equações 56 e 57.

$$Gr_D = \frac{9,81 \times \frac{1}{140 + 273,15} \times (250 - 25) \times (2 \times R_4)^3}{(2,745 \times 10^{-5})^2} \quad (56)$$

$$Gr_D = 4,538 \times 10^{11} \quad (57)$$

Com isso, calculou-se o número de Rayleigh, como mostra a Equação 58.

$$Ra_D = Gr_D Pr = 3,195 \times 10^{11} \quad (58)$$

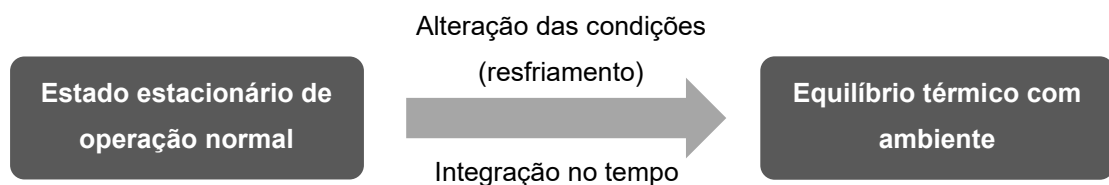
Por fim, a partir do resultado da Equação 58 e dos dados da Tabela 10, calculou-se o coeficiente de transferência de calor por convecção  $h_{ext}$  por meio da Equação 54. O resultado é exibido na Equação 59.

$$h_{ext} = 6,2 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K}) \quad (59)$$

### 3.7.4 Implementação do algoritmo para o cálculo do resfriamento do forno

Para implementação do algoritmo no processo de resfriamento do forno, procedeu-se de maneira similar ao descrito na seção 3.6. Aplicou-se a Equação 17 a cada um dos conjuntos de pontos representados na Figura 17, utilizando-se pontos fictícios nos casos em que fosse pertinente. Com isso, obtiveram-se exatamente as mesmas equações para os grupos de pontos 2 a 19, enquanto no grupo 1, por outro lado, que foi subdividido em três subgrupos (1E, 1M e 1D), foi desenvolvida uma equação específica para cada um deles. Com isso, foram obtidas 21 equações distintas, cada uma para um dos 21 conjuntos de pontos (ver Apêndice A).

Os valores iniciais de temperatura utilizados pelo algoritmo de integração foram justamente os valores do perfil de temperatura obtido como resultado do algoritmo descrito na seção 3.6. Dessa forma, o algoritmo simula as mudanças no perfil de temperatura da parede do forno desde o instante em que a chama é desligada (perfil de temperatura idêntico ao do funcionamento em estado estacionário) até o momento em que o forno entra em equilíbrio térmico com o ambiente. Um esquema simplificado do procedimento adotado encontra-se exibido na Figura 19.



**Figura 19** – Esquema simplificado do procedimento matemático utilizado no cálculo do comportamento do perfil térmico durante o resfriamento do forno (regime transiente)

O algoritmo foi programado em linguagem MATLAB, empregando-se o Método modificado de Euler (Método Preditor-Corretor) para integração das equações diferenciais em relação ao tempo. O critério de parada empregado foi que não houvesse alteração de temperatura em nenhum dos nós da malha entre duas iterações consecutivas, dentro de uma tolerância de 0,001 °C. O passo de iteração utilizado foi de 20 segundos.

Para a execução do algoritmo, era necessário fornecer diversas constantes e propriedades físicas dos materiais. Os valores utilizados neste trabalho estão compilados na Tabela 11, bem como as referências utilizadas para cada um deles.

**Tabela 11** – Valores das propriedades e constantes termofísicas utilizados no algoritmo para o cálculo do resfriamento do forno

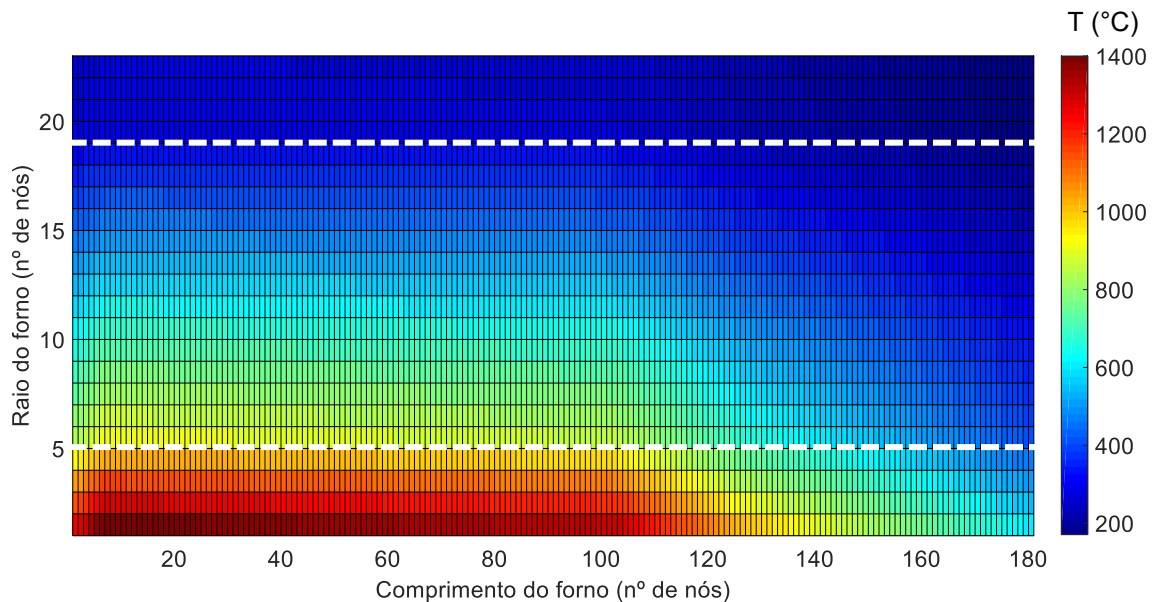
| <b>Propriedade</b> | <b>Valor</b>   | <b>Referência</b>              |
|--------------------|--|--------------------------------|
| $k_a$              | 21 W/(m·K)   | Irestal Group (2019)           |
| $k_s$              | 2,7 W/(m·K)  | Magnesita (2014)               |
| $k_c$              | 1,0 W/(m·K)  | RHI Magnesita (2018)           |
| $\rho_a$           | 7900 kg/m <sup>3</sup>                                   | Irestal Group (2019)           |
| $\rho_s$           | 2900 kg/m <sup>3</sup>                                   | Magnesita (2014)               |
| $\rho_c$           | 1046 kg/m <sup>3</sup>                                   | Mujumdar e Ranade (2006)       |
| $T_{ext}$          | 298,15 K   | Definido pelo Autor            |
| $\sigma$           | $5,67 \cdot 10^{-8}$ W/(m <sup>2</sup> ·K <sup>4</sup> ) | Incropera <i>et al.</i> (2008) |
| $\varepsilon_a$    | 0,54   | Engineering Toolbox (2019)     |
| $\varepsilon_c$    | 0,85   | Ye; Ma e Huang (1996)          |



## 4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

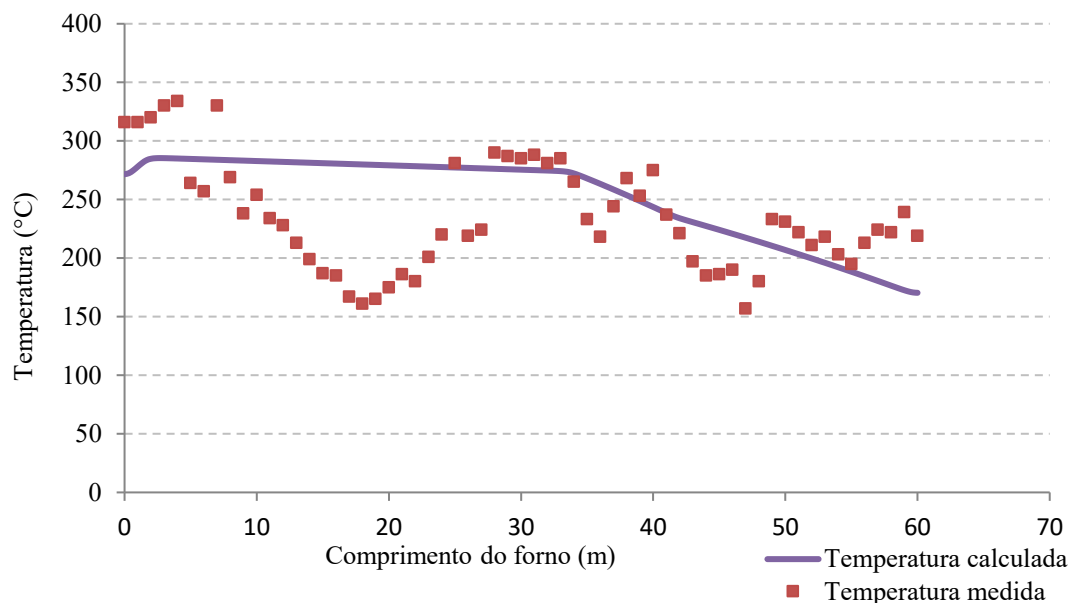
### 4.1 FORNO EM SITUAÇÃO NORMAL DE OPERAÇÃO (ESTADO ESTACIONÁRIO)

Após a execução do algoritmo, foi obtido como resposta o mapa de temperatura exibido na Figura 20. O padrão de temperatura exibido no mapa está coerente com os princípios de transferência de calor. A parte mais interna da parede (parte de baixo da figura) está a uma temperatura mais elevada, já que está em contato com o material quente circula dentro do forno. Por outro lado, a parte mais externa da parede (parte de cima da figura) é a que apresenta as temperaturas mais baixas. Além disso, o lado mais próximo da chama (lado esquerdo da figura) está mais quente que o lado distante, como era de se esperar.



**Figura 20** – Mapa de calor obtido como resposta do algoritmo. As linhas tracejadas brancas que dividem o mapa horizontalmente marcam a divisão entre as camadas de diferentes materiais.

Para fins de comparação, foram obtidos dados industriais da temperatura externa do casco do forno, os quais a indústria proprietária do forno de clínquer modelado monitora continuamente com uso de um pirômetro óptico. Tais dados foram confrontados com os valores fornecidos pelo algoritmo para os nós da superfície da parede, conforme mostra a Figura 21. Observando a figura, percebe-se que a temperatura modelada parece se ajustar bem à tendência geral das temperaturas reais, já que as leituras de temperatura se distribuem ao redor da curva do modelo. A raiz do erro quadrático médio, que fornece uma estimativa de quanto o modelo erra em termos absolutos, foi de 47°C.



**Figura 21** – Comparação entre a temperatura da superfície calculada pelo algoritmo e a temperatura medida industrialmente na superfície do forno

Ao analisar a Figura 21, percebe-se que os valores de temperatura medidos sofrem grandes variações ao longo do comprimento do forno, formando uma distribuição sinuosa, marcada por picos e vales. Sadighi, Shirvani e Ahmad (2011), em seu estudo sobre estimativa da formação de colagem em um forno de cimento, também obtiveram uma distribuição tortuosa para as temperaturas experimentais medidas no casco do forno (ver Anexo B). Os autores atribuíram as acentuadas variações na temperatura medida às irregularidades na espessura da camada de colagem. Regiões do forno onde se formou uma camada de colagem mais espessa exibirão temperaturas mais baixas na superfície externa do forno, devido à capacidade isolante da colagem. Dessa forma, visto que o modelo do presente trabalho considerou constante a espessura da camada de colagem, era esperado que o modelo não conseguisse prever as sinuosidades do perfil de temperatura experimental no casco do forno.

Mastorakos *et al.* (1999) também chegaram a conclusões semelhantes em seu trabalho de modelagem de um forno de clínquer. Ao compararem o perfil de temperatura previsto pelo modelo com os valores medidos ao longo da superfície externa do forno, os autores notaram a presença de diversas flutuações de até  $\pm 100$  K nas temperaturas experimentais (ver Anexo B), flutuações estas que foram atribuídas às irregularidades da camada de colagem e à erosão em partes do refratário. Os autores mostraram-se satisfeitos com o fato de a temperatura prevista seguir, aproximadamente, a mesma tendência geral observada nos valores experimentais, alegando que o ajuste foi tão bom quanto se podia esperar, dada a complexidade de um forno de clínquer real. Segundo os autores, uma comparação exata entre as temperaturas previstas e

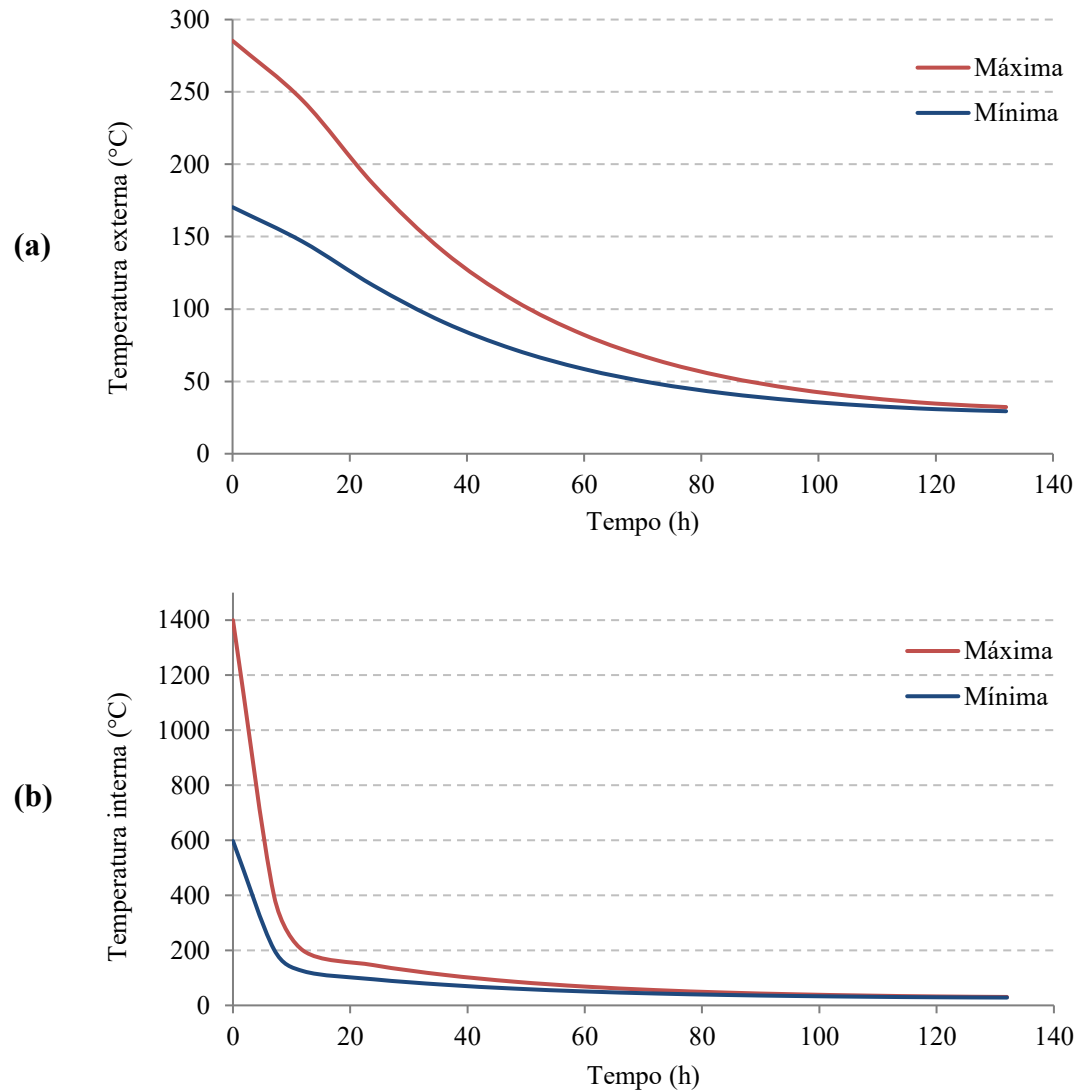
as medidas experimentalmente não tem relevância, visto que diversas características do forno real não foram consideradas nas premissas do modelo, como a variação na espessura das camadas de aço e de refratário, a variação na emissividade (devido à coloração do casco) e a variação no coeficiente de transferência de calor (devido ao espaçamento dos ventiladores).

Portanto, com base no resultado exibido na Figura 21 e nas conclusões de trabalhos anteriores disponíveis na literatura, pode-se dizer que o modelo deste trabalho obteve um ajuste satisfatório aos valores de temperatura medidos no casco do forno. Observou-se, pela Figura 21, que o modelo seguiu a tendência geral exibida pelos valores experimentais. As oscilações nas temperaturas medidas que não foram ajustadas pelo modelo podem ter sido causadas pelas irregularidades da camada de colagem, visto que elas não foram consideradas na modelagem.

#### 4.2 RESFRIAMENTO DO FORNO DURANTE O *SHUTDOWN*

Durante a execução do algoritmo de simulação do resfriamento do forno, foi possível acompanhar as alterações no perfil térmico da parede, visto que o algoritmo gerava um novo perfil de temperatura a cada passo de execução. Para a análise do processo de resfriamento, foram escolhidas as temperaturas das superfícies externa e interna como referenciais para traçar curvas de resfriamento. A Figura 22 mostra as curvas de resfriamento obtidas para as superfícies externa (Figura 22-a) e interna (Figura 22-b) do forno, denotando as temperaturas máxima e mínima na superfície para cada instante.

Observa-se, pela Figura 22, que a curva de resfriamento da superfície interna apresenta uma queda de temperatura muito mais brusca nas primeiras horas que a curva para a superfície externa. Esse padrão é o esperado, levando em consideração o que ditam os princípios da transferência de calor. Conforme mostrado na Equação 19, o calor dissipado por convecção é proporcional à diferença de temperatura entre a superfície e a vizinhança. De maneira similar, o calor dissipado por radiação é diretamente proporcional à diferença entre as quartas potências das temperaturas da superfície e da vizinhança. Portanto, a superfície, quando está com temperatura muito alta, dissipa mais calor e resfria mais rápido do que quando está com temperatura mais próxima à da vizinhança.

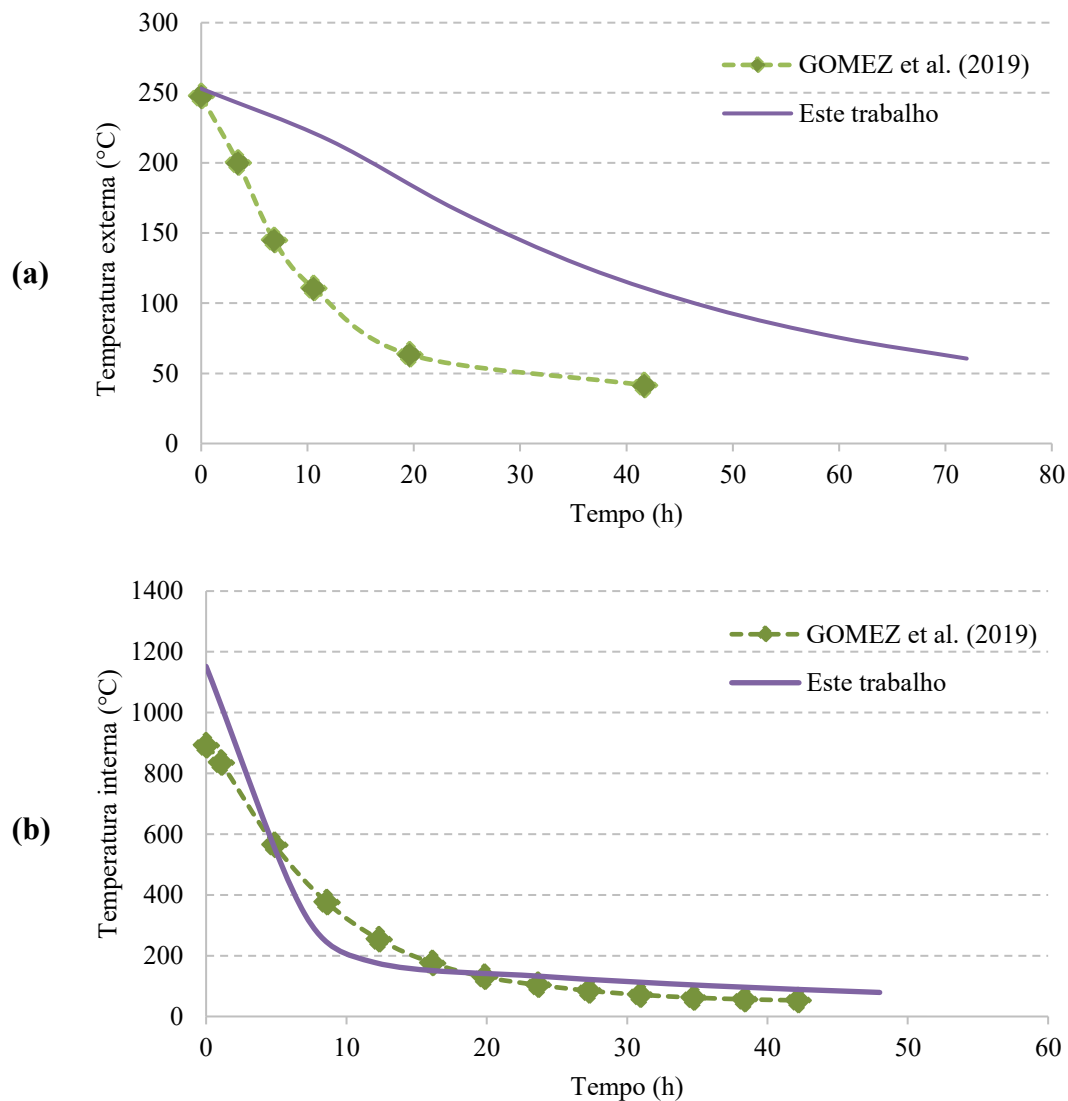


**Figura 22** – Curvas de resfriamento das superfícies externa (a) e interna (b) do forno, representando a variação das temperaturas máxima e mínima ao longo do tempo para cada uma dessas superfícies

Outro fato que se nota nas curvas da Figura 22 é que a diferença entre as temperaturas máxima e mínima de cada superfície vai diminuindo ao longo do tempo, indicando a ocorrência de uma maior uniformização da temperatura na superfície à medida que o forno esfria. Esse fenômeno pode ser explicado pela combinação de dois fatores: (i) o fato de que pontos com temperaturas mais altas resfriam a uma taxa mais rápida, fazendo com que a curva de temperatura máxima se aproxime da mínima, e (ii) a condução de calor ao longo da superfície (eixo z).

A fim de se ter um referencial para avaliação dos resultados obtidos, as curvas de resfriamento do presente estudo foram comparadas com curvas disponíveis na literatura. Dada

a dificuldade em encontrar dados em publicações científicas relativos ao regime transiente de resfriamento de fornos, apenas o trabalho de Gomez *et al.* (2019) foi usado para comparação. No referido estudo, os autores fizeram uma análise termodinâmica em regime transiente de um forno de cerâmica intermitente, avaliando os estágios de aquecimento e resfriamento do equipamento. O forno estudado pelos autores possuía formato de um paralelepípedo com um domo no topo e dimensões de altura, largura e comprimento iguais 1,90 m, 1,64 m e 1,62 m, respectivamente. Na Figura 23, é exibida a comparação entre a curva obtida pela modelagem do forno de clínquer do presente trabalho e os dados experimentais fornecidos por Gomez *et al.* (2019) para o estágio de resfriamento do forno de cerâmica.



**Figura 23** – Comparação entre as curvas de resfriamento obtidas neste trabalho e em outro disponível na literatura, considerando a temperatura média ao longo das superfícies externa (a) e interna (b) do forno

Pela observação da Figura 23, percebe-se que as curvas de resfriamento obtidas no presente trabalho estão relativamente próximas das curvas de referência da literatura, exibindo ordens de grandeza semelhantes. Isso é um indicativo de que a curva gerada pelo modelo deste trabalho é compatível com a realidade, podendo se aproximar de uma situação real de resfriamento de um forno. A proximidade observada entre as curvas pode ser explicada, basicamente, pelo fato de as temperaturas iniciais serem próximas e o mecanismo responsável pelo processo de resfriamento ser o mesmo, envolvendo condução na parede do forno juntamente com convecção e radiação na superfície.

Contudo, observa-se que há um certo descolamento entre as curvas comparadas, especialmente no que se refere à temperatura na superfície externa do forno (Figura 23-a). Ora, uma divergência entre o modelo do presente estudo e os dados fornecidos por Gomez *et al.* (2019) já era esperada, uma vez que os sistemas estudados são diferentes. Enquanto este trabalho trata de um forno de clínquer, a referência da literatura lida com um forno de cerâmica. Há, portanto, diferenças nas dimensões, nos materiais e na forma dos equipamentos que justificam o descolamento entre as curvas analisadas. Isso significa que a comparação entre as curvas não pode ser feita de forma exata, mas somente como uma referência aproximada. Ademais, deve-se ter em mente que um trabalho de modelagem apresenta aproximações e simplificações em comparação à situação real. Por exemplo, neste trabalho, pode-se mencionar o uso de correlações para o cálculo dos coeficientes de transferência de calor por convecção ( $h$ ). É natural, então, que houvesse uma certa divergência entre a curva da modelagem e a curva experimental, mesmo se ambas descrevessem o mesmo sistema. Dessa forma, com base na comparação das curvas e considerando o contexto exposto, os resultados encontrados pela modelagem deste trabalho parecem ter sido satisfatórios.

Para estimar o tempo de resfriamento para manutenção, isto é, o tempo decorrido desde o desligamento do forno até a entrada do técnico, considerou-se que o técnico poderia entrar no equipamento quando a temperatura média na superfície interna atingisse 50°C, que corresponde à temperatura média enfrentada por um forneiro de cerâmica no seu trabalho cotidiano, conforme relatado por Silva *et al.* (2010). Com isso, encontrou-se que o tempo de resfriamento do forno de clínquer para manutenção era de cerca de 3 dias.

## 5 CONSIDERAÇÕES FINAIS

O presente trabalho propôs-se a realizar a modelagem do perfil de temperatura no interior da parede de um forno de clínquer, tanto na situação de funcionamento habitual, em regime permanente, quanto na situação de resfriamento durante uma parada do forno, em regime transiente. O modelo proposto fez uso da equação do calor e de métodos numéricos de resolução de equações diferenciais para obter um campo de temperaturas no interior da parede.

Os resultados obtidos para o regime permanente revelaram-se coerentes do ponto de vista teórico, estando de acordo com os princípios de transferência de calor. Além disso, quando confrontados com medições industriais de temperatura na superfície externa do forno, os valores previstos pelo modelo se mostraram próximos aos valores reais, acompanhando a tendência geral do perfil experimental. A qualidade do ajuste obtido pelo modelo foi similar à de outras modelagens disponíveis na literatura para a temperatura do casco de um forno de clínquer, com desvios que podem ser explicados por irregularidades na camada de colagem que não foram incluídas no modelo.

No que diz respeito ao regime transiente, as curvas de resfriamento obtidas se mostraram relativamente próximas de uma curva experimental da literatura para o resfriamento de outro forno, com divergências que se justificariam pelas diferenças existentes entre os dois sistemas. A proximidade do resultado encontrado pelo modelo com dados experimentais de outros estudos indica que a modelagem está coerente com a realidade. O tempo estimado entre o desligamento do forno e o atingimento de uma temperatura em seu interior suportável por um trabalhador foi de aproximadamente 3 dias.

O modelo desenvolvido neste estudo poderia ser empregado para comparar a performance de diferentes refratários na parede do forno, por meio de simulações envolvendo materiais de propriedades diversas nas paredes. O modelo também seria útil para simulação e avaliação de diferentes procedimentos para resfriamento do forno, a fim de reduzir o tempo de parada do equipamento.

Sugere-se, como próximos passos para o aprimoramento do estudo: a consideração de refratários com diferentes propriedades ao longo do comprimento do forno – algo que existe na prática, mas que não foi considerado neste trabalho –; o emprego de coeficientes de transferência térmica e emissividades dependentes da temperatura, em vez de valores fixos.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABCP – ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE CIMENTO PORTLAND. **Guia básico de utilização do cimento Portland**. 7. ed. São Paulo: 2002. 28 p.

AGRAWAL, Ashish; GHOSHDASTIDAR, P. S. Numerical simulation of heat transfer during production of rutile titanium dioxide in a rotary kiln. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 106, p. 263-279, 2017.

AGUSTINI, Sri Silvia; QUECK, Andreas; SPECHT, Ekehard. Modeling of the regenerative heat flow of the wall in direct fired rotary kilns. **Heat Transfer Engineering**, v. 29, n. 1, p. 57-66, 2008.

ALDIEB, Mohamed A.; IBRAHIM, Hesham G. Variation of feed chemical composition and its effect on clinker formation–simulation process. In: **Proceedings of the World Congress on Engineering and Computer Science**. 2010. p. 1-7.

ALSOP, Philip A. **CEMENT PLANT OPERATIONS HANDBOOK: For Dry Process Plants**. Edição Especial Maio 2003. Berna: Cemex, 2003. 155 p.

ANACLETO, T. F.; TURETTA, L. F.; COSTA Jr, E. F. da; COSTA, A. O. S. da. Effect of the calcination reaction on the energy and exergy analysis of a rotary kiln used in the production of clinker. **Cerâmica**, v. 64, n. 372, p. 507-518, 2018.

ATMACA, Adem; YUMRUTAŞ, Recep. Analysis of the parameters affecting energy consumption of a rotary kiln in cement industry. **Applied Thermal Engineering**, v. 66, n. 1-2, p. 435-444, 2014.

BASRI, Hasan; YANI, Irsyadi; PRAKOSO, Akbar Teguh. Vibration analysis of rotary cement kiln using finite element method. In: **MATEC Web of Conferences**. EDP Sciences, 2017. p. 03013.



BHATTY, J. I.; MILLER, F. M.; KOSMATKA, S. H. **Innovations in Portland Cement Manufacturing**. 1 ed. Portland Cement Association, 2004. 1387 p.

BYE, Gerry C. **Portland cement: composition, production and properties**. 2 ed. Londres: Thomas Telford, 1999. 225 p.

CAUSON, D. M.; MINGHAM, C. G. **Introductory finite difference methods for PDEs**. Bookboon, 2010. 125 p.

CEMBUREAU – The European Cement Association. **Fact sheet**. Disponível em: <<https://cembureau.eu/media/1544/cementmanufacturing.pdf>>. Acesso em: 30 mar. 2020.

ÇENGEL, Yunus A.; CIMBALA, John M. **Fluid Mechanics – Fundamentals and Applications**. 3 ed. McGraw-Hill Education, 2013.

DE SCHUTTER, Geert; TAERWE, Luc. Specific heat and thermal diffusivity of hardening concrete. **Magazine of Concrete Research**, v. 47, n. 172, p. 203-208, 1995.

DÍAZ, J. J. del Coz ; MAZÓN, F. R.; GARCÍA NIETO, P. J.; DOMÍNGUEZ, F. J. S. Design and finite element analysis of a wet cycle cement rotary kiln. **Finite Elements in Analysis and Design**, v. 39, n. 1, p. 17-42, 2002.

EDWARDS, Peter. Global Cement Top 100 Report 2017 – 2018. **Global Cement Magazine**. S.l.: Pro Global Media, 2017. Disponível em: <<http://www.globalcement.com/magazine/articles/1054-global-cement-top-100-report-2017-2018>>. Acesso em: 30 mar. 2020.

ENGINEERING TOOLBOX. **Emissivity Coefficients Materials**. Disponível em: <[https://www.engineeringtoolbox.com/emissivity-coefficients-d\\_447.html](https://www.engineeringtoolbox.com/emissivity-coefficients-d_447.html)>. Acesso em: 30 mar. 2020.

GIANNOPOULOS, D.; KOLAITIS, D. I.; TOGKALIDOU, A.; SKEVIS, G.; FOUNTI, M. A. Quantification of emissions from the co-incineration of cutting oil emulsions in cement plants–Part I: NO<sub>x</sub>, CO and VOC. **Fuel**, v. 86, n. 7-8, p. 1144-1152, 2007.

GOMEZ, R. S.; PORTO, T. R. N.; MAGALHÃES, H. L. F.; MOREIRA, G.; ANDRÉ, A. M. C. N.; MELO, R. B. F.; LIMA, A. G. B. Natural Gas Intermittent Kiln for the Ceramic Industry: A Transient Thermal Analysis. **Energies**, v. 12, n. 8, p. 1568, 2019.

GREWAL, B. S.; GREWAL, J. S. **Numerical Methods in Engineering & Science**. 6 ed. Delhi: Khanna Publishers, 2004. 259 p.

GRIFFITHS, David F.; HIGHAM, Desmond J. **Numerical methods for ordinary differential equations: initial value problems**. 1 ed. Londres: Springer Science & Business Media, 2010. 288 p.

HAMDI, Samir; SCHIESSER, William E.; GRIFFITHS, Graham W. Method of lines. **Scholarpedia**. v. 2, n. 7, p. 2859, 2007.

INCROPERA, Frank P.; DEWITT, David P.; BERGMAN, Theodore L.; LAVINE, Adrienne S. **Fundamentos de Transferência de Calor e de Massa**. 6. ed. Rio de Janeiro: LTC, 2008.

IRESTAL GROUP. **Fichas Técnicas de Aço Inoxidável**. Disponível em: <<http://data.irestal.com/files/files/2012030204152715829.pdf>>. Acesso em: 30 mar. 2020.

JULIÁ, Alexandre Font. **Desenvolvimento de um modelo de simulação para dimensionamento de um sistema integrado pátio-porto na cadeia do minério de ferro**. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Sistemas Logísticos). São Paulo: Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, 2010. 168 p.

KADDATZ, K. T.; RASUL, M. G.; RAHMAN, Azad. Alternative fuels for use in cement kilns: process impact modelling. **Procedia Engineering**, v. 56, p. 413-420, 2013.

KIHARA, Yushiro; VISEDO, Gonzalo. A indústria do cimento e o desenvolvimento do Brasil. **Associação Brasileira de Cimento Portland – ABCP**, 2014. Disponível em: <<https://abcp.org.br/imprensa/a-industria-do-cimento-e-o-desenvolvimento-do-brasil/?politica=sim>>. Acesso em 27 mar. 2020.

LEVEQUE, Randall J. **Finite difference methods for ordinary and partial differential equations: steady-state and time-dependent problems**. 1 ed. Philadelphia: Siam, 2007. 343 p.

LI, Zhilin; QIAO, Zhonghua; TANG, Tao. **Numerical Solution of Differential Equations: Introduction to Finite Difference and Finite Element Methods**. 1 ed. Cambridge: Cambridge University Press, 2018. 300 p.

MAGNESITA Refractories GmbH. **Refractories for Cement Rotary Kilns**. Hilden: Magnesita Refractories GmbH, 2014.

MARINHA DO BRASIL. **Escala Beaufort**. Disponível em: <<https://www.marinha.mil.br/cprj/cprj/sites/www.marinha.mil.br.cprj/files/anexoh.pdf>>. Acesso em: 30 mar. 2020.

MASON, Thomas O.; LEA, Frederick M. Cement. In: **ENCYCLOPÆDIA Britannica**. S.l.: Encyclopædia Britannica inc., 2018. Disponível em: <<https://www.britannica.com/technology/cement-building-material>>. Acesso em: 30 mar. 2020.

MASTORAKOS, E.; MASSIAS, A.; TSAKIROGLOU, C. D.; GOUSSIS, D. A.; BURGANOS, V. N.; PAYATAKES, A. C. CFD predictions for cement kilns including flame modelling, heat transfer and clinker chemistry. **Applied Mathematical Modelling**, v. 23, n. 1, p. 55-76, 1999.

MINTUS, F.; HAMEL, S.; KRUMM, W. Wet process rotary cement kilns: modeling and simulation. **Clean Technologies and Environmental Policy**, v. 8, n. 2, p. 112-122, 2006.

MUJUMDAR, Kaustubh S.; ARORA, Amit; RANADE, Vivek V. Modeling of rotary cement kilns: applications to reduction in energy consumption. **Industrial & Engineering Chemistry Research**, v. 45, n. 7, p. 2315-2330, 2006.

MUJUMDAR, K. S.; RANADE, V. V. Simulation of rotary cement kilns using a one-dimensional model. **Chemical Engineering Research and Design**, v. 84, n. 3, p. 165-177, 2006.

MUJUMDAR, K. S.; GANESH, K. V.; KULKARNI, S. B.; RANADE, V. V. Rotary Cement Kiln Simulator (RoCKS): Integrated modeling of pre-heater, calciner, kiln and clinker cooler. **Chemical Engineering Science**, v. 62, n. 9, p. 2590-2607, 2007.

NIST – National Institute of Standards and Technology. **NIST Livro de Química na Web, SRD 69**. Disponível em: <<https://webbook.nist.gov/chemistry/form-ser/>>. Acesso em: 30 mar. 2020.

PCA – PORTLAND CEMENT ASSOCIATION. **How cement is made**. Disponível em: <<https://www.cement.org/cement-concrete-applications/how-cement-is-made>>. Acesso em 30 mar. 2020.

PERAY, Kurt E. **The rotary cement kiln**. 2 ed. Nova York: Chemical Publishing Co., 1986. 387 p.

PHAM, Q. Tuan. A fast, unconditionally stable finite-difference scheme for heat conduction with phase change. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 28, n. 11, p. 2079-2084, 1985.

RAO, G. Shanker. **Numerical Analysis**. Nova Delhi: New Age International Ltd. Publishers, 2010.

RENÓ, Maria Luiza Grillo. **Uso de técnicas de otimização robusta multi-objetivos na produção de cimento**. Dissertação (Mestrado em Conversão de Energia). Itajubá: Instituto de Engenharia, Universidade Federal de Itajubá, 2007. 123 p.

RESENDE, E. D.; KIECKBUSCH, T. G.; TOLEDO, E. C. V.; MACIEL, M. R. W. Discretisation of the non-linear heat transfer equation for food freezing processes using orthogonal collocation on finite elements. **Brazilian Journal of Chemical Engineering**, v. 24, n. 3, p. 399-409, 2007.

RHI MAGNESITA GmbH. **Bulletin 2018 – The Journal of Refractory Innovations**. Viena: RHI Magnesita GmbH, 2018. Disponível em: <[https://www.rhimagnesita.com/wp-content/uploads/2018/11/bulletin-2018-1-181120-mon\\_hyperlink.pdf](https://www.rhimagnesita.com/wp-content/uploads/2018/11/bulletin-2018-1-181120-mon_hyperlink.pdf)>. Acesso em: 30 mar. 2020.

RODRIGUES, D. C. Q.; SOARES Jr., A. P.; COSTA Jr., E. F.; COSTA, A. O. S. Modelagem matemática de um forno rotativo empregado na produção de clínquer. **Cerâmica**, v. 59, n. 350, p. 302-309, 2013.

RODRIGUES, D. C. Q.; SOARES Jr., A. P.; COSTA Jr., E. F.; COSTA, A. O. S. Modelagem matemática dos perfis de temperatura do gás, do sólido e da parede do forno e dos perfis de concentração das principais espécies químicas presentes no interior do forno rotativo empregado na produção de clínquer. **Cerâmica**, v. 62, p. 140-146, 2016.

RODRIGUES, D. C. Q.; SOARES Jr., A. P.; COSTA Jr., E. F.; COSTA, A. O. S. Dynamic Analysis of the Temperature and the Concentration Profiles of an Industrial Rotary Kiln Used in Clinker Production. **Anais da Academia Brasileira de Ciências**, v. 89, n. 4, p. 3123-3136, 2017.

ROJAS, Carolina Martínez; CINCOTTO, Maria Alba. Influência da estrutura molecular dos policarboxilatos na hidratação do cimento Portland. **Ambiente Construído**, v. 13, n. 3, p. 267-283, 2013.

SADIGHI, Sepehr; SHIRVANI, Mansoor; AHMAD, Arshad. Rotary cement kiln coating estimator: Integrated modelling of kiln with shell temperature measurement. **The Canadian Journal of Chemical Engineering**, v. 89, n. 1, p. 116-125, 2011.

SANTOS, Leandro Bruno. Cement industry in Brazil: origins, consolidation and internationalization. **Sociedade & Natureza**, v. 23, n. 1, p. 77-94, 2011.

SILVA, Francisco Gabriel Santos; ANDRADE, Heloysa Martins Carvalho; GONÇALVES, Jardel Pereira. Estudo do comportamento reológico de pastas de cimento contendo resíduo catalítico de petróleo por squeeze-flow e reometria rotacional. **Ambiente Construído**, v. 18, n. 2, p. 343-363, 2018.

SILVA, R. G.; FALQUETTO, F.; SILVA M. Jr., A.; CUNHA, C. E. L. Identificação de riscos do posto de trabalho do forneiro em uma indústria cerâmica de Imperatriz / MA. **INGEPRO – Inovação, Gestão e Produção**, v. 2, n. 2, 2010.

SINCOVEC, Richard F.; MADSEN, Niel K. Software for nonlinear partial differential equations. **ACM Trans. Math. Software**, v. 1, n. 3, p. 232-260, 1975.

SINGH, Neelam. Predictor Corrector Method of Numerical Analysis – New Approach. **International Journal of Advanced Research in Computer Science**, v. 5, n. 3, 2014.

SMITH, Gordon D. **Numerical solution of partial differential equations: finite difference methods**. Nova York: Oxford University Press, 1985.

SNIC – SINDICATO NACIONAL DA INDÚSTRIA DO CIMENTO. **Dados do setor**. Disponível em: <<http://snic.org.br/numeros-do-setor.php>>. Acesso em: 30 mar. 2020.

SNIC – SINDICATO NACIONAL DA INDÚSTRIA DO CIMENTO. **Perfil da distribuição do cimento por regiões e estados 2018 (Janeiro a Agosto)**. Disponível em: <<http://snic.org.br/assets/pdf/numeros/1556548391.pdf>>. Acesso em 30 mar. 2020.

SNIC – SINDICATO NACIONAL DA INDÚSTRIA DO CIMENTO. **Relatório Anual 2013**. SNIC: Rio de Janeiro, 2014. Disponível em: <[http://snic.org.br/assets/pdf/relatorio\\_anual/rel\\_anual\\_2013.pdf](http://snic.org.br/assets/pdf/relatorio_anual/rel_anual_2013.pdf)>. Acesso em: 30 mar. 2020.

SOUZA, H. M.; SOARES Jr, A. P.; COSTA Jr, E. F.; COSTA, A. O. S. Predição da composição do clínquer industrial utilizando minimização da energia livre de Gibbs. **Cerâmica**, v. 61, n. 357, p. 23-30, 2015.

STOJANOVIĆ, L.; KOMLJENOVIC, D.; MALBAŠIĆ, D.; KNEŽEVIĆ, M. Mathematical Model of Stacking Operation of Stacker/Reclaimers. In: 7TH BALKANMINE CONGRESS, 2017, Prijedor. **Proceedings**. Prijedor, 2017. p. 287-296.

TELSCHOW, S.; FRANDSEN, F.; THEISEN, K.; DAM-JOHANSEN, K. Cement Formation – A Success Story in a Black Box: High Temperature Phase Formation of Portland Cement Clinker. **Industrial & engineering chemistry research**, v. 51, n. 34, p. 10983-11004, 2012.

THOMAS, James William. **Numerical partial differential equations: finite difference methods**. Nova York: Springer Science & Business Media, 1995.

TOUIL, D.; BELABED, H. F.; FRANCES, C.; BELAADI, S. Heat exchange modeling of a grate clinker cooler and entropy production analysis. **International Journal of Heat and Technology**, v. 23, n. 1, p. 61-68, 2005.

WBCSD - World Business Council for Sustainable Development. **Emissions Report 2016**. Disponível em: <[https://www.wbcscement.org/GNR-2016/Excel/GNR%20-%20Totals\\_&\\_Averages%20-%20Light%20Report%202016.xls](https://www.wbcscement.org/GNR-2016/Excel/GNR%20-%20Totals_&_Averages%20-%20Light%20Report%202016.xls)>. Acesso em 30 mar. 2020.

YAMAGUCHI, Katsunori; UEDA, Shigeru. High Temperature Enthalpy Measurement of SUS340 Stainless Steel. **High Temperature Materials and Processes**, v. 30, n. 6, p. 569-572, 2011.

YE, Z. J.; MA, C. F.; HUANG, S. Y. Measurement of monochromatic emissivity of cement clinker with various Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> content at high temperature. **Journal of Thermal Science**, v. 5, n. 2, p. 128-131, 1996.

ZHANG, W.; MALEKI, A.; KHAJEH, M. G.; ZHANG, Y.; MORTAZAVI, S. M.; VASEL-BE-HAGH, A. A novel framework for integrated energy optimization of a cement plant: An industrial case study. **Sustainable Energy Technologies and Assessments**, v. 35, p. 245-256, 2019.



## APÊNDICE A – EQUAÇÕES DOS CONJUNTOS DE PONTOS

*Conjunto 1:  $i=1$  e  $1 \leq j \leq npZ$*

$$DT(i,j) = 0$$

*Conjunto 1E:  $i=1$  e  $j=1$*

$$DT(i,j) = A_c * T(i+1,j) + B_c * T_f + C_c * T(i,j) + D_c * (T(i,j+1) + T(i,j-1))$$

*Conjunto 1M:  $i=1$  e  $1 < j < npZ$*

$$DT(i,j) = A_c * T(i+1,j) + B_c * T_f + C_c * T(i,j) + D_c * (T(i,j+1) + T(i,j-1))$$

*Conjunto 1D:  $i=1$  e  $j=npZ$*

$$DT(i,j) = A_c * T(i+1,j) + B_c * T_f + C_c * T(i,j) + D_c * (T(i,j-1) + T(i,j-1))$$

*Conjunto 2:  $2 < i < (npRc-1)$  e  $j=1$*

$$DT(i,j) = A_c * T(i+1,j) + B_c * T(i-1,j) + C_c * T(i,j) + D_c * (T(i,j+1) + T(i,j-1))$$

*Conjunto 3:  $2 < i < (npRc-1)$  e  $2 < j < npZ-1$*

$$DT(i,j) = A_c * T(i+1,j) + B_c * T(i-1,j) + C_c * T(i,j) + D_c * (T(i,j+1) + T(i,j-1))$$

*Conjunto 4:  $2 < i < (npRc-1)$  e  $j=npZ$*

$$DT(i,j) = A_c * T(i+1,j) + B_c * T(i-1,j) + C_c * T(i,j) + D_c * (T(i,j-1) + T(i,j-1))$$

*Conjunto 5:  $i=npRc$  e  $j=1$*

$$DT(i,j) = A_c * I(1,1) + B_c * T(i-1,j) + C_c * T(i,j) + D_c * (T(i,j+1) + T(i,j-1))$$

*Conjunto 6:  $i=npRc$  e  $2 < j < npZ-1$*

$$DT(i,j) = A_c * I(1,1) + B_c * T(i-1,j) + C_c * T(i,j) + D_c * (T(i,j+1) + T(i,j-1))$$

*Conjunto 7:  $i=npRc$  e  $j=npZ$*

$$DT(i,j) = A_c * I(1,1) + B_c * T(i-1,j) + C_c * T(i,j) + D_c * (T(i,j-1) + T(i,j-1))$$

*Conjunto 8:  $npRc+1 < i < (npRc+npRs-1)$  e  $j=1$*

$$DT(i,j) = A_s * T(i+1,j) + B_s * T(i-1,j) + C_s * T(i,j) + D_s * (T(i,j+1) + T(i,j-1))$$

*Conjunto 9:  $npRc+1 < i < (npRc+npRs-1)$  e  $2 < j < npZ-1$*

$$DT(i,j) = A_s * T(i+1,j) + B_s * T(i-1,j) + C_s * T(i,j) + D_s * (T(i,j+1) + T(i,j-1))$$

*Conjunto 10:  $2 < i < (npRc + npRs - 1)$  e  $j = npZ$*

$$DT(i, j) = A_s * T(i + 1, j) + B_s * T(i - 1, j) + C_s * T(i, j) + D_s * (T(i, j - 1) + T(i, j + 1))$$

*Conjunto 11:  $i = npRc + npRs - 1$  e  $j = 1$*

$$DT(i, j) = A_s * I(1, 1) + B_s * T(i - 1, j) + C_s * T(i, j) + D_s * (T(i, j + 1) + T(i, j - 1))$$

*Conjunto 12:  $i = npRc + npRs - 1$  e  $2 < j < npZ - 1$*

$$DT(i, j) = A_s * I(1, 1) + B_s * T(i - 1, j) + C_s * T(i, j) + D_s * (T(i, j + 1) + T(i, j - 1))$$

*Conjunto 13:  $i = npRc + npRs - 1$  e  $j = npZ$*

$$DT(i, j) = A_s * I(1, 1) + B_s * T(i - 1, j) + C_s * T(i, j) + D_s * (T(i, j - 1) + T(i, j + 1))$$

*Conjunto 14:  $npRc + npRs + 1 < i < (npRc + npRs + npRa - 1)$  e  $j = 1$*

$$DT(i, j) = A_a * T(i + 1, j) + B_a * T(i - 1, j) + C_a * T(i, j) + D_a * (T(i, j + 1) + T(i, j - 1))$$

*Conjunto 15:  $npRc + npRs + 1 < i < (npRc + npRs + npRa - 1)$  e  $2 < j < npZ - 1$*

$$DT(i, j) = A_a * T(i + 1, j) + B_a * T(i - 1, j) + C_a * T(i, j) + D_a * (T(i, j + 1) + T(i, j - 1))$$

*Conjunto 16:  $2 < i < (npRc + npRs + npRa - 1)$  e  $j = npZ$*

$$DT(i, j) = A_a * T(i + 1, j) + B_a * T(i - 1, j) + C_a * T(i, j) + D_a * (T(i, j - 1) + T(i, j + 1))$$

*Conjunto 17:  $i = npRc + npRs + npRa - 1$  e  $j = 1$*

$$DT(i, j) = A_a * T_f + B_a * T(i - 1, j) + C_a * T(i, j) + D_a * (T(i, j + 1) + T(i, j - 1))$$

*Conjunto 18:  $i = (npRc + npRa + npRs - 1)$  e  $2 < j < npZ - 1$*

$$DT(i, j) = A_a * T_f + B_a * T(i - 1, j) + C_a * T(i, j) + D_a * (T(i, j + 1) + T(i, j - 1))$$

*Conjunto 19:  $i = (npRc + npRs + npRa - 1)$  e  $j = npZ$*

$$DT(i, j) = A_a * T_f + B_a * T(i - 1, j) + C_a * T(i, j) + D_a * (T(i, j - 1) + T(i, j + 1))$$

## APÊNDICE B – FÓRMULAS PARA O CÁLCULO DAS TEMPERATURAS INICIAIS

Sendo  $1 < i < (npRc + npRs + npRa - 2)$ ,  $1 < j < npZ$  e  $x = j * \Delta z$  :

- Para  $x < 2m$ :

$$T(i, j) = (1200 + 273,15) + x * (1400 - 1200)/2$$

- Para  $x < 34m$ :

$$T(i, j) = (1400 + 273,15) + (1300 - 1400) * (x - 2)/32$$

- Para  $x < 42m$ :

$$T(i, j) = (1300 + 273,15) + (1000 - 1300) * (x - 34)/8$$

- Para  $x < 60m$ :

$$T(i, j) = (1000 + 273,15) + (600 - 1000) * (x - 42)/18$$

## ANEXO A – ESCALA BEAUFORT DE VELOCIDADE DO VENTO

| <b>Grau</b> | <b>Designação</b>   | <b>Velocidade do vento (km/h)</b> | <b>Efeitos em terra</b>  |
|-------------|---------------------|-----------------------------------|--|
| 0           | Calmo               | <1                                | Fumaça sobe na vertical  |
| 1           | Aragem              | 1 a 5                             | Fumaça indica direção do vento   |
| 2           | Brisa leve          | 6 a 11                            | As folhas das árvores se movem; os moinhos começam a trabalhar   |
| 3           | Brisa fraca         | 12 a 19                           | As folhas agitam-se e as bandeiras desfraldam ao vento   |
| 4           | Brisa moderada      | 20 a 28                           | Poeira e pequenos papéis levantados; movem-se os galhos das árvores                                    |
| 5           | Brisa forte         | 29 a 38                           | Movimentação de grandes galhos e árvores pequenas  |
| 6           | Vento fresco        | 39 a 49                           | Movem-se os ramos das árvores; dificuldade em manter um guarda-chuva aberto; assobio em fios de postes |
| 7           | Vento forte         | 50 a 61                           | Movem-se as árvores grandes; dificuldade em andar contra o vento                                       |
| 8           | Ventania            | 62 a 74                           | Quebram-se galhos de árvores; dificuldade em andar contra o vento; barcos permanecem nos portos        |
| 9           | Ventania forte      | 75 a 88                           | Danos em árvores e pequenas construções; impossível andar contra o vento                               |
| 10          | Tempestade          | 89 a 102                          | Árvores arrancadas; danos estruturais em construções   |
| 11          | Tempestade violenta | 103 a 117                         | Estragos generalizados em construções  |
| 12          | Furacão             | >118                              | Estragos graves e generalizados em construções   |

Fonte: Adaptado de MARINHA DO BRASIL (2019)

**ANEXO B – PERFIS EXPERIMENTAIS DE TEMPERATURA DISPONÍVEIS NA LITERATURA PARA O CASCO DE UM FORNO DE CLÍNQUER (EM INGLÊS)**

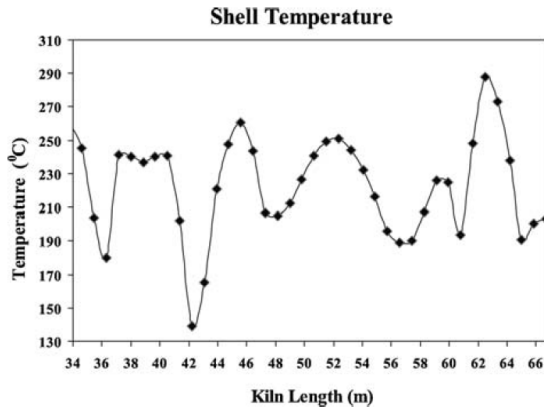


Figure 7. Shell temperature profile for case 1.

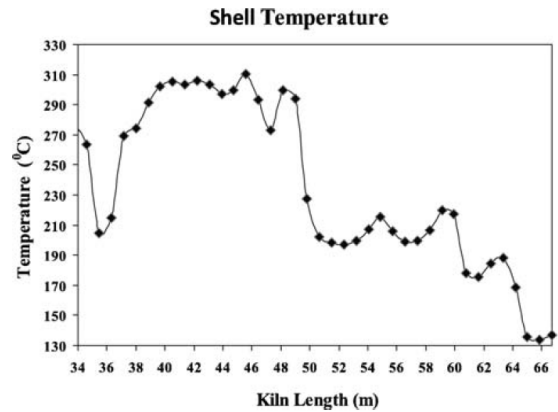


Figure 9. Shell temperature profile for case 2.

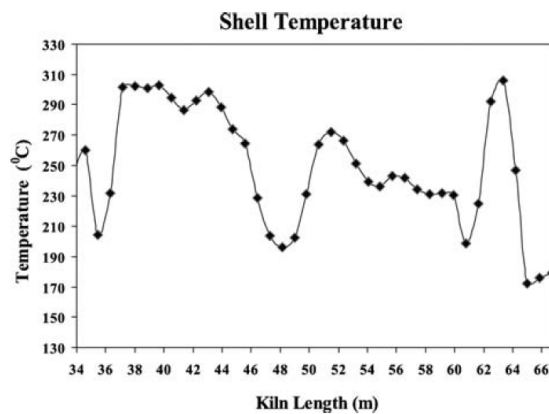
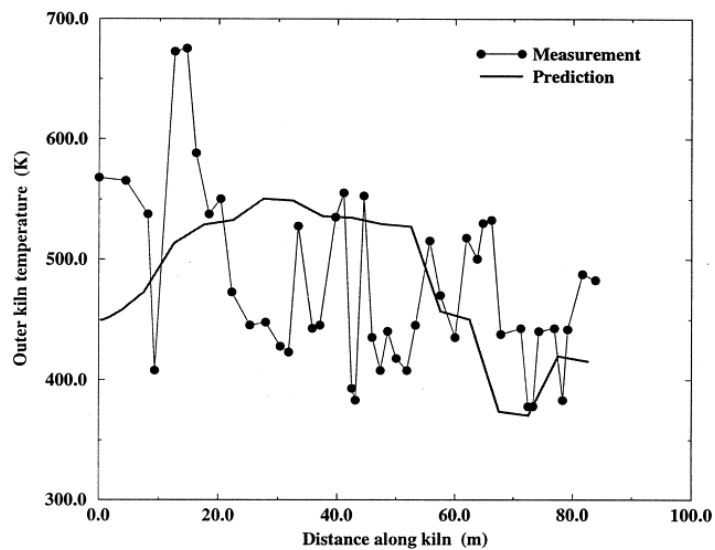


Figure 11. Shell temperature profile for case 3.

Fonte: SADIGHI; SHIRVANI; AHMAD (2011)



Fonte: MASTORAKOS *et al.* (1999)