

TESE

1040

ESCOLA FEDERAL DE ENGENHARIA DE ITAJUBÁ

CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

**Estudo da Transferência de Calor em Fornos
Rotativos da Indústria de Cimento
Utilizando o Método de Elementos Finitos.**

VANISA CRISTINA DUARTE

ORIENTADOR: PROF. DR. ROGÉRIO JOSÉ DA SILVA

CO-ORIENTADOR: PROF. DR. GENÉSIO JOSÉ MENON

Dissertação Apresentada ao Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
como Parte dos Requisitos para a Obtenção do Título de Mestre em Ciências em
Engenharia Mecânica na Área de Concentração em Conversão de Energia.

ITAJUBÁ – MG

1999

CIAPS. 536.24:66.041:542.9(043.2)
D 812e
TOMBO. 1040

536.24:66.041:542.9(043.2)

D812e

Duarte, Vanisa Cristina

Estudo da Transferência de Calor em Fornos Rotativos da Indústria de Cimento Utilizando o Método de Elementos Finitos: aplicações em engenharia mecânica / por Vanisa Cristina Duarte; orientada por Rogério José da Silva; co-orientada por Genésio José Menon. -- Itajubá, MG: [s.n.], 1999.

133 p.:il.

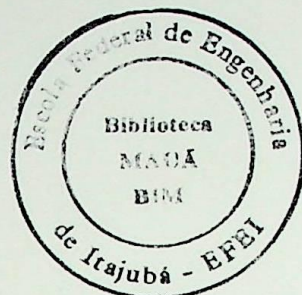
Dissertação (mestrado em Engenharia Mecânica) – Escola Federal de Engenharia de Itajubá.

1 - Forno Rotativo. 2 - Métodos de Elementos Finitos. 3 - Clínquer. 4 - Modelo Térmico. 5 - Transferência de Calor. 6 - Reações Químicas. 7 - Cimento Portland. I. Silva, Rogério José da, orient. II. Escola Federal de Engenharia. III. Título.

ESCOLA FEDERAL DE ENGENHARIA DE ITAJUBÁ

CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO



**Estudo da Transferência de Calor em Fornos
Rotativos da Indústria de Cimento
Utilizando o Método de Elementos Finitos.**

VANISA CRISTINA DUARTE

Membros da Banca Examinadora

- 1 - Prof. Dr. Luciano Fernando dos Santos Rossi (CEFET-PR)
- 2 - Prof. Dr. Sebastião Varella (EFEI)
- 3 - Prof. Dr. Genésio José Menon (Co-orientador - EFEI)
- 4 - Prof. Dr. Rogério José da Silva (Orientador - EFEI)

ITAJUBÁ – MG

1999

AGRADECIMENTOS

Primeiramente, agradeço a Deus por ter me dado forças para concluir mais esta etapa da minha vida.

Aos meus orientadores Rogério José da Silva e Genésio José Menon que foram os grandes incentivadores para o desenvolvimento desse trabalho e que sempre se mostraram muito atenciosos e dedicados.

A todos os professores e funcionários da EFEI que contribuíram direta ou indiretamente para a realização desse trabalho, em especial ao desenhista Messias que se mostrou prestativo e atencioso nos momentos em que precisei de sua ajuda.

Aos colegas do curso de mestrado e aos meus amigos Filipe, Vanderléia, Márcio, Sandro, Virgínia, Ana Paula e Andréa que, através da convivência amigável, tornaram essa jornada muito mais alegre.

Aos meus familiares e amigos que sempre me incentivaram e me apoiaram na obtenção dos meus objetivos.

E, finalmente, ao CNPq (Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico) que me deu o apoio financeiro, através da concessão de uma bolsa de estudos.

RESUMO

Um forno rotativo utilizado para produzir clínquer de cimento Portland tem-se estudado em contracorrente, onde ocorre uma série de trocas intermitentes e simultâneas. Para entender seu comportamento, um modelo de transferência de calor aplicado a este tipo de forno foi desenvolvido. Na formulação do modelo considerou-se o problema unidimensional e em regime transitório. O método de elementos finitos foi utilizado para resolver as equações de conservação de energia e as equações de balanço de massa. Considerou-se no presente modelo a troca transferida entre os gases e o sólido, entre o sólido e a parede do forno, entre os gases e a parede do forno, assim como a perda de calor através da parede do forno. A partir do modelo foi possível avaliar os perfis de temperatura do sólido e da parede do forno, além dos perfis das componentes da sólido. Várias aplicações do modelo foram feitas. A primeira delas foi feita com forno de via úmida, para validação do modelo, e as demais com forno de via seca. Foram estudados os efeitos de vários parâmetros, tais como incrementos de tempo, número de elementos e velocidade do sólido. Os resultados do presente modelo foram comparados com os resultados de outros modelos encontrados na literatura.

Palavras-Chaves: 1 - Forno Rotativo

2 - Método de Elementos Finitos

3 - Clínquer

4 - Modelo Transiente

5 - Transferência de Calor

6 - Reações Químicas

Dedico esse trabalho à minha
querida mãe Maria, minha
incansável incentivadora.

RESUMO

Num forno rotativo utilizado para produzir clínquer de cimento Portland tem-se escoamentos em contracorrente, onde ocorre uma série de reações exotérmicas e endotérmicas. Para entender seu comportamento, um modelo de transferência de calor aplicado à este tipo de forno foi desenvolvido. Na formulação do modelo considerou-se o problema unidimensional e em regime transiente. O método de elementos finitos foi utilizado para resolver as equações de conservação de energia e as equações de balanço de massa. Considerou-se no presente modelo o calor transferido entre os gases e o sólido, entre o sólido e a parede do forno, entre os gases e a parede do forno, assim como a perda de calor através da parede do forno. A partir do modelo foi possível avaliar os perfis de temperatura do sólido e da parede do forno, além dos perfis dos componentes do sólido. Várias aplicações do modelo foram feitas. A primeira delas foi feita num forno de via úmida, para validação do modelo, e as demais num forno de via seca. Foram estudados os efeitos de vários parâmetros, tais como incremento de tempo, número de elementos e velocidade do sólido. Os resultados do presente modelo foram comparados com os resultados de outros modelos encontrados na literatura.

Palavras-Chaves: 1 – Forno Rotativo

2 – Método de Elementos Finitos

3 – Clínquer

4 – Modelo Térmico

5 – Transferência de Calor

6 – Reações Químicas

7 – Cimento Portland

ABSTRACT

In a rotary kiln used to produce clinker to manufacture Portland cement there are streams of counter-flow type in which a series of exothermic and endothermic reactions take place. In order to understand its behavior, a heat transfer model applied to this type of kiln has been developed. In the model formulation it has been considered the one-dimensional and time-dependent problem. The finite element method has been utilized to solve the equations of energy conservation and the mass balance equations. In the present model, it has been considered both the heat exchange - between the gases and the solid, the solid and the kiln wall, the gases and the kiln wall - and the heat loss through kiln wall. From this model it has been possible to evaluate the solid and the wall temperature profiles and the distribution of the solid components. Several applications of the model have been made. The first of which has assessed a wet process rotary kiln, with the purpose of model validation, and the other applications focused on a dry process rotary kiln. Moreover, it has been studied the effects of several parameters such as time increment, number of elements and the velocity of the solid. The results obtained from the present model have been compared with the results from other models found in the literature.

Key-Words: 1 – Rotary Kiln

5 – Heat Transfer

2 – Finite Element Method

6 – Chemical Reactions

3 – Clinker

7 – Portland Cement

4 – Thermal Model

SUMÁRIO

	Página
RESUMO	i
ABSTRACT	ii
SUMÁRIO	iii
SIMBOLOGIA	vii
LISTA DE FIGURAS	xiii
LISTA DE TABELAS	xv
CAPÍTULO 1 – INTRODUÇÃO	
1.1 – Motivação do Presente Trabalho	1
1.2 – Revisão da Literatura	2
1.3 – Objetivo do Presente Trabalho	5
1.4 – Contribuições do Presente Trabalho	6
1.5 – Delineamento do Presente Trabalho	6
CAPÍTULO 2 – PROCESSOS BÁSICOS E SUA UTILIZAÇÃO NA FABRICAÇÃO DO CIMENTO	
2.1 – Introdução	9
2.2 – O Processo de Via Úmida	9
2.3 – Processo Semi-Úmido	10
2.4 – Processo Semi-Seco	10
2.5 – Processo de Via Seca	11
2.6 – Processo de Fabricação em Fornos Verticais	13
CAPÍTULO 3 – CONHECENDO O FORNO ROTATIVO	
3.1 – Introdução	14
3.2 – O Forno Rotativo Destinado a Produzir Clínquer de Cimento Portland	14
3.3 – A Formação de Colagem na Zona de Queima	22
3.3.1 – Natureza da Colagem	22
3.3.2 – Condições de Operação	24
3.3.3 – Funções da Colagem	25
3.3.4 – Influência da Composição do Cru na Formação da Colagem	25

3.4 – Os Refratários	26
3.4.1 – Tipos de Tijolos Refratários	26
3.4.2 – O Desgaste dos Tijolos Refratários	28
3.4.2.1 – Agentes Perturbadores	29
3.4.2.2 – Os Efeitos	30
3.4.3 – Aquecimento do Forno Revestido	31
CAPÍTULO 4 – COMPOSIÇÃO DAS MATÉRIAS-PRIMAS E SUAS INFLUÊNCIAS	
4.1 – Preparação das Matérias-Primas	33
4.2 – Composição Típica das Matérias-Primas	33
4.3 – Influência da Composição do Cru na Queimabilidade	35
4.3.1 – Queimabilidade	35
4.3.2 – O Fator de Queimabilidade	38
CAPÍTULO 5 – OS COMPOSTOS DO CLÍNQUER	
5.1 – Reações de Formação do Clínquer	41
5.2 – Composição Típica dos Cimentos	44
CAPÍTULO 6 – TRANSFERÊNCIA DE CALOR	
6.1 – Introdução	49
6.2 – Transferência de Calor no Forno	49
6.3 – Perfis de Temperatura no Forno	49
6.4 – Aquecimento do Material	50
6.5 – Perdas de Calor	51
6.5.1 – Eficiência Térmica	51
CAPÍTULO 7 – O MODELO TÉRMICO DESENVOLVIDO	
7.1 – Introdução	53
7.2 – Processos de Transferência de Calor Considerados no Presente Modelo	53
7.3 – Formulação do Problema	56
7.3.1 – Cálculo da Temperatura da Parede Externa do Forno	60
7.3.2 – Cálculo dos Parâmetros das Equações do Presente Modelo	64
7.4 – Fluxograma do Sistema Computacional	66

CAPÍTULO 8 – RESULTADOS DO MODELO	
8.1 – Introdução	68
8.2 – Hipóteses Simplificadoras e Parâmetros Físicos e Geométricos Utilizados em Todos os Casos Analisados	68
8.3 – Validação do Presente Modelo	69
8.4 – Aplicação do Modelo num Forno Rotativo de Via Seca	71
8.4.1 – Aplicação do Modelo em Forno Rotativo de Via Seca sem Considerar as Reações Químicas	72
8.4.1.1 – Escolha do Incremento de Tempo ($\Delta\tau$)	74
8.4.2 – Aplicação do Modelo em Forno Rotativo de Via Seca Considerando as Reações Químicas	77
8.4.2.1 – Efeito da Variação do Incremento de Tempo ($\Delta\tau$)	84
8.4.2.2 – Efeito da Variação do Número de Elementos	84
8.4.2.3 – Perfis de Temperatura, dos Componentes, do Calor Líquido das Reações e da Massa de Sólido, Utilizando 200 Elementos	90
8.4.2.4 – Efeito da Variação da Velocidade do Sólido	94
8.4.2.5 – Comparação dos Resultados com e sem as Reações Químicas	100
8.5 – Análise dos Resultados do Presente Modelo Considerando os Resultados da Literatura	101
CAPÍTULO 9 – CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES	
9.1 – Conclusões	106
9.2 – Recomendações para Trabalhos Futuros	109
APÊNDICE A – MÉTODOS DE RESÍDUOS PONDERADOS USANDO O CRITÉRIO DE GALERKIN	110
APÊNDICE B – FUNÇÃO DE FORMA PARA O ELEMENTO UNIDIMENSIONAL	112
APÊNDICE C – FORMULAÇÃO GENÉRICA DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR E MASSA UNIDIMENSIONAL	114

APÊNDICE D – EQUAÇÕES DE MASSA PARA OS COMPONENTES DO SÓLIDO	122
--	-----

APÊNDICE D – EQUAÇÕES DE MASSA PARA OS COMPONENTES DO SÓLIDO

APÊNDICE E – OBTENÇÃO DAS EQUAÇÕES GLOBAIS DE ELEMENTOS FINITOS NA FORMA MATRICIAL PARA CADA COMPONENTE DO SÓLIDO	126
---	-----

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	131
----------------------------	-----

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS AUXILIARES	133
---------------------------------------	-----

SIMBOLOGIA

A) SÍMBOLOS LATINOS

Símbolo	Descrição	Unidade	Equação
A^*	área da seção transversal	m^2	7.1
A_s^*	área da seção transversal do sólido	m^2	7.2
A_w^*	área da seção transversal da parede	m^2	7.8
A	alumina (Al_2O_3)	kg/kgCaO	D.10
A_i	composição inicial de A	kg/kgCaO	D.17
A_o	composição de A na entrada do forno	kg/kgCaO	7.3
A_ξ	fator pré-exponencial do $CaCO_3$	s^{-1}	7.4
A_α	fator pré-exponencial do C_3S	s^{-1}	7.4
A_g	fator pré-exponencial do C_2S	s^{-1}	7.4
A_γ	fator pré-exponencial do C_3A	s^{-1}	7.4
A_δ	fator pré-exponencial do C_4AF	s^{-1}	7.4
A_w	fator pré-exponencial do H_2O	s^{-1}	7.4
b	constante		7.49
c_1	constante		E.1
c_2	constante		E.1
c_p	calor específico	J/(kg.°C)	7.1
c_{par}	calor específico do ar externo	J/(kg.K)	7.33
c_{ps}	calor específico do sólido	J/(kg.°C)	7.2
c_{pw}	calor específico da parede do forno	J/(kg.°C)	7.8
C	óxido de cálcio (CaO)	kg/kgCaO	7.3
C_i	composição inicial de C	kg/kgCaO	D.21
$d\tau$	incremento diferencial de tempo		C.1
E_ξ	energia de ativação do $CaCO_3$	kJ/kmol	7.4
E_α	energia de ativação do C_3S	kJ/kmol	7.4
E_g	energia de ativação do C_2S	kJ/kmol	7.4
E_γ	energia de ativação do C_3A	kJ/kmol	7.4
E_δ	energia de ativação do C_4AF	kJ/kmol	7.4
E_w	energia de ativação do H_2O	kJ/kmol	7.4
f_1	constante	W/($m^2 \cdot ^\circ C$)	7.47
f_2	constante	W/($m^2 \cdot ^\circ C$)	7.45

Símbolo	Descrição	Unidade	Equação
f_3	constante	W/(m ² .°C)	7.46
f_4	constante	W/(m ² .°C)	7.48
F	minério de ferro	kg/kgCaO	D.12
F_i	composição inicial de F	kg/kgCaO	D.15
F_o	composição de F na entrada do forno	kg/kgCaO	7.3
g	aceleração da gravidade	m/s ²	7.34
Gr	número de Grashof		7.31
h	coeficiente de transferência de calor	W/(m ² .°C)	7.1
h_0	fração de radiação		7.49
h_{sg}	coeficiente de transf. de calor entre sólido e gases	W/(m ² .°C)	7.2
h_{sw}	coeficiente de transf. de calor entre sólido e parede	W/(m ² .°C)	7.2
h_{ws}	coeficiente de transf. de calor entre parede e sólido	W/(m ² .°C)	7.8
h_{wg}	coeficiente de transf. de calor entre parede e gases	W/(m ² .°C)	7.8
h_{wa}	coeficiente de transf. de calor entre parede externa e ambiente	W/(m ² .°C)	7.8
h_{wea}	coeficiente de transf. de calor entre parede externa e ambiente	W/(m ² .K)	7.28
k	condutividade térmica	W/(m.°C)	7.1
k_{ar}	condutividade térmica do ar externo	W/(m.K)	7.30
k_s	condutividade térmica do sólido	W/(m.°C)	7.2
k_{ch}	condutividade térmica da chapa de aço	W/(m.K)	7.26
k_{col}	condutividade térmica da colagem	W/(m.K)	7.24
k_{refr}	condutividade térmica do refratário	W/(m.K)	7.25
k_w	condutividade térmica da parede	W/(m.°C)	7.8
k_ξ	taxa de reação do CaCO ₃	s ⁻¹	7.3
k_α	taxa de reação do C ₃ S	s ⁻¹	7.3
k_g	taxa de reação do C ₂ S	s ⁻¹	7.3
k_γ	taxa de reação do C ₃ A	s ⁻¹	7.4
k_δ	taxa de reação do C ₄ AF	s ⁻¹	7.4
k_w	taxa de reação do H ₂ O	s ⁻¹	7.4
K	concentração de um dado componente		7.5
L	comprimento do elemento	m	7.13
l	comprimento do forno	m	7.7
\dot{m}	vazão mássica	kg/s	7.1
\dot{m}_s	vazão mássica do sólido	kg/s	7.2

Símbolo	Descrição	Unidade	Equação
M_A	peso molecular do Al_2O_3	kg/kmol	D.16
M_c	peso molecular do CaO	kg/kmol	D.4
M_s	peso molecular do SiO_2	kg/kmol	D.18
M_F	peso molecular do Fe_2O_3	kg/kmol	D.14
M_α	peso molecular do C_3S	kg/kmol	D.6
M_δ	peso molecular do C_4AF	kg/kmol	D.12
M_γ	peso molecular do C_3A	kg/kmol	D.10
M_ξ	peso molecular do CaCO_3	kg/kmol	D.4
M_g	peso molecular do C_2S	kg/kmol	D.8
Ne	número de elementos		7.12
N	número de nós		8.2
N_i, N_j	funções de forma		B.6
Nu	número de Nusselt		7.30
p	ângulo da Figura 7.4	°	7.39
Pr	número de Prandtl		7.31
P	perímetro de contato	m	7.1
P_{sw}	perímetro de contato entre o sólido e a parede	m	7.2
P_{sg}	perímetro de contato entre o sólido e os gases	m	7.2
P_{ws}	perímetro de contato entre a parede e o sólido	m	7.8
P_{wg}	perímetro de contato entre a parede e os gases	m	7.8
P_{wa}	perímetro de contato entre a parede e o ambiente	m	7.8
q_{12}	fluxo de calor da parede interna para o ambiente	W	7.21
q_h	fluxo de calor por convecção/radiação		C.1
q_m	termo de transporte de massa		C.1
q_r	calor gerado pelas reações químicas	W/m ³	7.2
q_x	fluxo de calor por condução		C.1
$q_{x_i}^*$	fluxo de calor especificado no nó i do elemento		C.26
$q_{x_j}^*$	fluxo de calor especificado no nó j do elemento		C.26
Q	geração interna de calor	W/m ³	7.1
r_1	raio do forno (Figura 7.4)	m	7.24
r_2	raio do forno (Figura 7.4)	m	7.24
r_3	raio do forno (Figura 7.4)	m	7.25
r_4	raio do forno (Figura 7.4)	m	7.26
\mathcal{R}	constante universal dos gases	kJ/(kmol.K)	7.4

Símbolo	Descrição	Unidade	Equação
Re	número de Reynolds		7.31
R_w	taxa de reação da água	s^{-1}	D.22
R_{col}	resistência térmica da colagem	$W/(m.^{\circ}C)$	7.21
R_{refr}	resistência térmica do refratário	$W/(m.^{\circ}C)$	7.21
R_{ch}	resistência térmica da chapa de aço	$W/(m.^{\circ}C)$	7.21
R_{ext}	resistência térmica externa do forno	$W/(m.^{\circ}C)$	7.23
R_{conv}	resistência térmica por convecção	$W/(m.^{\circ}C)$	7.27
R_{rad}	resistência térmica por radiação	$W/(m.^{\circ}C)$	7.27
S	sílica	$kg/kgCaO$	7.3
S_i	composição inicial de S	$kg/kgCaO$	D.19
S_o	composição de S na entrada do forno	$kg/kgCaO$	7.3
ν	viscosidade cinemática do ar do meio externo	$m^2/(s \times 10^6)$	7.32
ν_s	velocidade do sólido	m/s	7.5
x	posição axial do forno	m	7.1
$[C]$	matriz C global		7.11
$[B]$	matriz das derivadas das funções de forma		C.13
$[F]$	matriz F global		7.11
$[K]$	matriz K global		7.11
$[N]$	matriz função de forma		B.9
$[N]^T$	matriz função de forma transposta		A.6
$[c^e]$	matriz c do elemento		7.12
$[f^e]$	matriz f do elemento		7.12
$[k^e]$	matriz k do elemento		7.12

B) SÍMBOLOS GREGOS

Símbolo	Descrição	Unidade	Equação
α	C_3S	$kg/kgCaO$	D.6
β	coeficiente de expansão volumétrico	$1/^{\circ}C$	7.34
ϑ	C_2S	$kg/kgCaO$	7.3
$\Delta\tau$	incremento de tempo	s	7.11
Δu	variação de energia		C.1

Símbolo	Descrição	Unidade	Equação
ΔH_α	calor de reação do C_3S	J/kg C_3S	7.3
ΔH_β	calor de reação do C_2S	J/kg C_2S	7.3
ΔH_w	calor de reação do H_2O	J/kg H_2O	7.3
ΔH_ξ	calor de reação do $CaCO_3$	J/kg $CaCO_3$	7.3
ε_g	emissividade dos gases		7.45
ε_s	emissividade do sólido		7.45
ε_w	emissividade da parede interna		7.46
ε_{we}	emissividade da parede externa		7.29
Φ_g	temperatura dos gases	$^{\circ}C$	7.2
Φ_s	temperatura do sólido	$^{\circ}C$	7.4
Φ_w	temperatura da parede interna	$^{\circ}C$	7.2
Φ_a	temperatura do ambiente	$^{\circ}C$	7.1
Φ_{so}	temperatura do sólido na entrada do forno	$^{\circ}C$	7.7
Φ_{si}	temperatura inicial do sólido	$^{\circ}C$	7.6
Φ_{wi}	temperatura inicial da parede interna	$^{\circ}C$	7.9
Φ_{wo}	temperatura da parede interna na entrada do forno	$^{\circ}C$	8.1
Φ_{wei}	temperatura inicial da parede externa	$^{\circ}C$	7.37
Φ_{sm}	temperatura média do sólido no elemento	K	7.45
Φ_{gm}	temperatura média dos gases no elemento	K	7.45
Φ_{wm}	temperatura média da parede interna no elemento	K	7.46
Φ_{wem}	temperatura média da parede externa no elemento	K	7.29
Φ_i	valor nodal do nó i do elemento		B.2
Φ_j	valor nodal do nó j do elemento		B.3
$\{\Phi\}$	matriz Φ global		C.38
ϕ	incógnita		7.1
ϕ_s	temperatura do sólido a ser determinada	$^{\circ}C$	7.2
ϕ_w	temperatura da parede interna a ser determinada	$^{\circ}C$	7.8
ϕ_{we}	temperatura da parede externa a ser determinada	$^{\circ}C$	7.36
ϕ_{wem}	temperatura média da parede externa no elemento a ser determinada	$^{\circ}C$	7.21
δ	C_4AF	kg/kgCaO	D.12
γ	C_3A	kg/kgCaO	D.10
θ	ângulo da Figura 7.4	$^{\circ}$	7.41

Símbolo	Descrição	Unidade	Equação
ρ	massa específica	kg/m ³	7.1
ρ_s	massa específica do sólido	kg/m ³	7.2
ρ_w	massa específica da parede	kg/m ³	7.8
σ	constante de Stefan-Boltzman	W/(m ² .K ⁴)	7.29
τ	tempo	s	7.1
μ	viscosidade dinâmica do ar do meio externo	kg/(m.s x 10 ⁵)	7.33
ϖ	H ₂ O	kg/kgCaO	D.22
ϖ_i	composição inicial de ϖ	kg/kgCaO	D.23
ϖ_o	composição de ϖ na entrada do forno	kg/kgCaO	D.23
ω	velocidade rotacional do forno	rad/s	7.32
ξ	CaCO ₃	kg/kgCaO	7.3
ξ_i	composição inicial de ξ	kg/kgCaO	D.5
ξ_o	composição de ξ na entrada do forno	kg/kgCaO	D.5

C) ÍNDICES

Símbolo	Descrição	Unidade	Equação
a	ambiente		7.1
e	elemento		7.12
g	gases		7.2
i	nó i, índice ou inicial, dependendo da variável.		
j	nó j		7.22
m	média		7.21
n	iteração atual		7.11
$n - 1$	iteração anterior		7.11
o	entrada		7.7
s	sólido		7.2
T	transposta		A.6
w	parede interna		7.2
w_e	parede externa		7.21

LISTA DE FIGURAS

Figura	Descrição	Página
2.1	Esquema de um forno de via úmida com resfriador de grelhas	10
2.2	Esquema de uma instalação de um forno rotativo com pré-aquecedor de 4 estágios	11
2.3	Esquema de uma instalação de um forno rotativo com pré-calcinador e resfriador de grelhas	12
3.1	Forno de cimento com corte longitudinal	15
3.2	Forno rotativo de cimento com corte transversal	16
3.3	Identificação das zonas de um forno rotativo de via úmida	18
3.4	Identificação das zonas de um forno rotativo de via seca com pré-aquecedor de 4 estágios	19
3.5	Perda de calor através da parede do forno	23
3.6	Forno frio, normal e superaquecido	24
3.7	Distribuição de refratários ao longo do forno	29
6.1	Perfis de temperatura de um forno de via úmida	50
6.2	Temperaturas no interior do forno na zona de queima	51
7.1	Discretização do forno	53
7.2	Processos de transferência de calor no forno rotativo	54
7.3	Processos de transferência de calor considerados no presente modelo	55
7.4	Parâmetros geométricos do forno rotativo	55
7.5	Parede do forno	61
7.6	Fluxograma do sistema computacional desenvolvido	66
8.1	Validação do modelo desenvolvido	71
8.2	Esquema de uma instalação de um forno rotativo com pré-aquecedor de 4 estágios com as temperaturas de operação em vários pontos	72
8.3	Perfis de temperatura para forno de via seca em função do incremento de tempo ($\Delta\tau$), não considerando as reações químicas	74
8.4	Perfis de temperatura X Posição axial do forno, primeira aplicação do modelo em forno de via seca, sem considerar as reações químicas	76

Figura	Descrição	Página
8.5	Perfis de temperatura X Posição axial do forno, comparação com resultados do Guruz e Bac (1981), presente modelo sem reações químicas	77
8.6	Perfis de temperatura e perfis dos componentes do sólido X Posição axial do forno, forno de via seca, utilizando 66 elementos e considerando as reações químicas	85
8.7	Influência do incremento de tempo ($\Delta\tau$)	86
8.8	Influência do número de elementos, utilizando 100 e 150 elementos	87
8.9	Influência do número de elementos, utilizando 200 e 250 elementos	88
8.10	Tempo computacional por iteração em função do número de elementos	89
8.11	Perfis de temperatura, dos componentes, do calor das reações e da massa de sólido para forno de via seca, em regime permanente, utilizando 200 elementos	90
8.12	Perfis do calor da calcinação, do C_2S e do C_3S X Posição axial do forno, forno de via seca, em regime permanente, utilizando 200 elementos	92
8.13	Efeito do aumento da velocidade do sólido ($v_s = 0,02292$ m/s)	96
8.14	Efeito da diminuição da velocidade do sólido ($v_s = 0,0108$ m/s)	97
8.15	Efeito da velocidade do sólido ($v_s = 0,01880$ m/s)	99
8.16	Comparação dos resultados do modelo, com e sem reações químicas	100
8.17	Resultados do presente modelo X Resultados do Guruz e Bac (1981), forno de via seca	103
8.18	Perfis de temperatura e dos componentes do sólido, forno de via úmida, Spang (1972)	104
B.1	Esquema para obtenção das funções de forma	112
C.1	Volume de controle unidimensional para condução e convecção de calor e transporte de massa	114

LISTA DE TABELAS

Tabela	Descrição	Página
3.1	Algumas características dos tijolos refratários básicos	27
3.2	Algumas características dos tijolos refratários especiais	27
3.3	Algumas características dos tijolos refratários com baixa condutividade térmica	28
3.4	Algumas características dos tijolos refratários com alto conteúdo de alumina	28
4.1	Composição típica das matérias-primas	34
4.2	Faixas para os fatores e índices do cimento padrão Tipo II	38
4.3	Efeito da composição do cru na queimabilidade	39
5.1	Reações de formação dos principais compostos do clínquer	41
5.2	Temperatura de reação dos compostos do clínquer	42
5.3	Calor de reação dos compostos de formação do clínquer	43
5.4	Principais reações químicas que ocorrem durante o processo de formação do clínquer no forno de via úmida	44
5.5	Faixa de porcentagem dos principais compostos do clínquer	45
5.6	Composição química típica do cimento Tipo II	46
5.7	Composição típica para cimento Portland segundo à ASTM	47
7.1	Parâmetros da Eq. (7.1)	56
7.2	Perímetros de contato e coeficientes de transferência de calor da Eq. (7.1)	56
8.1	Hipóteses simplificadoras gerais aplicadas a todos os casos analisados	69
8.2	Parâmetros físicos e geométricos utilizados em todos os casos analisados	69
8.3	Parâmetros geométricos do forno de via úmida utilizados na validação do modelo	70
8.4	Demais parâmetros utilizados na validação do modelo	70
8.5	Parâmetros geométricos do forno adotados na 1ª aplicação do modelo em forno de via seca	73

Tabela	Descrição	Página
8.6	Demais parâmetros utilizados na 1ª aplicação do modelo em forno de via seca	73
8.7	Parâmetros geométricos do forno adotados na 2ª aplicação do modelo em forno de via seca	79
8.8	Demais parâmetros utilizados na 2ª aplicação do modelo em forno de via seca	79
8.9	Parâmetros químicos utilizados nos cálculos referentes às reações químicas	80
8.10	Composição química elementar do cru e do clínquer para um forno rotativo de via seca com pré-aquecedor de 4 estágios (kmol/kg de clínquer)	81
8.11	Composição química elementar do cru, na entrada do forno, utilizada na presente aplicação	82
8.12	Composição do clínquer segundo às equações de Bogue X Composição do clínquer segundo à Tabela 8.10	82
8.13	Condições de contorno dos componentes do sólido na entrada do forno	83
8.14	Tempo de CPU gasto para se atingir o regime permanente em função do número de elementos	89
8.15	Composição do sólido na saída do forno e os percentuais dos compostos por kg de clínquer ($v_s = 0,01467$ m/s)	93
8.16	Comparação dos percentuais dos principais compostos do clínquer ($v_s = 0,01467$ m/s)	93
8.17	Comparação dos percentuais dos principais compostos do clínquer, com aumento da velocidade do sólido ($v_s = 0,02292$ m/s)	94
8.18	Comparação dos percentuais dos principais compostos do clínquer, considerando $v_s = 0,01467$ m/s, $v_s = 0,02292$ m/s e $v_s = 0,0108$ m/s	95
8.19	Comparação dos percentuais dos principais compostos do clínquer ($v_s = 0,01880$ m/s)	98
E.1	Parâmetros para as Eqs. (E.17) , (E.18) e (E.20)	130

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

1.1 – Motivação do Presente Trabalho

A principal etapa no processo de fabricação do cimento Portland é a produção do clínquer. Este, por sua vez, é o principal constituinte do cimento, sendo obtido a partir da moagem, homogeneização e posterior queima, em altas temperaturas ($\approx 1450\text{ }^{\circ}\text{C}$), de uma mistura pulverizada de calcário, argila, areia, minério de ferro, etc. Esta mistura é denominada de pasta, no processo úmido e de farinha ou cru, no processo seco. Dentro do forno rotativo a pasta ou farinha, após passar pela etapa de calcinação ($\approx 800\text{ }^{\circ}\text{C}$), continua sofrendo um processo de aquecimento para atingir as temperaturas necessárias à ocorrência de outras reações.

Por volta de $1300\text{ }^{\circ}\text{C}$ inicia-se a formação de uma fase líquida. Após esta fase, o clínquer, ainda dentro do forno, passa por um processo rápido de resfriamento, sendo resfriado de uma temperatura acima de $1450\text{ }^{\circ}\text{C}$ para cerca de 1350 a $1300\text{ }^{\circ}\text{C}$. Em seguida, externamente ao forno, num resfriador próprio, o clínquer é resfriado para temperaturas entre 100 e $200\text{ }^{\circ}\text{C}$. Depois o clínquer passa por um processo de britagem e armazenamento e, posteriormente, por um processo de moagem com adição de gesso e outros constituintes, resultando num pó muito fino, que já é o cimento.

Os processos básicos de produção de cimento são denominados: via úmida e via seca. No processo via úmida a moagem das matérias-primas é feita com adição de água resultando numa pasta cuja umidade varia entre 30 e 40% em peso. No processo via seca a umidade da pasta é muito reduzida (menos de 1%).

No processo de via úmida, devido à alta umidade da pasta, o forno necessita de uma zona adicional para efetuar a evaporação da água contida na pasta, o que faz com que o forno de via úmida seja excessivamente grande, alcançando valores de até 230 m. No processo de via seca existe um uso mais eficiente da energia, pois menos calor é necessário ao processo, uma vez que a umidade da farinha de alimentação do forno deve ser inferior a 1%. Os gases de exaustão do forno, geralmente, são utilizados na secagem e pré-aquecimento do cru, recuperando-se assim parte do calor residual contido nestes, o que ocorre nos pré-aquecedores.

A boa qualidade do clínquer produzido depende não só da qualidade das matérias-primas mas também de um controle rigoroso do processo de formação do clínquer. Para que

ocorram todas as reações de formação do clínquer é necessário o controle das temperaturas e do tempo de permanência do material dentro do forno.

O forno rotativo da indústria de cimento consome grandes quantidades de combustíveis tais como carvão mineral, óleo combustível, gás natural e outros. Cerca de 80% da energia total consumida numa instalação de produção de cimento Portland é referente à produção de clínquer. Devido ao alto consumo de calor no processo de fabricação de clínquer para a produção de cimento, sempre preocupou-se, ao longo da história do setor cimenteiro, com a utilização de combustíveis de baixo custo, sem perda de qualidade. Uma das alternativas encontradas para se obter a economia de recursos energéticos foi a utilização do co-processamento de resíduos industriais e urbanos, que por outro lado, veio a ser uma solução para o tratamento e disposição desses resíduos. Esses resíduos tanto substituem o combustível primário quanto fornecem matéria-prima para a produção do clínquer através de suas cinzas, que são incorporadas ao clínquer. O processo consiste basicamente na substituição de uma parcela do combustível tradicional por um resíduo. Considerando-se que os fornos operam em altas temperaturas, os mesmos podem ser considerados ideais para a queima desses resíduos.

A grande preocupação atual é a eficiência de destruição de resíduos perigosos oriundos da queima de combustíveis alternativos, para que os níveis de emissões de poluentes sejam, pelo menos, considerados aceitáveis.

Portanto, em consequência do co-processamento de resíduos industriais e urbanos nos fornos rotativos da indústria cimenteira surgiu a necessidade de um estudo mais avançado do comportamento das temperaturas no interior do forno rotativo, bem como do tempo de permanência dos gases no interior do mesmo. O presente trabalho visa contribuir para esse estudo através do desenvolvimento de um modelo térmico aplicado a fornos rotativos da indústria de cimento. Através desse modelo será possível avaliar os perfis de temperatura e dos componentes do sólido, possibilitando assim um entendimento da ocorrência das reações químicas e um estudo das influências de vários parâmetros operacionais na operação do forno.

1.2 – Revisão da Literatura

A química da fabricação de cimento foi estudada em detalhe por Bogue (1955) *apud* Spang (1972) e Lea (1956) *apud* Spang (1972). O comportamento da temperatura em regime permanente foi também estudado por Gilbert (1936) e Lyons *et al.* *apud* Spang (1972). Uma solução transiente foi apresentada por Min *et al.* (1961) *apud* Spang (1972), mas uma quantidade limitada de dados é apresentada.

Gygi (1954) *apud* Guruz e Bac (1981) e Weber (1963) *apud* Guruz e Bac (1981) estudaram a transferência de calor em fornos rotativos. Sass (1967) *apud* Guruz e Bac (1981) descreveu uma simulação da transferência de calor em forno de cimento sem considerar as reações químicas. Lyons *et al.* (1962) *apud* Guruz e Bac (1981) and Blumberg (1970) *apud* Guruz e Bac (1981) descreveram modelos matemáticos para fornos de cimento de via úmida em regime permanente, fornecendo perfis de temperatura e de composição em função da posição do forno. Manitiuss *et al.* (1974) *apud* Guruz e Bac (1981) e Dumont e Belanger (1978) *apud* Guruz e Bac (1981) apresentaram modelos matemáticos em regime permanente para fornos rotativos de óxido de alumínio e de dióxido de titânio. Wingfield *et al.* (1974) *apud* Guruz e Bac (1981) descreveram um modelo matemático para um forno rotativo de redução parcial de minério de ferro. Em todos esses estudos a transferência de calor foi formulada em termos dos coeficientes de transferência de calor, consistindo de partes convectiva e radiativa.

Spang (1972) apresentou um modelo diferencial parcialmente dinâmico para um forno de cimento de via úmida onde foram consideradas as reações químicas. Nesse modelo foi incorporado um modelo de chama para queima de carvão/óleo. Em particular, foi mostrado que em função das reações químicas o forno é instável com relação à posição e ao comprimento da zona de queima.

Peray e Waddell (1972) apresentaram uma discussão dos fundamentos teóricos, incluindo a química básica do cimento Portland, composição do material de alimentação do forno e sua influência na queimabilidade, os processos de transferência de calor, combustão, chamas, combustíveis e o circuito do ar em um forno rotativo da indústria de cimento. Este estudo não tratou somente do aspecto teórico, mas também das condições reais de operação de um forno.

Guruz e Bac (1981) desenvolveram um modelo matemático em regime permanente para fornos rotativos de cimento com ênfase especial na transferência de calor por radiação. Tal modelo foi baseado nos princípios fundamentais da física e dos processos químicos dentro do forno. A troca de calor por radiação dentro do forno foi calculada pela combinação do método da zona, técnica de Monte Carlo e aproximação de difusão. As equações de balanço de energia, em regime permanente, incluindo os termos das reações químicas para cada zona são resolvidas simultaneamente. Como resultados foram obtidas as distribuições de temperatura dos gases e do sólido e a distribuição da composição do sólido. O modelo desenvolvido por Guruz e Bac (1981) foi aplicado em fornos de via seca e de via úmida. Os resultados obtidos foram comparados com dados reais de fornos de cimento de via seca e de via úmida.

Bui *et al.* (1982) desenvolveram um modelo dinâmico para um forno rotativo de cimento. Este modelo é simples o suficiente para a aplicação computacional e considera todos os

parâmetros operacionais realmente encontrados na prática; sendo capaz de identificar decisões de controle efetivas para reproduzir o perfil de temperatura dos gases desejado, essencial para a produção de clínquer. O modelo é composto de duas partes. A primeira representa a troca entre os gases e o sólido, sua solução fornece o perfil de temperatura dos gases necessário para uma boa clínquerização. A segunda representa a troca entre os gases e o carvão, sua solução fornece os parâmetros operacionais necessários para reproduzir o perfil de temperatura dos gases com uma boa queima do carvão em pó e com resíduo mínimo de carvão. Um exemplo é apresentado para mostrar como o modelo ajuda a escolher a entrada de carvão em pó, os diâmetros do carvão em pó e outros parâmetros operacionais para uma boa operação do forno. O modelo também mostra como a queima do carvão em pó e o perfil de temperatura dos gases resultante são influenciados pelos vários parâmetros operacionais.

Fusaro (1990) estudou as perdas de calor e o consumo de combustível em um sistema de fabricação de clínquer em função da espessura dos refratários. A partir de valores reais das temperaturas externas do forno em função do comprimento, obtidos em uma fábrica de cimento situada em Barroso - MG, foram obtidas as perdas de calor do forno rotativo. Para o cálculo de tais perdas de calor foi considerado o início e o fim de vida útil dos refratários do forno.

Oliveira (1994) estudou a transferência de calor transiente unidimensional em um forno rotativo de cimento com o objetivo de determinar as distribuições de temperatura do sólido e da parede do forno, considerando conhecido o perfil de temperatura dos gases. Na análise foi utilizado o método de elementos finitos. Com o modelo desenvolvido foi possível simular a influência de alguns parâmetros operacionais, tais como a velocidade do sólido e a temperatura do sólido na zona de entrada do forno. O modelo foi aplicado num forno de via úmida com aproximadamente 121 m de comprimento.

Silva (1994) apresentou uma análise energética dos processos de fabricação de cimento Portland, tendo como base a avaliação de eficiência pela 2ª Lei da Termodinâmica, em que são aplicados os conceitos de Eficiência Racional e Análise Termoeconômica. Nesse trabalho são discutidas as principais características das matérias-primas utilizadas e as reações de seus compostos na fabricação do clínquer, principal constituinte do cimento Portland, bem como dos combustíveis, que afetam o consumo de energia do processo.

Boateng e Barr (1996) desenvolveram um modelo matemático para determinar a transferência de calor entre os gases e o material do leito de um forno rotativo. O modelo térmico incorporou uma representação bidimensional do plano transversal do leito em uma representação convencional unidimensional. O resultado foi um modelo quase tridimensional, que melhorou significativamente a habilidade para simular as condições dentro do leito sem a necessidade de considerar de forma rigorosa o complexo escoamento e o fenômeno de combustão dos gases. O

modelo combinado é capaz de fornecer a distribuição de temperatura dentro do leito e da parede de refratários para qualquer posição axial do forno.

Ghoshdastidar e Unni (1996) apresentaram um modelo de transferência de calor em regime permanente para um forno rotativo usado para secagem e pré-aquecimento de sólidos úmidos com aplicação para a zona não-reagente de um forno rotativo de cimento. Um estudo paramétrico detalhado indica que são consideráveis as influências dos parâmetros de controle, tais como porcentagem de água (com relação à secagem de sólidos), vazão em massa de sólidos, vazão em massa de gás, ângulo de inclinação do forno e velocidade rotacional do forno sobre os perfis de temperatura do gás e dos sólidos e sobre o comprimento total do forno.

Oliveira (1997) apresentou um modelo de transferência de calor onde são analisados os regimes permanente e transiente. O método matemático utilizado na modelagem do problema foi o método de elementos finitos. A parede do forno foi analisada de duas maneiras diferentes, na primeira considerou-se a parede do forno simples, isto é, constituída de um único material, na segunda considerou-se a parede do forno composta pela chapa de aço e pelos refratários. Oliveira (1997) apresentou também um modelo de chama para a queima de carvão em pó, a partir do qual foi obtido o perfil de temperatura dos gases, e analisou os efeitos de diversos parâmetros de funcionamento do forno.

1.3 – Objetivo do Presente Trabalho

O presente trabalho tem como objetivo o desenvolvimento de um modelo térmico computacional aplicado a um forno rotativo destinado a produzir clínquer de cimento Portland. O método de elementos finitos é utilizado para resolver as equações de conservação de energia e as equações de balanço de massa, sendo utilizado um domínio unidimensional e em regime transiente. No modelo desenvolvido consideram-se as reações químicas que ocorrem durante a formação do clínquer.

É possível, a partir do modelo desenvolvido, obter os perfis de temperatura do sólido e da parede do forno, assim como os perfis dos componentes do sólido. Também são analisadas as influências de vários parâmetros, tais como velocidade do sólido, número de elementos e incremento de tempo. A partir dos perfis obtidos é possível entender o comportamento do forno. Em particular, a influência da velocidade do sólido nas delimitações das zonas do forno e na produção do tipo de cimento desejado.

1.4 – Contribuições do Presente Trabalho

Uma das grandes contribuições do presente trabalho foi a apresentação de um modelo térmico aplicado a fornos rotativos da indústria de cimento. Nesse modelo, através da simulação da transferência de calor nestes fornos, é possível obter os perfis de temperatura do sólido e da parede do forno, assim como os perfis dos componentes do sólido.

Apesar da complexidade do estudo, em conjunto, da transferência de calor e das reações químicas que ocorrem no interior de um forno rotativo da indústria de cimento, esse trabalho conseguiu equacionar esse problema a partir de um perfil conhecido da temperatura dos gases. Esse equacionamento permitiu verificar, com grande sensibilidade, as reações que se processam durante a marcha do sólido pelo interior do forno, principalmente quanto à velocidade de escoamento deste. Assim, pode-se prever o comportamento da formação das fases do clínquer, condicionando-se à velocidade de escoamento do material. Esta última, por sua vez, garante um maior ou menor tempo de permanência do material sob determinadas temperaturas, influenciando na transferência de calor dos gases para o sólido e para a parede, e da parede para o sólido, assim como na perda de calor através da parede para o meio externo.

O tratamento das reações químicas no presente modelo representou um avanço no estudo da transferência de calor no forno rotativo, o que contribuiu para um grande aprimoramento do mesmo. Assim, considerando uma futura implementação no presente modelo de um modelo de chama para queima de vários tipos de combustíveis, resultaria numa maior flexibilidade para o mesmo, ao mesmo tempo que possibilitaria o estudo da queima de combustíveis alternativos, ou seja, do co-processamento de resíduos industriais e urbanos nos fornos de cimento.

1.5 – Delineamento do Presente Trabalho

No Capítulo 2, inicialmente, é feita uma breve discussão das etapas do processo de fabricação do cimento. Logo após, são descritos os diferentes processos utilizados na fabricação do cimento.

No Capítulo 3 são apresentadas as principais características de um forno rotativo destinado a produzir clínquer de cimento Portland. O objetivo deste capítulo é familiarizar o leitor com o forno rotativo. Para isto são apresentados os diversos componentes da estrutura do forno. É feita uma identificação das zonas que compõem o forno, é apresentada uma descrição detalhada da formação da colagem na zona de queima, suas características e funções, e dos tipos de refratários utilizados no forno e os diversos fatores que ocasionam seu desgaste.

No Capítulo 4 é brevemente discutida a preparação das matérias primas e apresentada sua composição típica. Também nesse capítulo é mostrada a influência do cru na queimabilidade, além dos diversos fatores e índices que asseguram as especificações do tipo de cimento Portland a ser fabricado.

No Capítulo 5 são apresentadas as reações de formação do clínquer, suas respectivas faixas de temperatura e seus respectivos calores de reação. Também são apresentados os compostos do clínquer e suas respectivas influências nas propriedades do cimento.

No Capítulo 6, para fins de recordar alguns conceitos na área de transferência de calor, são rapidamente descritos os processos de transferência de calor. A seguir, são descritas a transferência de calor no forno rotativo e as perdas de calor que ocorrem durante o processo de fabricação do clínquer, além de alguns recursos para prevenir ou reduzir tais perdas.

No Capítulo 7 é apresentado o modelo térmico desenvolvido com a utilização do método de elementos finitos. Primeiramente, tem-se a discretização do forno. A seguir, após a aplicação do método de elementos finitos, são apresentadas as equações globais de elementos finitos na forma matricial para o sólido e para a parede. Também é apresentado o equacionamento para cálculo do perfil de temperatura da parede externa do forno. Por último, tem-se o fluxograma computacional que representa, de modo abrangente, as etapas de execução do sistema computacional desenvolvido.

No Capítulo 8, inicialmente, é realizada uma validação do presente modelo. Nesta validação é utilizado um forno de via úmida e os parâmetros operacionais foram os mesmos apresentados por Oliveira (1994). Neste estudo, a parede do forno foi considerada formada por uma única camada e as reações químicas não foram consideradas. Os resultados obtidos a partir do presente modelo foram comparados com os resultados apresentados por Oliveira (1994). A seguir foi feita uma aplicação do presente modelo num forno de via seca dotado de pré-aquecedor de 4 estágios. Também neste caso, a parede do forno foi considerada formada por uma única camada e as reações não foram consideradas. Os resultados obtidos foram comparados com os resultados apresentados por Guruz e Bac (1981). A próxima aplicação do modelo também foi feita num forno de via seca, onde foram consideradas algumas condições operacionais apresentadas por Guruz e Bac (1981). Neste estudo, para o cálculo da temperatura da parede externa do forno considerou-se que a parede do forno é formada pela chapa de aço, pela camada de refratários e pela colagem de sólido. As reações químicas foram consideradas e foram testados vários parâmetros operacionais, tais como incremento de tempo, número de elementos e velocidade do sólido. A composição do clínquer na saída do forno foi comparada com valores reais apresentados por Silva (1994). Depois foi feito um estudo da influência das reações químicas. Assim, considerando os mesmos parâmetros operacionais da aplicação

anterior, foram feitos dois testes. No primeiro as reações químicas foram consideradas e no segundo não. Os resultados foram comparados. Por último, foi feita uma análise dos comportamentos dos perfis de temperatura e dos componentes do sólido, confrontando os resultados obtidos pelo presente modelo com os resultados apresentados por Guruz e Bac (1981) e por Spang (1972).

No Capítulo 9 são apresentadas as conclusões dos resultados obtidos a partir do presente modelo e algumas propostas para trabalhos futuros.

No Apêndice A são apresentadas noções gerais do método de resíduos ponderados usando o critério de Galerkin. No Apêndice B é desenvolvido o equacionamento para se obter as funções de forma para o elemento unidimensional. No Apêndice C é apresentada a formulação genérica de transferência de calor e massa unidimensional. A partir desta formulação, aplicando o método de elementos finitos juntamente com o critério de Galerkin, é obtido o sistema de equações globais na forma matricial, o qual é utilizado no Capítulo 7 para o sólido e para a parede. No Apêndice D são apresentadas as equações de balanço de massa dos componentes do sólido juntamente com suas respectivas condições iniciais e de contorno. E finalmente, no Apêndice E é apresentada uma equação diferencial geral de balanço de massa, a partir da qual, aplicando o método de elementos finitos juntamente com o critério de Galerkin é obtido o sistema de equações globais na forma matricial, o qual é utilizado para os componentes do sólido.

2.3 – O Processo de Via Fluida

O processo de via fluida é caracterizado pela mistura das matérias-primas com adição de água, a qual dá origem a uma pasta cujo conteúdo de umidade pode atingir valores entre 30 e 60% em peso. Após a mistura, a pasta produzida é adicionada em grandes volumes à corrente de ar que está sendo utilizada posteriormente, de forma alternada, resultando-se numa pré-homogeneização. Depois de uma mistura adequada no local de homogeneização das partes resacas das vias fluidas, obtém-se uma pasta homogeneizada com as características desejadas para a mistura no interior das fornos catalíticas.

Assim, toda a unidade produzida no forno catalítico deve ser evaporada, e para isso é preciso consumir grande quantidade de energia. O forno catalítico de uma casa de 100 m² pode causar a evaporação de água, o que faz com que, a partir de uma determinada quantidade produzida, as fornos de via fluida sejam extremamente grandes. As vantagens desse processo são os custos de produção normalmente pequenos, os custos de energia de 100 m² e a produção

CAPÍTULO 2

PROCESSOS BÁSICOS E SUA UTILIZAÇÃO NA FABRICAÇÃO DO CIMENTO

2.1 – Introdução

O processo de fabricação do cimento envolve várias etapas intermediárias, as quais podem ser identificadas como: a) extração e britagem das matérias-primas; b) dosificação e pré-homogeneização dos materiais; c) moagem; d) homogeneização do material moído; e) fabricação do clínquer com a queima da mistura obtida (cru ou pasta) no interior de um forno em alta temperatura; f) britagem e armazenamento do clínquer; g) obtenção do cimento a partir da moagem do clínquer em moinhos com adição de gesso, resultando num pó muito fino; h) expedição.

Como já mencionado anteriormente, os processos básicos de produção de cimento são denominados: via úmida e via seca. Exceto na preparação das matérias-primas, na moagem e homogeneização, ambos os processos são fundamentalmente idênticos. No primeiro processo, a moagem e a homogeneização são executadas em presença de água, enquanto que no segundo, a moagem e a homogeneização são efetuadas com os materiais apresentando umidade muito reduzida (menos de 1%).

2.2 – O Processo de Via Úmida

O processo de via úmida é caracterizado pela moagem das matérias-primas com adição de água, a qual dá origem a uma pasta, cujo conteúdo de umidade pode atingir valores entre 30 e 40% em peso. Após a moagem, a pasta produzida é armazenada em grandes silos cilíndricos de onde será retirada posteriormente, de forma alternada, realizando-se uma pré-homogeneização. Através de uma mistura adequada na bacia de homogeneização das pastas retiradas dos vários silos, obtém-se uma pasta homogeneizada com as características desejadas para a queima no interior dos fornos rotativos.

Assim, toda a umidade introduzida no forno rotativo deve ser evaporada, o que leva este processo a consumir grande quantidade de energia. O forno necessita de uma zona adicional para efetuar a evaporação da água, o que faz com que, a partir de uma determinada capacidade instalada, os fornos de via úmida sejam excessivamente grandes. As vantagens desse processo são: as perdas de pó são normalmente pequenas; os gases de exaustão do forno rotativo possuem

temperaturas relativamente baixas; não é necessário o consumo adicional de calor na moagem de cru; os crus com alta porcentagem de álcalis não apresentam problemas. A Figura 2.1 apresenta um esquema de um forno de via úmida.

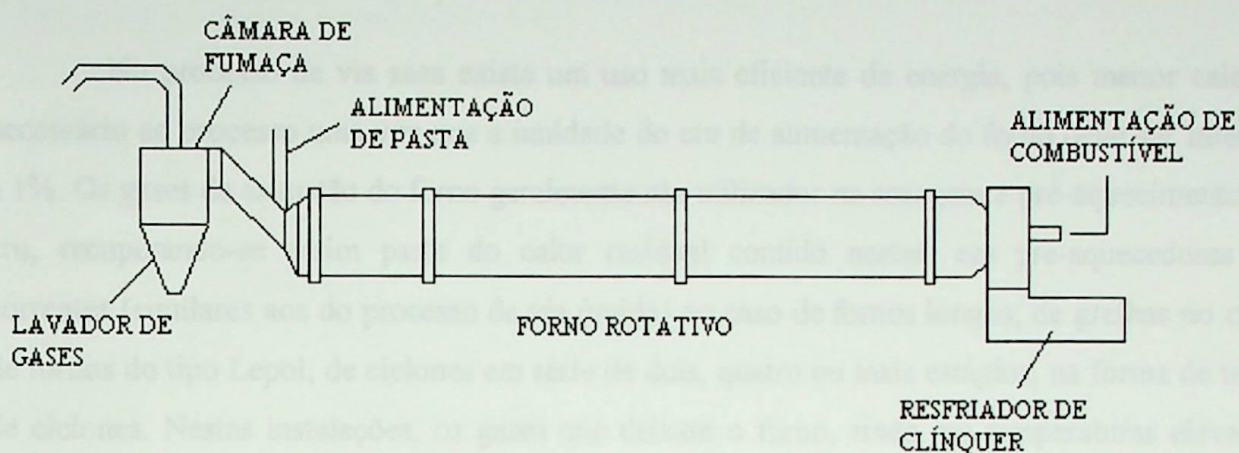


Figura 2.1 – Esquema de um forno de via úmida com resfriador de grelhas.

2.3 – Processo Semi-Úmido

No processo semi-úmido, semelhante ao processo de via úmida, a moagem das matérias-primas faz-se com a presença de água, entretanto a umidade da pasta é menor, podendo chegar a um máximo de 20%. Após a moagem, a pasta é filtrada e granulada por extrusão, sendo que antes de sua alimentação no forno, ela passa por uma secagem numa grelha. As vantagens deste processo são: não existem problemas com o cru com alto teor de álcalis; não necessita de calor na moagem do cru; os gases abandonam o forno em temperaturas baixas e há boa dosificação na alimentação do forno.

2.4 – Processo Semi-Seco

No processo semi-seco, o cru é peletizado em nódulos com uma adição de água entre 10 e 15%. Este processo permite que os nódulos sofram descarbonetação parcial na grelha de pré-aquecimento, não sendo por isso necessários grandes fornos para uma dada produção. Pode-se obter um clínquer de granulometria muito uniforme, o que exige um controle rigoroso do tamanho dos nódulos, admitindo-se matérias-primas com alto conteúdo de álcalis, com boa estabilidade de marcha dos fornos, ou seja, que garanta condições operacionais estáveis do forno. Os inconvenientes desse processo são o seu alto custo de manutenção e seu consumo energético, um pouco maior do que o conseguido em fornos com pré-aquecedores de ciclones, requerendo-

se ainda um fornecimento adicional de calor para a secagem do cru, antes de proceder-se a sua moagem.

2.5 – Processo de Via Seca

No processo de via seca existe um uso mais eficiente da energia, pois menor calor é necessário ao processo uma vez que a umidade do cru de alimentação do forno deve ser inferior a 1%. Os gases de exaustão do forno geralmente são utilizados na secagem e pré-aquecimento do cru, recuperando-se assim parte do calor residual contido nestes, em pré-aquecedores de correntes (similares aos do processo de via úmida) no caso de fornos longos; de grelhas no caso de fornos do tipo Lepol; de ciclones em série de dois, quatro ou mais estágios, na forma de torre de ciclones. Nestas instalações, os gases que deixam o forno, ainda em temperaturas elevadas (em torno de 1000 °C), cedem calor às partículas sólidas em suspensão que passam pelo sistema de pré-aquecimento, de modo que estas partículas alcancem as temperaturas de início da pré-calcinação do carbonato de cálcio ($\text{CaCO}_3 \Rightarrow \text{CaO} + \text{CO}_2$), por volta de 800 °C. Um esquema de um forno rotativo dotado de pré-aquecedor de quatro estágios é apresentado na Figura 2.2. Como resultado desse aproveitamento do calor nos fornos de via seca, estes são mais curtos do que os de via úmida, sendo suas perdas de calor menores e sua produção maior, para fornos com mesmo diâmetro e rotação.

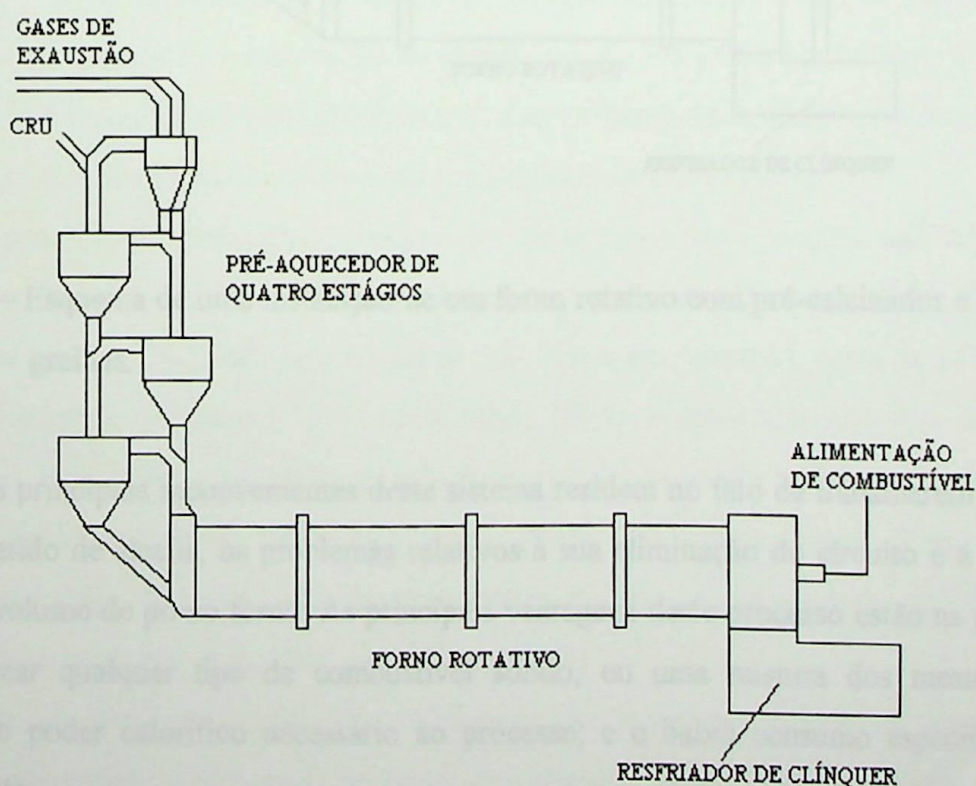


Figura 2.2 – Esquema de uma instalação de um forno rotativo com pré-aquecedor de 4 estágios.

Além disso, economia adicional pode ser obtida nos fornos de via seca quando da inclusão de pré-calcinadores, nos quais parte do combustível utilizado no processo é queimada para aumentar o grau de calcinação do cru antes de sua entrada no forno rotativo. Neste processo, cujo esquema representativo é apresentado na Figura 2.3, pode-se queimar até 60% do combustível necessário no pré-calcinador.

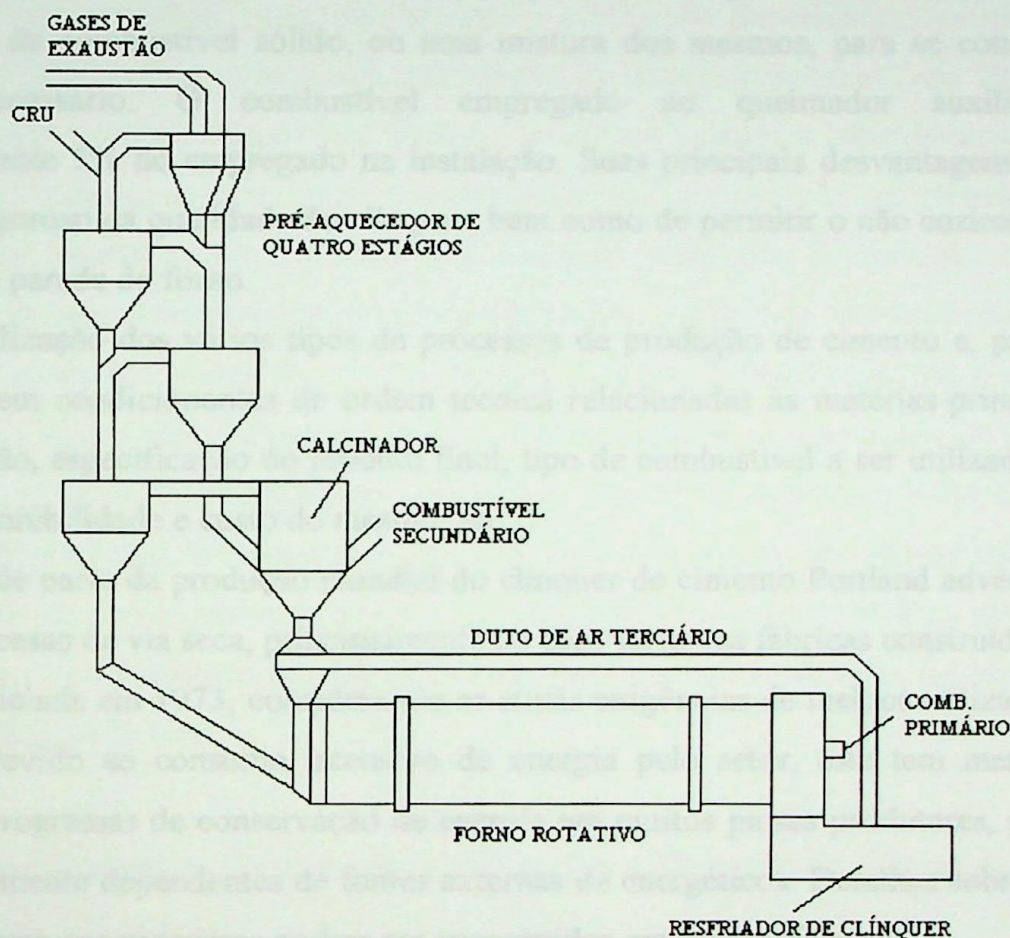


Figura 2.3 – Esquema de uma instalação de um forno rotativo com pré-calcinador e resfriador de grelhas.

Os principais inconvenientes deste sistema residem no fato de trabalharem com crus de baixo conteúdo de álcalis, os problemas relativos à sua eliminação do circuito e a produção de excessivo volume de pó no forno. As principais vantagens deste processo estão na possibilidade de se utilizar qualquer tipo de combustível sólido, ou uma mistura dos mesmos, para se conseguir o poder calorífico necessário ao processo, e o baixo consumo específico de calor (Silva, 1994).

2.6 – Processo de Fabricação em Fornos Verticais

Neste tipo de instalação, para a fabricação do clínquer mistura-se ao cru um combustível sólido, chamado de cru negro, que é introduzido pela parte superior do forno. Na parte inferior do mesmo é soprado ar quente, obtido através da queima adicional de um combustível num queimador auxiliar. Este processo de produção de clínquer é o mais antigo, sendo utilizado em fornos de pequena produção.

As vantagens deste processo residem no fato de se poder utilizar, adicionado ao cru, qualquer tipo de combustível sólido, ou uma mistura dos mesmos, para se conseguir o poder calorífico necessário. O combustível empregado no queimador auxiliar representa aproximadamente 5% do empregado na instalação. Suas principais desvantagens estão na falta de controle rigoroso da qualidade do clínquer, bem como de permitir o não cozimento do cru em contato com a parede do forno.

A utilização dos vários tipos de processos de produção de cimento e, particularmente, de clínquer, tem condicionantes de ordem técnica relacionadas às matérias-primas disponíveis para a produção, especificação do produto final, tipo de combustível a ser utilizado para queima no forno, disponibilidade e custo do mesmo, etc.

Grande parte da produção mundial do clínquer de cimento Portland advém, atualmente, do uso do processo de via seca, principalmente no caso de novas fábricas construídas após a crise do petróleo iniciada em 1973, considerando as atuais exigências de melhor utilização da energia consumida. Devido ao consumo intensivo de energia pelo setor, este tem merecido atenção especial nos programas de conservação de energia em muitos países produtores, principalmente naqueles fortemente dependentes de fontes externas de energéticos. Detalhes sobre os consumos típicos de energia nos processos podem ser encontrados em Silva (1994).

O processo de produção de clínquer por via úmida ainda é bastante utilizado em muitos países como: Estados Unidos da América, Índia, Inglaterra, Ex-URSS e Polônia, dentre outros. Nos Estados Unidos, em 1980, de um total de 347 fornos em operação, cerca de 147 eram de via úmida (Kreisberg e Schonbach, 1984 *apud* Silva, 1994), número este que vem decrescendo a cada ano. Na Ex-URSS, a produção oriunda de fornos de via úmida corresponde a mais de 80% do total produzido (Llovet, 1990 *apud* Silva, 1994). Em outros países, dentre os quais se destacam Inglaterra, Índia (5º produtor mundial) e Polônia, o processo de via úmida ainda é bastante utilizado (Subba Rao, 1986 *apud* Silva, 1994).

Nas três Américas, a utilização do processo de via seca em número de fornos predomina sobre o de via úmida (incluindo o processo semi-úmido), sendo exceções: Cuba, Venezuela e Colômbia (Llovet, 1992 *apud* Silva, 1994).

CAPÍTULO 3

CONHECENDO O FORNO ROTATIVO

3.1 – Introdução

Fornos rotativos são empregados pela indústria para realizar uma ampla variedade de processamento de materiais, como por exemplo: calcinação de calcário, redução de minério, clínquerização de materiais cimentosos, calcinação de coque de petróleo, etc. Este extenso uso pode ser atribuído a muitos fatores, tais como, a habilidade oferecida pelos mesmos no manuseio de pastas e materiais granulares com grandes variações no tamanho da partícula, ou ainda a habilidade para manter meios distintos, por exemplo condições de redução dentro do leito coexistindo com uma oxidação dos gases. As operações dos fornos rotativos não estão, porém, livres de problemas, por exemplo: geração de poeira, baixa eficiência térmica e baixa qualidade do produto são alguns dos problemas típicos que atrapalham as operações do forno rotativo. Apesar do longo tempo de permanência do material dentro do forno (por volta de uma hora ou mais) ajudar na produção de um produto uniforme aceitável, existe um esforço considerável para o melhoramento do desempenho do forno. Um passo inicial para isto é realizar um entendimento mais quantitativo dos fenômenos de transporte que ocorrem dentro do leito, ou seja, como isto se processa ao longo do forno.

3.2 – O Forno Rotativo Destinado a Produzir Clínquer de Cimento Portland

O forno usado para clínquerização consiste basicamente de um cilindro com comprimento e diâmetro variáveis de acordo com o tipo de processo utilizado, via úmida ou via seca. Uma ilustração de um forno rotativo com corte transversal é mostrada na Figura 3.1. O comprimento do forno depende principalmente do tempo necessário para se elevar os materiais do cru à temperatura de "clínquerização" ($\approx 1370\text{ }^{\circ}\text{C}$).

Segundo Fusaro (1990), a parte externa do forno, a qual fica em contato com o ambiente externo, é composta por uma chapa de aço cuja espessura varia ao longo do comprimento do forno. Devido às altas temperaturas existentes dentro do forno durante o processo de fabricação do clínquer, é necessário proteger a chapa de aço do forno com uma camada de refratários, formando dois cilindros concêntricos e em contato (justapostos). Sem esta proteção a chapa de aço se desintegraria em poucas horas. Um refratário é um material usualmente não metálico, que

é usado para suportar altas temperaturas. Num forno, o refratário usualmente consiste de tijolos de composição e tamanho especiais.

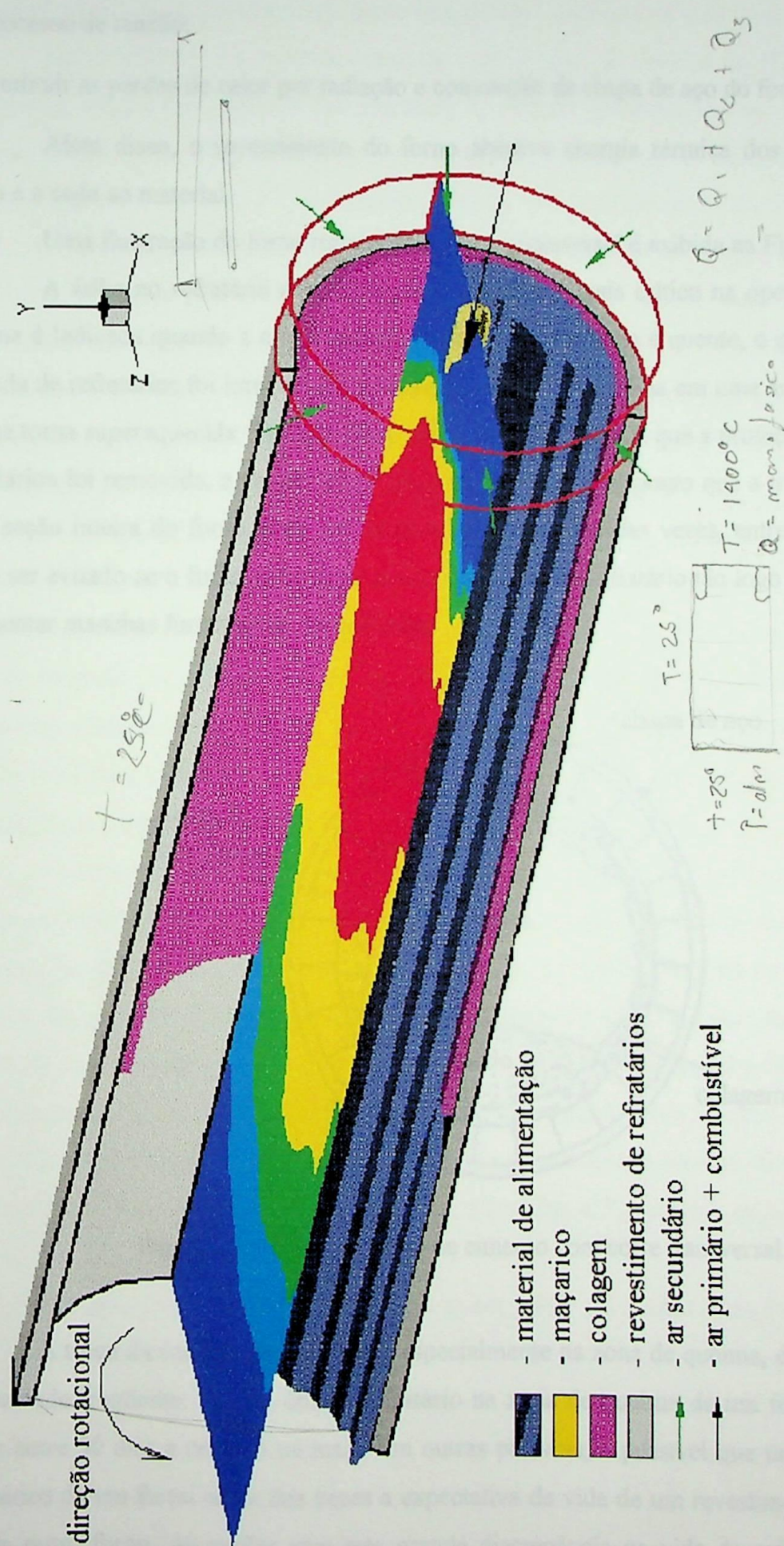


Figura 3.1 - Forno de cimento com corte longitudinal.

As funções do revestimento de refratários do forno rotativo são as seguintes:

- a) proteger a chapa de aço do forno rotativo das altas temperaturas da chama e do material em processo de reação;
- b) diminuir as perdas de calor por radiação e convecção da chapa de aço do forno.

Além disso, o revestimento do forno absorve energia térmica dos gases quentes do forno e a cede ao material.

Uma ilustração do forno rotativo com corte transversal é exibida na Figura 3.2.

A falha no refratário é considerada o transtorno mais crítico na operação do forno. A mesma é indicada quando a chapa externa torna-se avermelhada e quente, o que significa que a camada de refratários foi inteiramente perdida ou se tornou tão fina em uma área que a chapa de aço se torna superaquecida. Tal situação é perigosa, pois uma vez que a proteção fornecida pelos refratários foi removida, a chapa de aço pode se empenar a tal ponto que a troca da mesma em uma seção inteira do forno pode ser necessária. Na maioria das vezes, entretanto, esse perigo pode ser evitado se o forno for parado para a reposição do refratário tão logo a chapa comece a apresentar manchas fortemente avermelhadas.

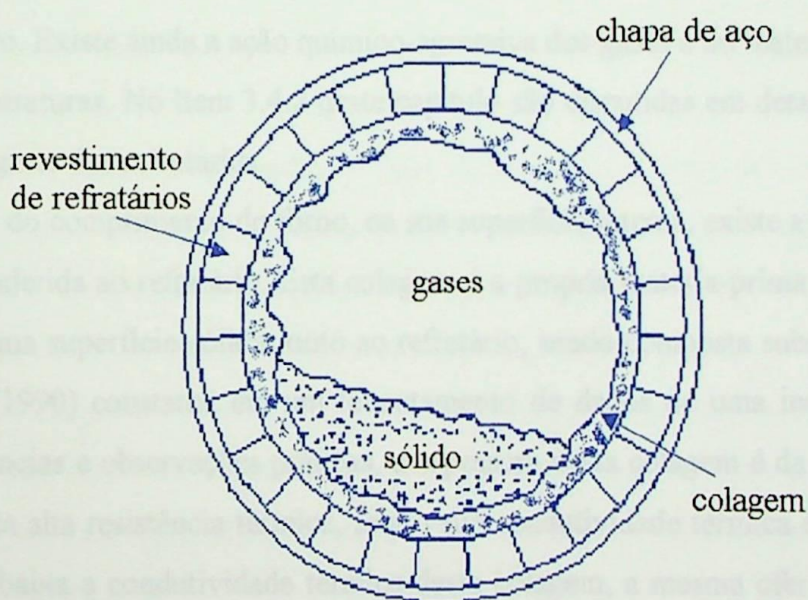


Figura 3.2 – Forno rotativo de cimento com corte transversal.

A troca da camada de refratários, especialmente na zona de queima, é infelizmente uma necessidade frequente. A vida útil do refratário na zona de queima de um forno rotativo pode variar entre 50 dias a um ano ou mais. Em outras palavras, é possível que um revestimento de refratários de um forno tenha dez vezes a expectativa de vida de um revestimento de refratários de um outro forno. As razões para esta grande discrepância na vida do refratário podem ser

encontradas nos fatores diretamente relacionadas ao tipo de refratário usado, sua forma e sua instalação. Por outro lado, as condições de operação do forno, tipo de alimentação do forno e a solidez mecânica do equipamento do forno têm grande influência na vida do refratário.

Fusaro (1990) coletou dados reais de uma fábrica de cimento localizada na cidade de Barroso, na região dos Campos das Vertentes do Estado de Minas Gerais. Segundo os dados obtidos, no início de vida, os refratários possuem 8", sendo que, no momento de troca, estes devem possuir no mínimo 4". No entanto, quando em uma determinada região do forno os refratários atingem esta espessura mínima, ocorre a parada do forno para a substituição dos refratários. Se nesta parada forem observadas uma ou mais regiões onde os refratários não apresentem esta espessura mínima (4"), mas um valor próximo (5 ½", por exemplo), a troca dos refratários também será efetuada nestas regiões, evitando assim uma parada posterior do forno em pequeno intervalo de tempo devido à esse mesmo problema. O desgaste do refratário pode ser causado por vários fatores. Considerando-se que os gases estão a uma temperatura significativamente mais alta do que o material, durante a rotação do forno o revestimento está submetido a variações de temperatura. Como consequência do movimento rotativo do forno, o revestimento também está submetido a solicitações mecânicas. Ainda temos que considerar a ação de desgaste por atrito, ocasionado pelo choque do material sobre o revestimento devido ao movimento relativo. Existe ainda a ação químico-agressiva dos gases e do material no interior do forno a altas temperaturas. No Item 3.4.2 deste capítulo são discutidas em detalhes as ações que influenciam o desgaste dos refratários.

Ao longo do comprimento do forno, na sua superfície interna, existe a formação de uma colagem (crosta) aderida ao refratário. Esta colagem é a própria matéria-prima que, ao longo do processo, forma uma superfície sólida junto ao refratário, sendo composta substancialmente por silicatos. Fusaro (1990) constatou em um levantamento de dados de uma instalação real que, através de experiências e observações práticas, a espessura desta colagem é da ordem de 35 cm. A mesma apresenta alta resistência térmica, sendo sua condutividade térmica entre 0,58 e 0,872 W/(m.°C). Sendo baixa a condutividade térmica desta colagem, a mesma oferece resistência ao fluxo de calor. No Item 3.3 deste capítulo são discutidas a formação e as características desta colagem.

Segundo Bui *et al.* (1982), os fornos, em geral, produzem mais de 1000 ton/dia de clínquer. O consumo específico de calor pode variar entre 5000 kJ/kg de clínquer produzido, em fornos de via úmida, a cerca de 3000 kJ/kg de clínquer, em fornos de via seca com pré-calcinadores. O forno é instalado com um declive de aproximadamente 3% entre o local de alimentação e o final do queimador, e tem rotação entre 2-4 rpm. O material cru vindo dos moinhos de cru é alimentado na parte mais alta e percorre o forno em declive.

A Figura 3.3 mostra as várias zonas de um forno rotativo de via úmida, as quais são delimitadas pelas várias etapas pelas quais o sólido passa durante sua marcha pelo forno.

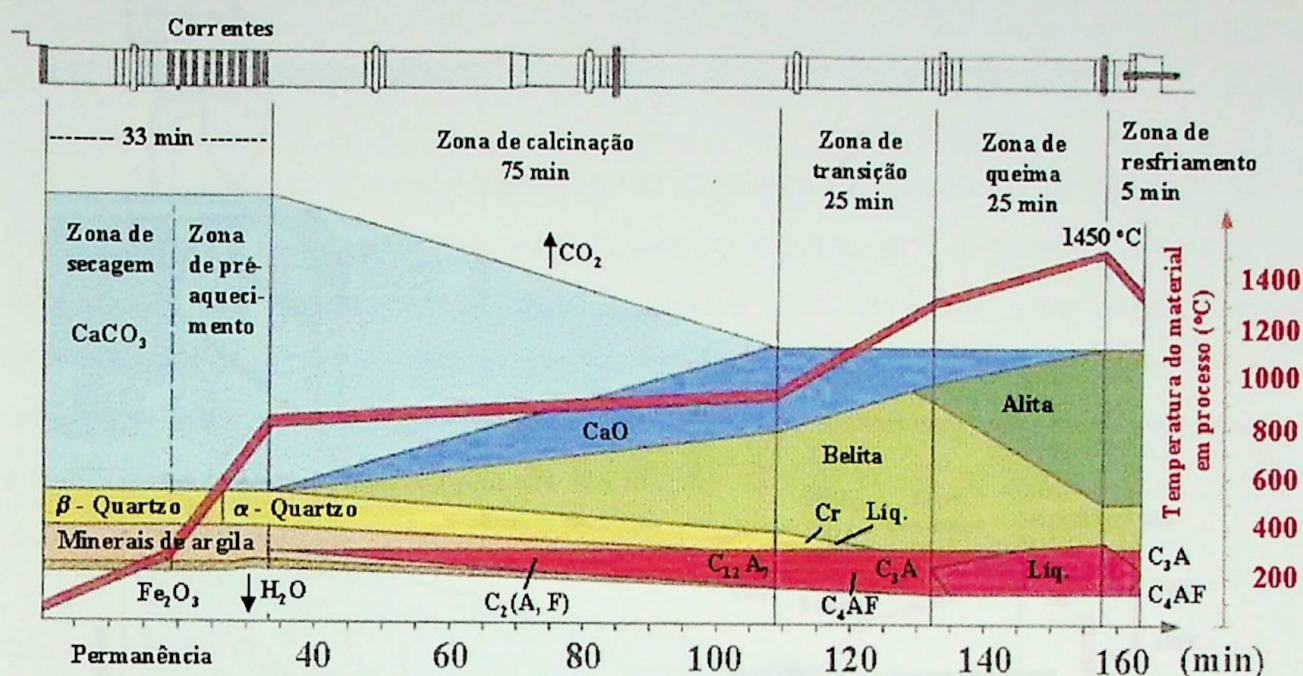


Figura 3.3 – Identificação das zonas de um forno rotativo de via úmida.

Como pode ser observado na figura acima, iniciando da extremidade mais elevada se encontram 6 (seis) zonas ao longo de um forno rotativo de via úmida: a zona de secagem, a zona de pré-aquecimento, a zona de calcinação, a zona de transição, a zona de queima e a zona de resfriamento. Os limites destas zonas dependem da temperatura e das reações químicas que ocorrem no material. Consequentemente, elas se deslocam com o tempo e no comprimento, dependendo da quantidade de energia térmica obtida dos gases e da parede.

Nos fornos longos de via seca outros sistemas são utilizados para secar e peletizar o cru antes do mesmo entrar no forno, usando os gases quentes que saem do forno para este propósito. Deste modo, estes tipos de forno não possuem a zona de secagem. Assim, a primeira zona passa a ser a zona de pré-aquecimento.

Convém salientarmos ainda que, um forno de via seca com pré-aquecedor não possui as zonas de secagem e de pré-aquecimento. Neste caso, o próprio pré-aquecedor se encarrega de secar e pré-aquecer o material até à temperatura inicial da calcinação. Assim, iniciando da extremidade mais elevada, a primeira zona é a da calcinação, como mostra a Figura 3.4.

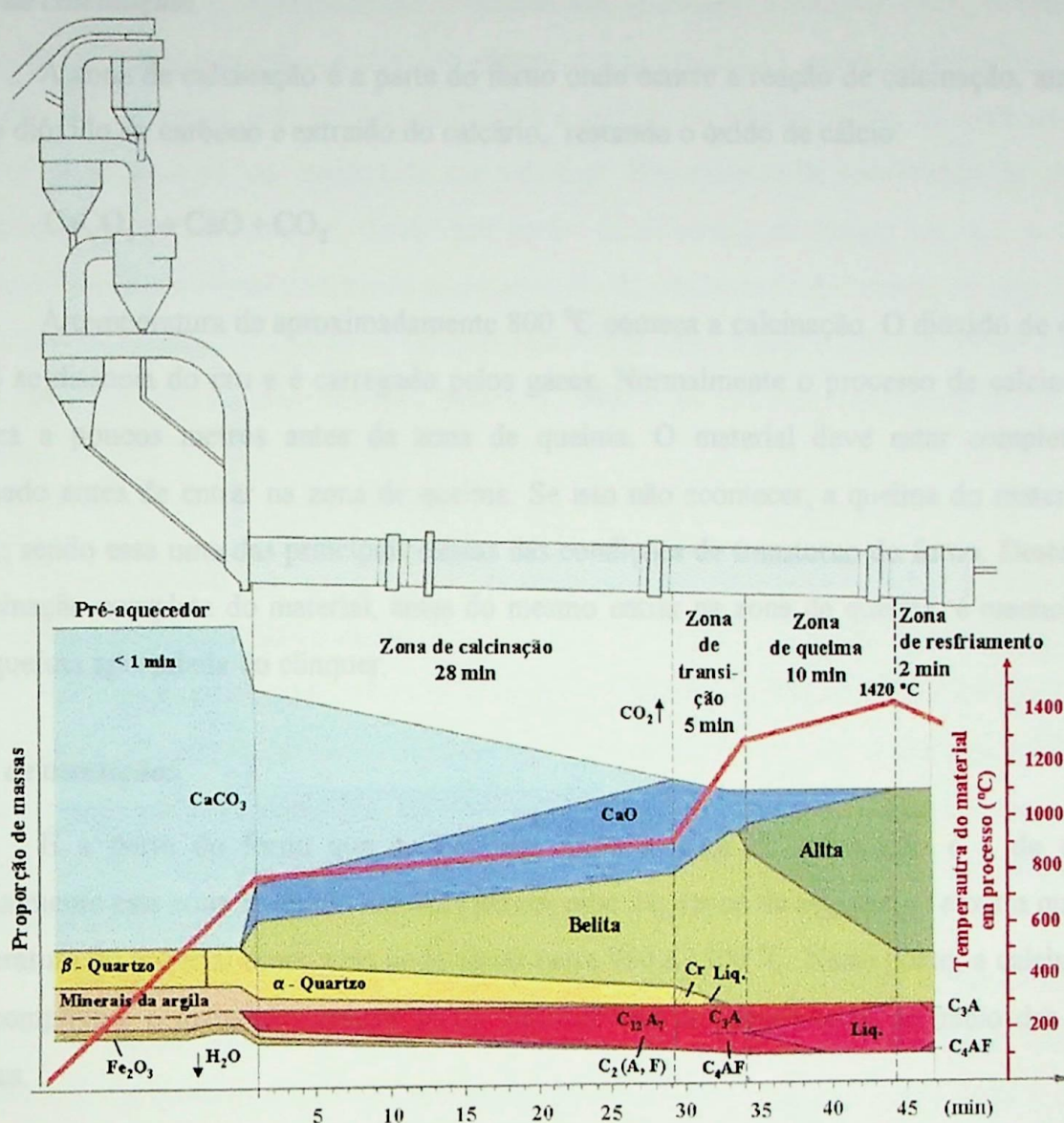


Figura 3.4 – Identificação das zonas de um forno rotativo de seca com pré-aquecedor de 4 estágios.

A seguir, temos a descrição de cada uma das zonas citadas anteriormente.

Zona de secagem (forno de via úmida):

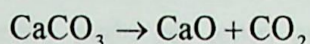
Nesta zona ocorre toda a evaporação da água contida na pasta, e consequentemente o aumento inicial da temperatura do sólido é retardado. Vários tipos de trocadores de calor são usados para remover esta umidade da pasta, os mais largamente usados são as correntes, as quais são colocadas logo na entrada do forno.

Zona de pré-aquecimento (forno de via úmida ou forno longo de via seca):

Nesta zona não ocorre reação, somente se aquece o material até à temperatura inicial da calcinação, entre 700 e 800 °C.

Zona de calcinação:

A zona de calcinação é a parte do forno onde ocorre a reação de calcinação, através da qual o dióxido de carbono é extraído do calcário, restando o óxido de cálcio:



À temperatura de aproximadamente 800 °C começa a calcinação. O dióxido de carbono (CO₂) se dissocia do cru e é carregado pelos gases. Normalmente o processo de calcinação se finaliza a poucos metros antes da zona de queima. O material deve estar completamente calcinado antes de entrar na zona de queima. Se isto não acontecer, a queima do material será difícil; sendo essa uma das principais causas das condições de transtorno do forno. Deste modo, a calcinação completa do material, antes do mesmo entrar na zona de queima, é essencial para uma queima apropriada do clínquer.

Zona de transição:

É a parte do forno que se encontra entre a zona de calcinação e a de queima. Normalmente esta zona se divide em duas partes, uma fria (zona de segurança) e outra quente. A temperatura do material nesta zona pode variar entre 950 e 1300 °C. Neste ponto, a calcinação já está completa e o material continua sendo aquecido até às temperaturas de início das demais reações.

Zona de queima, de clinquerização ou de sinterização:

É nesta zona que o produto final do forno é obtido. A mistura que está rica em cal e contém sílica, alumina e óxido de ferro, além de pequenas porcentagens de outros óxidos, é aquecida até à temperatura de clinquerização e se torna viscosa. Isto é chamado de clinquerização, que é caracterizada pela liquefação dos constituintes do clínquer. A formação do componente mais importante, o C₃S, não se inicia até que o material atinja a temperatura de aproximadamente 1260 °C. Com o aumento da temperatura, mais C₃S é formado, o que significa que mais cal combinará com a sílica. Ao se atingir uma temperatura entre 1370 e 1450 °C, a cal livre desaparecerá completamente. Esta temperatura assegura que o clínquer teve uma boa queima e que o mesmo será de boa qualidade.

Zona de resfriamento:

Ao contrário da concepção popular errada, o processo de formação do clínquer não está completo quando o material passa pela área mais quente da zona de queima. A maneira

conforme o clínquer é resfriado afeta em muito sua qualidade. Uma vez que a formação dos compostos já está completa e o clínquer atingiu a temperatura de aproximadamente 1370 °C, parte dos componentes está em estado líquido e outras em estado sólido. O resfriamento do clínquer se inicia a poucos metros de sua descarga. Dependendo da localização da chama, o resfriamento pode ser lento ou rápido por causa da diferença de tempo em que o clínquer permanece no forno depois de ter sido queimado. A velocidade do resfriamento, ou seja, o tempo requerido para que todo o líquido do clínquer seja solidificado, é importante. Em geral, é verdade que o resfriamento rápido é benéfico para a qualidade do clínquer, resultando numa melhor moagem.

Depois de sair do forno, o clínquer passa por um resfriador, e, após a descarga, sua temperatura é de aproximadamente 38 °C.

Em algumas situações utilizava-se água para resfriar o clínquer logo após sua saída do forno, mas este processo consumia considerável quantidade de calor, que era desperdiçada em vez de ser utilizada para elevar a temperatura do ar na entrada do forno. Resfriadores modernos realizam um rápido resfriamento utilizando ar, os quais são mais econômicos comparados com os que utilizam água.

A moagem fina do clínquer (97-95%) com o gesso (3-5%), que dá origem ao cimento Portland, ocorre no interior de moinhos de bolas ou de cilindros, que operam normalmente associados a equipamentos de classificação de partículas. Estes equipamentos evitam a sobre-moagem, no que se refere à granulometria final do cimento. Neste processo de moagem, a pequena quantidade de gesso que é adicionada visa controlar o início da reação de hidratação do C_3A e otimizar o desempenho do cimento. Detalhes sobre os compostos do clínquer são dados no Capítulo 5.

O calor é produzido pela queima de combustíveis formados por hidrocarbonetos, como carvão mineral e óleo combustível. O combustível é introduzido na extremidade mais baixa juntamente com o ar primário. Gases quentes escoam em contracorrente ao sólido. Este calor é usado para evaporar a água contida no material (no caso de forno de via úmida), para levar o sólido à temperatura de calcinação do carbonato de cálcio ($CaCO_3$), calciná-lo e aquecê-lo até às temperaturas de formação dos compostos do clínquer. Algumas dessas reações são endotérmicas e outras exotérmicas. No Capítulo 5 encontra-se uma descrição detalhada de tais reações. A soma desses calores é o calor total requerido.

O calor é perdido de três formas: calor do clínquer descarregado, calor presente nos gases de exaustão e o calor irradiado pelo casco do forno. Parte do calor perdido pelas duas primeiras formas é recuperado. O calor do clínquer é parcialmente recuperado no resfriador,

sendo transferido para o ar primário e secundário. O calor dos gases de exaustão é utilizado no pré-aquecimento do cru.

3.3 – A Formação de Colagem na Zona de Queima

A reposição do refratário, freqüentemente, apresenta custo elevado. Isto é devido não somente ao alto custo do refratário, mas também pela perda de produção enquanto o forno fica parado para a reposição do mesmo. É desnecessário dizer que trocas freqüentes do refratário é uma condição indesejável para qualquer forno.

Embora os refratários da zona de queima necessitem de reposições de tempo em tempo, as condições de operação do forno, entretanto, podem aumentar (e, infelizmente, diminuir também) a vida dos refratários. Essas condições são responsáveis pela formação e manutenção de uma crosta ou colagem na zona de queima. A colagem é formada durante a queima do clínquer sob influência da temperatura, do material em processo e do tipo de refratário, sendo sua formação desejável tanto do ponto de vista técnico quanto econômico.

Segundo experiências práticas, constatou-se que as características no comportamento da colagem são os parâmetros mais importantes para a operação contínua do forno. A vida útil do revestimento de refratários é substancialmente maior quando se consegue obter uma colagem estável ao longo da zona de queima.

3.3.1 – Natureza da Colagem

A colagem é uma massa de clínquer ou de partículas em pó que se adere à parede do forno, tendo partido de um estado líquido ou semilíquido para um estado solidificado. As partículas sólidas aderem à superfície da colagem (S_1 na Figura 3.5) ou na superfície do refratário (S_2 na Figura 3.5), quando não existe colagem, enquanto a temperatura da superfície da colagem é menor que a temperatura de solidificação das partículas. A colagem continua a se formar até sua superfície atingir esta temperatura de solidificação. Quando o forno é operado sob condição de equilíbrio, a colagem se manterá por si mesma. Isto significa que, teoricamente, nenhuma nova colagem é formada. Porém, quando esta temperatura é excedida, as partículas da superfície da colagem mudam novamente do estado sólido para o estado líquido, e a colagem começará a se desprender.

Existe uma queda de temperatura entre a superfície da colagem (S_1) e a superfície da chapa de aço (S_3), o calor flui na direção indicada pela seta na Figura 3.5. Esta transferência de calor é governada em grande parte pela condutividade do refratário e da colagem. Quanto maior

a condutividade do refratário, maior será a mudança na formação da colagem, isto porque mais calor será transferido na direção da seta, e consequentemente menor será a temperatura na superfície da colagem. O calor que passa através da parede do forno deve ser constantemente reposto pela chama para se manter uma condição de equilíbrio necessária para a formação da colagem.

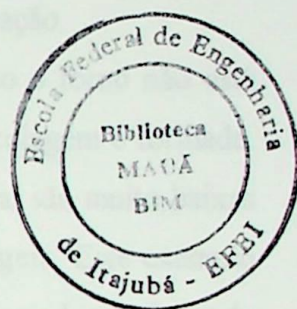
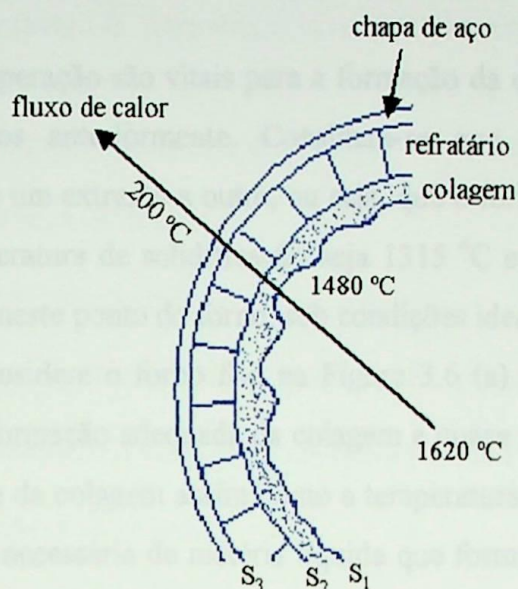


Figura 3.5 – Perda de calor através da parede do forno.

Devido ao fato da colagem consistir de partículas que mudam do estado líquido para o sólido, a quantidade de material que se funde à temperatura de clinquerização desempenha um papel importante na formação da colagem. Um material com alto conteúdo de líquido à temperatura de clinquerização é mais influente na formação da colagem do que um material com pouco líquido. Crus com uma fase líquida alta (mistura de fácil queima) tem um alto conteúdo de fundentes, minério de ferro, alumina, magnésia e álcalis. Por outro lado, misturas de difícil queima, ou seja, com baixo conteúdo de minério de ferro, alumina, magnésia e álcalis e alto conteúdo de sílica e cal, não têm uma influência favorável na formação da colagem. A presença de álcalis na corrente de gases estimula a formação de colagem e, infelizmente, também de anéis.

Considerando-se que a temperatura da superfície é, provavelmente, o fator mais importante na formação da colagem, é óbvio que a chama também tem um efeito significativo na sua formação. Isto porque, a forma da chama governa diretamente a temperatura da superfície de um ponto qualquer da zona de queima. Uma chama muito curta, turbulenta e larga pode destruir a colagem devido ao grande calor liberado sobre uma curta área. Enquanto que, uma chama longa é mais favorável para a formação da colagem na zona de queima.

Uma vez que todos os cuidados tenham sido tomados para que se garanta o estabelecimento de uma boa colagem protetora, resta que a mesma seja mantida durante a operação do forno.

3.3.2 – Condições de Operação

As condições de operação são vitais para a formação da colagem assim como todos os outros fatores mencionados anteriormente. Considera-se que o forno seja operado com temperaturas que variam de um extremo a outro, ou seja, que o forno possa estar frio, normal ou superaquecido, que a temperatura de solidificação seja 1315°C e que 25% do sólido se funde formando uma fase líquida neste ponto do forno, sob condições ideais de operação.

Primeiramente, considere o forno frio na Figura 3.6 (a). Neste caso o forno não está quente o suficiente para a formação adequada da colagem e quase nenhuma colagem é formada. A temperatura da superfície da colagem assim como a temperatura do material são muito baixas para produzir a quantidade necessária de matéria líquida que formaria a colagem. Este exemplo também suporta um fato amplamente conhecido, que nenhuma nova colagem pode ser formada enquanto o forno está frio.

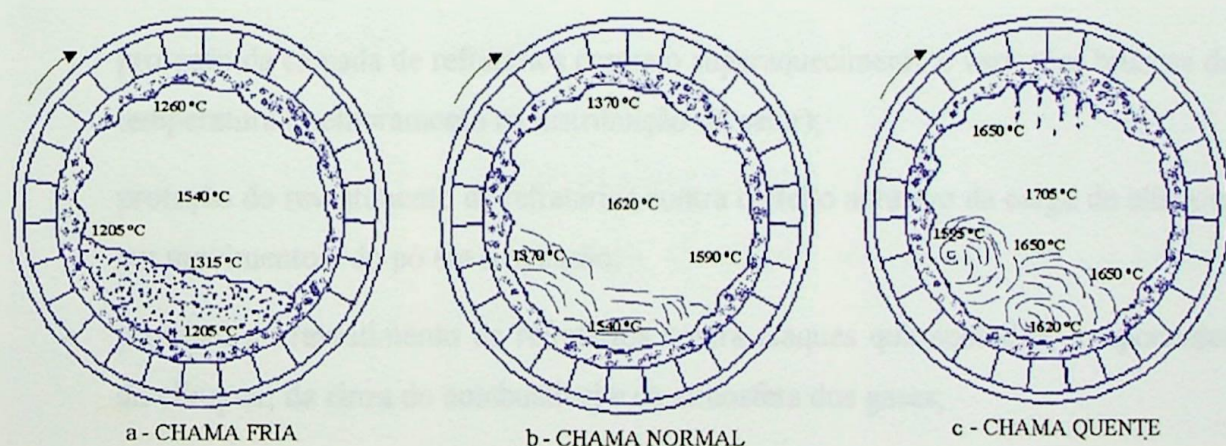


Figura 3.6 – Forno frio, normal e superaquecido.

No forno normal (Figura 3.6.b), a fase líquida está presente para formar uma boa colagem a temperaturas normais de operação. A temperatura da colagem, quando a mesma emerge do material do leito, assim como, quando está em contato com o material, é inferior à temperatura de solidificação das partículas do material. As partículas aderirão à parede e se solidificarão, e continuarão esse processo enquanto a temperatura da superfície da colagem for

menor que a temperatura de solidificação (1315 °C). Quando a parede atingir esta temperatura nenhuma nova colagem se formará. A colagem estará em equilíbrio.

No forno quente (Figura 3.6.c), por causa da temperatura extremamente alta do material e da colagem, muito líquido é formado. Como todas as temperaturas estão acima da temperatura de solidificação, a colagem se transforma do estado sólido para o líquido novamente, o que implica no seu desprendimento. É desnecessário dizer que esta condição é extremamente prejudicial ao forno e ao refratário.

Em resumo, os fatores que governam a formação ou a destruição da colagem são:

- a. composição química do cru;
- b. condutividade térmica do refratário e da colagem;
- c. temperatura do material quando em contato com a colagem;
- d. temperatura da superfície da colagem quando em contato com o material;
- e. forma e temperatura da chama.

3.3.3 – Funções da Colagem

As funções da colagem são:

- proteção da camada de refratários contra o superaquecimento e variações bruscas de temperatura (melhoramento na distribuição do calor);
- proteção do revestimento de refratários contra o efeito abrasivo da carga de clínquer em movimento e do pó em suspensão;
- proteção do revestimento de refratários contra ataques químicos dos componentes do clínquer, da cinza do combustível e da atmosfera dos gases;
- suporte ao efeito da mistura, isto é, melhora da mistura da massa de clínquer devido à rugosidade da superfície da colagem;
- redução da radiação de calor e proteção da virola do forno contra sobrecargas térmicas.

3.3.4 – Influência da Composição do Cru na Formação da Colagem

Segundo Velasco (1988) a colagem se forma predominantemente a partir dos componentes das matérias-primas e do clínquer, por isso, as características e a composição dos

mesmos determinam primeiramente a qualidade e a quantidade da colagem. Os produtos do combustível e a difusão do revestimento de refratários também desempenham um certo papel. A experiência industrial demonstra que existe uma correlação entre as características (módulo sílica-alumina, saturação da cal) e a proporção e pré-disposição para formar a colagem dentro do sistema $\text{SiO}_2 - \text{Al}_2\text{O}_3$ e Fe_2O_3 .

A fase líquida do clínquer se define como a quantidade de compostos presentes sob a forma líquida depois do cozimento e da formação dos compostos do clínquer. Isto ocorre usualmente a temperaturas de aproximadamente 1250°C . O conteúdo em fase líquida a 1450°C pode ser de até 35%, com um valor médio por volta de 25%.

A quantidade em fase líquida e suas propriedades físicas (viscosidade, tensão superficial, etc.) dependem da sua composição química e da temperatura.

Sabe-se, por experiência, que existe uma correlação entre a quantidade em fase líquida ($\text{C}_3\text{A} + \text{C}_4\text{AF} + \text{MgO} + \text{K}_2\text{O} + \text{Na}_2\text{O} + \text{SO}_3$) e a espessura da colagem.

Quando se processa uma mistura crua com menos de 20% de fase líquida em potencial, a formação da colagem na zona de queima provavelmente será deficiente, enquanto que misturas com mais de 25% conduzem a colagens grossas e, com freqüência, à formação de anéis.

A formação da colagem pode ser influenciada pelos óxidos do clínquer da seguinte forma:

- um aumento no módulo de alumina e de sílica impede a formação da colagem;
- condições favoráveis para a formação da colagem são obtidas com um módulo de sílica entre 2,0 e 3,0 e um módulo de alumina entre 1,3 e 2,5;
- condições favoráveis para a formação da colagem são obtidas com um módulo constante médio ou alto de sílica;
- o parâmetro de maior influência é o módulo de alumina.

Os cálculos dos módulos de alumina e de sílica, dentre outros, são mostrados no Capítulo 4.

3.4 – Os Refratários

3.4.1 – Tipos de Tijolos Refratários

Nas Tabelas de 3.1 a 3.4 são relacionadas, para alguns tipos de tijolos refratários, algumas características e seus campos de aplicação. Os valores indicados são valores médios

obtidos em laboratório segundo às especificações da DIN (Deutsches Institut für Normung), com exceção das condutividades térmicas, as quais foram obtidas segundo às especificações da ASTM (American Society for Testing and Materials). Os testes foram realizados em uma elaboração normalizada do material com formatos padrões prensados mecanicamente. Os valores dos testes mostrados são valores padrões típicos e não se pode considerar como uma especificação. Tais dados foram obtidos em uma publicação da Refratechnik (VIW 3-001-7/89). A Refratechnik é um dos maiores fabricantes alemães de produtos refratários para a indústria de cimento e de aço, tendo a maior participação, a nível mundial, no mercado da indústria de cimento.

Tabela 3.1 – Algumas características dos tijolos refratários básicos.

Produto	Matéria-prima básica	Componente principal	Condutividade térmica W/(m.°C)			Campos típicos de aplicação
			300 °C	700 °C	1000 °C	
Almag 85	Periclase-espinela	82-87% MgO	4,0	3,0	2,8	Zonas de transição expostas ao ataque de álcalis e condições de atmosfera redutora. Livres de cromo.
Almag 80	Magnésia-cromo	78-82% MgO	3,8	2,9	2,7	Zonas de clinquerização e transição muito solicitadas, com colagem instável ou sem colagem.
Magpure 90	Magnésia	90-93% MgO	3,5	2,8	2,6	Zona central de clinquerização na zona de colagem. Livre de cromo.
Perilex 83	Magnésia-cromo	82-86% MgO	4,0	3,0	2,8	Zonas de clinquerização e transição muito solicitadas. Pobres em cromo.
Pirelex 80	Magnésia-cromo	80-85% MgO	3,5	2,8	2,6	Zonas de clinquerização e transição com uso normal. Pobres em cromo.

Fonte: Refratechnik (VIW 3-001-7/89).

Tabela 3.2 – Algumas características dos tijolos refratários especiais.

Produto	Matéria-prima básica	Componente principal	Condutividade térmica W/(m.°C)			Campos típicos de aplicação
			300 °C	700 °C	1000 °C	
Kronex 30	Chamota resistente ao ácido	70-75% SiO ₂	1,0	1,1	1,2	Cone de entrada, zona das correntes.
Refradur 200	Matérias-primas especiais	88-90% SiO ₂	1,0	1,2	1,3	Zona de pré-aquecimento (especialmente com pré-calcinação) com forte carga de sais (KCl) na atmosfera do forno.

Fonte: Refratechnik (VIW 3-001-7/89).

Tabela 3.3 – Algumas características dos tijolos refratários com baixa condutividade térmica.

Produto	Matéria-prima básica	Componente principal	Condutividade térmica W/(m.°C)			Campos típicos de aplicação
			300 °C	700 °C	1000 °C	
Orylex 125	Materiais refratários leves	63-68% SiO ₂	0,4	0,5	0,5	Zona de pré-aquecimento < 4,0 m Ø.
Refratherm 150	Materiais refratários leves	68-72% SiO ₂	0,5	0,6	0,6	Zona de pré-aquecimento > 4,0 m Ø.

Fonte: Refratechnik (VIW 3-001-7/89).

Tabela 3.4 – Algumas características dos tijolos refratários com alto conteúdo de alumina.

Produto	Matéria-prima básica	Componente principal	Condutividade térmica W/(m.°C)			Campos típicos de aplicação
			300 °C	700 °C	1000 °C	
Kronex 85	Bauxita	80-85% Al ₂ O ₃	2,3	2,2	2,1	Boca de saída, resfriadores rotativos e de satélites, tubos de ar terciário, zona de transição < 3,6 m Ø.
Kronex 70	Bauxita	70-75% Al ₂ O ₃	1,8	1,7	1,6	Zona de segurança > 4,6 m Ø.
Refralusit 63	Andaluzita	60-63% Al ₂ O ₃	1,7	1,7	1,6	Fornos de lodo de cal, suportes do forno, vagonetas de forno túnel.
Kronex 50	Chamota especial rica em alumina	48-52% Al ₂ O ₃	1,2	1,5	1,4	Zona de segurança < 4,6 m Ø.

Fonte: Refratechnik (VIW 3-001-7/89).

Como pode ser observado nas tabelas anteriores, a utilização de um certo tipo de refratário em determinada parte do forno dependerá das condições químicas e físicas às quais o mesmo ficará submetido. A Figura 3.7 mostra um esquema de um forno de via seca com pré-aquecedor de 4 estágios com as indicações dos vários tipos de refratários utilizados ao longo do forno.

3.4.2 – O Desgaste dos Tijolos Refratários

Existe uma diversidade de ações que influenciam o desgaste do tijolo refratário. Estas podem ser classificadas de acordo com o agente que produz a ação ou com base no tipo de desgaste. Os desgastes podem ser originados por fatores de origem química, térmica ou mecânica, ou ainda são produzidos pela ação do cru, da chama ou da carcaça do forno, Refratechnik Informes (VIW 3-299-2/89).

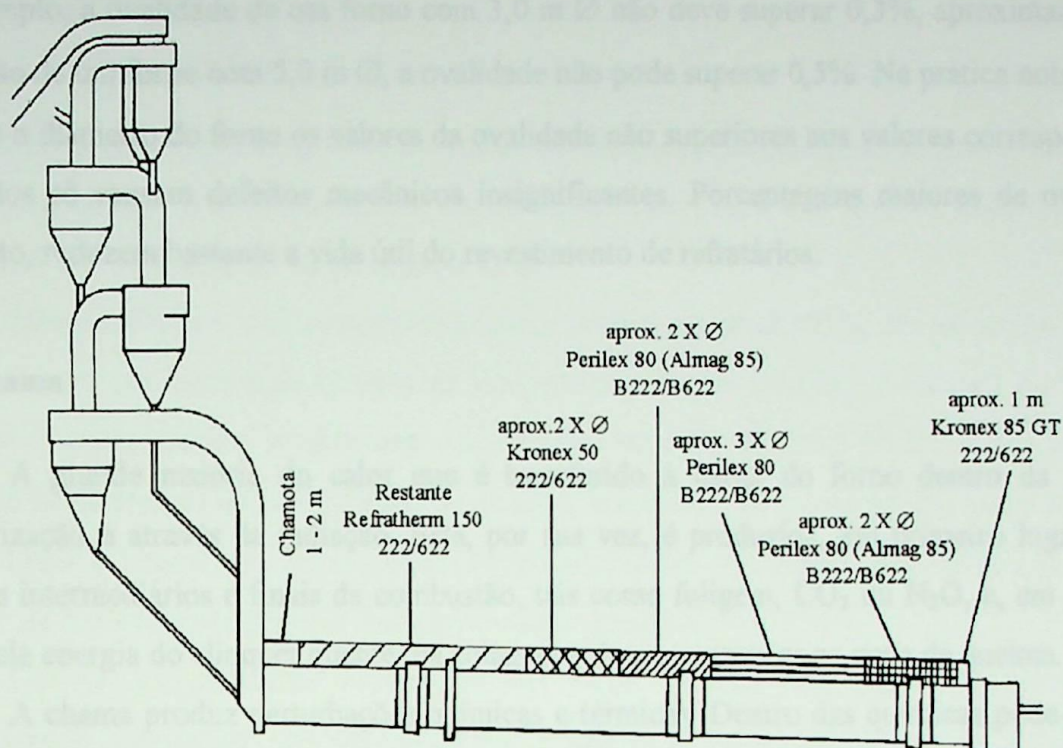


Figura 3.7 – Distribuição de refratários ao longo do forno.

3.4.2.1 – Agentes Perturbadores

Os agentes perturbadores são:

- a) o clínquer;
- b) a chapa do forno;
- c) a chama.

a) O Clínquer

O clínquer produz um efeito mecânico (desgaste proveniente dos grãos) e outros químicos (fase líquida e a condensação de sais alcalinos).

b) A Chapa do Forno

O principal problema que se origina na chapa do forno é a ovalidade, a qual consiste numa distorção causada pela deformação da virola.

Segundo experiências, a ovalidade máxima permitida depende do diâmetro do forno. Por exemplo, a ovalidade de um forno com 3,0 m \varnothing não deve superar 0,3%, aproximadamente; já no caso de um forno com 5,0 m \varnothing , a ovalidade não pode superar 0,5%. Na prática nota-se que, segundo o diâmetro do forno os valores da ovalidade não superiores aos valores correspondentes permitidos só causam defeitos mecânicos insignificantes. Porcentagens maiores de ovalidade, entretanto, reduzem bastante a vida útil do revestimento de refratários.

c) A Chama

A grande maioria do calor que é transferido à carga do forno dentro da zona de clinquerização é através da radiação. Esta, por sua vez, é produzida, em primeiro lugar, pelos produtos intermediários e finais da combustão, tais como fuligem, CO_2 ou H_2O , e, em segundo lugar, pela energia do clínquer quente, da colagem e das incrustações na zona de queima.

A chama produz perturbações químicas e térmicas. Dentro das químicas pode-se citar: difusão de silicatos e infiltração de silicatos de sulfatos alcalinos, os quais possuem baixo ponto de fusão e assim migram para as zonas frias e solidificam-se provocando esforços adicionais.

As mudanças na atmosfera redutora fazem com que o ferro passe de óxido férrico (Fe_2O_3) a ferroso (FeO), ocasionando mudanças volumétricas que prejudicam a estrutura interna do tijolo.

As perturbações térmicas se referem principalmente ao superaquecimento e às mudanças bruscas na temperatura, e são devidas especialmente à operação anormal do forno. Por esta razão, o aquecimento inicial e as condições seguintes de operação desempenham um papel importante na vida útil do refratário.

As mudanças bruscas na temperatura são devidas a esfriamentos rápidos do forno, no caso de paradas, assim como, à operação instável do forno por falta de alimentação ou por controle irregular da chama.

Outro aspecto importante é quando o forno é posto em funcionamento sem ter uma proteção (colagem). A duração mínima do aquecimento é determinada pelos tipos dos tijolos refratários instalados. Geralmente deve observar-se as especificações sobre aquecimento recomendadas pelos fabricantes do material.

3.4.2.2 – Os Efeitos

As ações que contribuem para o desgaste do revestimento de refratários podem subdividir-se simplificadaamente nos três grupos:

1. efeitos mecânicos;
2. efeitos térmicos;
3. efeitos químicos;

Na maioria dos casos, estes fatores se apresentam simultaneamente. Existem casos em que a destruição se deve unicamente a causas mecânicas. Como é o caso de desprendimentos provocados por deformações da carcaça do forno.

Destruições por efeitos termo-mecânicos podem ser produzidas, por exemplo, por uma forte chuva ou por mudanças bruscas na temperatura. Nestas ocasiões a carcaça do forno se esfria até o ponto em que produz uma variação temporal do diâmetro do forno. A causa mais freqüente de destruição termo-mecânica se observa, entretanto, no momento em que o material é aquecido pela primeira vez. Se não existirem possibilidades suficientes de dilatação, o material se dilata até o ponto onde grandes rachaduras são produzidas.

Devido ao constante movimento do forno rotativo em regime permanente de funcionamento, o refratário está submetido a uma série de forças de pressão, flexão, tração, etc.

As influências termo-químicas, às quais está submetido o revestimento de refratários, provêm, em primeiro lugar, do material em processo com seus distintos componentes: grãos de clínquer, pedaços de colagem e fundição do clínquer, assim como, de vapores de álcalis.

Outro fator de influência termo-química é a chama do queimador. Seus efeitos são caracterizados pelos componentes do combustível, pelas condições da atmosfera do forno e pela temperatura.

Ao contrário do desgaste termo-mecânico, a destruição do revestimento originada pelos agentes termo-químicos se processa lentamente. A velocidade do desgaste depende, antes de tudo, da temperatura que governa uma reação química mais ou menos intensa entre os componentes do tijolo e do clínquer. Devido às transformações químicas e aos processos de difusão, são produzidas variações na estrutura e na composição mineralógica dos tijolos. Tal fato ocorre paulatinamente, iniciando-se do lado do fogo e aprofundando-se sucessivamente até a parte externa. Com isto, não se alteram apenas as propriedades refratárias dos tijolos mas também suas propriedades físicas.

3.4.3 – Aquecimento do Forno Revestido

O tempo necessário para aquecer o forno depende de várias condições. Se o revestimento é novo, deve-se esperar o tempo necessário para que se possa secar o concreto refratário utilizado, especialmente no pré-aquecedor.

Se o forno ficou parado por pouco tempo e não se fez nenhum reparo no revestimento, e ao mesmo tempo a temperatura da zona de queima não foi inferior a 300 °C, pode-se aquecer a instalação do forno com bastante rapidez, entre 3 e 5 horas, aproximadamente, até se atingir a temperatura do regime.

Por outro lado, depois de realizar reparos importantes, para os quais foi necessário o resfriamento prévio do forno por completo, a velocidade de aquecimento tem de ser bem menor, por exemplo, 50 °C por hora, aproximadamente. Entretanto, nos fornos que produzem em torno de 1500 ton/dia de clínquer são necessárias 25 horas, aproximadamente, para alcançar a temperatura do regime. Nos fornos com maior capacidade, tem-se que utilizar velocidades ainda mais lentas, nunca acima de 30 °C por hora, enquanto que, em fornos que superam 3000 ton/dia, deve-se aumentar em 20%, aproximadamente, o período de aquecimento, calculado segundo o procedimento anterior. Isto se faz necessário tanto para proteger os tijolos, evitando a variação brusca (choque) de temperatura, quanto para conseguir o equilíbrio da dilatação térmica entre o revestimento de tijolos e a virola; e sobretudo, para que as velocidades de aquecimento e de dilatação dos anéis de rolamento com relação ao forno sejam mais lentas.

Segundo valores medidos na virola e no anel de rolamento de um forno de 5,5 metros de diâmetro, foi comprovado que o forno não atinge a temperatura definitiva até que se tenham transcorridas 52 horas, a partir do momento em que começou o aquecimento (Refratechnik Informes, VIW 3-296-2/89).

4.2 - Composição Típica das Matérias-Primas

Usualmente, qualquer um dos componentes do material de alimentação do forno ou que pode ser encontrado em uma de suas matérias-primas. Por exemplo, segundo as composições típicas das seguintes matérias-primas listadas na Tabela 4.1.

CAPÍTULO 4

COMPOSIÇÃO DAS MATÉRIAS-PRIMAS E SUAS INFLUÊNCIAS

4.1 – Preparação das Matérias-Primas

Os ingredientes básicos para a produção do cimento Portland são o calcário; argila; areia e minério de ferro. A quantidade de matérias-primas requerida por qualquer instalação depende da composição desses materiais e do tipo de cimento a ser produzido. Assim, amostras desses materiais são analisadas continuamente, e as proporções são devidamente ajustadas para uma posterior mistura das matérias-primas.

A preparação do cru envolve inicialmente a extração do calcário e da argila. O calcário, por representar mais de 70% em peso na composição do cru, exige por sua vez grande quantidade de maquinário para sua extração, transporte e britagem. Usualmente, utilizam-se 1 ou 2 estágios de britagem, que reduzem o material a pequenas partículas de tamanhos de 3/8 polegadas, sendo em seguida armazenado antes de prosseguir para a seção de moagem.

A argila, assim como o calcário, é pré-homogeneizada pela forma de descarregamento da mesma nos depósitos onde é armazenada. A argila normalmente passa por um britador de cilindros antes do armazenamento e também antes de seguir para a seção de moagem. Na retirada da argila de seus depósitos, bem como do calcário britado, é realizada uma segunda pré-homogeneização.

A seguir, o calcário e a argila, bem como a areia e o minério de ferro, são enviados às instalações de moagem, onde estes materiais são pesados e dosados, e então moídos a uma granulometria média abaixo de 100 μm . É na etapa de moagem que se difere o tipo de processo utilizado. No processo de via úmida o material recebe água ao longo do moinho durante a moagem, transformando o material de alimentação numa pasta cuja umidade varia entre 30 e 40% em peso; no processo de via semi-úmida a umidade chega a no máximo 20%; no processo de via semi-seco a umidade varia entre 10 e 15% e no processo de via seca a umidade do cru de alimentação do forno deve ser inferior a 1%.

4.2 – Composição Típica das Matérias-Primas

Usualmente, qualquer um dos componentes do material de alimentação do forno ou cru pode ser encontrado em mais de uma das matérias-primas. Por exemplo, vejamos as composições típicas das seguintes matérias-primas listadas na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 – Composição típica das matérias-primas.

Matéria-prima	CaO	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	MgO	Perda ao fogo
Calcário	52,0	5,7	0,8	0,3	0,4	40,4
Calcário rico em sílica	33,6	36,8	1,8	0,6	0,5	26,4
Escória de alto forno	35,5	33,1	9,1	0,9	16,4	2,1
Xisto	3,2	53,8	18,9	7,7	2,2	13,1
Areia	0,8	70,0	15,0	5,0	0,2	8,6
Argila	0,5	61,0	16,9	12,4	0,4	7,8
Minério de ferro	-	6,7	1,4	89,7	0,4	0,2
Pó do desgaste das placas de revestimento do moinho	-	2,5	1,1	89,9	-	4,0

Fonte: Peray e Waddell (1972).

O cru de alimentação do forno contém uma certa porcentagem de impurezas. A magnésia (MgO) é encontrada em graus variados e age como um fundente a temperaturas de sinterização, o que torna a queima um pouco mais fácil. Entretanto, um excesso de MgO no cimento é indesejável, pois isto tende a prejudicar o concreto.

Óxidos de potássio e sódio (K₂O e Na₂O), comumente chamados de *álcalis*, são normalmente encontrados na areia e na argila. Apesar do conteúdo desses óxidos, na maioria dos cimentos, ser menor que 1%, os mesmos desempenham um papel importante e nocivo no forno porque são a maior causa de formação de anéis. Se presentes no cimento, os álcalis lideram uma expansão interna e o comprometimento do concreto quando usado com certos agregados reagentes.

A partir de várias matérias-primas o cru é misturado de maneira que, depois de queimado, possa consistir de aproximadamente 64% CaO; 22% SiO₂; 3,5% Al₂O₃ e 3,0% Fe₂O₃. A composição varia em diferentes moinhos para diferentes tipos de cimento, mas os principais componentes são essencialmente como mostrados. Existem pequenas quantias de outros constituintes, alguns dos quais têm um efeito acentuado no cimento ou no concreto feito com o cimento.

É evidente que é necessário fazer uma análise contínua do cru que está entrando no forno para se controlar adequadamente o produto que está saindo no outro lado. É responsabilidade do químico da instalação determinar a composição e a proporção desses

materiais para produzir o cru, o que deve assegurar uma produção de um clínquer uniforme, de alta qualidade e com boa queimabilidade. Uma composição continuamente uniforme do cru é de maior importância para a operação normal do forno.

Vários sistemas são empregados para introduzir o cru no forno dependendo do tipo de processo usado, via úmida ou via seca. Todos estes sistemas tem o mesmo propósito: alimentar o forno a uma taxa uniforme e permanente com o mínimo de flutuação possível, o que significa que cada matéria-prima deve ser cuidadosamente medida.

Ao passar pelos diferentes estágios da queima, o cru perde parte de seu peso original. Isto é conhecido como *perda ao fogo*. Por esta razão se requer entre 1,47 a 1,58 kg de cru para se produzir 1,0 kg de clínquer.

Outro ponto importante é o fato de que a composição do cru não é idêntica à composição do cimento produzido a partir desse cru. O químico pode determinar essas diferenças e então calcular a composição de cru requerida para obter-se um certo tipo de cimento. Por exemplo, praticamente todo o SO_3 no cimento vem do gesso adicionado durante a moagem final. A perda ao fogo do cru é usualmente em torno de 30 a 35%, enquanto que o cimento tem uma perda de menos de 2%. Considerando que parte dos álcalis se envolve na corrente dos gases durante a clínquerização e é removida do forno juntamente com o pó residual, o conteúdo de álcalis do cru é maior do que o do cimento.

4.3 – Influência da Composição do Cru na Queimabilidade

4.3.1 – Queimabilidade

A “queimabilidade” do cru é relativa à facilidade ou dificuldade com que o mesmo se transforma em clínquer dentro do forno, ou seja, é uma indicação da quantidade de combustível requerida para queimar o cru e transformá-lo num clínquer de boa qualidade. Embora seja altamente desejável se ter sempre a mesma composição do cru de alimentação do forno, não é isto que ocorre. Uma demonstração disto é que a maioria das instalações de cimento fabricam diferentes tipos de cimento, tais como os de alta resistência inicial, os de uso geral e os com resistência aos sulfatos; portanto, a composição do cru muda de tempo em tempo a medida que diferentes tipos de cimento são fabricados. Sempre que a composição do cru muda, a queimabilidade também muda.

Um químico de uma instalação de cimento, quando calcula a composição do cru, emprega certas fórmulas para assegurar que o produto terá as especificações do tipo de cimento Portland a ser fabricado. As composições do cru são identificadas por vários fatores e índices, os

quais são usados para expressar a queimabilidade. A seguir, temos uma breve descrição de cada um.

Módulo de Sílica (MS): Este módulo é encontrado pela divisão do percentual de sílica pela soma dos percentuais de alumina e de minério de ferro encontrados no cru. Ou seja,

$$MS = \frac{\text{SiO}_2}{\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{Fe}_2\text{O}_3} \quad (1)$$

O aumento no módulo de sílica produz um clínquer que é mais difícil para queimar. São principalmente os conteúdos de alumina e de óxido de ferro que governam a combinação do cálcio e sílica a temperaturas de sinterização menores.

Neste ponto, é apropriado definir os termos “fácil queima” e “difícil queima”. Neste texto, define-se cru de fácil queima aquele que requer menos combustível durante sua queima comparado com o cru de difícil queima.

Módulo de Alumina (MA): Este módulo é encontrado pela divisão do percentual de alumina do cru pelo percentual de ferro. Ou seja,

$$MA = \frac{\text{Al}_2\text{O}_3}{\text{Fe}_2\text{O}_3} \quad (2)$$

Quanto maior o módulo mais difícil a queima. O ferro tem uma influência favorável na velocidade da reação entre a cal e a sílica; portanto, pode-se dizer que, mantendo outros valores constantes, um maior conteúdo de ferro contribui para uma queima mais fácil. Isto porque tanto o numerador quanto o denominador da equação são expressões de fundentes, porém o módulo alumina-ferro não é usado para expressar queimabilidade.

Fator de Saturação da Cal (FSC): Este fator está intimamente ligado à proporção de CaO livre, C_3S e C_2S . Mantendo-se o teor de cal livre constante, a proporção de C_3S aumenta e a de C_2S diminui, com o aumento de FSC. Sendo calculado pela relação entre a porcentagem em peso dos compostos, dada por:

$$FSC = \frac{100 \text{ CaO}}{2,8 \text{ SiO}_2 + 1,1 \text{ Al}_2\text{O}_3 + 0,7 \text{ Fe}_2\text{O}_3} \quad (3)$$

É geralmente reconhecido que um maior fator de saturação da cal contribuirá para uma queima do clínquer mais difícil.

A porcentagem de líquido presente a temperaturas de clinquerização. Os fundentes na mistura são a alumina, o ferro, a magnésia e os álcalis, os quais governam a presença de líquido a temperaturas de clinquerização. Quanto maior a porcentagem de líquido à esta temperatura, mais fácil será a queima do clínquer.

A porcentagem de líquido presente a 1470 °C é calculada segundo à seguinte equação:

$$\text{Porcentagem de líquido} = 1,13 C_3A + 1,35 C_4AF + \text{MgO} + \text{Álcalis} . \quad (4)$$

Índice de queimabilidade. O índice de queimabilidade é baseado nos principais compostos do clínquer, silicato tricálcico (C_3S), ferro-aluminato tetracálcico (C_4AF) e aluminato tricálcico (C_3A), ou seja:

$$BI = \frac{C_3S}{C_4AF + C_3A} . \quad (5)$$

A fórmula mostra que um alto percentual de C_3S e baixos percentuais de C_4AF e C_3A resulta numa queima difícil.

Quanto maior o índice de queimabilidade mais difícil será a queima do clínquer.

Análise da queimabilidade. Além da composição do cru discutida anteriormente, na operação de um forno de via úmida tem de se considerar também o conteúdo de umidade do cru, e como isto afetará indiretamente a queimabilidade do clínquer. Com a composição do cru sem alteração, um alto conteúdo de umidade resulta numa queima mais fácil. A razão para a mudança na queimabilidade é o simples fato de que menos cru está disponível para ser queimado quando o conteúdo de umidade é maior.

Considerando que mudanças na composição do cru têm uma grande influência na operação do forno, é importante que o responsável pela operação do forno seja avisado com antecedência pelo laboratório sobre qualquer alteração feita na composição do cru.

A Tabela 4.2 mostra as faixas para os fatores e índices de um cimento padrão Tipo II segundo à ASTM (American Society for Testing and Materials). Algumas misturas de cru para fabricação do cimento Tipo II podem exceder esses limites e até produzir um cimento que encontre especificações estabelecidas, mas estas são excepcionais.

Misturas de cru para diferentes tipos de cimento, tais como os de alta resistência inicial, os de baixo calor de hidratação e os com resistência aos sulfatos, terão valores e faixas consideravelmente diferentes das mencionadas para cimento padrão Tipo II. Agências em alguns

países especificam baixas e altas limitações para o módulo de sílica e o módulo de alumina-ferro para alguns tipos de cimento, devido à importância desses fatores no produto final.

Tabela 4.2 – Faixas para os fatores e índices do cimento padrão Tipo II.

	Faixa
Módulo de sílica	2,5 – 3,2
Fator de saturação	90 – 95
Porcentagem de fundentes	20 – 27%
Índice de queimabilidade	2,6 – 4,5

Fonte: ASTM *apud* Peray e Waddell (1972).

4.3.2 – O Fator de Queimabilidade

Na discussão seguinte, um novo fator de queimabilidade é introduzido, o qual considera todos os componentes que influenciam numa mistura de cru. Este novo fator de queimabilidade é baseado em três premissas:

(1) a indicação de queimabilidade mais confiável para qualquer mistura de cru pode ser obtida pela comparação do fator de saturação da cal com o módulo de sílica, considerando que as porcentagens de magnésia e de álcalis permaneçam as mesmas;

(2) quando o fator de saturação da cal ou o módulo de sílica aumenta, ou o percentual de magnésia ou de álcalis diminui, a queimabilidade aumentará, ou seja, a queima do cru será mais difícil;

(3) uma alteração de 1% na porcentagem de magnésia ou de álcalis da mistura ocasiona, dentro de uma tolerância próxima, a mesma mudança na queimabilidade que uma alteração de 3% no fator de saturação da cal ou uma alteração de 0,3% no módulo de sílica.

Para comparação, estão listadas na Tabela 4.3 seis misturas com composições diferentes e seus respectivos índices de queimabilidade, incluindo o novo fator de queimabilidade. Isto mostra claramente que, não se pode usar uma só expressão para determinar a queimabilidade de uma certa mistura de cru. Por exemplo, considere a influência na mudança da composição das misturas nº 2 e nº 3. Nota-se, considerando o fator de saturação da cal, que a mistura 3 é de mais fácil queima que a 2. Por outro lado, o módulo de sílica, o conteúdo de fundentes e o índice de

queimabilidade indicam o oposto, ou seja, que a mistura 2 é de mais fácil queima que a mistura 3.

Como já mencionado anteriormente, a melhor indicação com relação à queimabilidade é encontrada quando se considera o fator de saturação da cal juntamente com o módulo de sílica. Uma mudança de 1 no fator de saturação da cal ocasiona a mesma mudança na queimabilidade que uma mudança de 0,1 no módulo de sílica.

Tabela 4.3 – Efeito da composição do cru na queimabilidade.

Parte A – Análises comparativas do cru									
<i>Nº da Mistura</i>	<i>CaO</i>	<i>SiO₂</i>	<i>Al₂O₃</i>	<i>Fe₂O₃</i>	<i>MgO</i>	<i>Álcalis</i>	<i>C₃S</i>	<i>C₃A</i>	<i>C₄AF</i>
1	64,77	22,80	4,75	3,15	4,64	0,10	54,11	7,29	9,53
2	65,05	22,15	4,99	3,03	4,72	0,10	58,87	8,10	9,22
3	64,79	22,88	5,77	1,83	4,48	0,20	48,51	12,20	5,57
4	65,68	22,04	6,39	2,51	3,44	0,20	53,38	12,69	7,64
5	64,83	22,84	4,35	2,81	5,16	0,10	57,11	6,78	8,55
6	65,22	22,52	4,36	2,80	4,80	0,10	61,08	6,82	8,52
Parte B – Valores relativos à queimabilidade									
<i>Nº da Mistura</i>	<i>Fator de Saturação da Cal</i>	<i>Módulo de Sílica</i>	<i>Porcentagem de Fundentes</i>	<i>Índice de Queimabilidade</i>	<i>Fator de Queimabilidade</i>				
1	90,9	2,89	25,85	3,22	105,6				
2	93,5	2,76	26,42	3,40	106,6				
3	90,4	3,05	25,99	3,61	106,9				
4	91,8	2,48	28,29	2,62	107,1				
5	91,7	3,15	24,46	3,98	107,8				
6	93,4	3,11	24,11	4,20	110,2				

Fonte: Peray and Waddell (1972).

Considerando que os conteúdos de magnésia e de álcalis permanecem os mesmos, o novo fator de queimabilidade é:

$$BF = \left(\frac{100 \text{ CaO}}{2,8(\text{SiO}_2) + 1,1(\text{Al}_2\text{O}_3) + 0,7(\text{Fe}_2\text{O}_3)} \right) + 10 \left(\frac{\text{SiO}_2}{\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{Fe}_2\text{O}_3} \right) \quad (6)$$

Em instalações de cimento onde os conteúdos de magnésia e de álcalis não variam, este fator de queimabilidade será suficiente para informar a queimabilidade do cru de alimentação. Em muitas instalações, entretanto, os conteúdos de magnésia e de álcalis na mistura de cru podem sofrer grandes variações. Neste caso, o fator de queimabilidade tem que considerar essas mudanças e a fórmula para determinar a queimabilidade (baseada em relações empíricas) será:

$$BF = \frac{100 \text{ CaO}}{2,8(\text{SiO}_2) + 1,1(\text{Al}_2\text{O}_3) + 0,7(\text{Fe}_2\text{O}_3)} + 10 \frac{\text{SiO}_2}{\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{Fe}_2\text{O}_3} - 3(\text{MgO} + \text{Álcalis}) \quad (7)$$

Estabelecendo-se um novo fator de queimabilidade, naturalmente surge uma questão muito importante: “Qual a influência na queimabilidade do cru quando se aumenta ou diminui o fator de queimabilidade?”. Primeiro, devemos lembrar que o cru será de mais difícil queima quando o fator de queimabilidade aumentar. Testes reais de operação mostraram que uma mudança de até 1 no fator não resulta numa mudança significativa na queimabilidade. Quando as mudanças são maiores do que 2, a reação pode ser claramente observada. Quando a mudança é acima de 3, o fluxo de combustível deve ser ajustado para preparar a zona de queima para uma grande mudança na queimabilidade.

É essencial fazer uma clara distinção entre um material de alimentação que tende a ter uma melhor visibilidade na zona de queima e um material que requer menos combustível para queimar. Certas composições do cru podem criar condições de “sujeira” na zona de queima, o que levaria a uma interpretação errada e, devido a pouca visibilidade, a zona de queima seria esfriada. A ação de elevar a taxa de combustível para limpar a zona de queima resultaria em um clínquer muito queimado.

Assim como todos os outros fatores conhecidos para expressar a queimabilidade, o novo fator de queimabilidade proposto anteriormente indica quando um cru requer menos ou mais combustível para queimar, mas não dá uma indicação da visibilidade que pode ser esperada na zona de queima.

A visibilidade na zona de queima é indicada pelos termos: misturas “limpas” ou “sujas”. Usualmente, misturas limpas têm conteúdos de cal e de sílica relativamente altos, e baixos conteúdos de magnésia e de álcalis. Sempre que se adiciona gesso na mistura, com o propósito de reduzir-se a evolução de álcalis nos gases do forno, a visibilidade na zona de queima é extremamente reduzida.

CAPÍTULO 5

OS COMPOSTOS DO CLÍNQUER

5.1 – Reações de Formação do Clínquer

As matérias-primas utilizadas na moagem do cru apresentam em sua composição mineralógica basicamente os seguintes óxidos, cuja apresentação é feita com a notação convencional da química do cimento: C = CaO (óxido de cálcio), S = SiO₂ (sílica), A = Al₂O₃ (alumina) e F = Fe₂O₃ (minério de ferro). Estes óxidos reagem formando os quatro compostos básicos que constituem o clínquer, a saber: C₂S – Silicato dicálcico (2CaO.SiO₂); C₃S – Silicato tricálcico (3CaO.SiO₂); C₃A – Aluminato tricálcico (3CaO.Al₂O₃) e o C₄AF – Ferro-aluminato tetracálcico (4CaO.Al₂O₃.Fe₂O₃), conforme apresentado na Tabela 5.1. Estas reações são passos importantes para a produção de um clínquer de alta qualidade. Experiências mostram que um forno nunca pode ser operado corretamente sem considerar todas as reações que ocorrem em seu interior.

Tabela 5.1 – Reações de formação dos principais compostos do clínquer.

2CaO + SiO ₂	2CaO.SiO ₂ – (C ₂ S) Silicato Dicálcico
3CaO + SiO ₂	3CaO.SiO ₂ – (C ₃ S) Silicato Tricálcico
3CaO + Al ₂ O ₃	3CaO.Al ₂ O ₃ – (C ₃ A) Aluminato Tricálcico
4CaO + Al ₂ O ₃ + Fe ₂ O ₃	4CaO.Al ₂ O ₃ .Fe ₂ O ₃ – (C ₄ AF) Ferro-Aluminato Tetracálcico

Fonte: Silva (1994).

Em função dos constituintes das matérias-primas, outros componentes também podem ser encontrados na composição do cru e, por sua vez, também no clínquer. Neste caso, suas presenças não se devem apenas às matérias-primas, mas também à incorporação de cinzas presentes em alguns dos combustíveis utilizados. Alguns destes componentes encontrados em maior quantidade são: MgO, SO₃, H₂O, K₂O e Na₂O, além de outros presentes apenas sob a forma de traços.

O calcário fornece o óxido de cálcio (CaO), necessário à formação dos compostos do clínquer, sob a forma de carbonato de cálcio (CaCO₃). A sílica (SiO₂) pode ser fornecida pela areia e pela argila, que em altas temperaturas reagem com o CaO formando os silicatos de cálcio.

A argila fornece, além da sílica, também a alumina (Al_2O_3) e o minério de ferro (Fe_2O_3). Como o que interessa nas reações é o óxido de cálcio e não o carbonato de cálcio, é necessário o aquecimento dos materiais, a fim de se atingir as temperaturas da reação de calcinação ($\text{CaCO}_3 \rightarrow \text{CaO} + \text{CO}_2$), reação esta fortemente endotérmica (Bye, 1983 *apud* Silva, 1994).

Assim, a mistura de cru, após passar pela etapa de calcinação ($\approx 800\text{ }^\circ\text{C}$), continua sofrendo um processo de aquecimento para atingir as temperaturas necessárias à ocorrência das outras reações. Em temperaturas maiores ocorrem as reações de formação de componentes intermediários. Por volta de $1300\text{ }^\circ\text{C}$ ocorre a formação de uma fase líquida quaternária, de composição fechada, para a qual dá-se a forma de C-S-A-F. A quantidade de líquido formado depende da quantidade de A e F presente no material alimentado e da temperatura do forno (Ghosh, 1993 *apud* Silva, 1994). A Tabela 5.2 apresenta os vários níveis de temperatura nos quais ocorrem as reações de formação do clínquer.

Tabela 5.2 – Temperatura de reação dos compostos do clínquer.

Acima de $800\text{ }^\circ\text{C}$	Início da liberação do dióxido de carbono (CO_2) a partir do calcário (CaCO_3). Início do processo de calcinação do CaCO_3 .
Entre $800\text{ }^\circ\text{C}$ e $1200\text{ }^\circ\text{C}$	Formação do C_2S .
Entre $1095\text{ }^\circ\text{C}$ e $1205\text{ }^\circ\text{C}$	Formação do C_3A e C_4AF .
De $1260\text{ }^\circ\text{C}$ até $1455\text{ }^\circ\text{C}$	Formação do C_3S a partir do C_2S com quase extinção da cal livre (CaO).
De $1455\text{ }^\circ\text{C}$ até $1300\text{ }^\circ\text{C}$	Cristalização da fase líquida do C_3A e C_4AF . Os silicatos C_2S e C_3S praticamente não sofrem modificações tanto na forma quanto na composição.

Fonte: Bye (1983), Ghosh (1983) *apud* Silva (1994).

Geralmente, cerca de 25% da mistura passa para a fase líquida ao atingir as altas temperaturas da zona de clinquerização e por esta razão, o processo não é uma fusão completa ou um puro estado sólido de sinterização, é então chamado de processo de clinquerização. Grande quantidade de C_2S (silicato dicálcico) é formada pelas reações no estado sólido, porém sua formação é completada somente na fase líquida. A reação final entre o C_2S e a cal (CaO), para formar o C_3S (silicato tricálcico), ocorre totalmente dentro da fase líquida, numa temperatura em torno de $1450\text{ }^\circ\text{C}$. A taxa de reação entre ambos depende da taxa de dissolução da cal na fase líquida do clínquer, que, por sua vez, depende do tamanho das partículas e da temperatura do meio.

Após a formação da fase líquida do clínquer, ainda dentro do forno, ele passa por um processo rápido de resfriamento, sendo resfriado de uma temperatura acima de 1450 °C para cerca de 1300 a 1350 °C. Em seguida, externamente ao forno, num resfriador próprio, o clínquer é resfriado para temperaturas entre 100 e 200 °C, dependendo do tipo de equipamento utilizado. A taxa de resfriamento controla o crescimento do cristal de silicato de cálcio e a cristalização da fase líquida na forma de C_3A (aluminato tricálcico), C_4AF (ferro-aluminato tetracálcico) e adicionalmente C_2S (Bye,1993 *apud* Silva, 1994). Um resfriamento lento do clínquer pode resultar na formação de cristais grandes e menos reativos.

Algumas das reações de formação dos compostos citados são endotérmicas e outras exotérmicas. A reação de calcinação é fortemente endotérmica, consumindo a maior parte do calor fornecido ao processo. A Tabela 5.3 apresenta as principais reações de formação do clínquer e seus respectivos calores de reação (Weber, 1963 *apud* Silva 1994).

Tabela 5.3 – Calor de reação dos compostos de formação do clínquer.

Reação	Calor de reação (a 20 °C)
$CaCO_3 \Rightarrow CaO + CO_2$	1.766 kJ/kg
$MgCO_3 \Rightarrow MgO + CO_2$	1.188 kJ/kg
$2CaO + SiO_2 \Rightarrow 2CaO.SiO_2$ ($\beta.C_2S$)	- 715 kJ/kg
$3CaO + SiO_2 \Rightarrow 3CaO.SiO_2$ (C_3S)	-528 kJ/kg
$CaO + Al_2O_3 \Rightarrow CaO.Al_2O_3$ (CA)	- 309 kJ/kg
$12CaO + 7Al_2O_3 \Rightarrow 12CaO.7Al_2O_3$ ($C_{12}A_7$)	- 169 kJ/kg
$3CaO + Al_2O_3 \Rightarrow 3CaO.Al_2O_3$ (C_3A)	- 15 kJ/kg
$4CaO + Al_2O_3 + Fe_2O_3 \Rightarrow 4CaO.Al_2O_3.Fe_2O_3$ (C_4AF)	- 84 kJ/kg

Fonte: Weber (1963) *apud* Silva (1994).

As reações químicas que ocorrem durante o processo de formação do clínquer, referentes a um forno de via úmida, foram descritas por Spang (1981) e se encontram na Tabela 5.4.

Segundo Spang (1981), a zona de queima ocorre quando a calcinação está completa. A temperatura do sólido aumenta aproximadamente 560 °C devido à formação exotérmica do C_2S . Três reações ligeiramente endotérmicas também ocorrem; as duas primeiras são a formação de

um líquido fundido consistindo de C_4AF e C_3A . Este líquido causa a mistura que aglutina-se em pequenas bolas conhecidas como “clínquers”. Embora as reações requeridas não ocorram sem este líquido, seu efeito na dinâmica do forno pode ser considerado de segunda ordem. A terceira reação endotérmica ocorre quando o C_2S combina com o CaO restante para formar o C_3S . Esta reação tem efeito mínimo no perfil de temperatura.

Tabela 5.4 – Principais reações químicas que ocorrem durante o processo de formação do clínquer no forno de via úmida.

Temp. (°C)	Reação	Troca de calor	Calor de reação
100	Evaporação da água contida na pasta.	Endotérmica	2.256,22 kJ/kg H_2O
882 e acima	Evolução do óxido de cálcio a partir do carbonato de cálcio: $CaCO_3 \rightarrow CaO + CO_2$	Endotérmica	2.965,65 kJ/kg $CaCO_3$
1204	Início da combinação da cal e sílica: $2CaO + SiO_2 \rightarrow C_2S$	Exotérmica	-886,206 kJ/kg C_2S
1260	Formação líquida: $4CaO + Al_2O_3 + Fe_2O_3 \rightarrow C_4AF$ $3CaO + Al_2O_3 \rightarrow C_3A$	Endotérmica Endotérmica	Não fornecido. Não fornecido.
acima de 1260	Compostos finais do cimento: $2CaO + SiO_2 \rightarrow C_2S$ $C_2S + CaO \rightarrow C_3S$	Exotérmica Endotérmica	-886,206 kJ/kg C_2S 25,586 kJ/kg C_3S

Fonte: Spang (1972).

5.2 - Composição Típica dos Cimentos

O cimento Portland consiste basicamente dos quatro grandes componentes do clínquer, C_3S (Silicato Tricálcico), C_2S (Silicato Dicálcico), C_3A (Aluminato Tricálcico) e C_4AF (Ferro-Aluminato Tetracálcico), em conjunto com o gesso adicionado durante a moagem. A porção relativa destes compostos pode ser alterada para otimizar as propriedades específicas do cimento, conforme será discutido com detalhes mais à frente.

A Tabela 5.5 mostra composições típicas de componentes do clínquer, as quais são calculadas assumindo estequiometria ideal e equilíbrio químico no forno através do Cálculo Potencial de Bogue (1952) *apud* Silva (1994), cujas equações são apresentadas a seguir, onde X_i corresponde à porcentagem do componente indicado em relação a 1 kg de cru:

$$C_3S = 4,07.X_{CaO} - [(7,60.X_{SiO_2}) + (6,72.X_{Al_2O_3}) + (1,43.X_{Fe_2O_3}) + (2,85.X_{SO_3})] \quad (5.1)$$

$$C_2S = 2,87.X_{SiO_2} - 0,754.X_{C_3S} \quad (5.2)$$

$$C_3A = 2,65.X_{Al_2O_3} - 1,69.X_{Fe_2O_3} \quad (5.3)$$

$$C_4AF = 3,04.X_{Fe_2O_3} \quad (5.4)$$

Tabela 5.5 – Faixa de porcentagem dos principais compostos do clínquer.

Composto do clínquer	Faixa de porcentagem (% em peso)
C ₂ S – Silicato Dicálcico	15 - 45
C ₃ S – Silicato Tricálcico	30 - 60
C ₃ A – Aluminato Tricálcico	3 - 10
C ₄ AF – Ferro-Aluminato Tetracálcico	7 - 15
CaSO ₄ .2H ₂ O – Sulfato de Cálcio Hidratado	3 - 5

Fonte: Mehta (1977), Beuer (1986) *apud* Silva (1994).

A composição de um típico cimento Tipo II é mostrada na Tabela 5.6, a qual indica que o cimento Portland é uma mistura complexa de um número de compostos.

O silicato tricálcico (C₃S) é um importante constituinte do cimento porque é responsável, principalmente, pelo desenvolvimento da resistência da argamassa e do concreto. O cru para fabricação de cimento regular tem usualmente um potencial de C₃S entre 52 e 62%. Cru com um potencial de C₃S acima de 65% é extremamente difícil para queima e tem característica pobre de colagem.

O silicato dicálcico (C₂S) representa aproximadamente 22% do clínquer. Deve ser enfatizado neste ponto que o clínquer não terá necessariamente a mesma composição calculada com base no cru. As porcentagens de C₃S e C₂S indicadas estarão presentes no clínquer somente quando o clínquer for queimado a 1470 °C. As temperaturas da zona de queima, entretanto, podem variar entre uma grande faixa, e isto afetaria as porcentagens do C₃S e C₂S. Considerando que uma maior temperatura é necessária para formar o C₃S do que o C₂S, uma subqueima resultaria num conteúdo maior de C₂S e num conteúdo menor de C₃S.

Tabela 5.6 – Composição química típica do cimento Tipo II.

Componente	% em peso
CaO	64,4
SiO ₂	22,2
Al ₂ O ₃	3,50
Fe ₂ O ₃	2,90
MgO	2,20
SO ₃	2,00
Perda ao fogo	1,40
Resíduo insalubre	0,10
Total de álcalis como Na ₂ O	0,45
Cal livre (CaO)	0,90
C ₃ A	6,80
C ₃ S	54,00
C ₂ S	22,90
C ₄ AF	8,80

Fonte: Peray e Waddell (1972).

O aluminato tricálcico (C₃A) é responsável pela trabalhabilidade da argamassa. Quanto mais alto o conteúdo de C₃A, maior será a plasticidade (trabalhabilidade) da argamassa. Isto explica porque o cru para a fabricação dos chamados cimentos plásticos tem um alto potencial de C₃A comparado com o cimento regular, no qual o conteúdo de C₃A varia entre 6 a 8% do clínquer. Concreto feito de cimento com alto conteúdo de C₃A não é tão resistente à ação dos sulfatos, quando expostos ao solo e à água, quanto o concreto feito com cimento com baixo conteúdo de C₃A.

O ferro-aluminato tetracálcico (C₄AF) governa a cor do cimento. Quanto maior o conteúdo de C₄AF no clínquer, mais escuro será o cimento. Isto é indesejável uma vez que os usuários, quase que unanimemente, preferem um cimento levemente colorido. O minério de ferro tem propriedade desejável de agir como um fundente no forno, facilitando assim a formação dos outros componentes do cimento sob temperatura mais baixa.

O óxido de cálcio, oriundo da calcinação, combina-se com outros óxidos durante a queima, de modo que a cal livre no cimento resultante, assumindo que o clínquer foi queimado adequadamente, fique entre 0,5 e 1%. Cal livre no cimento é o CaO que não combinou com a sílica (SiO₂), alumina (Al₂O₃) e minério de ferro (Fe₂O₃) no interior do forno.

Segundo Silva (1994), todos os compostos do clínquer formam soluções sólidas a partir dos componentes químicos de cada elemento presente no cru. Em adição aos quatro óxidos básicos, os óxidos: MgO, K₂O e Na₂O são impurezas onipresentes na maioria das matérias-primas. O C₃S impuro é chamado de alita, apresentando como característica uma reação mais rápida com a água do que o C₃S puro. No caso do C₂S, este pode se apresentar sob quatro formas

polimórficas, a saber: α , α' , β e γ . Na temperatura ambiente, a forma polimórfica não hidráulica γ é termodinamicamente estável, porém no cimento, as impurezas estabilizam a forma polimórfica β (Beuer, 1986 *apud* Silva, 1994). Desta forma, o C_2S impuro recebe a denominação de belita. O C_3A impuro contém considerável quantidade de ferro ($\approx 10\%$), o que pode diminuir a sua reatividade frente ao composto puro. Altos níveis de sódio substituído modificam a sua estrutura cristalina, de orthorômbico para cúbico, com uma correspondente diminuição na reatividade (ASTM, 1978; Mehta, 1977 *apud* Silva, 1994).

O C_4AF não tem uma estequiometria exata, sendo uma solução sólida entre os óxidos de cálcio (C), alumínio (A) e ferro (F), de modo que sua composição pode variar entre C_6A_2F e C_6AF_2 . Por esta razão, o C_4AF é conhecido como fase ferrítica. Quando o MgO está presente na fase ferrítica, o clínquer torna-se escuro e, por consequência, tem-se um cimento de cor cinzenta. Caso o conteúdo de MgO seja baixo, ou se a fase ferrítica contiver apreciável quantidade de ferro (devido a uma atmosfera redutora no forno), o cimento poderá adquirir a tonalidade marrom. Em adição, o MgO cristalino (periclásio) está presente na maioria dos clínqueres, tipicamente na faixa de 1 a 4% em peso, conforme amostras analisadas por Mehta (1977) *apud* Silva (1994) em cimentos fabricados em diferentes países. Entretanto, existem limites quanto à quantidade de MgO no clínquer, devido à sua baixa hidratação, a qual pode causar fraturas de expansão na pasta endurecida de cimento.

Tabela 5.7 – Composição típica para cimento Portland segundo à ASTM.

TIPO	DESCRIÇÃO	$C_3S(\%)$	$C_2S(\%)$	$C_3A(\%)$	$C_4AF(\%)$	$\bar{C}SH_2(\%)$
I	Uso Geral	55	20	10	7	5
II	Moderada Resistência aos Sulfatos	45	30	7	12	4
III	Alta Resistência Inicial	60	15	10	7	5
IV	Baixo Calor de Hidratação	30	45	5	12	3
V	Resistência aos Sulfatos	40	35	3	15	3

Fonte: ASTM (1978) *apud* Silva (1994).

Os cimentos podem ser classificados de várias maneiras, sendo a classificação mais utilizada a da ASTM (American Society for Testing and Materials), apresentada na Tabela 5.7. Estas classificações são baseadas, em grande parte, no desempenho e na composição química,

embora em cimentos comuns, um mesmo tipo pode possuir várias composições similares (ASTM, 1978; Metha, 1977 *apud* Silva, 1944).

Dependendo de sua constituição mineralógica, decorrente da porcentagem utilizada na mistura de cada uma das matérias-primas e de sua composição química, o cimento pode vir a apresentar propriedades específicas, adequadas a diferentes situações, dando origem a vários tipos.

O calor pode ser transferido de um corpo para o outro, por radiação, que é a transferência de calor através de ondas eletromagnéticas, sem os dois corpos terem contato real entre si; ou por condução, que é a transferência de calor de um corpo para outro estando os mesmos em contato. Outro método de transferência de calor é por convecção, no qual o calor é transferido entre um sólido e partículas líquidas ou gasosas em movimento.

6.2 – Transferência de Calor no Forno

No forno rotativo, o calor é transferido para o material do leito por convecção/radiação a partir da chama e da parede do forno, por condução a partir da parede do forno, e por convecção/radiação a partir dos gases quentes. As características de transferência de calor nas várias zonas do forno são diferentes. Na zona de queima, a transferência de calor ocorre principalmente por radiação a partir da parede e da chama, e por condução devido ao contato do material com a parede quente. Na zona de calcinação, o calor é transferido para o material principalmente por convecção a partir dos gases quentes, e por condução a partir da parede.

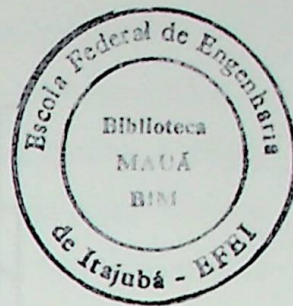
6.3 – Perfil de Temperatura no Forno

As temperaturas variam ao longo do forno e um fator muito importante é a diferença de temperatura entre o material e os gases a uma certa posição do forno. Uma curva representativa da temperatura no interior do forno mostra claramente a temperatura dos gases, e esta temperatura nunca corresponde à temperatura do material nesta mesma localização. Também, as condições poderiam ainda de tal forma que as temperaturas dos gases mostrariam uma considerável mudança enquanto a temperatura do material permaneceria a mesma por vários metros dentro (Peray e Waddell, 1972).

Na Figura 6.1, os perfis de temperatura mostrados são para um forno de via úmida e ilustram as diferenças de temperatura que existem entre os gases e o material de alimentação.

CAPÍTULO 6

TRANSFERÊNCIA DE CALOR



6.1 – Introdução

O calor pode ser transferido de um corpo para o outro, por *radiação*, que é a transferência de calor através de ondas eletromagnéticas, sem os dois corpos terem contato real entre si; ou por *condução*, que é a transferência de calor de um corpo para outro estando os mesmos em contato. Outro método de transferência de calor é por *convecção*, no qual o calor é transferido entre um sólido e partículas líquidas ou gasosas em movimento.

6.2 – Transferência de Calor no Forno

No forno rotativo, o calor é transferido para o material do leito por convecção/radiação a partir da chama e da parede do forno, por condução a partir da parede do forno, e por convecção/radiação a partir dos gases quentes. As características da transferência de calor nas várias zonas do forno são diferentes. Na zona de queima, a transferência de calor ocorre principalmente por radiação a partir da parede e da chama, e por condução devido ao contato do material com a parede quente. Na zona de calcinação, o calor é transferido para o material principalmente por convecção a partir dos gases quentes, e por condução a partir da parede.

6.3 – Perfis de Temperatura no Forno

As temperaturas variam ao longo do forno e um fator muito importante é a diferença de temperatura entre o material e os gases a uma certa posição do forno. Um mapa registrador da temperatura no interior do forno mostra somente a temperatura dos gases, e esta temperatura nunca corresponde à temperatura do material nesta mesma localização. Também, as condições poderiam mudar de tal forma que as temperaturas dos gases mostrariam uma considerável mudança enquanto a temperatura do material permaneceria a mesma por vários minutos depois (Peray e Waddell, 1972).

Na Figura 6.1, os perfis de temperatura mostrados são para um forno de via úmida e ilustram as diferenças de temperatura que existem entre os gases e o material de alimentação.

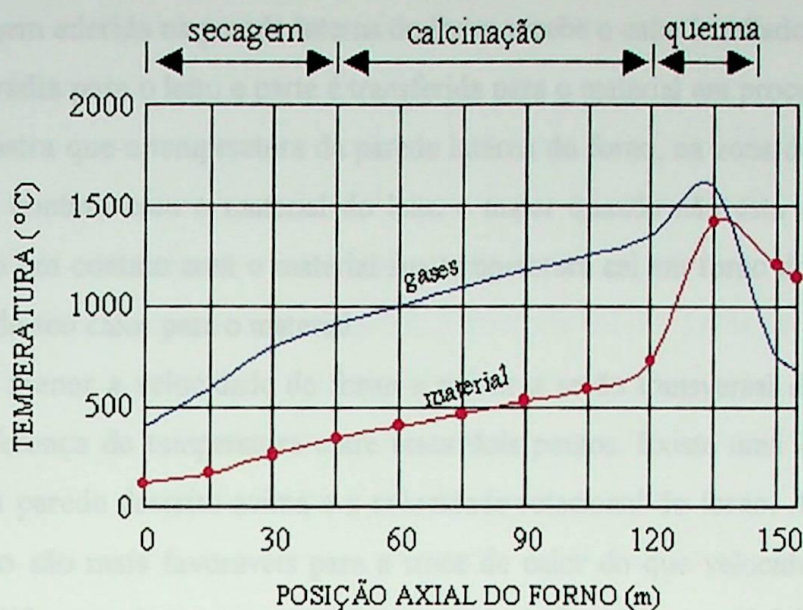


Figura 6.1 – Perfis de temperatura de um forno de via úmida.

Durante a calcinação, a temperatura do material aumenta lentamente, seguido por um rápido aumento tão logo o CO_2 é lançado nos gases. A formação de compostos líquidos começa assim que o material de alimentação entra na zona de queima. Depois, a temperatura do material cai rapidamente quando passa da zona de queima para a zona de resfriamento (Peray e Waddell, 1972).

6.4 – Aquecimento do Material

A transferência de calor por convecção/radiação dos gases quentes para o material ocorre somente na superfície do leito exposta aos gases. Assim, a temperatura do leito é menor no centro e maior na superfície. Na zona de queima, o material do forno, estando com muita aderência, fica em constante estado de agitação, assim, ajudado pela colagem irregular e áspera do forno, atinge o lado de cima da superfície interna do forno e cai de volta. Por causa desta ação, a camada da superfície é constantemente revolvida sobre a massa do leito, onde as partículas quentes então transferem calor para as partículas mais frias por condução. Enquanto isso, novas partículas estão sendo expostas aos gases quentes e o processo é continuamente repetido. Da entrada do forno até o fim da zona de calcinação, onde a superfície do revestimento é mais lisa e o material ainda está em estado mais ou menos sólido, o leito é virado muito pouco, enquanto o mesmo desliza em um curso de zig-zag pelo forno abaixo. Primeiramente, o leito é levantado juntamente com a parede do forno, então, quando ele atinge uma certa altura, ele desliza sem virar. Entretanto, a virada é maior em fornos com material sob a forma de “pellets”, tais como fornos de via úmida ou semi úmida (Peray e Waddell, 1972).

A colagem aderida na parede interna do forno recebe o calor irradiado pela chama, parte desse calor se irradia para o leito e parte é transferida para o material em processo por condução. A Figura 6.2 mostra que a temperatura da parede interna do forno, na zona de queima, é menor quando está em contato com o material do leito e maior quando não está em contato com o material; quando em contato com o material sua temperatura cai em torno de 200 °C a medida que cede muito de seu calor para o material.

Quanto menor a velocidade do forno e menor a seção transversal do forno (material) maior será a diferença de temperatura entre esses dois pontos. Existe uma importante relação entre o efeito da parede descrito acima e a velocidade rotacional do forno. Assim, velocidades maiores do forno são mais favoráveis para a troca de calor do que velocidades menores, por causa da menor diferença de temperatura entre a parede do forno e o material do leito.

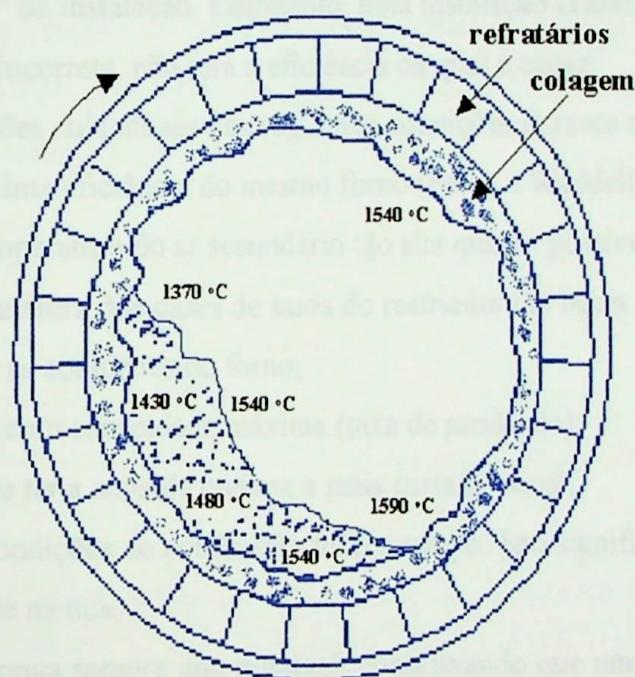


Figura 6.2 – Temperaturas no interior do forno na zona de queima.

6.5 – Perdas de Calor

6.5.1 – Eficiência Térmica

As eficiências térmicas dos fornos rotativos variam consideravelmente de um para o outro, dependendo do tipo do sistema do forno e do processo usado. Um forno rotativo é basicamente um trocador de calor ineficiente, considerando que uma grande proporção do calor que entra no forno é desperdiçada. Como uma regra, fornos de via seca tem uma maior eficiência

térmica do que os de via úmida porque o forno de via seca não requer calor adicional para remover a umidade da pasta.

Existem vários recursos para prevenir ou reduzir as perdas de calor. No pré-aquecedor em suspensão e nos fornos Lepol, os gases de exaustão do forno são usados para pré-aquecer e calcinar parcialmente o material de alimentação antes do mesmo entrar no forno. Os trocadores de calor dentro do forno, tais como as correntes, transferem calor a partir dos gases quentes do forno, os quais antes eram perdidos, para o material de alimentação. Algumas instalações passam os gases por unidades de caldeira para produzir vapor para gerar eletricidade. Ar quente em excesso do resfriador é freqüentemente usado para secar o carvão, argila e outras matérias-primas. O sistema mais usado atualmente é o resfriador de clínquer do tipo grelhas onde o calor recuperado é então usado na combustão no forno como ar secundário e ar primário.

O problema de perdas de calor é primariamente um problema de engenharia que envolve o “design” da instalação. Entretanto, uma instalação construída por bons engenheiros, se operada de forma incorreta, não terá a eficiência da qual é capaz.

Observações cuidadosas das seguintes condições durante a operação do forno permitem a obtenção da máxima eficiência do mesmo forno (Peray e Waddell, 1972):

- a. operar com temperatura do ar secundário tão alta quanto possível;
- b. manter a temperatura dos gases de saída do resfriador tão baixa quanto possível;
- c. obter e manter as condições do forno;
- d. operar o forno com capacidade máxima (taxa de produção);
- e. esforçar para se ter a zona de queima a mais curta possível;
- f. manter boas condições de combustão todo o tempo. Isto significa, evitar operar o forno com ar demais ou de menos;
- g. evitar chama longa sempre que possível, considerando que uma chama curta oferece melhor troca de calor e melhores condições na zona de queima.

CAPÍTULO 7

O MODELO TÉRMICO DESENVOLVIDO

7.1 – Introdução

Um modelo térmico foi desenvolvido para analisar a transferência de calor em um forno rotativo destinado a produzir clínquer de cimento Portland. O método de elementos finitos foi utilizado, sendo empregada uma representação unidimensional e transiente. A discretização do forno rotativo foi feita em elementos lineares iguais, tendo cada elemento dois nós, conforme mostrado na Figura 7.1. Em relação ao forno, o fator crucial para uma boa clínquerização é a temperatura dos gases e sua distribuição ao longo do forno. O modelo proposto não utiliza um modelo de chama. Assim, o perfil de temperatura dos gases é considerado conhecido e independente do tempo. O material em processo dentro do forno será denominado sólido, termo que abrange as denominações cru e clínquer.

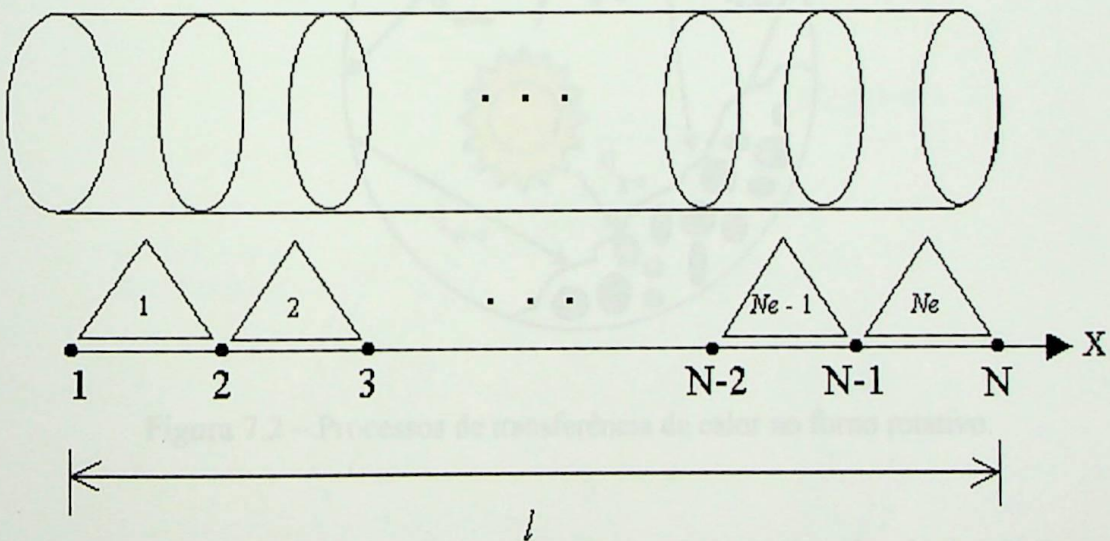


Figura 7.1 – Discretização do forno.

7.2 – Processos de Transferência de Calor Considerados no Presente Modelo

Na maioria das operações com fornos rotativos o objetivo é orientar as reações específicas do leito, as quais, freqüentemente, requerem altas temperaturas do leito que, em forno de cimento por exemplo, podem atingir temperaturas tão altas como 1450 °C. A transferência de calor dos gases para o leito é complexa e ocorre por todos os caminhos e processos mostrados na

Figura 7.2. Apesar de numerosos modelos de fornos rotativos terem sido propostos, como visto na revisão da literatura, virtualmente, todos estes assumem que, para cada posição axial ao longo do forno, o leito é bem misturado no plano transversal; i.e., o material do leito é isotérmico através de qualquer seção transversal do forno. Porém, muitas operações do forno experimentam consideráveis dificuldades em completar um produto uniforme. Um exemplo são os fornos de cal, os quais experimentam problemas crônicos na combustão parcial de partículas maiores enquanto calcinam inteiramente as partículas mais finas. Evidências como estas sugerem que a temperatura do material na seção transversal não é uniforme. Deste modo, a suposição de uma boa mistura, embora conveniente para a modelagem do forno rotativo, é claramente deficiente, porque ignora o movimento do leito no plano transversal ou, mais precisamente, porque ignora os efeitos deste movimento na redistribuição da energia absorvida pelas superfícies interfaciais da passagem dos gases (Boateng e Unni, 1996).

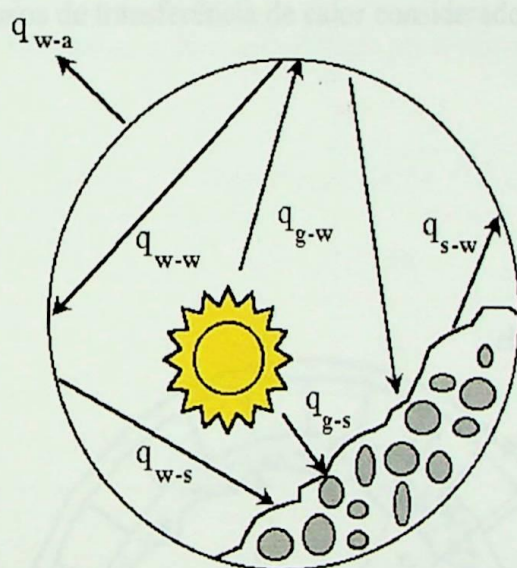


Figura 7.2 – Processos de transferência de calor no forno rotativo.

No presente trabalho considerou-se que a transferência de calor dentro do forno ocorre por condução partícula-para-partícula, por convecção/radiação gases-para-sólido e sólido-para-parede, além de serem consideradas as perdas de calor da parede-para-ambiente, como mostrado na Figura 7.3. No desenvolvimento do presente modelo assumiu-se que o sólido comporta-se como um contínuo, possuindo uma condutividade térmica constante ao longo do comprimento do forno.

Na Figura 7.4 é apresentado um esquema com os parâmetros geométricos do forno rotativo.

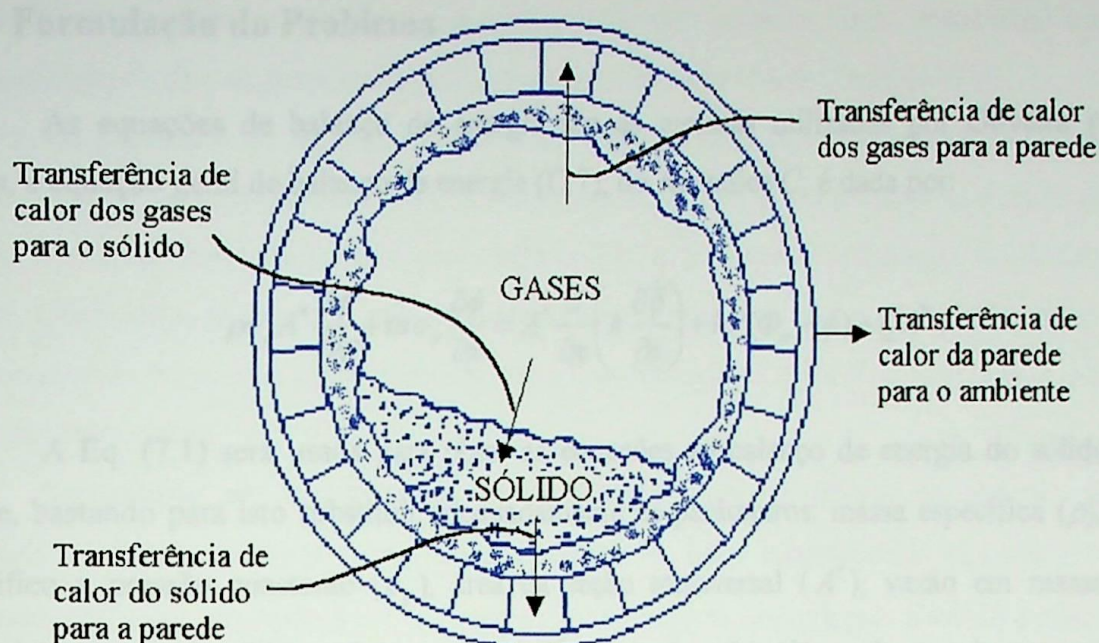


Figura 7.3 – Processos de transferência de calor considerados no presente modelo.

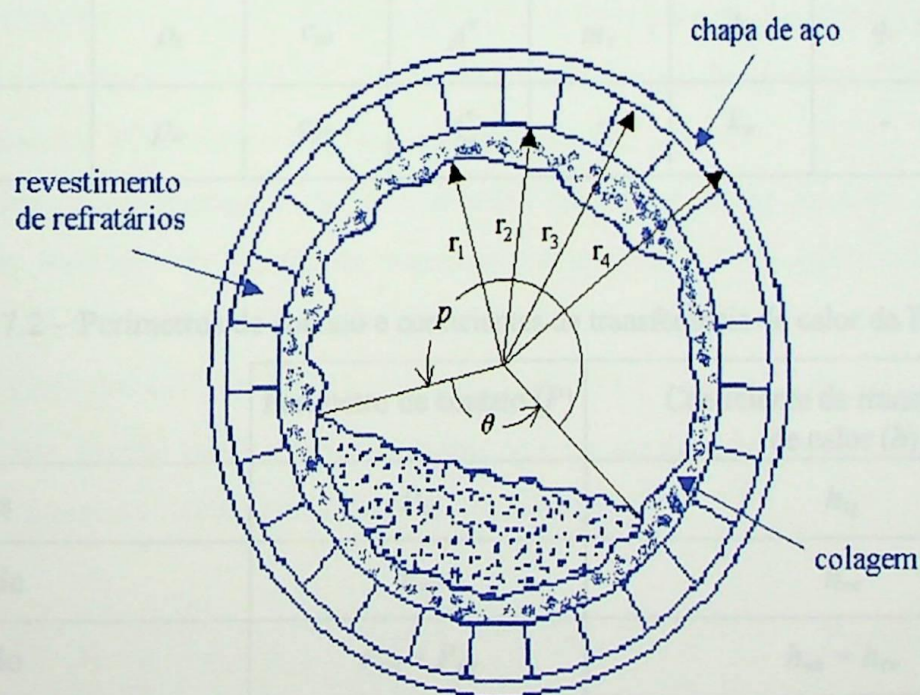


Figura 7.4 – Parâmetros geométricos do forno rotativo.

7.3 – Formulação do Problema

As equações de balanço de energia são as mesmas utilizadas por Oliveira (1997). Assim, a equação geral de balanço de energia (C.7), do Apêndice C, é dada por:

$$\rho c_p A^* \frac{\partial \phi}{\partial \tau} + \dot{m} c_p \frac{\partial \phi}{\partial x} = A^* \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial \phi}{\partial x} \right) + hP(\Phi_a - \phi) + QA^* . \tag{7.1}$$

A Eq. (7.1) será usada para obter as equações de balanço de energia do sólido e da parede, bastando para isto substituir adequadamente os parâmetros: massa específica (ρ), calor específico a pressão constante (c_p), área da seção transversal (A^*), vazão em massa (\dot{m}), condutividade térmica (k), coeficiente de transferência de calor (h), perímetro de contato (P) e geração interna de calor (Q), como mostrado nas Tabelas 7.1 e 7.2. A variável ϕ representa a temperatura que se deseja determinar e Φ_a a temperatura do ambiente.

Tabela 7.1 – Parâmetros da Eq. (7.1).

	ρ	c_p	A^*	\dot{m}	k	Q	ϕ
Sólido	ρ_s	c_{ps}	A_s^*	\dot{m}_s	k_s	q_r	ϕ_s
Parede	ρ_w	c_{pw}	A_w^*	-	k_w	-	ϕ_w

Tabela 7.2 – Perímetros de contato e coeficientes de transferência de calor da Eq. (7.1).

	Perímetro de contato (P)	Coeficiente de transferência de calor (h)
Sólido-Gases	P_{sg}	h_{sg}
Sólido-Parede	P_{sw}	h_{sw}
Parede-Sólido	$P_{ws} = P_{sw}$	$h_{ws} = h_{sw}$
Parede-Gases	P_{wg}	h_{wg}
Parede-Ambiente	P_{wa}	h_{wa}

Durante o aquecimento do sólido, vapor d’água e CO₂ são liberados na corrente de gases. A transferência de calor entre o sólido e os gases, devido à esta liberação de material,

pode ser proporcional à diferença de temperatura dos mesmos. Isto, entretanto, pode ser modelado pelo termo de convecção/radiação das equações de transferência de calor.

Os processos de transferência de calor considerados para a obtenção da equação de balanço de energia para o sólido foram a transferência de calor por condução na direção axial do sólido, a convecção/radiação dos gases-para-sólido e a convecção/radiação do sólido-para-parede. Considerou-se também que a transferência de calor por convecção obedecerá a lei de resfriamento de Newton, a qual determina que a transferência de calor é proporcional à diferença linear de temperatura.

Levando-se em consideração que a condutividade do sólido, na direção axial, é constante ao longo do forno e não havendo fluxos de calor especificados nos nós i e j dos elementos ($q_{x_i}^*$ e $q_{x_j}^*$ do Apêndice C), a equação de balanço de energia para o sólido é dada por:

$$\rho_s c_{ps} A_s^* \frac{\partial \phi_s}{\partial \tau} + \dot{m}_s c_{ps} \frac{\partial \phi_s}{\partial x} - A_s^* k_s \left(\frac{\partial^2 \phi_s}{\partial x^2} \right) = h_{sg} P_{sg} (\Phi_g - \phi_s) + h_{sw} P_{sw} (\Phi_w - \phi_s) + q_r. \quad (7.2)$$

Sob estas hipóteses, pode-se dizer que o calor transferido através do contorno do sólido é escrito numa forma quase linear.

Para o tratamento das reações químicas do sólido utilizou-se a notação convencional da química do cimento: $C = CaO$ (óxido de cálcio), $S = SiO_2$ (sílica), $A = Al_2O_3$ (alumina), $F = Fe_2O_3$ (minério de ferro), $\xi = CaCO_3$ (calcário) e $\varpi = H_2O$ (água). Deste modo, $2CaO.SiO_2 = C_2S$ (silicato dicálcico), $3CaO.SiO_2 = C_3S$ (silicato tricálcico), etc.

Todos os componentes são normalizados em relação a kg de CaO. Usou-se nas equações de balanço de massa as seguintes abreviações: $A = kgAl_2O_3/kgCaO$, $F = kgFe_2O_3/kgCaO$, $S = kgSiO_2/kgCaO$, $C = kgCaO/kgCaO$, $\alpha = kgC_3S/kgCaO$, $\vartheta = kgC_2S/kgCaO$, $\gamma = kgC_3A/kgCaO$, $\delta = kgC_4AF/kgCaO$, $\varpi = kgH_2O/kgCaO$ e $\xi = kgCaCO_3/kgCaO$.

O calor gerado pelas reações químicas (q_r) foi considerado proporcional à taxa de reação, sendo o mesmo obtido em Spang (1972) e dado por:

$$q_r = \frac{\rho_s}{(1 + A_o + F_o + S_o)} \left[-\Delta H_{\xi} k_{\xi} \xi - \Delta H_{\varpi} R_{\varpi} - \Delta H_{\vartheta} k_{\vartheta} S(C)^2 - \Delta H_{\alpha} k_{\alpha} C \vartheta \right]. \quad (7.3)$$

A constante que multiplica o colchete é o peso de CaO para uma vazão de massa total de $A_s \rho_s$.

As reações entre sólido/sólido e entre líquido/sólido que ocorrem dentro do forno são de difícil descrição analítica porque dependem de muitos fatores, tais como a superfície dos grãos,

as condições de contato, a fase das partículas e a temperatura. Uma aproximação razoável para a taxa das reações pode ser expressa pela equação de Arrhenius como (Spang, 1972):

$$k_i = A_i \exp\left(-\frac{E_i}{\mathcal{R} \Phi_s}\right), \quad i = \xi, \alpha, \vartheta, \gamma, \delta, \varpi. \quad (7.4)$$

onde, A_i é uma constante dependente da textura do material, mas relativamente independente da temperatura, definida como fator de Arrhenius ou fator pré-exponencial; \mathcal{R} é a constante universal dos gases; Φ_s é a temperatura do sólido e E_i é a energia de ativação que representa a energia necessária para levar uma partícula ao estado de reatividade. Assumiremos que esta última é independente da temperatura.

A variação com o tempo na concentração de um certo componente em uma dada seção transversal deve ser igual à quantidade deste componente se movendo nesta região mais a quantidade gerada nesta região. Assim, as equações de balanço de massa são da seguinte forma:

$$\frac{\partial K}{\partial \tau} = -v_s \frac{\partial K}{\partial x} + R(K), \quad (7.5)$$

onde, K é a concentração de um dado componente, $R(K)$ é a quantidade gerada e v_s a velocidade do sólido. As equações diferenciais de balanço de massa para cada componente são apresentadas no Apêndice D e foram obtidas em Spang (1972). Para a resolução destas equações foi utilizado o método de elementos finitos. As equações globais de elementos finitos na forma matricial para cada componente do sólido, assim como o procedimento utilizado para obtenção das mesmas são mostrados no Apêndice E. A ordem de resolução das equações de balanço de massa obedece a ordem da Tabela E.1 no Apêndice E.

As condições iniciais e de contorno para o sólido são:

Condição inicial para o sólido:

$$\phi(x, 0) = \Phi_{si}. \quad (7.6)$$

Condições de contorno para o sólido:

$$\phi(0, \tau) = \Phi_{so} \quad \text{e} \quad \frac{\partial \phi(l, \tau)}{\partial x} = 0. \quad (7.7)$$

Os processos de transferência de calor considerados para a obtenção da equação de balanço de energia para a parede interna do forno foram a transferência de calor por condução axial na parede, convecção/radiação gases-para-parede e a perda de calor por convecção/radiação

da parede-para-ar ambiente. Considerando-se que a condutividade térmica da parede na direção axial é constante ao longo do forno, a equação de balanço de energia para a parede é dada por:

$$\rho_w c_{pw} A_w^* \frac{\partial \phi_w}{\partial \tau} - A_w^* k_w \left(\frac{\partial^2 \phi_w}{\partial x^2} \right) = h_{wg} P_{wg} (\Phi_g - \phi_w) + h_{ws} P_{ws} (\Phi_s - \phi_w) + h_{wa} P_{wa} (\Phi_a - \phi_w) \quad (7.8)$$

As condições iniciais e de contorno para a parede são:

Condição inicial para a parede:

$$\phi(x, 0) = \Phi_{wi} \quad (7.9)$$

Condições de contorno para a parede:

$$\frac{\partial \phi(0, \tau)}{\partial x} = 0 \quad \text{e} \quad \frac{\partial \phi(l, \tau)}{\partial x} = 0. \quad (7.10)$$

A seguir são mostradas as equações globais de elementos finitos na forma matricial para o sólido e para a parede, as quais foram obtidas aplicando o mesmo procedimento apresentado no Apêndice C, onde se utiliza o elemento unidimensional. O calor oriundo das reações químicas foi considerado constante no elemento e as taxas das reações foram calculadas considerando a temperatura média do sólido no elemento. A parede do forno foi considerada formada por uma única camada cuja espessura envolve as espessuras da colagem, da camada de refratários e da chapa de aço.

Sólido:

$$\left[[K] + \frac{2}{\Delta \tau} [C] \right] \{\Phi_s\}_n = \frac{2}{\Delta \tau} [C] \{\Phi_s\}_{n-1} + \{F\} \quad (7.11)$$

onde:

$$[K] = \sum_{e=1}^{Ne} [k^e], \quad [C] = \sum_{e=1}^{Ne} [c^e] \quad \text{e} \quad [F] = \sum_{e=1}^{Ne} [f^e], \quad (7.12)$$

sendo:

$$[k^e] = \frac{\dot{m}_s c_{ps}}{2} \begin{bmatrix} -1 & 1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} + \frac{k_s A_s^*}{L} \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} + \frac{h_{sg} P_{sg} L}{6} \begin{bmatrix} 2 & 1 \\ 1 & 2 \end{bmatrix} + \frac{h_{sw} P_{sw} L}{6} \begin{bmatrix} 2 & 1 \\ 1 & 2 \end{bmatrix}, \quad (7.13)$$

$$[c^e] = \frac{\rho_s c_{ps} L A_s^*}{6} \begin{bmatrix} 2 & 1 \\ 1 & 2 \end{bmatrix} \quad \text{e} \quad (7.14)$$

$$\{f^e\} = \frac{h_{sg} P_{sg} L \Phi_g}{2} \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \end{Bmatrix} + \frac{h_{sw} P_{sw} L \Phi_w}{2} \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \end{Bmatrix} + \frac{A_s^* L q_r}{2} \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \end{Bmatrix}. \quad (7.15)$$

Parede:

$$\left[[K] + \frac{2}{\Delta t} [C] \right] \{\Phi_w\}_n = \frac{2}{\Delta t} [C] \{\Phi_w\}_{n-1} + \{F\}, \quad (7.16)$$

onde:

$$[K] = \sum_{e=1}^{Ne} [k^e], \quad [C] = \sum_{e=1}^{Ne} [c^e] \quad \text{e} \quad [F] = \sum_{e=1}^{Ne} [f^e], \quad (7.17)$$

sendo:

$$[k^e] = \frac{k_w A_w^*}{L} \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} + \frac{h_{wg} P_{wg} L}{6} \begin{bmatrix} 2 & 1 \\ 1 & 2 \end{bmatrix} + \frac{h_{ws} P_{ws} L}{6} \begin{bmatrix} 2 & 1 \\ 1 & 2 \end{bmatrix} + \frac{h_{wa} P_{wa} L}{6} \begin{bmatrix} 2 & 1 \\ 1 & 2 \end{bmatrix}, \quad (7.18)$$

$$[c^e] = \frac{\rho_w c_{pw} L A_w^*}{6} \begin{bmatrix} 2 & 1 \\ 1 & 2 \end{bmatrix} \quad \text{e} \quad (7.19)$$

$$\{f^e\} = \frac{h_{wg} P_{wg} L \Phi_g}{2} \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \end{Bmatrix} + \frac{h_{ws} P_{ws} L \Phi_s}{2} \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \end{Bmatrix} + \frac{h_{wa} P_{wa} L \Phi_a}{2} \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \end{Bmatrix}. \quad (7.20)$$

7.3.1 – Cálculo da Temperatura da Parede Externa do Forno

Até então, como já explicado anteriormente, considerou-se na modelagem do problema que a parede do forno é constituída de uma única camada com condutividade térmica e espessura constantes ao longo do forno. Considerando-se que a parede de um forno real é composta pelo revestimento de refratários e pela chapa de aço, tornou-se necessário uma formulação adicional

para o cálculo da temperatura média da parede externa do forno (ϕ_{wem}), no qual deve também considerar-se a existência da colagem de sólido na parede interna do forno. Um esquema representativo da parede de um forno real é exibido na Figura 7.5.

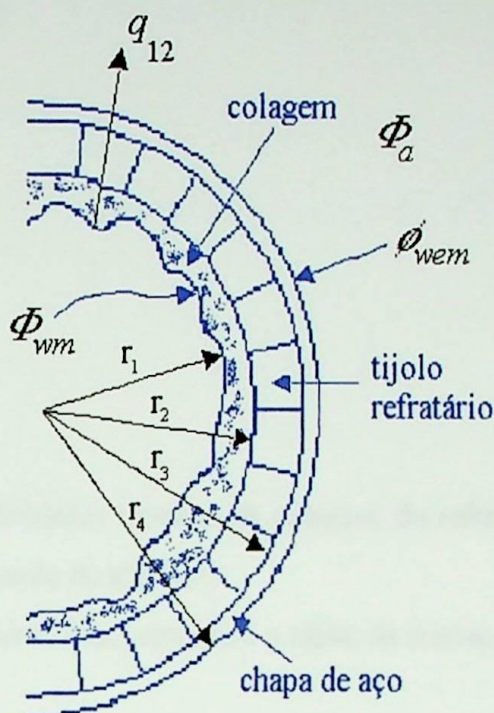


Figura 7.5 – Parede do forno.

Segundo Oliveira (1997), a temperatura média da parede externa no elemento (ϕ_{wem}) é dada por:

$$\phi_{wem} = \Phi_{wm} - q_{12} (R_{col} + R_{refr} + R_{ch}) , \quad (7.21)$$

onde:

Φ_{wm} é a temperatura média da parede interna no elemento, dada por:

$$\Phi_{wm} = \frac{\Phi_{w(i)} + \Phi_{w(j)}}{2} , \quad (7.22)$$

R_{col} , R_{refr} e R_{ch} são as resistências térmicas da colagem, do refratário e da chapa de aço, respectivamente;

q_{12} é o fluxo de calor da parede interna para o ambiente e é dado por:

$$q_{12} = \frac{(\Phi_{wm} - \Phi_a)}{(R_{col} + R_{refr} + R_{ch} + R_{ext})} , \quad (7.23)$$

onde, R_{ext} é a resistência térmica externa do forno e Φ_a é a temperatura do ambiente.

As resistências térmicas são dadas por:

$$R_{col} = \frac{1}{2\pi L k_{col}} \cdot \ln\left(\frac{r_2}{r_1}\right), \quad (7.24)$$

$$R_{refr} = \frac{1}{2\pi L k_{refr}} \cdot \ln\left(\frac{r_3}{r_2}\right), \quad (7.25)$$

$$R_{ch} = \frac{1}{2\pi L k_{ch}} \cdot \ln\left(\frac{r_4}{r_3}\right), \quad (7.26)$$

onde k_{col} , k_{refr} e k_{ch} são as condutividades térmicas da colagem, do refratário e da chapa de aço, respectivamente; e L é o comprimento do elemento.

A resistência térmica externa (R_{ext}) considera o efeito da convecção e da radiação, sendo dada por:

$$R_{ext} = \frac{R_{conv} \cdot R_{rad}}{R_{conv} + R_{rad}}, \quad (7.27)$$

onde, R_{conv} é a resistência térmica devido ao efeito da convecção na parede externa do forno e R_{rad} é a resistência térmica devido ao efeito da radiação na parede externa do forno, sendo dadas por:

$$R_{conv} = \frac{1}{2\pi r_4 L h_{wea}}, \quad (7.28)$$

$$R_{rad} = \frac{1}{\sigma 2\pi r_4 L \varepsilon_{we} (\Phi_{wem}^2 + \Phi_a^2)(\Phi_{wem} + \Phi_a)}, \quad (7.29)$$

onde:

σ é a constante de Stefan-Boltzmann;

ε_{we} é a emissividade da parede externa do forno;

h_{wea} é o coeficiente de transferência de calor entre a parede externa do forno e o ambiente, dado por:

$$h_{wea} = \frac{Nu \cdot k_{ar}}{2r_4}, \quad (7.30)$$

onde, k_{ar} é a condutividade térmica do ar e Nu é o número de Nusselt dado por Kays e Bjorklund (1958) *apud* Oliveira (1997) como:

$$Nu = 0,11[(0,5Re^2 + Gr)Pr]^{0,35}. \quad (7.31)$$

Os números de Reynolds (Re), de Prandtl (Pr) e de Grashof (Gr) são definidos como:

$$Re = \frac{\omega\pi(2r_4)^2}{\nu}, \quad (7.32)$$

$$Pr = \frac{\mu C_{par}}{k_{ar}}, \quad (7.33)$$

$$Gr = \frac{g\beta(\Phi_{wem} - \Phi_a)(2r_4)^3}{\nu^2}, \quad (7.34)$$

onde, ω é a velocidade rotacional do forno em (rad/s), ν e μ são as viscosidades cinemática e dinâmica do ar ambiente, respectivamente, k_{ar} é a condutividade térmica do ar, g a aceleração da gravidade e β é o coeficiente de expansão volumétrico dado por:

$$\beta = \frac{1}{(\Phi_{wem} + \Phi_a)/2}. \quad (7.35)$$

As propriedades físicas do ar ambiente são avaliadas à temperatura média $(\Phi_{wem} + \Phi_a)/2$.

Após calculadas as temperaturas médias da parede externa nos elementos, o perfil da temperatura externa (ϕ_{we}) é calculado atribuindo-se a temperatura média da parede externa no elemento aos nós do elemento, conforme é mostrado na Eq. 7.36:

$$\phi_{we(i)} = \phi_{we(j)} = \phi_{wem}. \quad (7.36)$$

As condições iniciais e de contorno para a parede externa são:

Condição inicial para a parede externa:

$$\phi(x,0) = \Phi_{wei}. \quad (7.37)$$

Condição de contorno para a parede externa:

$$\frac{\partial \phi(0, \tau)}{\partial x} = 0 \quad \text{e} \quad \frac{\partial \phi(l, \tau)}{\partial x} = 0. \quad (7.38)$$

Para se obter os perfis de temperatura do sólido (Φ_s) e da parede interna do forno (Φ_w), os sistemas globais das Eqs. (7.11) e (7.16) são resolvidos utilizando um código computacional. Inicialmente, ou seja, para $\tau = 0$ s, se impõe as condições iniciais do problema, logo após, a Eq. (7.11) é resolvida para se obter o perfil de temperatura Φ_s . Em seguida, usando o perfil de Φ_s recém calculado, é obtido o perfil de temperatura da parede interna (Φ_w) resolvendo a Eq. (7.16). Conhecido o perfil de temperatura da parede interna se calcula o perfil de temperatura da parede externa (Φ_{we}). Este processo é repetido a cada incremento de tempo. O cálculo finaliza quando se atinge o regime permanente. A cada incremento de tempo são impostas as condições de contorno conhecidas. Para a resolução do sistema de equações lineares em cada iteração é utilizado o método de eliminação de Gauss.

7.3.2 – Cálculo dos Parâmetros das Equações do Presente Modelo

A seguir são mostradas as equações utilizadas para o cálculo das áreas das seções transversais e dos perímetros de contato utilizados nas equações anteriores; os raios e os ângulos mencionados se referem à Figura 7.4.

$$A_s^* = \frac{r_1^2}{2} (2\pi - p + \text{sen}(p)), \quad (7.39)$$

$$A_w^* = \pi(r_4^2 - r_1^2), \quad (7.40)$$

$$P_{sg} = 2r_1 \text{sen} \frac{\theta}{2}, \quad (7.41)$$

$$P_{sw} = P_{ws} = \frac{\pi}{180^\circ} r_1 \theta, \quad (7.42)$$

$$P_{wg} = 2\pi r_1 - \frac{\pi}{180^\circ} r_1 \theta, \quad (7.43)$$

$$P_{wa} = 2\pi r_4. \quad (7.44)$$

Os coeficientes de transferência de calor foram encontrados em Spang (1972) e são dados por:

$$h_{sg} = f_2 + \sigma \varepsilon_g \varepsilon_s (\Phi_{gm}^2 + \Phi_{sm}^2) (\Phi_{gm} + \Phi_{sm}), \quad (7.45)$$

$$h_{sw} = h_{ws} = f_3 + \sigma b \varepsilon_w \varepsilon_s (\Phi_{wm}^2 + \Phi_{sm}^2) (\Phi_{wm} + \Phi_{sm}), \quad (7.46)$$

$$h_{wg} = f_1 + \sigma (1 - h_0) \varepsilon_g \varepsilon_w (\Phi_{gm}^2 + \Phi_{wm}^2) (\Phi_{gm} + \Phi_{wm}), \quad (7.47)$$

$$h_{wa} = f_4, \quad (7.48)$$

onde:

σ é a constante de Stefan-Boltzmann;

f_1 , f_2 , f_3 e f_4 são constantes dadas por Spang (1972), assim como b , que é dada por:

$$b = 1 + \frac{2h_0 \sin(p/2)}{2\pi - p} \quad e \quad (7.49)$$

as temperaturas médias dos gases (Φ_{gm}), do sólido (Φ_{sm}) e da parede interna (Φ_{wm}), para cada elemento, são dadas respectivamente por:

$$\Phi_{gm} = \frac{\Phi_{g(i)} + \Phi_{g(j)}}{2}, \quad (7.50)$$

$$\Phi_{sm} = \frac{\Phi_{s(i)} + \Phi_{s(j)}}{2}, \quad (7.51)$$

$$\Phi_{wm} = \frac{\Phi_{w(i)} + \Phi_{w(j)}}{2}. \quad (7.52)$$

7.4 – Fluxograma do Sistema Computacional

Para se obter os perfis de temperatura Φ_s , Φ_w e Φ_{we} foi desenvolvido um sistema computacional utilizando a linguagem FORTRAN versão PowerStation 4.0. O sistema é representado graficamente pelo fluxograma da Figura 7.6.

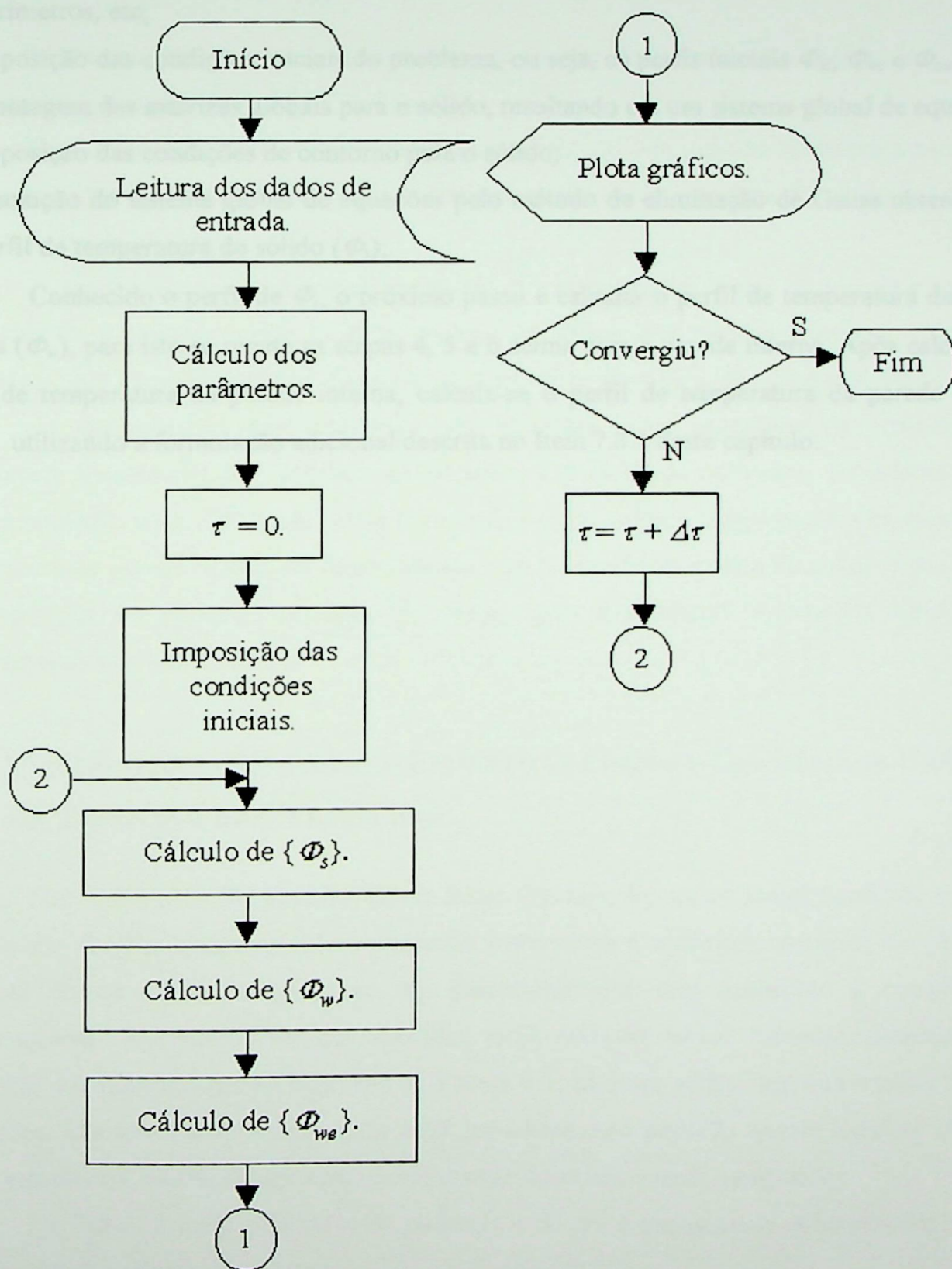


Figura 7.6 – Fluxograma do sistema computacional desenvolvido.

Descrivendo-se a sequência de operações do sistema computacional tem-se:

1. leitura de vários dados de entrada para o sistema, tais como geometria do forno, taxa de produção de clínquer, perfil de temperatura dos gases (Φ_g), composição do cru na entrada do forno, condições iniciais, condições de contorno, etc;
2. cálculos de alguns parâmetros presentes na formulação do problema, tais como áreas, perímetros, etc;
3. imposição das condições iniciais do problema, ou seja, os perfis iniciais Φ_{si} , Φ_{wi} e Φ_{wei} ;
4. montagem das matrizes globais para o sólido, resultando em um sistema global de equações;
5. imposição das condições de contorno para o sólido;
6. resolução do sistema global de equações pelo método de eliminação de Gauss obtendo-se o perfil de temperatura do sólido (Φ_s);

Conhecido o perfil de Φ_s , o próximo passo é calcular o perfil de temperatura da parede interna (Φ_w), para isto se repete as etapas 4, 5 e 6 acima para a parede interna. Após calculado o perfil de temperatura da parede interna, calcula-se o perfil de temperatura da parede externa (Φ_{we}), utilizando a formulação adicional descrita no Item 7.3.1 deste capítulo.

8.2 – Hipóteses Simplificadoras e Parâmetros Físicos e Geométricos Utilizados em Todos os Casos Analisados

Nas aplicações do modelo foram feitas algumas hipóteses simplificadoras a fim de torná-lo tão simples quanto possível enquanto mantivesse a fidelidade essencial do problema. Algumas dessas hipóteses poderiam ser desconsideradas com aumento a complexidade computacional. Entretanto, até que medidas mais precisas sejam tomadas, considerou-se a imposição das hipóteses gerais descritas na Tabela 8.1, as quais serão impostas a todos os casos analisados. Convém salientar que, para cada caso analisado poderão existir algumas hipóteses extras específicas, tais hipóteses serão devidamente descritas quando necessário.

Na Tabela 8.2 são apresentados os parâmetros físicos e geométricos utilizados em todos os casos analisados, sendo os mesmos obtidos em Spang (1972).

CAPÍTULO 8

RESULTADOS DO MODELO

8.1 – Introdução

Neste capítulo serão apresentados os resultados obtidos a partir do modelo computacional desenvolvido.

Inicialmente foi feita uma validação do modelo, ou seja, usando os mesmos parâmetros apresentados por Oliveira (1994) foram obtidos os perfis de temperatura do sólido e da parede para um forno de via úmida.

A seguir foram feitas várias aplicações do modelo num forno de via seca com pré-aquecedor de 4 estágios, onde se pôde analisar os efeitos das reações químicas e de vários parâmetros, tais como incremento de tempo, número de elementos e velocidade do sólido.

As comparações dos resultados são limitadas pelos resultados da literatura, que dificilmente apresentam com detalhes os valores dos parâmetros utilizados, dificultando assim uma comparação mais detalhada. Uma comparação com valores experimentais se restringe à temperatura da parede externa do forno, à temperatura de entrada e saída do sólido e dos gases e à composição do clínquer na saída do forno, pois dificilmente é possível obter dados experimentais internos ao forno.

8.2 – Hipóteses Simplificadoras e Parâmetros Físicos e Geométricos Utilizados em Todos os Casos Analisados

Nas aplicações do modelo foram feitas algumas hipóteses simplificadoras a fim de torná-lo tão simples quanto possível enquanto manteve-se a dinâmica essencial do problema. Algumas dessas hipóteses poderiam ser desconsideradas sem aumentar a complexidade computacional. Entretanto, até que medidas mais precisas sejam tomadas, considera-se a imposição das hipóteses gerais descritas na Tabela 8.1, as quais serão impostas a todos os casos analisados. Convém salientar que, para cada caso analisado poderão existir algumas hipóteses extras específicas; tais hipóteses serão devidamente descritas quando necessário.

Na Tabela 8.2 são mostrados os parâmetros físicos e geométricos utilizados em todos os casos analisados, sendo os mesmos obtidos em Spang (1972).

Tabela 8.1 – Hipóteses simplificadoras gerais aplicadas a todos os casos analisados.

a) as temperaturas do sólido e da parede do forno dependem apenas do tempo e da posição x ao longo do comprimento do forno;
b) considera-se conhecido o perfil de temperatura dos gases;
c) a vazão de sólido é constante no elemento;
d) os calores específicos são independentes da temperatura e posição;
e) os diâmetros do forno são considerados constantes ao longo do comprimento do mesmo;
f) os coeficientes de transferência de calor são independentes da posição;
g) os coeficientes de emissividade são independentes da temperatura e da posição;
h) os coeficientes de condutividade axial do sólido e da parede são considerados constantes ao longo do forno;
i) não são consideradas as partículas sólidas transportadas pelos gases.

Tabela 8.2 – Parâmetros físicos e geométricos utilizados em todos os casos analisados.

Parâmetro	Valor utilizado
Calor específico do sólido (c_{ps})	1.088,54 J/(kg.°C)
Calor específico da parede (c_{pw})	1.088,54 J/(kg.°C)
Constante f_1	22,708 W/(m ² .°C)
Constante f_2	22,708 W/(m ² .°C)
Constante f_3	22,708 W/(m ² .°C)
Constante f_4	3,9739 W/(m ² .°C)
Fração de radiação (h_0)	0,0758
Ângulo p da Figura 7.4	270°
Emissividade do sólido (ε_s)	0,500
Emissividade da parede interna (ε_w)	0,751
Emissividade da parede externa (ε_{we})	0,751
Emissividade dos gases (ε_g)	0,273
Ângulo θ da Figura 7.4	90°
Massa específica do sólido (ρ_s)	897,06 kg/m ³
Massa específica da parede interna (ρ_w)	1.794,13 kg/m ³

Fonte: Spang (1972).

8.3 – Validação do Presente Modelo

Para validação do modelo desenvolvido foi feito um estudo comparativo com um dos casos analisados por Oliveira (1994). Ele considerou um forno de via úmida com 121,92 m de comprimento e 3,658 m de diâmetro. A parede do forno foi considerada como sendo formada de uma única camada. A discretização do forno foi feita em 20 elementos com 6,096 m cada. As hipóteses simplificadoras para este caso foram as da Tabela 8.1 mais as seguintes:

- (a) a condução axial no sólido e na parede do forno é desprezada;
- (b) o fluxo de massa e a velocidade do sólido foram considerados constantes ao longo do forno;
- (c) não foram consideradas as reações químicas que ocorrem durante a formação do clínquer;
- (d) não se considerou a existência da colagem de sólido na parede interna do forno.

Os parâmetros geométricos do forno e outros parâmetros utilizados neste estudo são mostrados nas Tabelas 8.3 e 8.4.

Tabela 8.3 – Parâmetros geométricos do forno de via úmida utilizados na validação do modelo.

Parâmetro	Valor utilizado
Diâmetro externo do forno	3,658 m
Raio interno do forno (r_2)	1,524 m
Raio externo do forno (r_4)	1,829 m
Comprimento do forno (l)	121,92 m

Tabela 8.4 – Demais parâmetros utilizados na validação do modelo.

Parâmetro	Valor utilizado
Número de elementos (Ne)	20
Número de nós (N)	21
Comprimento do elemento (L)	6,096 m
Temperatura inicial da parede (Φ_{wi})	355,89 °C
Temperatura inicial do sólido (Φ_{si})	500 °C
Temperatura do ambiente (Φ_a)	40 °C
Temperatura da parede na entrada do forno (Φ_{wo})	355,89 °C
Temperatura do sólido na entrada do forno (Φ_{so})	500 °C
Incremento de tempo ($\Delta\tau$)	360 s
Vazão de massa do sólido (\dot{m}_s)	7,55 kg/s
Velocidade do sólido (v_s)	0,0127 m/s

Oliveira (1994) considerou neste estudo que a temperatura da parede na entrada do forno teve um valor conhecido e constante. Deste modo, excepcionalmente para esta validação do presente modelo, tem-se uma nova condição de contorno para a parede, a qual contraria uma das condições dadas pela Eq. 7.10 do Capítulo 7, e é dada por:

$$\phi(0, \tau) = \Phi_{wo}. \quad (8.1)$$

A temperatura do sólido e da parede na entrada do forno foram mantidas a 500 e 355,89 °C, respectivamente.

Foram comparadas as distribuições de temperatura do sólido (Φ_s), Figura 8.1 (a), e da parede (Φ_w), Figura 8.1 (b), para os tempos de 3 e 10 horas. Foi possível verificar que os

resultados obtidos pelo presente modelo tiveram uma boa aproximação dos resultados apresentados por Oliveira (1994), como pode ser notado na Figura 8.1.

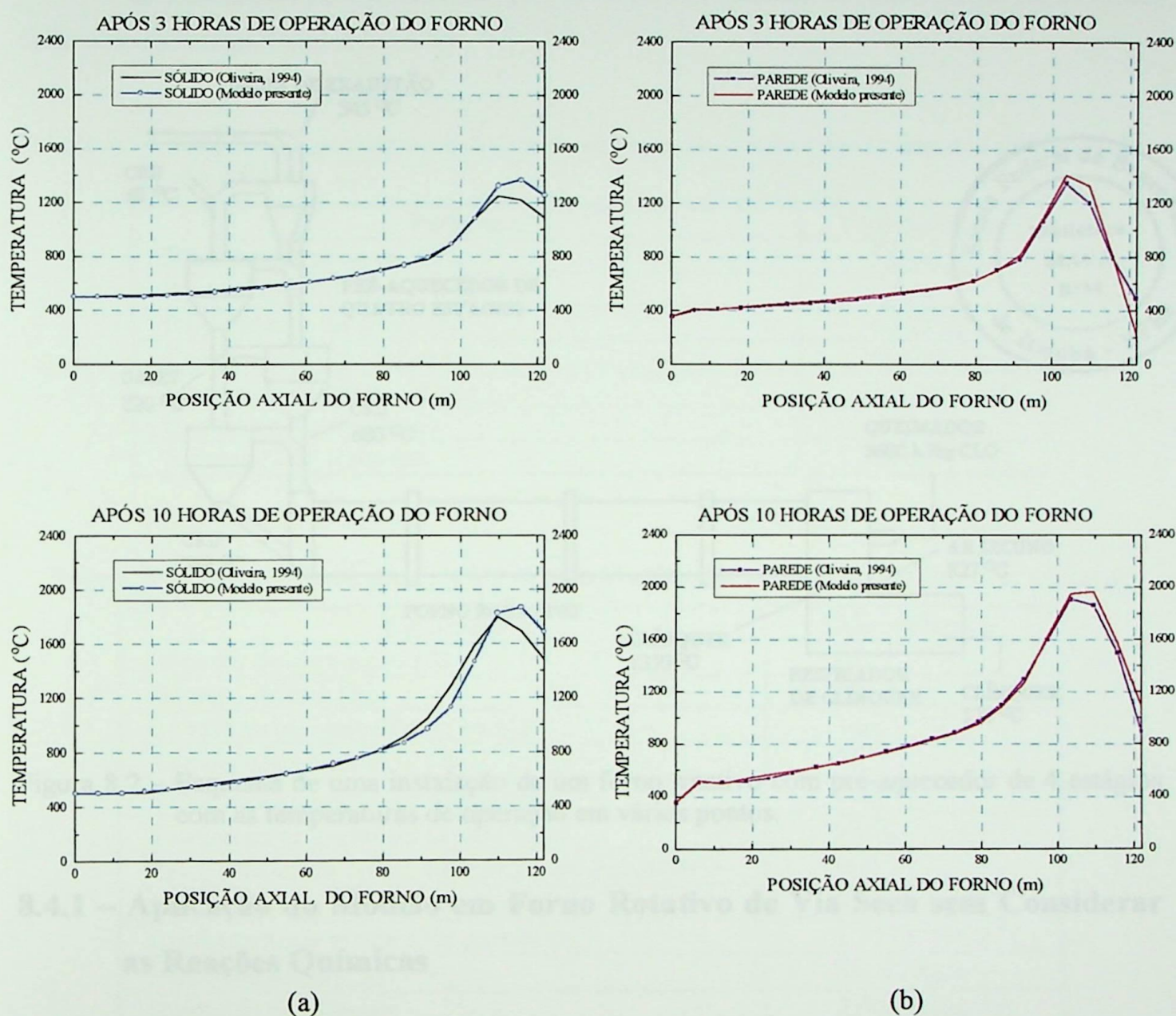


Figura 8.1 – Validação do modelo desenvolvido.

8.4 – Aplicação do Modelo num Forno Rotativo de Via Seca

Considerando-se que grande parte da produção mundial do clínquer de cimento Portland advém, atualmente, do uso do processo de via seca, como já citado no Capítulo 2, o presente modelo teve uma ampla aplicação em forno de via seca.

Silva (1994) apresentou um esquema com os principais dados relativos às temperaturas de operação em vários pontos de uma instalação de via seca com forno rotativo e pré-aquecedor

de 4 estágios, ver Figura 8.2. Deste ponto em diante todas os estudos serão referentes ao forno de via seca.

Para cada uma das aplicações do modelo foram feitas hipóteses específicas e procurou-se descrever detalhadamente todos os parâmetros utilizados.

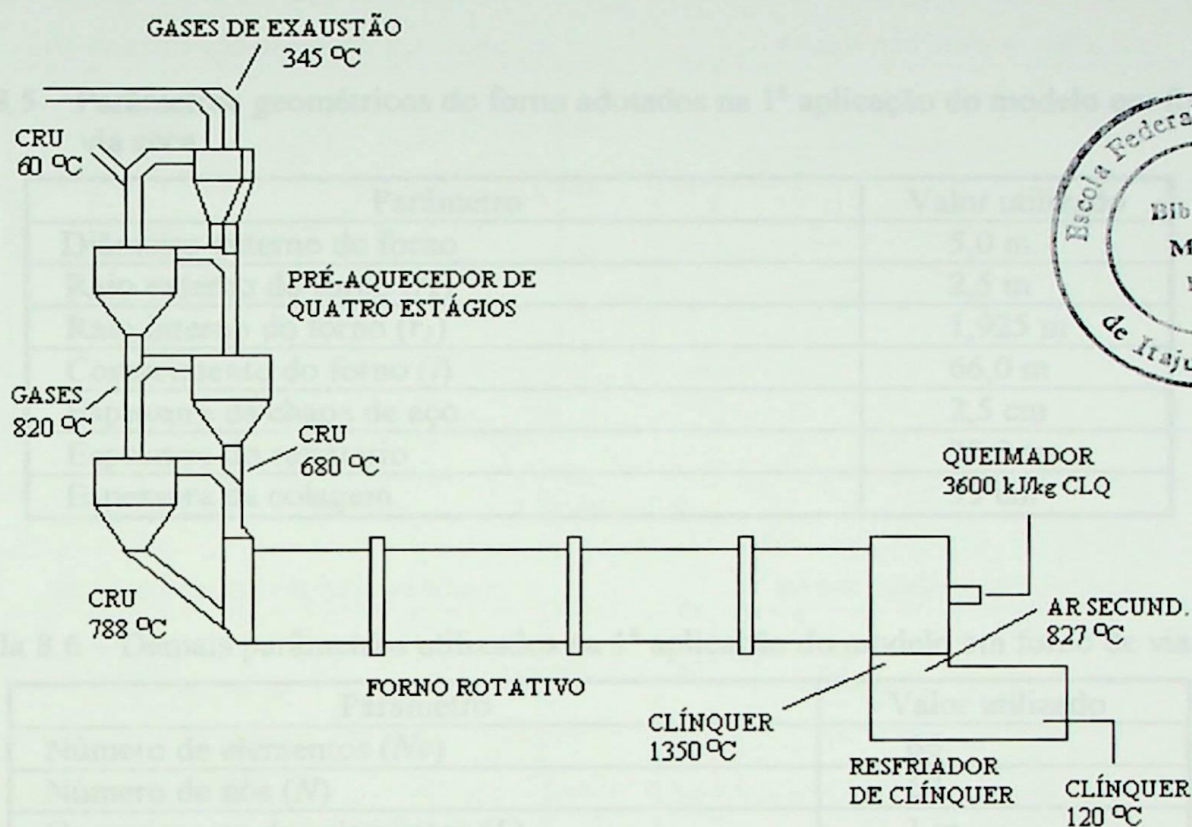


Figura 8.2 – Esquema de uma instalação de um forno rotativo com pré-aquecedor de 4 estágios com as temperaturas de operação em vários pontos.

8.4.1 – Aplicação do Modelo em Forno Rotativo de Via Seca sem Considerar as Reações Químicas

A primeira aplicação do modelo em um forno de via seca foi feita num forno com 66 m de comprimento e 5 m de diâmetro, com uma taxa de produção de clínquer de 2500 ton/dia (Duarte *et al.*, 1998). A parede do forno foi considerada como sendo formada por uma única camada cuja espessura envolve a chapa de aço, os refratários e a colagem; deste modo, não se diferenciou entre temperatura da parede interna e externa, referindo-se somente à temperatura da parede.

A discretização do forno foi feita em 66 elementos de 1 m cada. As hipóteses simplificadoras desta aplicação foram as da Tabela 8.1 mais as seguintes:

- (a) considerou-se que a colagem de sólido existe em toda a extensão do forno e possui espessura constante;

- (b) a parede do forno é formada de uma única camada com condutividade térmica constante;
- (c) a vazão de massa do sólido é constante ao longo do forno;
- (d) as reações químicas que ocorrem durante a formação do clínquer não foram consideradas.

Os parâmetros geométricos do forno e os demais parâmetros considerados neste estudo estão mostrados nas Tabelas 8.5 e 8.6.

Tabela 8.5 – Parâmetros geométricos do forno adotados na 1ª aplicação do modelo em forno de via seca.

Parâmetro	Valor utilizado
Diâmetro externo do forno	5,0 m
Raio externo do forno (r_4)	2,5 m
Raio interno do forno (r_1)	1,925 m
Comprimento do forno (l)	66,0 m
Espessura da chapa de aço	2,5 cm
Espessura do refratário	20,0 cm
Espessura da colagem	35 cm

Tabela 8.6 – Demais parâmetros utilizados na 1ª aplicação do modelo em forno de via seca.

Parâmetro	Valor utilizado
Número de elementos (Ne)	66
Número de nós (N)	67
Comprimento dos elementos (L)	1 m
Temperatura ambiente (Φ_a)	25 °C
Temperatura inicial do sólido (Φ_{si})	800 °C
Temperatura inicial da parede (Φ_{wi})	25 °C
Temperatura do sólido na entrada do forno (Φ_{so})	800 °C
Condutividade térmica do sólido (k_s)	0,87 W/(m.°C)
Condutividade térmica da parede (k_w)	1,5573 W/(m.°C)
Vazão de sólido (\dot{m}_s)	28, 93 kg/s
Produção de clínquer	2.500,0 ton/dia

A temperatura do sólido na entrada do forno, indicada na Figura 8.2 é 788 °C. Na presente aplicação, tal valor foi considerado 800 °C, o qual foi imposto como condição de contorno para o sólido na entrada do forno. Para a parede se impôs a condição de contorno de que as extremidades são adiabáticas.

8.4.1.1 – Escolha do Incremento de Tempo ($\Delta\tau$)

Para a escolha do incremento de tempo ($\Delta\tau$), utilizado nesta aplicação, foram feitos alguns testes utilizando $\Delta\tau = 1$ s, 5 s, 10 s e 50 s. Os resultados obtidos com os incrementos de tempo iguais a 1 s, 10 s e 50 s estão exibidos na Figura 8.3.

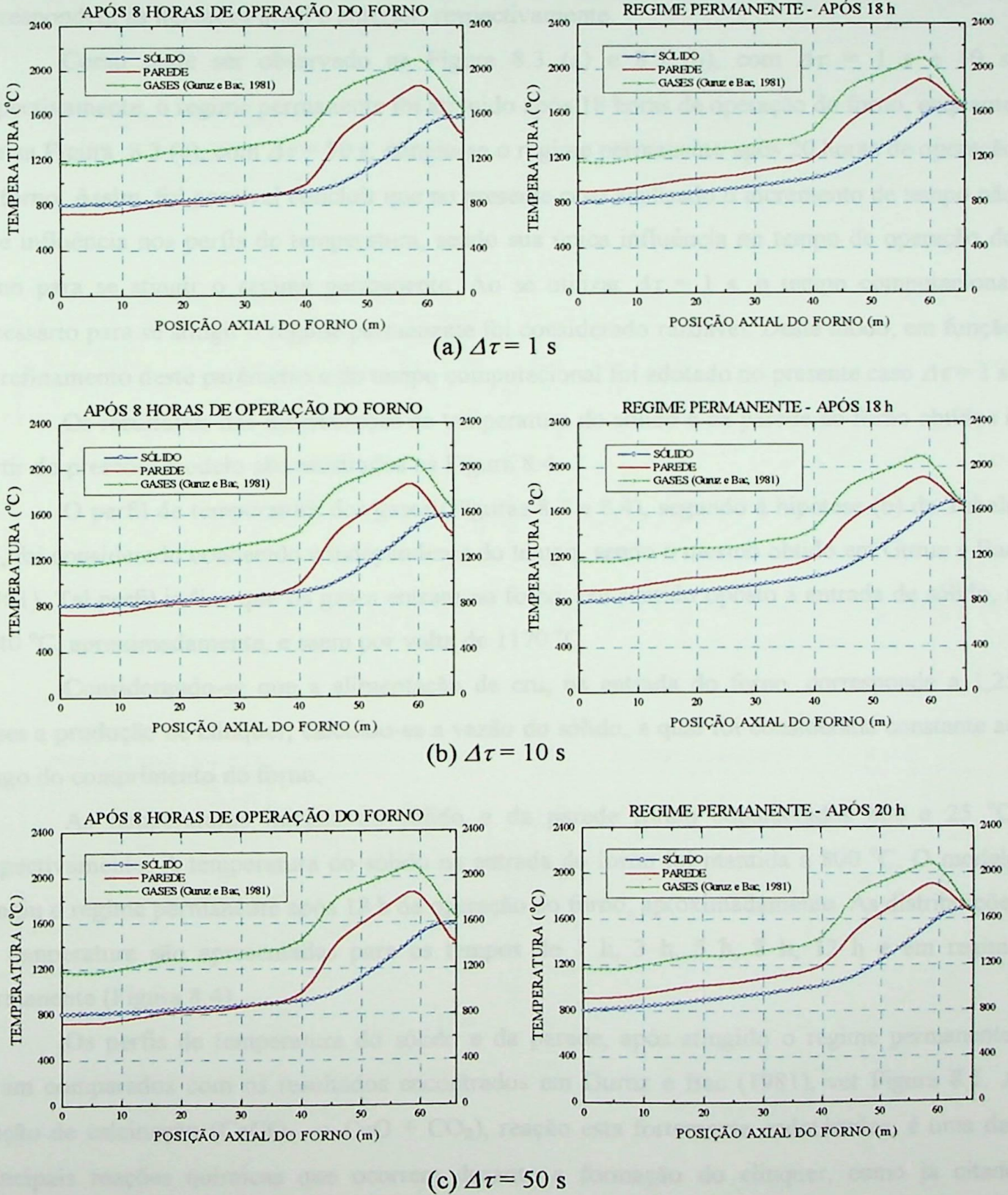


Figura 8.3 – Perfis de temperatura para forno de via seca em função do incremento de tempo ($\Delta\tau$), não considerando as reações químicas.

O critério utilizado para verificar se o regime permanente foi atingido é dado pela Eq. 8.2:

$$\text{desvio} = \sum_i^N (\Phi_i^n - \Phi_i^{n-1}) \leq \varepsilon, \quad (8.2)$$

onde, ε é o desvio adotado como sendo igual a 1, N é o número de nós, i o ponto nodal e, n e $n-1$ correspondem às iterações atual e anterior, respectivamente.

Como pode ser observado na Figura 8.3 (a) e 8.3 (b), com $\Delta\tau = 1$ s e 10 s, respectivamente, o regime permanente foi atingido após 18 horas de operação do forno, enquanto que na Figura 8.3 (c), com $\Delta\tau = 50$ s, atingiu-se o regime permanente após 20 horas de operação do forno. Assim, foi possível concluir que no presente caso analisado o incremento de tempo não teve influência nos perfis de temperatura, sendo sua única influência no tempo de operação do forno para se atingir o regime permanente. Ao se utilizar $\Delta\tau = 1$ s, o tempo computacional necessário para se atingir o regime permanente foi considerado razoável. Deste modo, em função do refinamento deste parâmetro e do tempo computacional foi adotado no presente caso $\Delta\tau = 1$ s.

Os resultados das distribuições de temperatura do sólido e da parede do forno obtidos a partir do presente modelo são mostrados na Figura 8.4.

O perfil de temperatura dos gases (Figuras 8.3 e 8.4), segundo à hipótese (b) da Tabela 8.1, foi considerado conhecido e independente do tempo, sendo o mesmo obtido em Guruz e Bac (1981). Tal perfil indica que os gases entram no forno, em sentido oposto à entrada de sólido, a 1640 °C, aproximadamente, e saem por volta de 1170 °C.

Considerando-se que a alimentação de cru, na entrada do forno, corresponde a 1,25 vezes a produção de clínquer, calculou-se a vazão do sólido, a qual foi considerada constante ao longo do comprimento do forno.

As temperaturas iniciais do sólido e da parede foram consideradas 800 e 25 °C, respectivamente. A temperatura do sólido na entrada do forno foi mantida a 800 °C. O modelo atingiu o regime permanente após 18 h de operação do forno, aproximadamente. As distribuições de temperatura são apresentadas para os tempos de 1 h, 3 h, 5 h, 8 h, 13 h e em regime permanente (Figura 8.4).

Os perfis de temperatura do sólido e da parede, após atingido o regime permanente, foram comparados com os resultados encontrados em Guruz e Bac (1981), ver Figura 8.5. A reação de calcinação ($\text{CaCO}_3 \rightarrow \text{CaO} + \text{CO}_2$), reação esta fortemente endotérmica, é uma das principais reações químicas que ocorrem durante a formação do clínquer, como já citado anteriormente. A ocorrência desta reação implica num aquecimento muito lento do sólido.

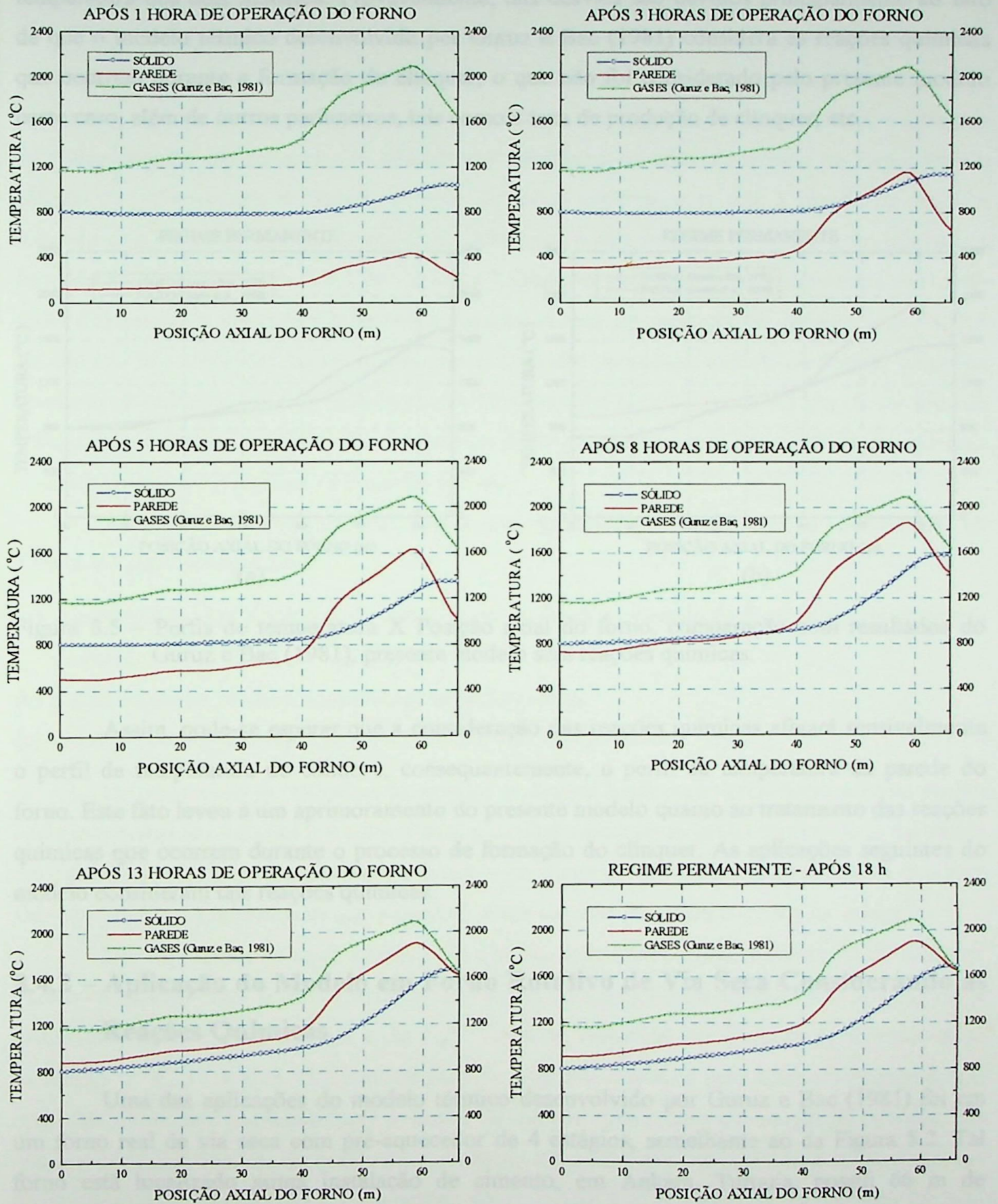


Figura 8.4 – Perfis de temperatura X Posição axial do forno, primeira aplicação do modelo em forno de via seca, sem considerar as reações químicas.

Na Figura 8.5 podemos observar que existem vários desvios entre os perfis de temperatura dos dois modelos. Provavelmente, tais desvios são devidos principalmente ao fato de que o modelo térmico desenvolvido por Guruz e Bac (1981) considera as reações químicas que ocorrem durante a formação do clínquer, o que não foi considerado pelo presente modelo neste caso, além de outros parâmetros, tais como a taxa de produção de clínquer, etc.

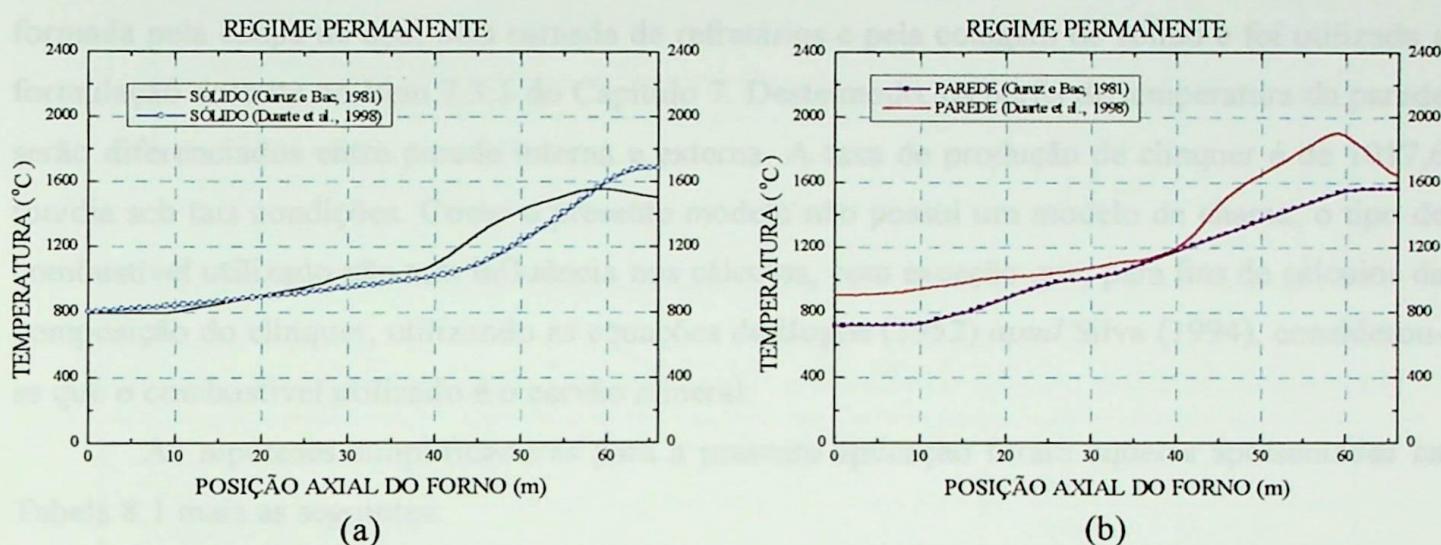


Figura 8.5 – Perfis de temperatura X Posição axial do forno, comparação com resultados do Guruz e Bac (1981), presente modelo sem reações químicas.

Assim, pode-se esperar que a consideração das reações químicas afetará sensivelmente o perfil de temperatura do sólido e, conseqüentemente, o perfil de temperatura da parede do forno. Este fato levou a um aprimoramento do presente modelo quanto ao tratamento das reações químicas que ocorrem durante o processo de formação do clínquer. As aplicações seguintes do modelo consideram tais reações químicas.

8.4.2 – Aplicação do Modelo em Forno Rotativo de Via Seca Considerando as Reações Químicas

Uma das aplicações do modelo térmico desenvolvido por Guruz e Bac (1981) foi em um forno real de via seca com pré-aquecedor de 4 estágios, semelhante ao da Figura 8.2. Tal forno está localizado numa instalação de cimento, em Ankara, Turquia, possui 66 m de comprimento e 4 m de diâmetro. A carcaça externa do forno é feita de aço e possui 3,5 cm de espessura. A superfície interna do forno é coberta com tijolos refratários feitos de argila queimada com espessura de 20 cm (nos primeiros 48 m a partir da zona de alimentação), com tijolos de magnésia (próximos 16 m) e com tijolos de argila queimada de alta qualidade (2 m

finais). A taxa de produção de clínquer é de 1017,6 ton/dia sob tais condições. O combustível utilizado é o óleo combustível N° 6.

Nesta aplicação do modelo térmico desenvolvido foram consideradas muitas características do forno citado anteriormente. Considerou-se que os refratários tem espessura constante ao longo do forno, sendo a mesma de 20 cm. Foi considerado que existe uma colagem de sólido com 35 cm de espessura aderida aos refratários em toda a extensão do forno. Para o cálculo da temperatura da parede externa do forno considerou-se que a parede do forno é formada pela chapa de aço, pela camada de refratários e pela colagem de sólido e foi utilizada a formulação descrita no Item 7.3.1 do Capítulo 7. Deste modo, os perfis de temperatura da parede serão diferenciados entre parede interna e externa. A taxa de produção de clínquer é de 1017,6 ton/dia sob tais condições. Como o presente modelo não possui um modelo de chama, o tipo de combustível utilizado não tem influência nos cálculos, com exceção que, para fins de cálculos da composição do clínquer, utilizando as equações de Bogue (1952) *apud* Silva (1994), considerou-se que o combustível utilizado é o carvão mineral.

As hipóteses simplificadoras para a presente aplicação foram aquelas apresentadas na Tabela 8.1 mais as seguintes:

- (a) considerou-se que a colagem de sólido existe em toda a extensão do forno e possui espessura constante;
- (b) a velocidade do sólido é constante ao longo do forno;
- (c) todas as reações ocorrem apenas no interior do forno rotativo.

Os parâmetros geométricos do forno e os demais parâmetros considerados neste estudo estão mostrados nas Tabelas 8.7 e 8.8. Onde, a condutividade térmica da colagem (k_{col}) foi obtida em Fusaro (1990), e as condutividades térmicas da chapa de aço (k_{ch}) e dos refratários (k_{refr}) em Oliveira (1997). Considerou-se que a condutividade térmica do sólido é igual a da colagem.

Um fato relevante neste estudo foi a consideração das reações de formação do clínquer. Para o cálculo do calor líquido gerado pelas reações químicas foram consideradas as reações de calcinação, de formação do C_2S e do C_3S . Como já discutido no Capítulo 5, as reações de formação do C_4AF e C_3A são consideradas de segunda ordem e seus efeitos somente foram incluídos no modelo implicitamente pelo uso de valores mais baixos de energia de ativação das reações do C_2S e do C_3S . Os parâmetros químicos utilizados nas equações de balanço de massa foram obtidos em Spang (1972) e encontram-se na Tabela 8.9. A discretização do forno foi feita em 66 elementos, tendo cada elemento 1 m. O custo computacional aumentou consideravelmente em função da incorporação das reações químicas. Assim, considerando-se que o incremento de tempo ($\Delta\tau$) não teve influência nos perfis de temperatura, como mostrado no Item 8.4.1.1 deste

capítulo, foi adotado para o presente caso $\Delta\tau = 10$ s, o que contribuiu para um tempo computacional razoável.

Tabela 8.7 – Parâmetros geométricos do forno adotados na 2ª aplicação do modelo em forno de via seca.

Parâmetro	Valor utilizado
Diâmetro externo do forno	4 m
Raio externo do forno (r_4)	2 m
Raio até a camada de refratários (r_3)	1,965 m
Raio até a colagem (r_2)	1,765 m
Raio interno do forno (r_1)	1,415 m
Comprimento do forno (l)	66 m
Espessura da chapa de aço	3,5 cm
Espessura do refratário	20 cm
Espessura da colagem	35 cm

Tabela 8.8 – Demais parâmetros utilizados na 2ª aplicação do modelo em forno de via seca.

Parâmetro	Valor utilizado
Número de elementos (Ne)	66
Número de nós (N)	67
Comprimento do elemento (L)	1 m
Temperatura ambiente (Φ_a)	25 °C
Temperatura inicial do sólido (Φ_{si})	788 °C
Temperatura inicial da parede interna (Φ_{wi})	788 °C
Temperatura inicial da parede externa (Φ_{wei})	406,5 °C
Temperatura do sólido na entrada do forno (Φ_{se})	788 °C
Incremento de tempo ($\Delta\tau$)	10 s
Produção de clínquer	1.017,6 ton/dia
Velocidade do sólido (v_s)	0,01467 m/s
Velocidade rotacional do forno (ω)	0,32 rad/s = 3 rpm
Condutividade térmica do sólido (k_s)	0,87 W/(m.°C)
Condutividade térmica da parede (k_w)	1,5573 W/(m.°C)
Condutividade térmica da colagem (k_{col})	0,87 W/(m.°C)
Condutividade térmica da chapa de aço (k_{ch})	34,89 W/(m.°C)
Condutividade térmica dos refratários (k_{refr})	3,37 W/(m.°C)

Uma composição química elementar do cru na entrada do 1º e do 4º estágio e na entrada do forno, bem como a do clínquer na saída do forno, considerando a incorporação das cinzas provenientes da queima do carvão mineral, é apresentada na Tabela 8.10 (Silva, 1994).

Para o cálculo da composição do clínquer foram feitas as seguintes hipóteses:

a) as porcentagens dos principais compostos foram calculadas com base no método de cálculo da composição potencial de Bogue (1952) *apud* Silva (1994), considerando a formação de CaO livre;

- b) todo o enxofre presente na composição do sólido, sob a forma de SO_3 , bem como aquele presente nas cinzas do carvão, é absorvido pelos álcalis (K_2O e Na_2O) e também pelo óxido de cálcio (CaO), transformando-se em sulfato alcalino e sulfato de cálcio. O enxofre, presente nos gases sob a forma de SO_2 , é absorvido parcialmente pelos álcalis e pelo óxido de cálcio, cujos cálculos foram baseados nos resultados experimentais apresentados por Weber (1963) *apud* Silva (1994);
- c) todas estas reações ocorrem apenas no interior do forno rotativo.

Tabela 8.9 – Parâmetros químicos utilizados nos cálculos referentes às reações químicas.

Parâmetro	Valor utilizado
Fator pré-exponencial do CaCO_3 (A_ξ)	$4,5555 \times 10^{31} \text{ s}^{-1}$
Fator pré-exponencial do C_3S (A_α)	$133.333,33 \text{ s}^{-1}$
Fator pré-exponencial do C_2S (A_β)	$411.111,11 \text{ s}^{-1}$
Fator pré-exponencial do C_3A (A_γ)	$8.333.333,33 \text{ s}^{-1}$
Fator pré-exponencial do C_4AF (A_δ)	$8,3333 \times 10^8 \text{ s}^{-1}$
Energia de ativação do CaCO_3 (E_ξ)	$8,047 \times 10^5 \text{ kJ/kmol}$
Energia de ativação do C_3S (E_α)	$2,558 \times 10^5 \text{ kJ/kmol}$
Energia de ativação do C_2S (E_β)	$1,930 \times 10^5 \text{ kJ/kmol}$
Energia de ativação do C_3A (E_γ)	$1,937 \times 10^5 \text{ kJ/kmol}$
Energia de ativação do C_4AF (E_δ)	$1,849 \times 10^5 \text{ kJ/kmol}$
Calor de reação do CaCO_3 (ΔH_ξ)	$2.965.650,0 \text{ J/kg CaCO}_3$
Calor de reação do C_3S (ΔH_α)	$25.586,0 \text{ J/kg C}_3\text{S}$
Calor de reação do C_2S (ΔH_β)	$-886.206,0 \text{ J/kg C}_2\text{S}$

Fonte: Spang (1972).

Conhecendo as composições químicas elementares do sólido na entrada do pré-aquecedor e na saída do forno, segundo à Tabela 8.10, constata-se que tais composições são referentes à aproximadamente 1,53 kg e 0,99 kg, respectivamente. O que vem comprovar o efeito denominado de *perda ao fogo* discutido no Item 4.2 do Capítulo 4.

Considerando o balanço de massa apresentado na Tabela 8.10, nota-se que a porcentagem de calcinação do CaCO_3 na saída do cru do 4º estágio do pré-aquecedor é de 25%.

Segundo à hipótese (c) desta aplicação, a qual impõe que todas as reações ocorrem apenas no interior do forno rotativo, não será considerada a calcinação parcial do CaCO_3 no pré-

aquecedor. Deste modo, a composição do cru na entrada do forno, utilizada na presente aplicação, é apresentada na Tabela 8.11.

Tendo-se como base a composição química do sólido, na entrada do pré-aquecedor, dada pela Tabela 8.11 e assumindo-se estequiometria ideal e equilíbrio químico no forno, foram obtidas as composições típicas dos compostos do clínquer. Os cálculos foram feitos utilizando-se o Cálculo Potencial de Bogue (1952) *apud* Silva (1994), discutido no Item 5.2 do Capítulo 5. Primeiramente, calculou-se as porcentagens dos componentes do sólido em relação a aproximadamente 1 kg de sólido; para isto foi subtraído de 1,53 kg de sólido na entrada do pré-aquecedor a proporção referente ao CO₂ oriundo da calcinação do CaCO₃ e da descarbonetação do MgCO₃ e a proporção referente ao H₂O, resultando em 0,98 kg de sólido, aproximadamente. O próximo passo foi calcular as porcentagens de cada constituinte em relação a 0,98 kg de sólido; convém salientar que a porcentagem de CaO a se formar foi calculada com base na composição química do CaCO₃ na entrada do forno. Uma vez conhecidas tais porcentagens, calculou-se as porcentagens de cada composto do clínquer na saída do forno, as quais são demonstradas na Tabela 8.12. Também na Tabela 8.12 são demonstradas as porcentagens dos principais compostos do clínquer calculadas segundo à composição do clínquer, na saída do forno, dada pela Tabela 8.10.

Tabela 8.10 – Composição química elementar do cru e do clínquer para um forno rotativo de via seca com pré-aquecedor de 4 estágios (kmol/kg de clínquer).

Componente do cru	Entrada do 1º estágio	Entrada do 4º estágio	Entrada do forno	Compostos do clínquer	Saída do forno
CaCO ₃	0,011807	0,011807	0,008855	C ₂ S	0,001255
SiO ₂	0,003558	0,003558	0,003558	C ₃ S	0,002337
Al ₂ O ₃	0,000575	0,000575	0,000575	C ₃ A	0,000449
Fe ₂ O ₃	0,000117	0,000117	0,000117	C ₄ AF	0,000156
MgCO ₃	0,000236	--	--	MgO	0,000248
CaO	--	--	0,002952	CaO livre	0,000182
SO ₃	0,000114	0,000114	0,000114	K ₂ SO ₄	0,000085
K ₂ O	0,000109	0,000109	0,000109	Na ₂ SO ₄	0,000008
Na ₂ O	0,000015	0,000015	0,000015	TiO ₂	0,000008
TiO ₂	0,000015	0,000015	0,000015	CaSO ₄	0,000115
H ₂ O	0,000956	--	--	--	--
MgO	--	0,000236	0,000236	--	--

Fonte: Silva (1994).

Como pode ser observado na Tabela 8.11, não foi considerada a calcinação parcial do CaCO_3 no pré-aquecedor, o que obedece à hipótese (c) desse estudo. Toda a umidade do sólido foi evaporada no pré-aquecedor, uma vez que a temperatura do sólido na entrada do forno é maior que $100\text{ }^\circ\text{C}$. Sendo a temperatura inicial da descarbonetação do MgCO_3 por volta de $600\text{ }^\circ\text{C}$ e considerando a temperatura do sólido na entrada do forno, toda a descarbonetação do mesmo ocorreu no pré-aquecedor, restando óxido de magnésio (MgO).

Tabela 8.11 – Composição química elementar do cru, na entrada do forno, utilizada na presente aplicação.

Componente do cru	Composição na entrada do forno (kmol/kg de cru)
CaCO_3	0,011807
SiO_2	0,003558
Al_2O_3	0,000575
Fe_2O_3	0,000117
MgCO_3	--
CaO	--
SO_3	0,000114
K_2O	0,000109
Na_2O	0,000015
TiO_2	0,000015
MgO	0,000236

Tabela 8.12 – Composição do clínquer segundo às equações de Bogue X Composição do clínquer segundo à Tabela 8.10.

Composto do clínquer	% por kg de clínquer, segundo às equações de Bogue	% por kg de clínquer, segundo à Tabela 8.10
C_2S	14,50	21,63
C_3S	63,44	53,40
C_3A	12,58	12,13
C_4AF	5,77	7,59
Outros	3,71	5,25

Considerando a composição química elementar do sólido na entrada do forno, apresentada na Tabela 8.11, verifica-se que tal composição é correspondente a 1,49 kg de sólido aproximadamente. Conhecendo a composição química elementar de CaCO_3 , na entrada do forno,

calculou-se a proporção de CaO que se formará para cada 1,49 kg de sólido na entrada do forno. Uma vez conhecida esta proporção, foi possível calcular as proporções em kg/kgCaO dos componentes do sólido na entrada do forno, as quais são as condições de contorno para o cálculo dos perfis dos componentes, ver Tabela 8.13. Nota-se que as condições de contorno somente foram calculadas para os componentes que são utilizados nas equações de balanço de massa.

Tabela 8.13 – Condições de contorno dos componentes do sólido na entrada do forno.

Componente do sólido	Valor conhecido na entrada do forno (kg/kg CaO)
CaCO ₃	1,784772
SiO ₂	0,322733
Al ₂ O ₃	0,088525
Fe ₂ O ₃	0,028219
CaO	0,000000
H ₂ O	0,000000

A composição química elementar do sólido, na entrada do forno, apresentada na Tabela 8.11 é correspondente a 1,49 kg de sólido. Assim, sendo a taxa de produção de clínquer de 1017,6 ton/dia, a vazão de sólido na entrada do forno será de 17,60 kg/s, aproximadamente.

Na aplicação do modelo considerou-se, por questão de conveniência, que a taxa de alimentação de sólido na entrada do pré-aquecedor é constante. Porém, sabe-se que numa situação real, quando um forno entra em operação, tanto essa taxa de alimentação quanto a velocidade do sólido são inicialmente pequenas e são lentamente aumentadas. Este procedimento tem por finalidade minimizar a perda de material e o consumo total de combustível.

Uma vez que as reações químicas foram incorporadas no modelo, tornou-se possível considerar a variação da vazão de sólido ao longo do forno.

O tempo de permanência do sólido no interior do forno rotativo, citado por Blumberg (1970) *apud* Guruz e Bac (1981), é de 0,8 h. Já o tempo de permanência proposto por McCormick (1963) *apud* Guruz e Bac (1981) é de 1,7 h. Na presente aplicação foi considerado um tempo de permanência do sólido no interior do forno de 1,25 h, que é um tempo médio entre os dois anteriores. Deste modo, a velocidade do sólido, a qual foi considerada constante ao longo do forno, é de 0,01467 m/s. A velocidade do forno é modelada com a velocidade do sólido.

O perfil de temperatura inicial do sólido foi assumido ser igual à temperatura do sólido conhecida na entrada do forno, ou seja, 788 °C, a qual é indicada na Figura 8.2. O perfil de temperatura inicial da parede interna foi assumido ser igual ao perfil de temperatura inicial do

sólido. O perfil de temperatura inicial da parede externa foi calculado como a média entre os perfis iniciais da parede interna e a temperatura do ambiente. A temperatura do sólido na entrada do forno foi mantida a 788 °C, enquanto que, tanto para a parede interna quanto para a parede externa se impôs a condição de contorno de que as extremidades são adiabáticas.

O perfil de temperatura dos gases foi o mesmo utilizado na aplicação anterior, o qual foi considerado conhecido e independente do tempo. Os perfis iniciais dos componentes foram assumidos iguais às suas condições de contorno.

Os resultados das distribuições de temperatura do sólido e das paredes interna e externa do forno, obtidos a partir do presente modelo, são mostrados na Figura 8.6. Também são mostrados na Figura 8.6 os perfis de alguns dos principais componentes do sólido para os tempos 0 h, 5 h e em regime permanente, sendo este último obtido após 22 h de operação do forno, aproximadamente.

Como pode ser observado na Figura 8.6, o perfil do CaCO_3 apresentou uma ligeira oscilação nos resultados após 5 horas de operação do forno. A oscilação do perfil do CaCO_3 se mostrou ainda mais acentuada após se atingir o regime permanente. Com o propósito de se identificar a causa dessas oscilações, foram feitos outros testes variando os parâmetros incremento de tempo ($\Delta\tau$) e número de elementos (Ne), os quais são apresentados a seguir.

8.4.2.1 – Efeito da Variação do Incremento de Tempo ($\Delta\tau$)

Outros testes variando o incremento de tempo ($\Delta\tau$) foram feitos. Os resultados, em regime permanente, estão exibidos na Figura 8.7 e foram obtidos após 22 h de operação do forno. Como pode ser observado, as oscilações continuaram idênticas. Isto prova que tais oscilações não são conseqüências do incremento de tempo utilizado. A partir dos testes pôde também ser comprovado que incrementos de tempo maiores que 50 s ocasionaram uma ligeira oscilação no perfil de temperatura do sólido, ver Figura 8.7 (c), entre 45 e 53 m do forno. Incrementos de tempo menores que 1 s não foram testados devido ao custo computacional. Assim, nos testes subsequentes manteve-se $\Delta\tau = 10$ s.

8.4.2.2 – Efeito da Variação do Número de Elementos

Sabe-se que o critério de Galerkin usado no método de elementos finitos pode apresentar oscilações em função do número de elementos, e que quanto maior o número de elementos, melhores serão os resultados. Deste modo, foram feitos alguns testes aumentando o número de elementos para 100, 150, 200 e 250. Como o perfil que apresentou oscilações foi só o

perfil do CaCO_3 , foram impressos somente os gráficos que envolvem tal perfil, como pode ser verificado nas Figuras 8.8 e 8.9.

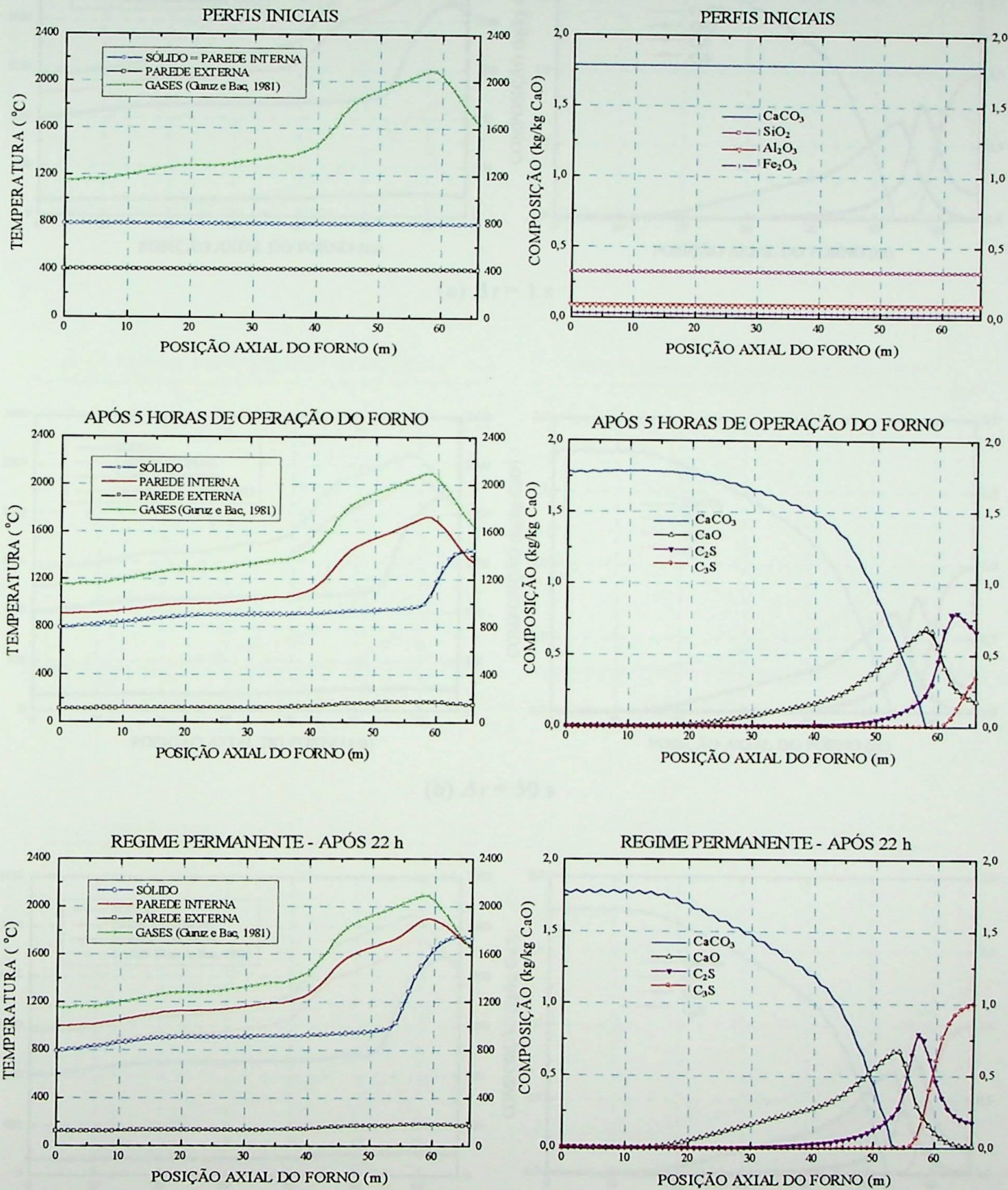
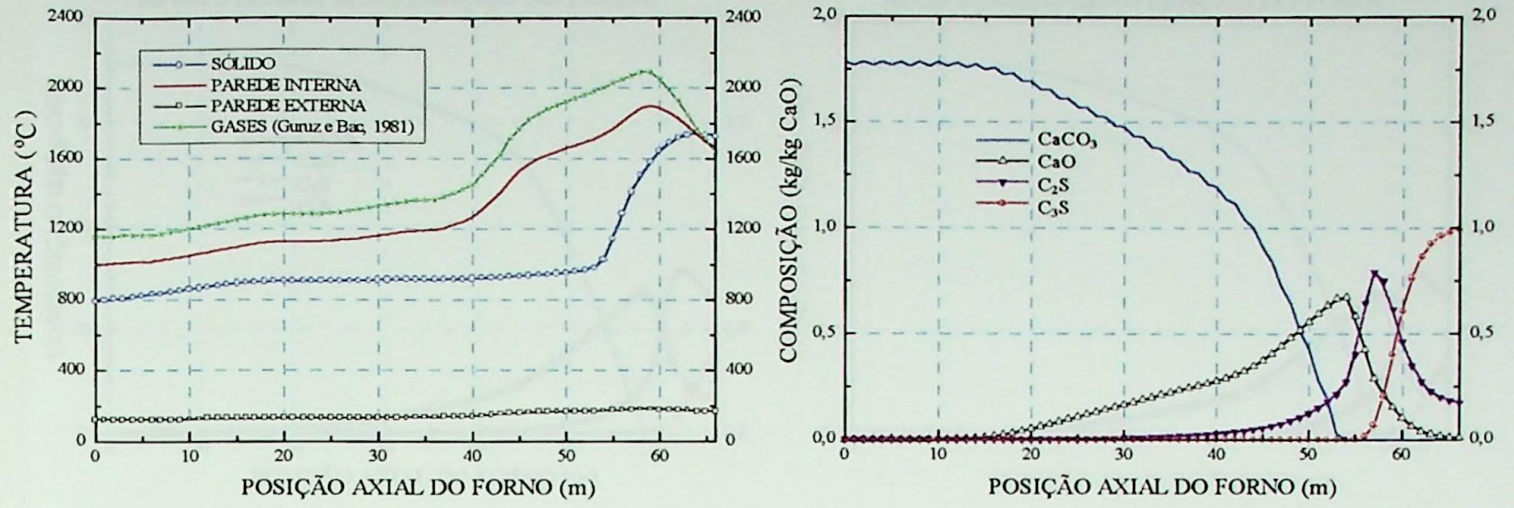
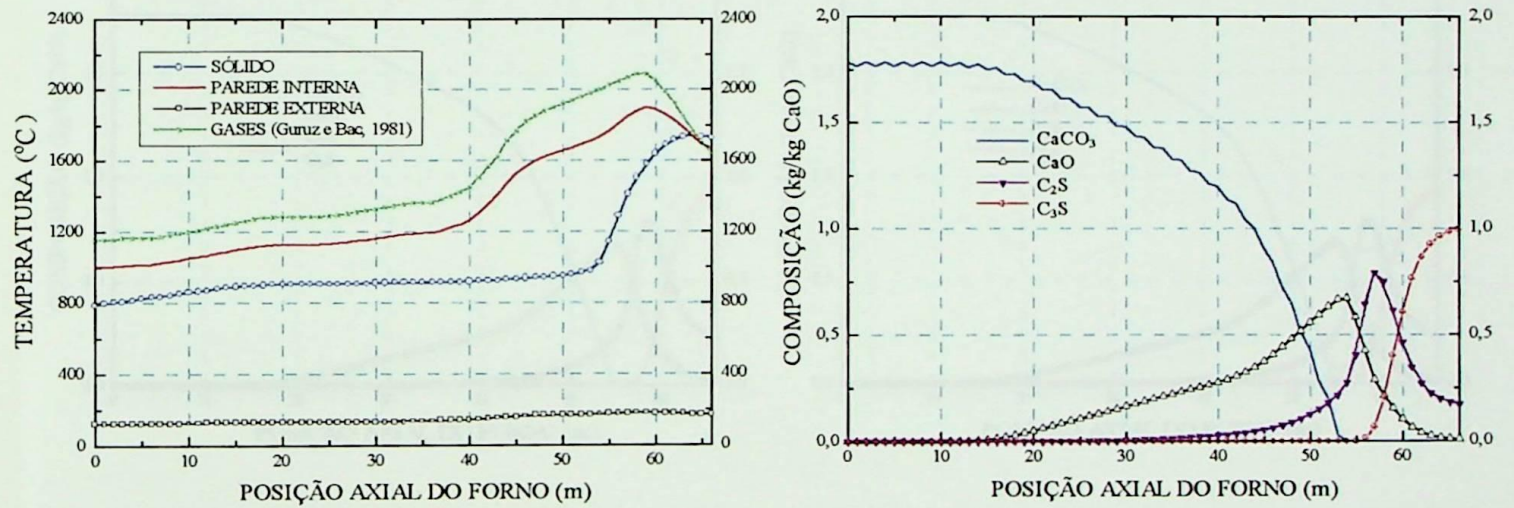
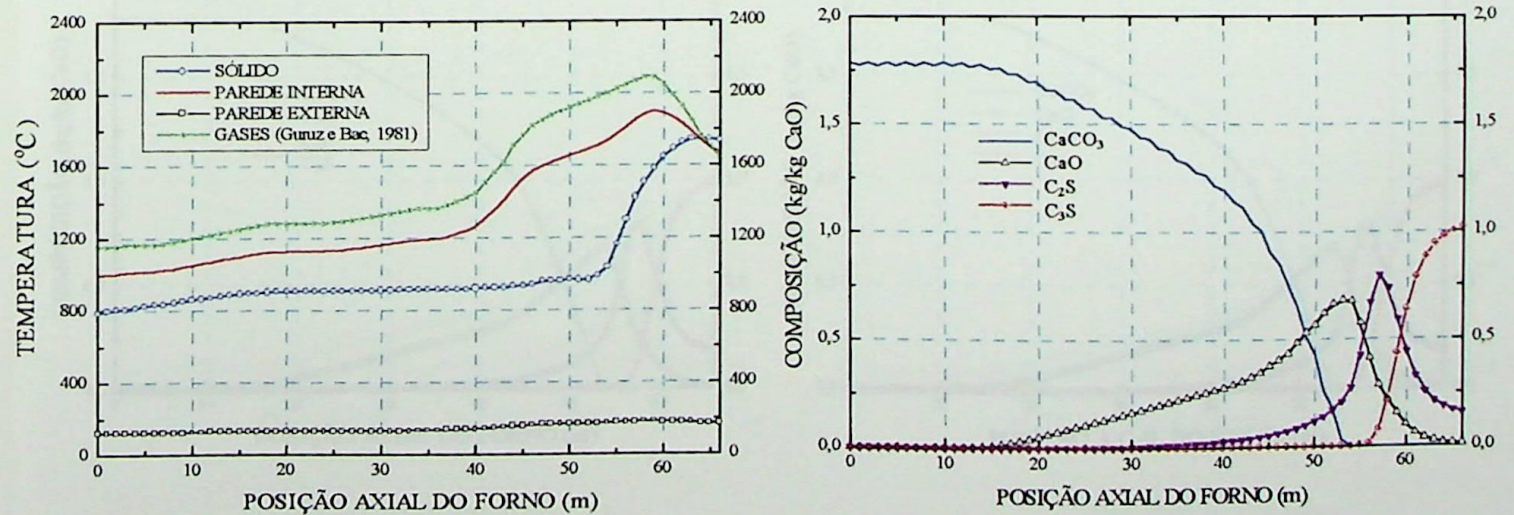
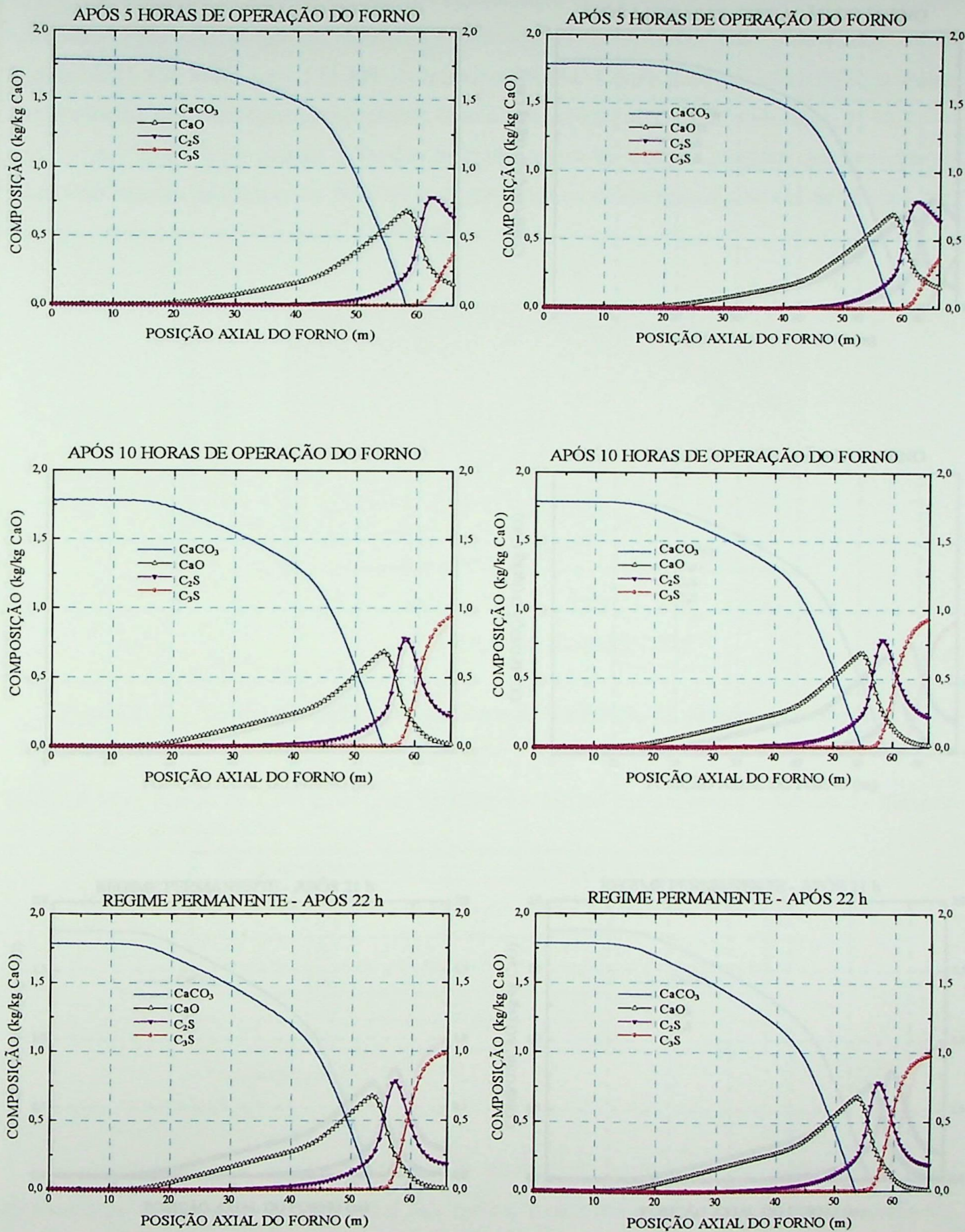


Figura 8.6 – Perfis de temperatura e perfis dos componentes do sólido X Posição axial do forno, forno de via seca, utilizando 66 elementos e considerando as reações químicas.

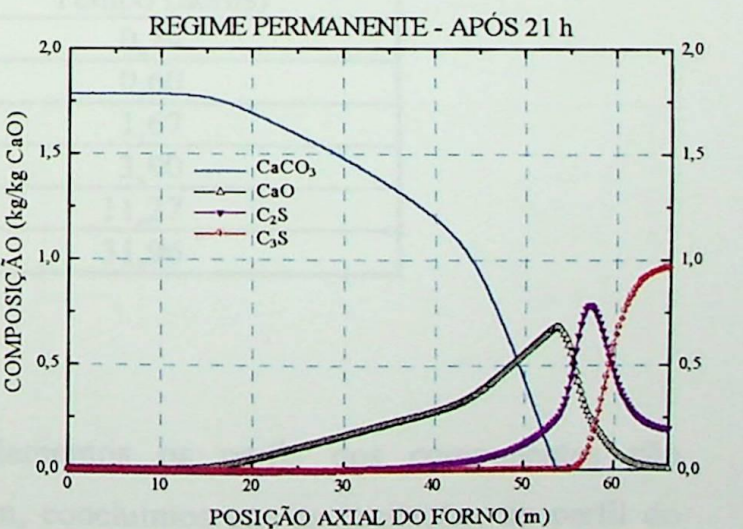
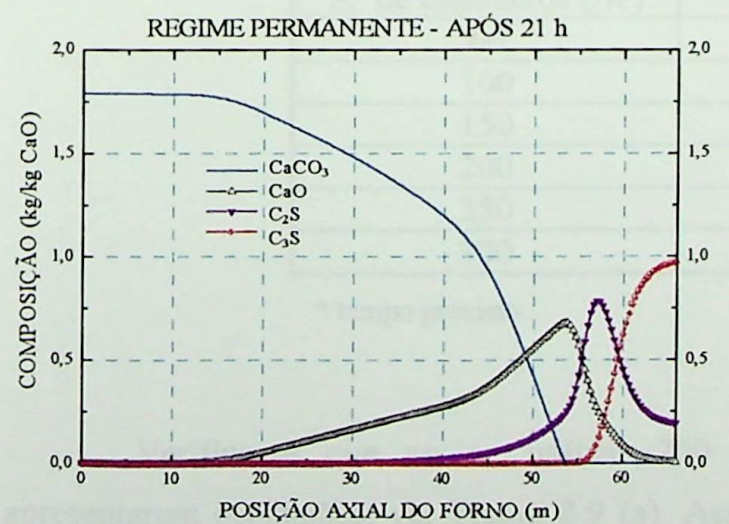
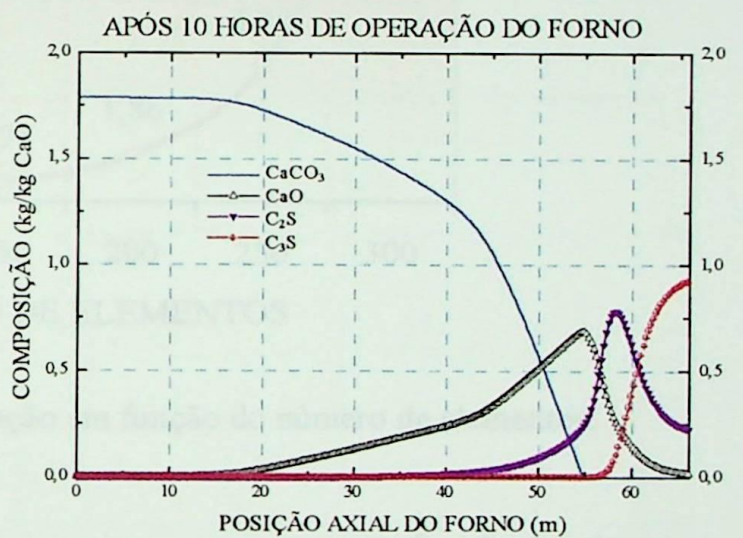
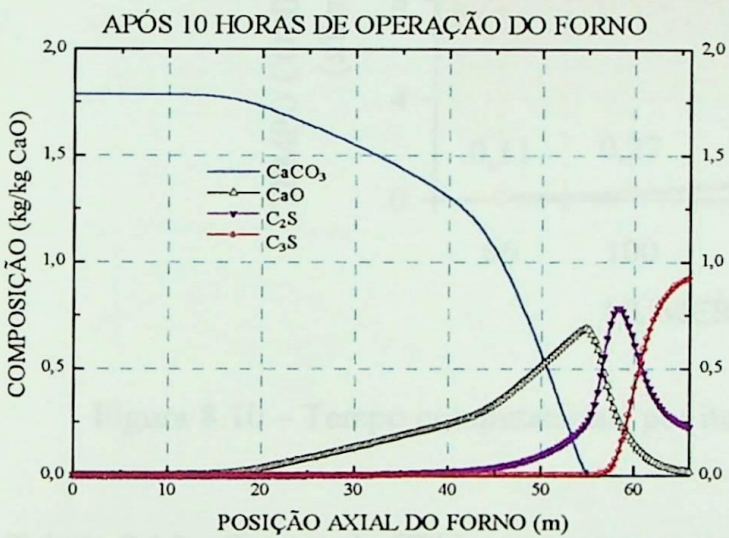
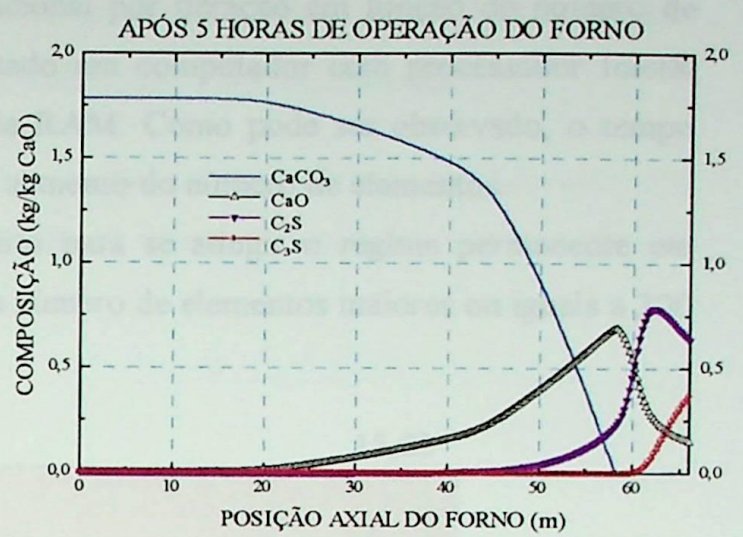
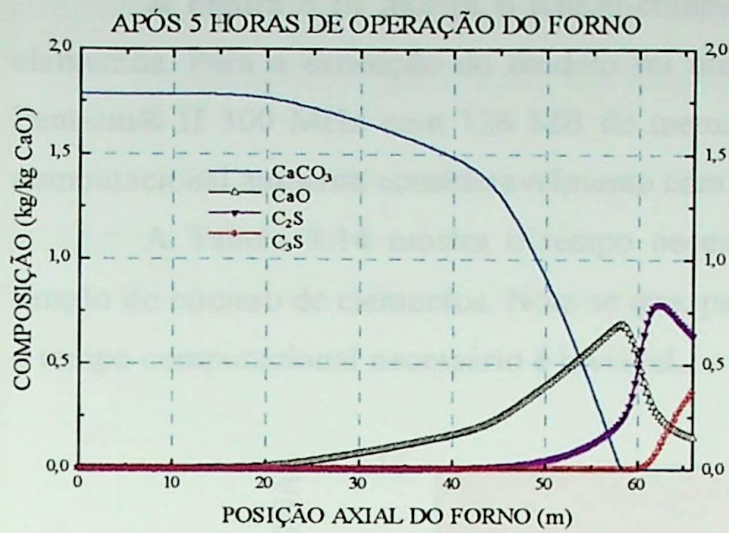
(a) $\Delta\tau = 1 \text{ s}$ (b) $\Delta\tau = 50 \text{ s}$ (c) $\Delta\tau = 100 \text{ s}$ Figura 8.7 – Influência do incremento de tempo ($\Delta\tau$).



(a) 100 elementos

(b) 150 elementos

Figura 8.8 – Influência do número de elementos, utilizando 100 e 150 elementos.



(a) 200 elementos

(b) 250 elementos

Figura 8.9 – Influência do número de elementos, utilizando 200 e 250 elementos.

A Figura 8.10 mostra o tempo computacional por iteração em função do número de elementos. Para a execução do modelo foi utilizado um computador com processador Intel® Pentium® II 300 MHz com 128 MB de memória RAM. Como pode ser observado, o tempo computacional aumenta consideravelmente com o aumento do número de elementos.

A Tabela 8.14 mostra o tempo necessário para se atingir o regime permanente em função do número de elementos. Nota-se que, para número de elementos maiores ou iguais a 300 o tempo computacional necessário é inviável.

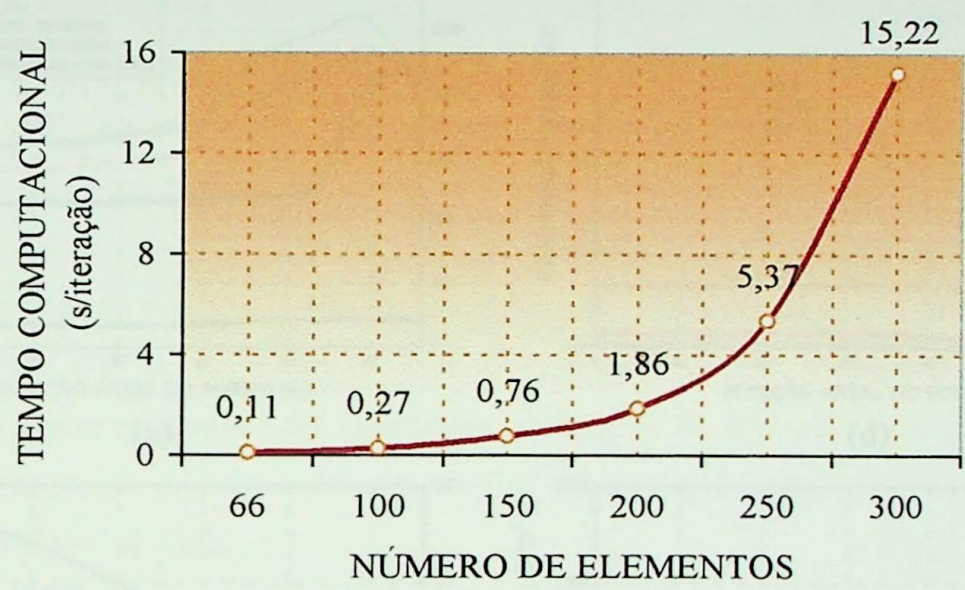


Figura 8.10 – Tempo computacional por iteração em função do número de elementos.

Tabela 8.14 – Tempo de CPU gasto para se atingir o regime permanente em função do número de elementos.

Nº de elementos (<i>Ne</i>)	Tempo (horas)
66	0,24
100	0,60
150	1,67
200	3,90
250	11,27
300	31,96 *

* tempo previsto

Verifica-se que ao se utilizar 200 elementos os perfis dos componentes não apresentaram oscilações, ver Figura 8.9 (a). Assim, concluímos que as oscilações no perfil do CaCO₃ são conseqüências do número de elementos utilizado. Deste modo, em todos os testes feitos deste ponto em diante, utilizou-se 200 elementos.

8.4.2.3 – Perfis de Temperatura, dos Componentes, do Calor Líquido das Reações e da Massa de Sólido, Utilizando 200 Elementos

Assim, considerando as mesmas condições e parâmetros anteriores, e utilizando 200 elementos, foram obtidos, após 21 horas de operação do forno, os resultados apresentados na Figura 8.11, os quais estão em regime permanente.

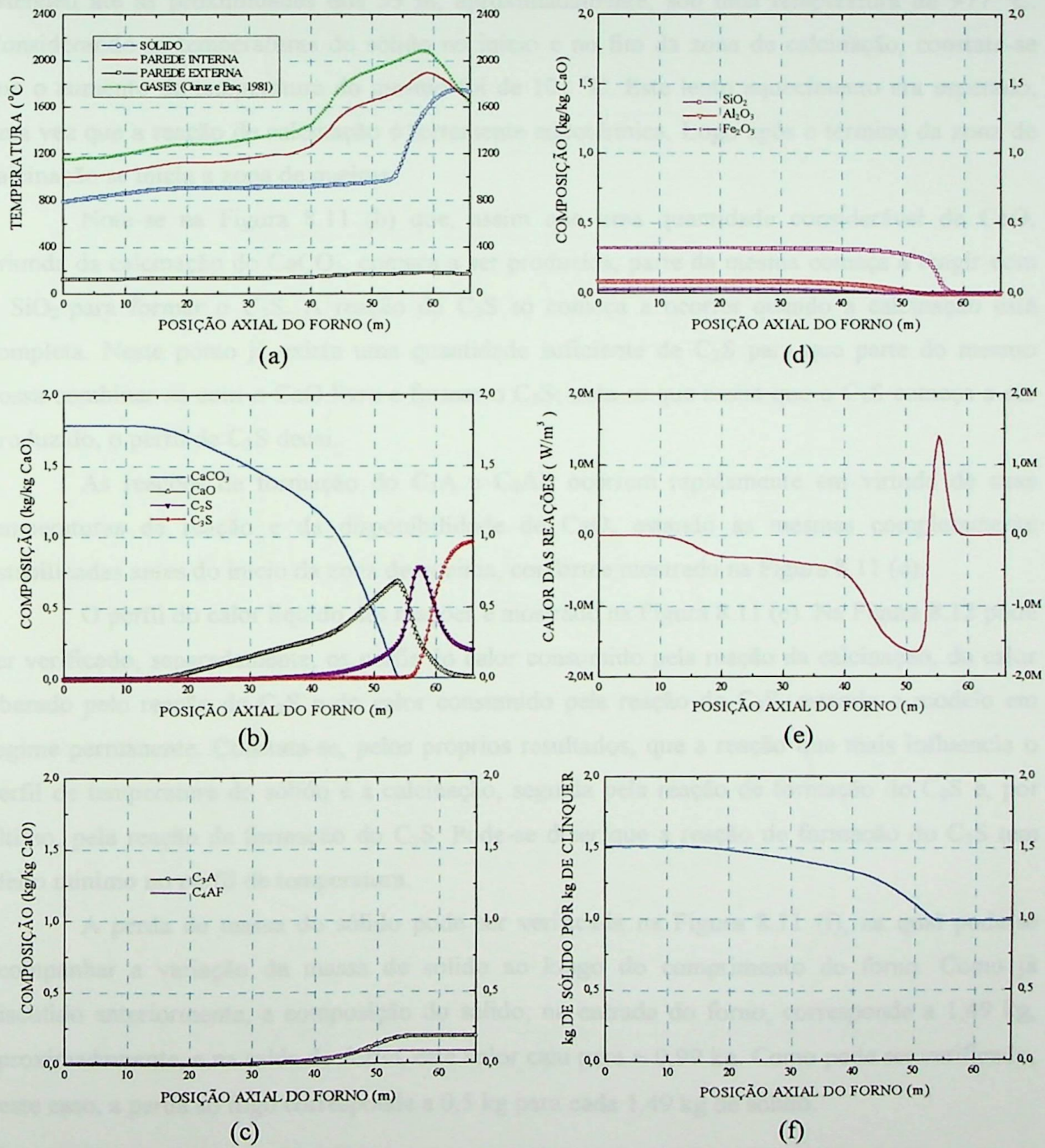


Figura 8.11 – Perfis de temperatura, dos componentes, do calor das reações e da massa de sólido para forno de via seca, em regime permanente, utilizando 200 elementos.

Verifica-se que o perfil de temperatura do sólido, após atingir o regime permanente, Figura 8.11 (a), teve um comportamento coerente com as ocorrências das reações químicas. Como pode ser notado, nos primeiros 12 metros do forno o sólido é aquecido até a temperatura inicial da calcinação. Lembrando-se que tal reação é a conversão de CaCO_3 em CaO . Observando o perfil do CaCO_3 , Figura 8.11 (b), nota-se que a calcinação iniciou-se nas proximidades dos 13 m ao longo do comprimento do forno, sob uma temperatura de 876°C e se estendeu até as proximidades dos 53 m, aproximadamente, sob uma temperatura de 977°C . Considerando as temperaturas do sólido no início e no fim da zona de calcinação, constata-se que o aumento da temperatura do mesmo foi de 101°C . Este lento aquecimento era esperado, uma vez que a reação de calcinação é fortemente endotérmica. Logo após o término da zona de calcinação se inicia a zona de queima.

Nota-se na Figura 8.11 (b) que, assim que uma quantidade considerável de CaO , oriunda da calcinação do CaCO_3 , começa a ser produzida, parte da mesma começa a reagir com o SiO_2 para formar o C_2S . A reação do C_3S só começa a ocorrer quando a calcinação está completa. Neste ponto já existe uma quantidade suficiente de C_2S para que parte do mesmo possa combinar-se com o CaO livre e formar o C_3S ; nota-se que assim que o C_3S começa a ser produzido, o perfil de C_2S decai.

As reações de formação do C_3A e C_4AF ocorrem rapidamente em virtude de suas temperaturas de reação e da disponibilidade de CaO , estando as mesmas completamente estabilizadas antes do início da zona de queima, conforme mostrado na Figura 8.11 (c).

O perfil do calor líquido das reações é mostrado na Figura 8.11 (e). Na Figura 8.12 pode ser verificado, separadamente, os perfis do calor consumido pela reação da calcinação, do calor liberado pela reação do C_2S e do calor consumido pela reação do C_3S , estando o modelo em regime permanente. Constata-se, pelos próprios resultados, que a reação que mais influencia o perfil de temperatura do sólido é a calcinação, seguida pela reação de formação do C_2S e, por último, pela reação de formação do C_3S . Pode-se dizer que a reação de formação do C_3S tem efeito mínimo no perfil de temperatura.

A perda de massa do sólido pode ser verificada na Figura 8.11 (f), na qual pode-se acompanhar a variação da massa de sólido ao longo do comprimento do forno. Como já discutido anteriormente, a composição do sólido, na entrada do forno, corresponde a 1,49 kg, aproximadamente, e na saída do forno, este valor caiu para $\approx 0,99$ kg. Como pode ser verificado, neste caso, a perda ao fogo corresponde a 0,5 kg para cada 1,49 kg de sólido.

Figura 8.12 – Perfil do calor de formação do C_2S do C_3S X Posição axial do forno, sendo de 13 a 53 m, em regime permanente, utilizando 200 toneladas

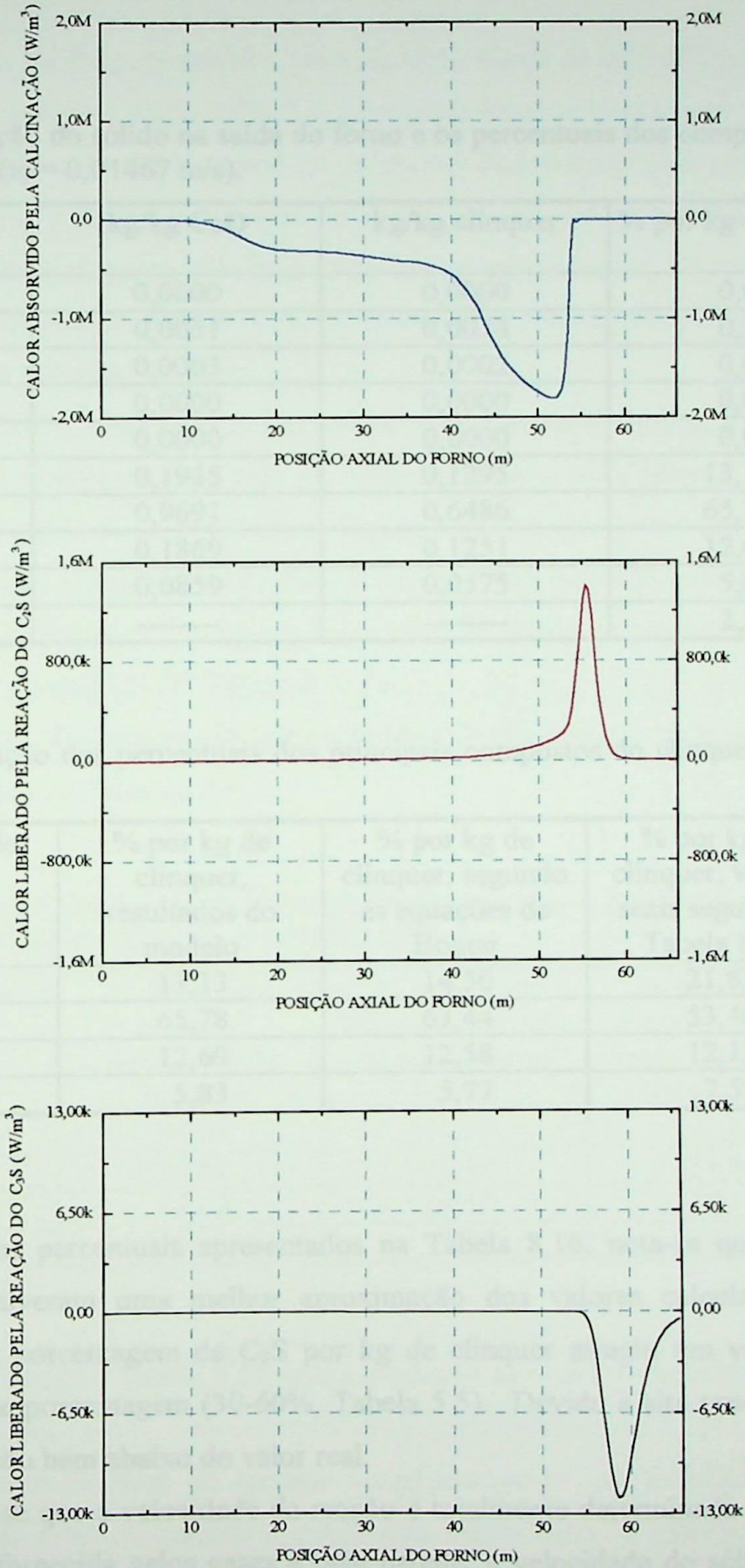


Figura 8.12 – Perfis do calor da calcinação, do C₂S e do C₃S X Posição axial do forno, forno de via seca, em regime permanente, utilizando 200 elementos.

A composição do sólido, na saída do forno, obtida pelo presente modelo é apresentada na Tabela 8.15.

Tabela 8.15 – Composição do sólido na saída do forno e os percentuais dos compostos por kg de clínquer ($v_s = 0,01467$ m/s).

Componente do sólido	kg/kg CaO	kg/kg clínquer	% por kg de clínquer
CaCO ₃	0,0000	0,0000	0,00
CaO	0,0051	0,0034	0,35
SiO ₂	0,0003	0,0002	0,00
Al ₂ O ₃	0,0000	0,0000	0,00
Fe ₂ O ₃	0,0000	0,0000	0,00
C ₂ S	0,1935	0,1295	13,13
C ₃ S	0,9691	0,6486	65,78
C ₃ A	0,1869	0,1251	12,69
C ₄ AF	0,0859	0,0575	5,83
Outros	-----	-----	2,22

Tabela 8.16 – Comparação dos percentuais dos principais compostos do clínquer ($v_s = 0,01467$ m/s).

Compostos do clínquer	% por kg de clínquer, resultados do modelo	% por kg de clínquer, segundo às equações de Bogue	% por kg de clínquer, valores reais segundo à Tabela 8.10
C ₂ S	13,13	14,50	21,63
C ₃ S	65,78	63,44	53,40
C ₃ A	12,69	12,58	12,13
C ₄ AF	5,83	5,77	7,59

Comparando os percentuais apresentados na Tabela 8.16, nota-se que os resultados obtidos pelo modelo tiveram uma melhor aproximação dos valores calculados usando as equações de Bogue. A porcentagem de C₃S por kg de clínquer atingiu um valor muito alto, estando fora da faixa de porcentagem (30-60%, Tabela 5.5). Devido à alta produção de C₃S, a porcentagem de C₂S ficou bem abaixo do valor real.

Considerando-se que a velocidade da reação é totalmente determinada pela quantidade de calor que pode ser fornecida pelos gases e pela parede, a velocidade do sólido torna-se um parâmetro de suma importância na operação do forno. Os comprimentos das zonas de calcinação e de queima também são controlados pela velocidade do sólido. Sendo assim, foram feitos outros testes utilizando diferentes valores para a velocidade do sólido, cujos resultados são mostrados a seguir.

8.4.2.4 – Efeito da Variação da Velocidade do Sólido

O próximo teste foi feito alterando a velocidade do sólido de 0,01467 para 0,02292 m/s, o que corresponde a um aumento de 56,24%. Tal velocidade implica num tempo de permanência do sólido no interior do forno de 0,8 h, o qual foi citado por Blumberg (1970) *apud* Guruz e Bac (1981). Isto significa que o sólido permanece no forno por um menor período de tempo. Os demais parâmetros e as condições iniciais foram idênticas ao caso anterior. Os resultados obtidos neste caso estão apresentados na Figura 8.13, os quais estão em regime permanente e foram obtidos após 21 horas de operação do forno.

O aumento na velocidade causou um menor aquecimento do sólido, ocasionando um decréscimo imediato na temperatura de pico da zona de queima, ver Figura 8.13 (a). Nota-se também, observando os perfis dos componentes, Figura 8.13 (b), que houve um prolongamento da zona de calcinação e um encurtamento da zona de queima, isto é devido à menor transferência de energia dos gases e da parede. A temperatura de pico do sólido na zona de queima caiu de 1748 °C, Figura 8.11 (a), para 1521 °C, Figura 8.13 (a).

Uma comparação dos percentuais dos compostos do clínquer, na saída do forno, obtidos neste estudo é apresentada na Tabela 8.17.

Tabela 8.17 – Comparação dos percentuais dos principais compostos do clínquer, com aumento da velocidade do sólido ($v_s = 0,02292$ m/s).

Composto do clínquer	% por kg de clínquer, resultados do modelo	% por kg de clínquer, segundo às equações de Bogue	% por kg de clínquer, valores reais, segundo à Tabela 8.10
C ₂ S	46,09	14,50	21,63
C ₃ S	21,03	63,44	53,40
C ₃ A	12,69	12,58	12,13
C ₄ AF	5,83	5,77	7,59

Constata-se, segundo à Tabela 8.17, que a produção de C₂S foi muito alta, enquanto que a produção de C₃S foi muito baixa. Isto se explica pelo prolongamento da zona de calcinação e conseqüente encurtamento da zona de queima. Considerando-se que a formação do C₃S se processa inteiramente na zona de queima e sendo esta muito curta, o sólido não permaneceu tempo suficiente sob temperatura necessária para que uma produção desejável de C₃S ocorresse. Considerando tais resultados podemos concluir que tal velocidade do sólido é incoerente para um bom funcionamento do forno sob tais condições.

Observa-se também, comparando as Tabelas 8.16 e 8.17, que as formações de C_3A e de C_4AF não sofreram influência da velocidade, ou seja, suas produções foram as mesmas.

Outro teste foi feito diminuindo a velocidade do sólido de 0,01467 para 0,0108 m/s, o que corresponde a uma redução de 26,38%. Tal velocidade garante um tempo de permanência do sólido no interior do forno de 1,7 h, o qual foi proposto por McCormick (1963) *apud* Guruz e Bac (1981). Neste caso, o regime permanente foi atingido após 22 horas de operação do forno. Os resultados, em regime permanente, estão apresentados na Figura 8.14.

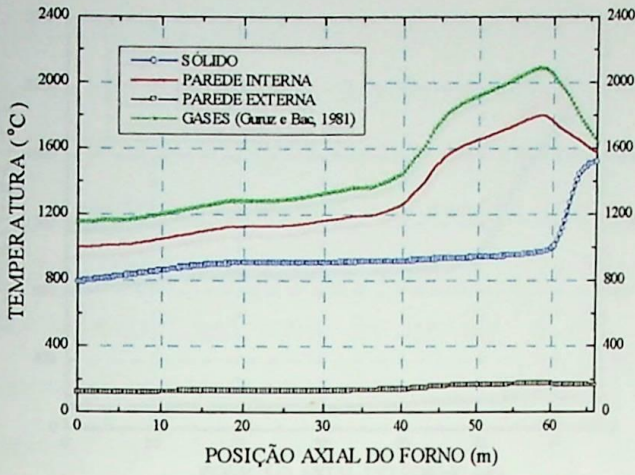
Na Figura 8.14 (a) verifica-se que houve uma diminuição da zona de calcinação de aproximadamente 5 m comparando com os resultados da Figura 8.11 (a). Em consequência deste fato houve um prolongamento da zona de queima, o que permitiu que a temperatura de pico do sólido tivesse um acréscimo de aproximadamente 78 °C, comparando com a temperatura de pico do sólido na Figura 8.11 (a).

Quanto ao comportamento dos perfis dos componentes, Figura 8.14 (b) e (c), nota-se que o início das reações dos compostos do clínquer foi um pouco antecipado, isto é devido ao encurtamento da zona de calcinação. Uma comparação dos percentuais dos compostos do clínquer, na saída do forno, para as três velocidades do sólido utilizadas é apresentada na Tabela 8.18.

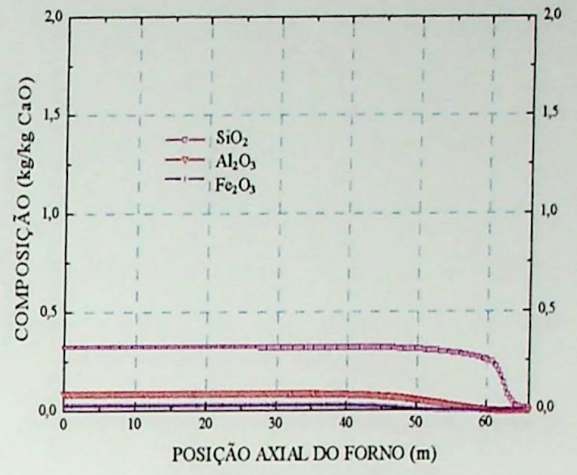
Tabela 8.18 – Comparação dos percentuais dos principais compostos do clínquer, considerando $v_s = 0,01467$ m/s, $v_s = 0,02292$ m/s e $v_s = 0,0108$ m/s.

Composto do clínquer	% por kg de clínquer, $v_s = 0,01467$ m/s	% por kg de clínquer, $v_s = 0,02292$ m/s	% por kg de clínquer, $v_s = 0,0108$ m/s	% por kg de clínquer, valores reais
C_2S	13,13	46,09	12,38	21,63
C_3S	65,78	21,03	66,87	53,40
C_3A	12,69	12,69	12,70	12,13
C_4AF	5,83	5,83	5,84	7,59

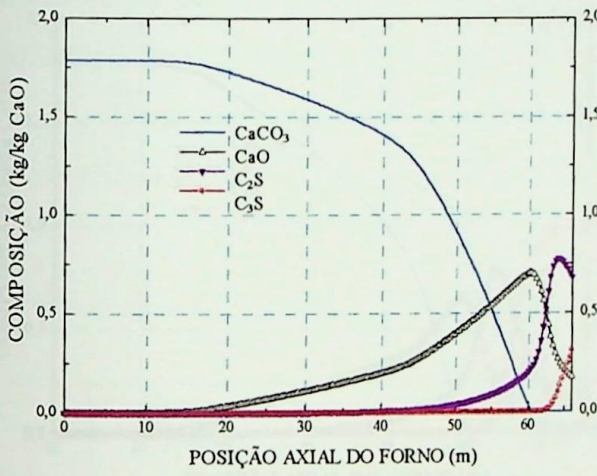
Constata-se, segundo os resultados apresentados na Tabela 8.18, que o aumento da velocidade do sólido de 0,01467 para 0,02292 m/s afetou sensivelmente a formação do C_2S e do C_3S e não teve influência sobre a formação do C_3A e do C_4AF . A diminuição da velocidade do sólido para 0,0108 m/s não teve grande influência na formação dos compostos, uma vez que as porcentagens dos compostos do clínquer pouco se diferenciaram dos resultados utilizando $v_s = 0,01467$ m/s.



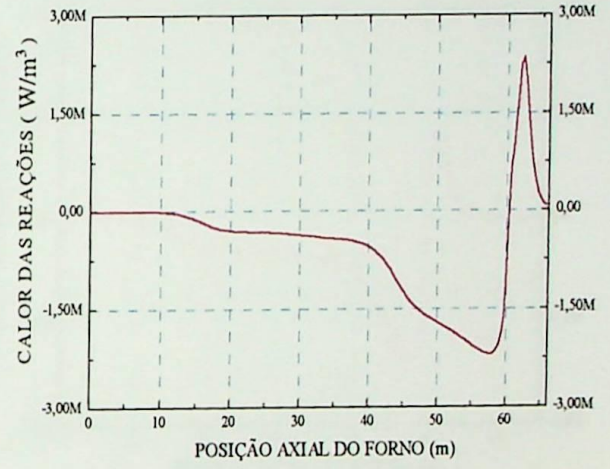
(a)



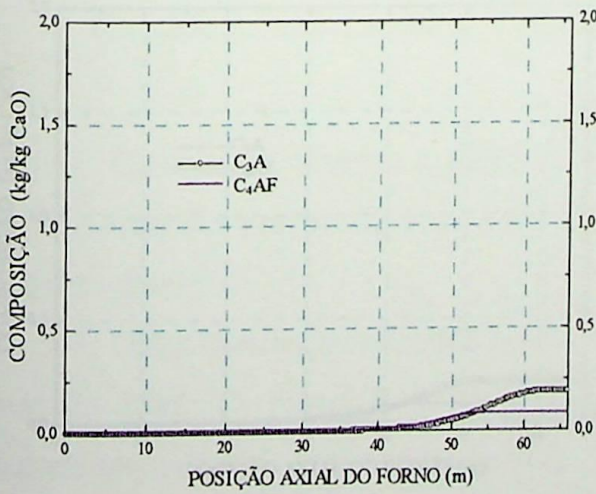
(d)



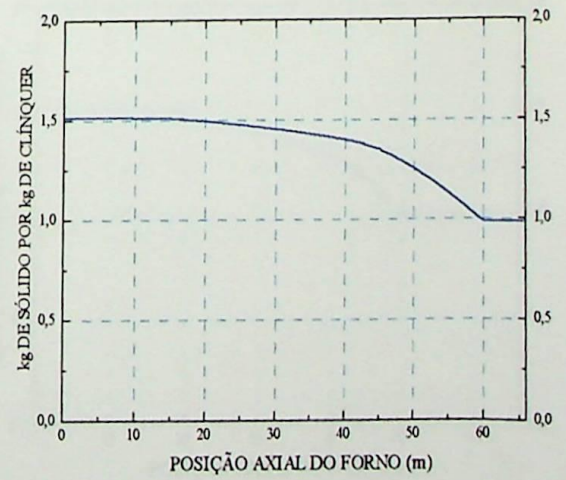
(b)



(e)

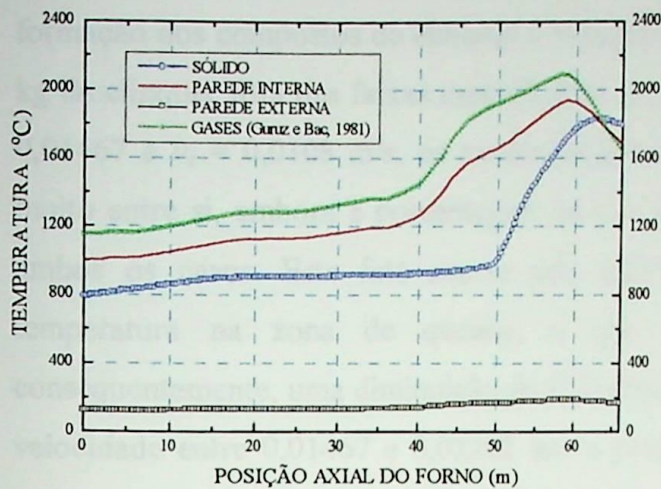


(c)

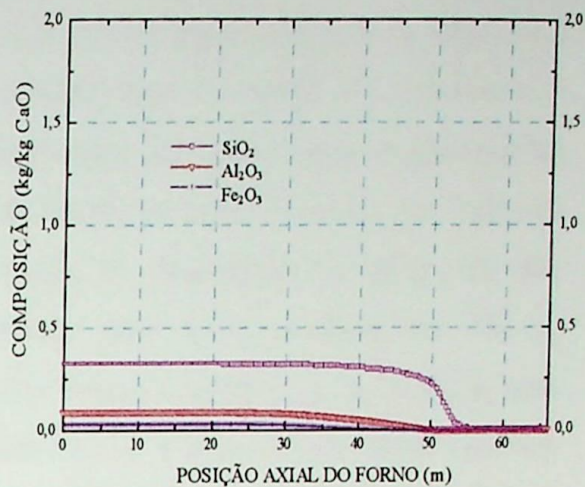


(f)

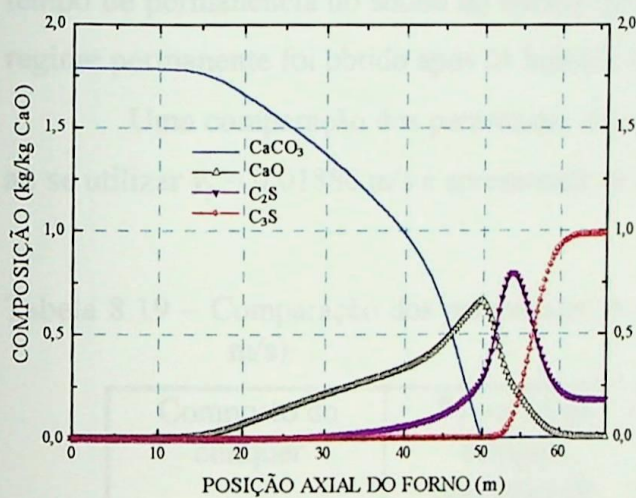
Figura 8.13 – Efeito do aumento da velocidade do sólido ($v_s = 0,02292$ m/s).



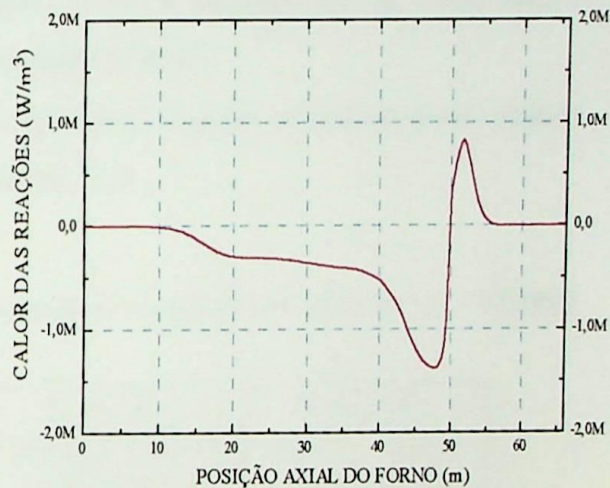
(a)



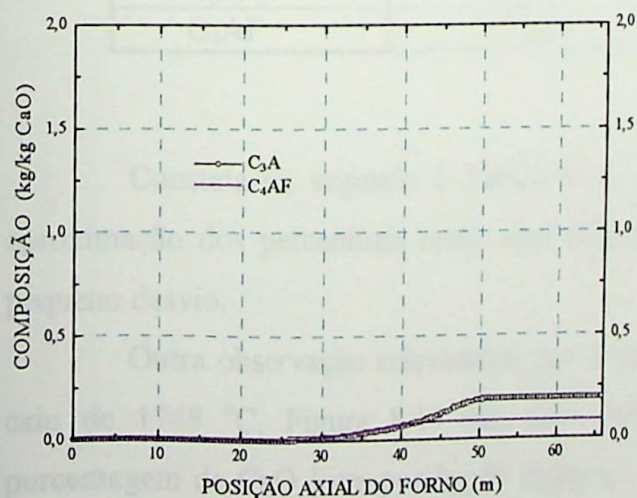
(d)



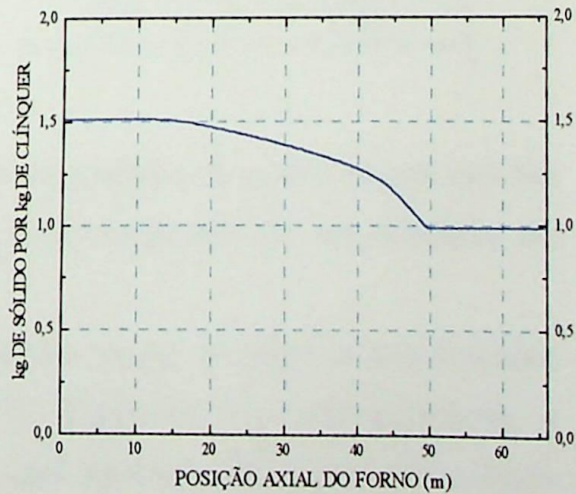
(b)



(e)



(c)



(f)

Figura 8.14 – Efeito da diminuição da velocidade do sólido ($v_s = 0,0108$ m/s).

Como já discutido anteriormente, constatou-se que ao se utilizar $v_s = 0,02292$ m/s a formação dos compostos do clínquer é irregular, resultando em porcentagens dos compostos por kg de clínquer fora das faixas especificadas para os vários tipos de cimento. Ao se utilizar $v_s = 0,01467$ e $v_s = 0,0108$ m/s, os resultados das porcentagens dos componentes se aproximaram muito entre si, embora a porcentagem de C_3S tenha ficado um pouco acima do valor real, em ambos os casos. Este fato ocorre pelo maior tempo de permanência do sólido sob alta temperatura na zona de queima, o que provoca uma maior produção de C_3S e, conseqüentemente, uma diminuição do C_2S produzido. Assim, é esperado que ao se utilizar uma velocidade entre 0,01467 e 0,02292 m/s a produção de C_2S e de C_3S se aproxime mais dos valores reais. A Figura 8.15 mostra os resultados, em regime permanente, obtidos ao se utilizar $v_s = 0,01880$ m/s, que corresponde a um aumento de 28,15% sobre $v_s = 0,01467$ m/s e garante um tempo de permanência do sólido no interior do forno de 0,97 h, aproximadamente. Neste caso, o regime permanente foi obtido após 21 horas de operação do forno.

Uma comparação dos percentuais dos compostos do clínquer, na saída do forno, obtidos ao se utilizar $v_s = 0,01880$ m/s é apresentada na Tabela 8.19.

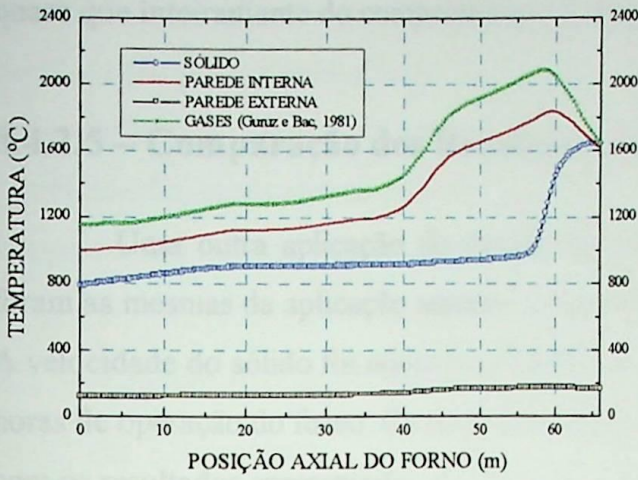
Tabela 8.19 – Comparação dos percentuais dos principais compostos do clínquer ($v_s = 0,01880$ m/s).

Composto do clínquer	% por kg de clínquer, resultados do modelo	% por kg de clínquer, segundo às equações de Bogue	% por kg de clínquer, valores reais segundo à Tabela 8.10
C_2S	21,65	14,50	21,63
C_3S	54,50	63,44	53,40
C_3A	12,70	12,58	12,13
C_4AF	5,84	5,77	7,59

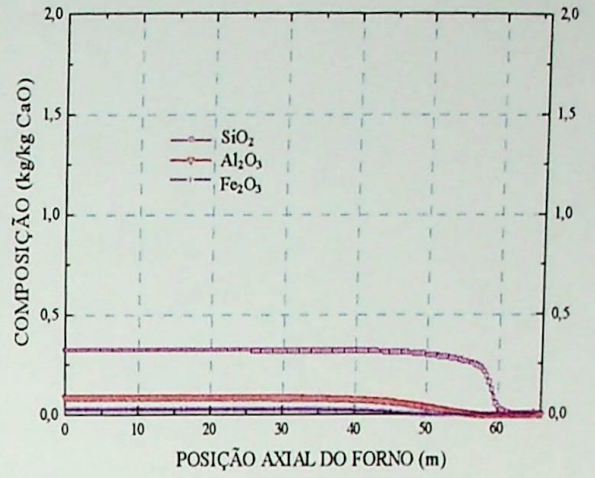
Constata-se, segundo à Tabela 8.19, que os resultados do modelo tiveram uma boa aproximação dos percentuais reais, com exceção do percentual do C_4AF que apresentou um pequeno desvio.

Outra observação relevante é que a temperatura de pico do sólido na zona de queima caiu de 1748 °C, Figura 8.11 (a), para 1646 °C, Figura 8.15 (a). Conseqüentemente, a porcentagem de CaO livre por kg de clínquer, na saída do forno, aumentou de 0,35 na Figura 8.11 (b) para 3,08 % na Figura 8.15 (b), sendo o valor real 1,02 %.

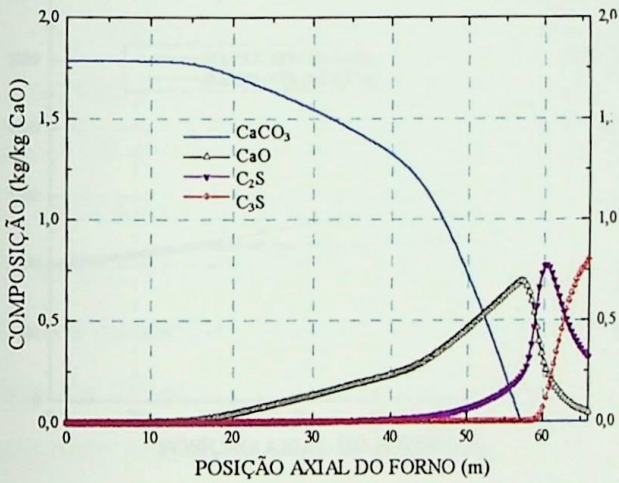
Deste modo, podemos concluir que a velocidade do sólido é um parâmetro operacional de suma importância na operação do forno, pois através da mesma pode-se controlar a produção dos compostos do clínquer, obtendo-se assim o tipo de cimento desejado.



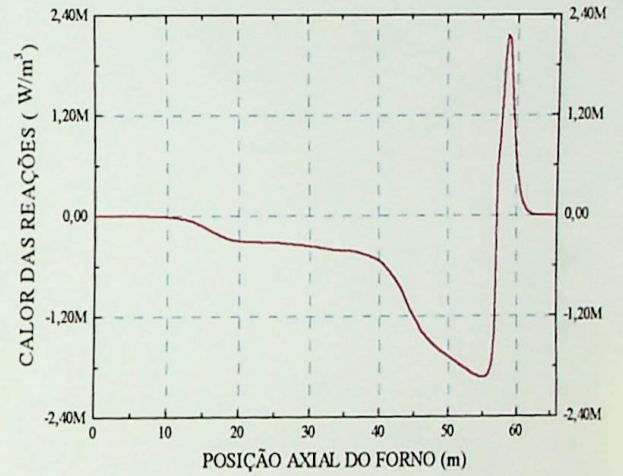
(a)



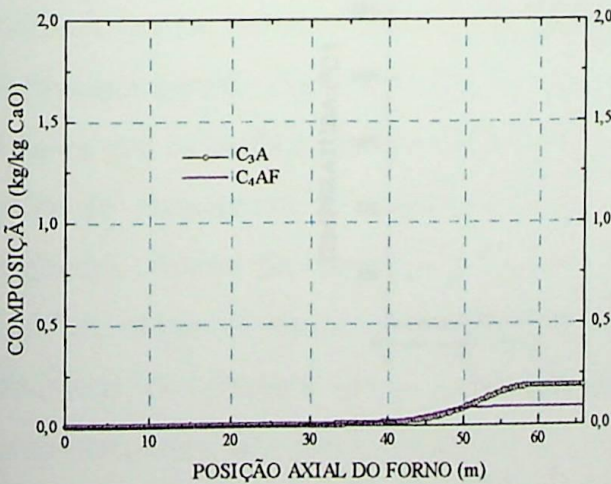
(d)



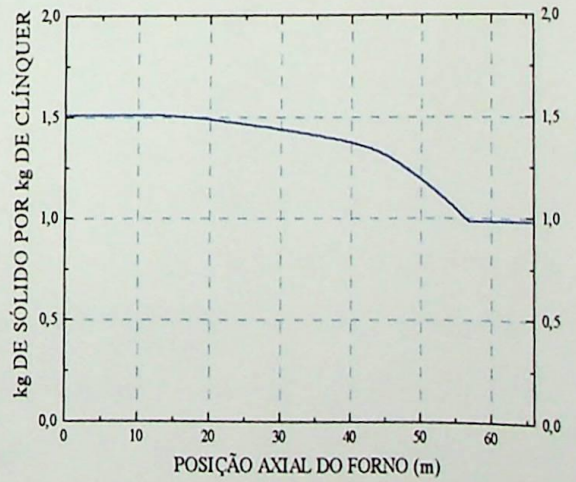
(b)



(e)



(c)



(f)

Figura 8.15 – Efeito da velocidade do sólido ($v_s = 0,01880$ m/s).

Nota-se ainda que, a posição e o comprimento da zona de queima parece depender quase que inteiramente do comprimento da zona de calcinação.

8.4.2.5 – Comparação dos Resultados com e sem as Reações Químicas

Uma outra aplicação do modelo foi feita. Neste estudo, as hipóteses simplificadoras foram as mesmas da aplicação anterior, exceto que, as reações químicas não foram consideradas. A velocidade do sólido foi adotada 0,01880 m/s. O modelo atingiu o regime permanente após 23 horas de operação do forno. Os perfis de temperatura, em regime permanente, foram comparados com os resultados apresentados na Figura 8.15 (a), como é mostrado na Figura 8.16.

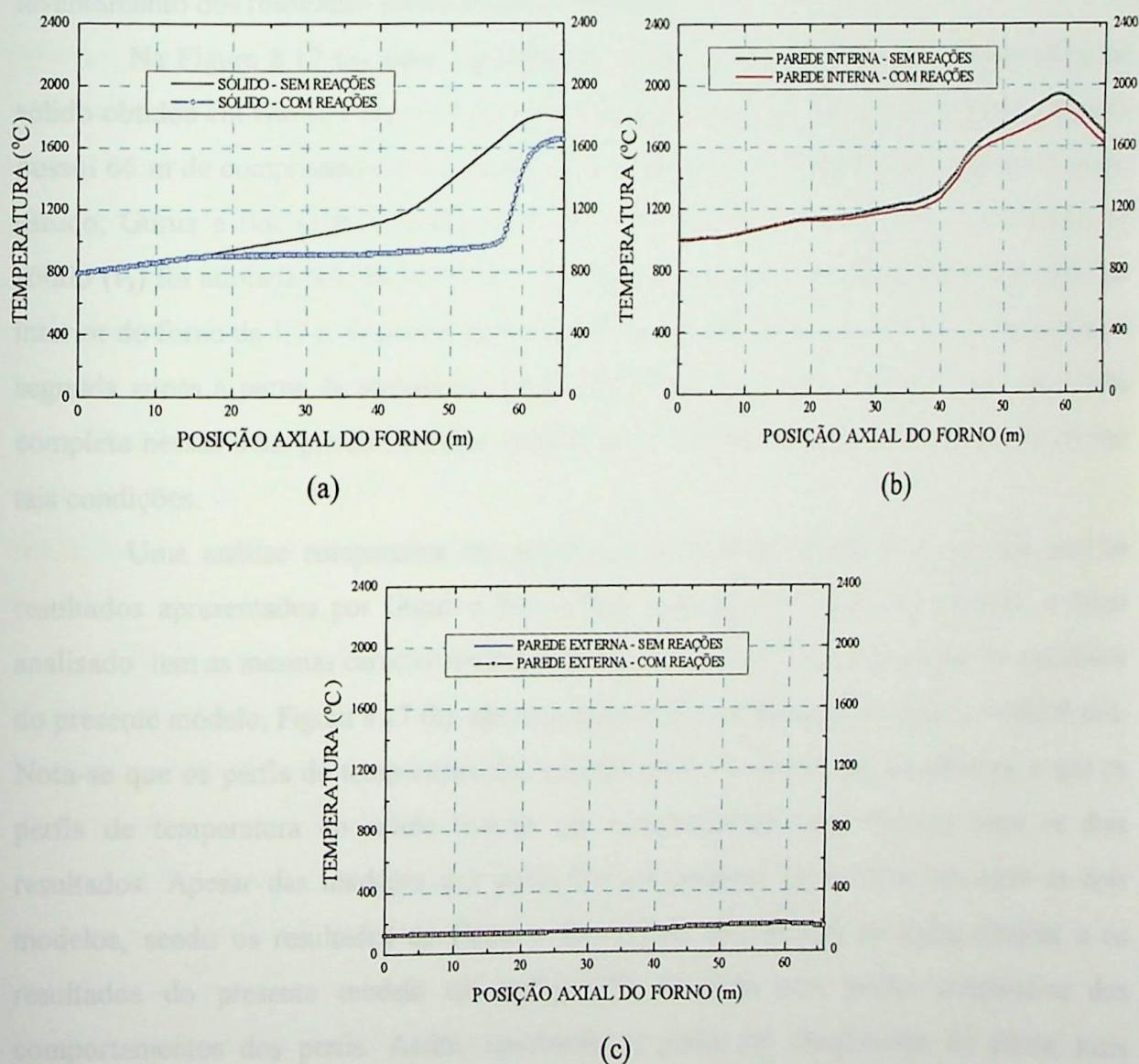


Figura 8.16 – Comparação dos resultados do modelo, com e sem reações químicas.

Como pode ser verificado, a hipótese de não considerar as reações químicas do sólido é uma hipótese extremamente simplificadora. O efeito maior das reações químicas ocorre sobre o perfil de temperatura do sólido, ver Figura 8.16 (a), sendo a reação de calcinação a reação de maior influência. O perfil de temperatura da parede interna sofreu uma ligeira alteração na zona de calcinação, sendo que na zona de queima o desvio entre os dois perfis foi maior. Já o perfil de temperatura da parede externa praticamente não se alterou.

8.5 – Análise dos Resultados do Presente Modelo Considerando os Resultados da Literatura

Para fins de validação dos resultados obtidos a partir do presente modelo foi feito um levantamento dos resultados encontrados na literatura.

Na Figura 8.17 (a) estão apresentados os perfis de temperatura e dos componentes do sólido obtidos em Guruz e Bac (1981), os quais estão em regime permanente. O forno analisado possui 66 m de comprimento e 4 m de diâmetro, é de via seca e dotado de pré-aquecedor. Neste estudo, Guruz e Bac (1981) dividiram o forno em 10 zonas de 6,6 m cada. A velocidade do sólido (v_s) foi adotada 0,0108 m/s, o que corresponde a um tempo de permanência do sólido no interior do forno de 1,7 h. O padrão de combustão foi considerado como 60 e 40 % na primeira e segunda zonas a partir da entrada de combustível, respectivamente, ou seja, ocorre combustão completa nessas duas primeiras zonas. A taxa de produção de clínquer é de 1017,6 ton/dia sob tais condições.

Uma análise comparativa dos resultados do presente modelo pôde ser feita com os resultados apresentados por Guruz e Bac (1981), visto que, em ambos os modelos, o forno analisado tem as mesmas características geométricas e a mesma taxa de produção. Os resultados do presente modelo, Figura 8.17 (b), são os já apresentados na Figura 8.14, onde $v_s = 0,0108$ m/s. Nota-se que os perfis de temperatura das paredes interna e externa são semelhantes, e que os perfis de temperatura do sólido tiveram um comportamento bem diferente entre os dois resultados. Apesar das unidades dos perfis dos componentes serem diferentes entre os dois modelos, sendo os resultados do Guruz e Bac (1981) apresentados em kg/kg clínquer e os resultados do presente modelo em kg/kg CaO, foi feita uma análise comparativa dos comportamentos dos perfis. Assim, analisando os perfis dos componentes do sólido, mais especificamente o perfil do CaCO_3 , verifica-se que o mesmo teve comportamentos diferentes nos dois modelos. Como pode ser observado, segundo os resultados apresentados por Guruz e Bac (1981), a calcinação do CaCO_3 inicia-se logo na entrada do forno sob uma temperatura do sólido de aproximadamente 800 °C e continua de forma muito lenta até as proximidades dos 26 m a

partir da entrada do forno, onde a temperatura do sólido é em torno de 989°C . A partir dos 26 m até os 40 m, aproximadamente, a calcinação do CaCO_3 restante é muito rápida. A calcinação se finaliza sob uma temperatura do sólido de 1140°C , aproximadamente.

Segundo os resultados apresentados pelo presente modelo, Figura 8.17 (b), a calcinação inicia-se por volta dos 12 m a partir da entrada do forno, sendo a temperatura do sólido neste ponto em torno de 870°C , e finaliza-se na altura dos 49 m, onde a temperatura do sólido é 970°C , aproximadamente.

Considerando-se que a reação da calcinação é responsável pela ocorrência das demais reações, ou seja, as reações do C_2S , do C_3S , do C_3A e do C_4AF só ocorrem quando uma considerável quantidade de CaO já está disponível, a mesma é também responsável pela delimitação das zonas do forno. Nos resultados apresentados por Guruz e Bac (1981) verifica-se que a zona de calcinação é delimitada praticamente pelos primeiros 40 m a partir da entrada do forno, o que possibilita que a zona de queima tenha um comprimento maior comparado com os resultados do presente modelo. O presente modelo apresentou uma zona de calcinação maior do que a do modelo do Guruz e Bac (1981), e conseqüentemente uma menor zona de queima. Um fato que deve ser considerado é que os parâmetros químicos utilizados no presente modelo, tais como energia de ativação e fator de Arrhenius, foram obtidos em Spang (1972). Convém ainda salientarmos que esses mesmos parâmetros, apresentados por Guruz e Bac (1981), foram testados no presente modelo. Talvez pela incompatibilidade dos tipos dos modelos, ou seja, considerando que o modelo apresentado por Guruz e Bac (1981) é em regime permanente, esse teste não teve êxito. Os perfis diferenciados, porém semelhantes, dos componentes do sólido justificam os comportamentos diferentes do perfil de temperatura do sólido entre os dois modelos.

Na Figura 8.18 são mostrados os perfis de temperatura e dos componentes, em regime permanente, obtidos em Spang (1972). O forno analisado é um forno de via úmida com 121,92 m de comprimento. A velocidade do sólido foi adotada $0,0127\text{ m/s}$, o que corresponde a um tempo de permanência do sólido no interior do forno de 2,67 h, aproximadamente.

O fato de que os resultados do presente modelo, Figura 8.17 (b), sejam para um forno de via seca e os resultados de Spang (1972), Figura 8.18, sejam para um forno de via úmida, não impede que se faça uma comparação entre os resultados dos dois modelos. Considere os resultados do presente modelo, Figura 8.17 (b), e os resultados apresentados por Spang (1972), Figura 8.18. Para efeitos de comparação, ignore os primeiros 60 m do forno da Figura 8.18, os quais correspondem às zonas de secagem e de pré-aquecimento, e que para o forno de via seca são operações realizadas no pré-aquecedor. A partir daí, compare os perfis de temperatura e dos componentes do sólido com os resultados do presente modelo, Figura 8.17 (b). Deste modo, é

possível comprovar que, tanto o perfil de temperatura do sólido quanto os perfis dos componentes apresentaram uma grande semelhança entre os dois modelos. Nota-se que, segundo os resultados de Spang (1972), a calcinação inicia-se nas proximidades dos 60 m do forno, a partir da entrada do forno, sob uma temperatura do sólido em torno de 870 °C, e estende-se até os 98 m, onde a temperatura do sólido é 930 °C, aproximadamente. Isto comprova que as temperaturas de início e de fim da calcinação, obtidas pelo presente modelo, tiveram uma maior aproximação dos valores encontrados em Spang (1972). Os perfis dos componentes, segundo os resultados apresentados por Spang (1972), Figura 8.18, se apresentaram estáveis a partir dos 104 m até o final do forno, onde ocorre a descarga do clínquer. Esta zona é chamada de zona de resfriamento, onde a temperatura dos gases caiu de uma temperatura de pico de 2180 para 606 °C, aproximadamente.

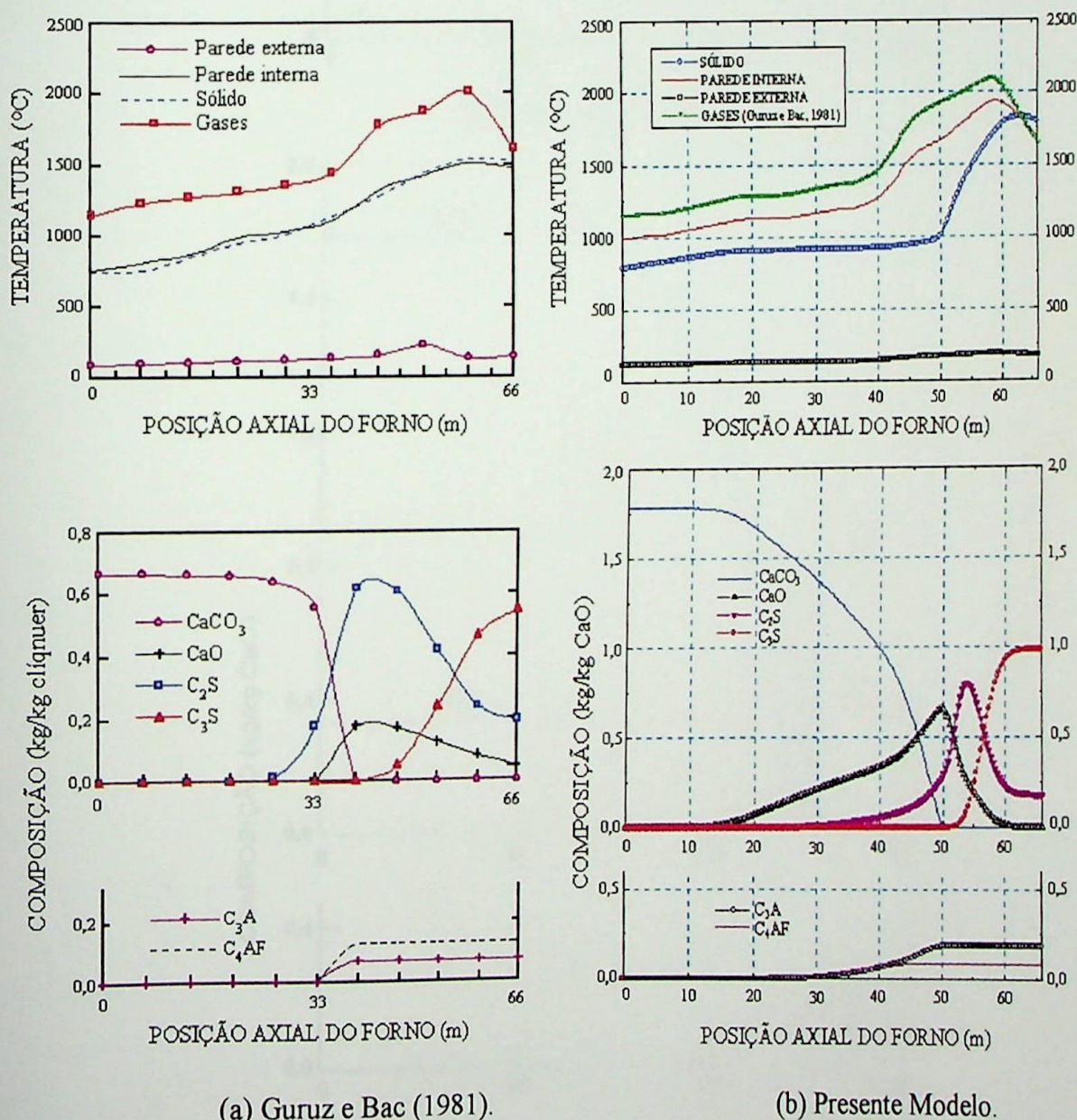


Figura 8.17 – Resultados do presente modelo X Resultados do Guruz e Bac (1981), forno de via seca.

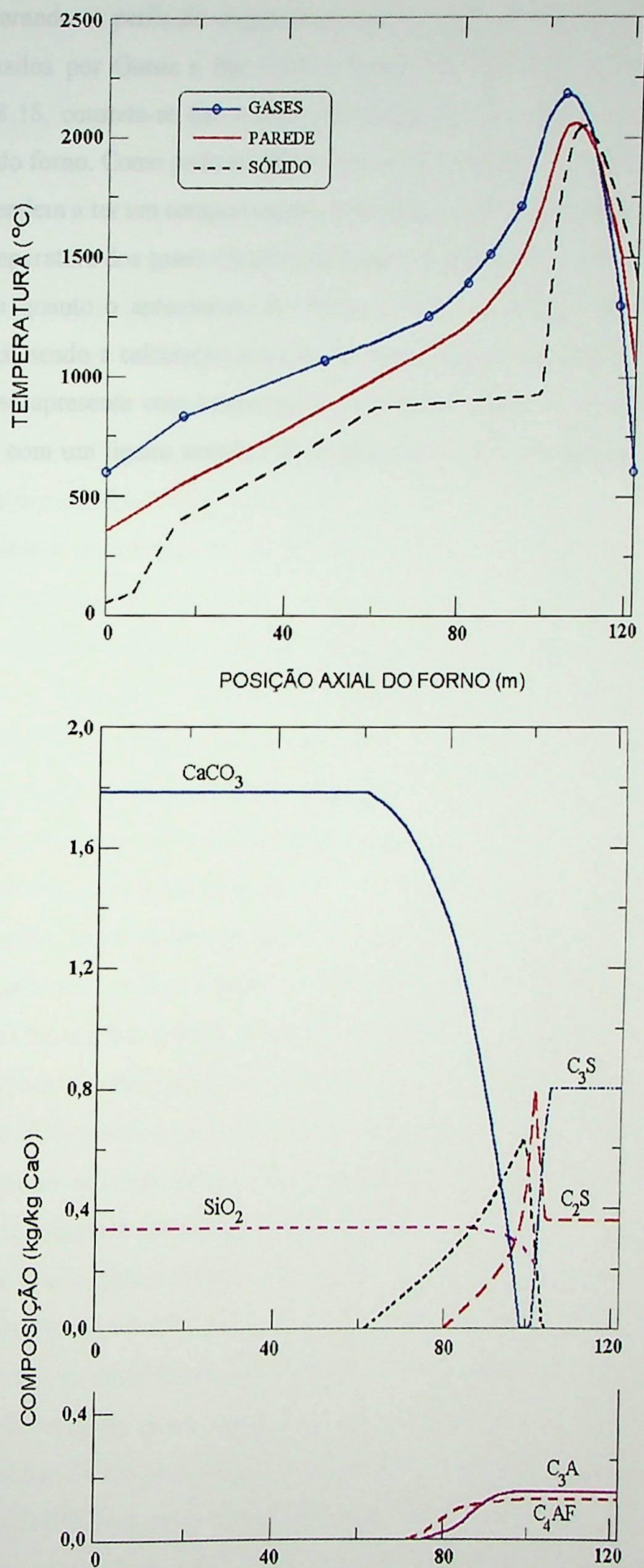
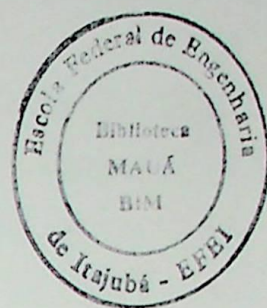


Figura 8.18 – Perfis de temperatura e dos componentes do sólido, forno de via úmida, Spang (1972).

Considerando os perfis de temperatura obtidos a partir do presente modelo, Figura 8.17 (b), os apresentados por Guruz e Bac (1981), Figura 8.17 (a), e os apresentados por Spang (1972), Figura 8.18, constata-se que o perfil de temperatura dos gases é essencial para o bom funcionamento do forno. Como pode ser observado nestes resultados, os perfis de temperatura da parede interna tendem a ter um comportamento semelhante, embora com temperaturas inferiores, aos perfis de temperatura dos gases. Os perfis de temperatura do sólido, tanto o obtido a partir do presente modelo quanto o apresentado por Spang (1972), sofrem uma grande influência das reações químicas, sendo a calcinação a reação de maior impacto. Já o perfil de temperatura da parede externa se apresenta com temperaturas relativamente baixas e quase que constante ao longo do forno, com um ligeiro aumento da temperatura na zona de queima, Figura 8.17 (a) e (b).

CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES



9.1 – Conclusões

Um modelo térmico em regime transiente aplicado a um forno rotativo destinado a produzir clínquer de cimento Portland foi desenvolvido. Neste item são feitas algumas conclusões dos resultados obtidos a partir do presente modelo.

Primeiramente, no Item 8.3 do Capítulo 8 foi feita uma validação do presente modelo, sendo utilizado um forno de via úmida e os mesmos parâmetros operacionais apresentados por Oliveira (1994). Neste estudo, a parede do forno foi considerada formada por uma única camada. As reações químicas não foram consideradas. A comparação entre os resultados obtidos a partir do presente modelo e os resultados apresentados por Oliveira (1994) mostrou que houve uma boa aproximação entre os mesmos.

No Item 8.4.1 foi feita uma aplicação do presente modelo num forno de via seca dotado de pré-aquecedor de 4 estágios. Nesta aplicação, a parede do forno continuou sendo tratada como uma única camada e as reações químicas também não foram consideradas. Foram feitos vários testes, com incrementos de tempo diferentes, para mostrar a influência deste parâmetro nos perfis de temperatura. Foi comprovado que a única influência do incremento de tempo, neste caso, foi no tempo de operação do forno para se obter o regime permanente. Após a fixação do incremento de tempo, foram obtidos os resultados para esta aplicação. Os perfis de temperatura em regime permanente, obtidos a partir do modelo, foram comparados com os resultados apresentados por Guruz e Bac (1981). Os perfis de temperaturas dos dois modelos apresentaram alguns desvios. Provavelmente, tais desvios são devidos à utilização de parâmetros operacionais diferentes entre os dois modelos e à não consideração das reações químicas no presente modelo.

Uma próxima aplicação do modelo foi feita no mesmo forno da aplicação anterior, onde foram consideradas algumas condições operacionais apresentadas por Guruz e Bac (1981), ver Item 8.4.2. Neste estudo, para o cálculo da temperatura da parede externa do forno considerou-se que a parede do forno é formada pela chapa de aço, pela camada de refratários e pela colagem de sólido. As reações químicas foram consideradas. Foi analisada uma composição típica do cru apresentada por Silva (1994). A velocidade do sólido foi adotada 0,01467 m/s, o que garantiu um tempo de permanência do sólido no interior do forno de 1,25 h. Nos resultados obtidos verificou-se que o perfil do CaCO_3 apresentou oscilações. Deste modo, foram feitos vários testes alterando o incremento de tempo ($\Delta\tau$). Verificou-se que as oscilações eram independentes desse parâmetro. Outros testes foram feitos alterando o número de elementos. Ficou comprovado que as oscilações no perfil do CaCO_3 eram influências desse parâmetro. Assim, utilizando um maior

número de elementos, foram obtidos os perfis de temperatura do sólido, das paredes interna e externa, dos componentes do sólido, do calor das reações e da massa de sólido. A composição do clínquer na saída do forno, obtida pelo presente modelo, foi comparada com os valores calculados pelas equações de Bogue e com os valores reais apresentados por Silva (1994). Nesta comparação, verificou-se que as porcentagens de alguns compostos do clínquer se diferenciaram muito dos valores reais apresentados por Silva (1994).

A partir da fixação dos demais parâmetros operacionais, variou-se a velocidade do sólido para verificar sua influência nos comportamentos dos perfis de temperatura e dos componentes do sólido. Ao aumentar a velocidade do sólido para 0,02292 m/s, que resultou num tempo de permanência do mesmo no interior do forno de 0,8 h, verificou-se um menor aquecimento do sólido, o que ocasionou um decréscimo imediato na sua temperatura de pico na zona de queima. Também houve um prolongamento da zona de calcinação e um encurtamento da zona de queima, o que ocasionou uma produção de C_2S muito alta e uma produção de C_3S muito baixa. Considerando que a formação do C_3S se processa inteiramente na zona de queima e sendo esta muito curta, o sólido não permaneceu tempo suficiente sob temperatura necessária para que uma produção desejável de C_3S ocorresse. Considerando tais resultados, concluímos que tal velocidade do sólido é incoerente para um bom funcionamento do forno sob tais condições.

Outro teste foi feito diminuindo-se a velocidade do sólido de 0,01467 para 0,0108 m/s, o que garantiu um tempo de permanência do sólido no interior do forno de 1,7 h. Comparando os novos resultados com os obtidos ao se utilizar $v_s = 0,01467$ m/s, notou-se uma diminuição da zona de calcinação de aproximadamente 5 m. Em consequência deste fato houve um prolongamento da zona de queima, o que permitiu que a temperatura de pico do sólido tivesse um acréscimo de aproximadamente 78 °C. O início das reações dos compostos do clínquer foi um pouco antecipado, isto foi devido ao encurtamento da zona de calcinação. As porcentagens dos compostos do clínquer pouco se diferenciaram dos resultados utilizando $v_s = 0,01467$ m/s.

Outro teste foi feito utilizando $v_s = 0,01880$ m/s, que garantiu um tempo de permanência do sólido no interior do forno de 0,97 h, aproximadamente. Os resultados dos percentuais dos compostos do clínquer, na saída do forno, tiveram uma boa aproximação dos percentuais reais apresentados por Silva (1994), com exceção do percentual do C_4AF que apresentou um pequeno desvio. A temperatura de pico do sólido na zona de queima teve uma queda de 102 °C, comparando com os resultados com $v_s = 0,01467$ m/s. Consequentemente, a porcentagem de CaO livre por kg de clínquer na saída do forno aumentou de 0,35 (para $v_s = 0,01467$ m/s) para 3,08 %, sendo o valor real 1,02 %.

A partir dos resultados apresentados, foi possível concluir que a velocidade do sólido é um parâmetro operacional de suma importância na operação do forno. É a velocidade do sólido o

parâmetro responsável pelas limitações das zonas do forno, e, através da mesma, pode-se controlar a produção dos compostos do clínquer, obtendo-se assim o tipo de cimento desejado.

No Item 8.4.2.5 foi feita uma outra aplicação do presente modelo para estudar o efeito das reações químicas. Neste estudo, foram considerados os mesmos parâmetros e hipóteses da aplicação anterior. Assim, dois testes foram feitos. No primeiro, as reações químicas foram consideradas e no segundo não. A partir da comparação dos resultados, pôde-se verificar que a hipótese de não considerar as reações químicas do sólido é uma hipótese extremamente simplificadora, e que o efeito maior das reações químicas ocorre sobre o perfil de temperatura do sólido, sendo a reação de calcinação a reação de maior influência. O perfil de temperatura da parede interna sofreu uma ligeira alteração na zona de calcinação, sendo que na zona de queima o desvio entre os dois perfis foi maior. Já o perfil de temperatura da parede externa praticamente não se alterou.

Por último, foi feita uma análise dos comportamentos dos perfis de temperatura e dos componentes do sólido, confrontando os resultados obtidos pelo presente modelo com os resultados apresentados por Guruz e Bac (1981) e por Spang (1972). Verificou-se que, considerando os resultados do presente modelo e os resultados do Guruz e Bac (1981), os perfis de temperatura das paredes interna e externa são semelhantes e os perfis de temperatura do sólido tiveram um comportamento bem diferente entre os dois resultados. Comparando os resultados do presente modelo com os apresentados por Spang (1972), verificou-se que, tanto o perfil de temperatura do sólido quanto os perfis dos componentes apresentaram uma grande semelhança entre si.

A partir dos resultados do presente modelo, pode-se considerar que o mesmo prediz o comportamento do forno com razoável precisão. Foi possível verificar, com grande sensibilidade, as reações que se processam durante a marcha do sólido pelo interior do forno, principalmente quanto à velocidade de escoamento deste. Tornou-se possível com o presente modelo prognosticar o comportamento da formação das fases do clínquer, condicionando-se à velocidade de escoamento do sólido. Esta última, por sua vez, garante um maior ou menor tempo de permanência do sólido sob determinadas temperaturas, influenciando na transferência de calor dos gases para o sólido e para a parede, e da parede para o sólido, assim como na perda de calor através da parede para o meio externo.

Devido à complexidade do estudo, em conjunto, da transferência de calor e das reações químicas que ocorrem no interior de um forno rotativo da indústria de cimento, pode-se considerar que o tratamento das reações químicas, apresentado no presente modelo, contribuiu para um grande aprimoramento do modelo térmico desenvolvido, o que representou um grande avanço.

Considerando-se que uma das grandes dificuldades encontradas nas validações do presente modelo foi a ausência de informações de todos os parâmetros operacionais utilizados, por parte de outros autores, procurou-se ao longo do presente trabalho demonstrar detalhadamente todos os parâmetros e hipóteses consideradas em cada aplicação do modelo desenvolvido.

9.2 – Recomendações para Trabalhos Futuros

Para que tenhamos uma aproximação ainda maior das condições reais de operação de um forno rotativo e uma maior flexibilidade de aplicação do presente modelo, apresentamos as seguintes sugestões para o aprimoramento do mesmo:

- desenvolvimento de um modelo de chama para que se possa, a partir do mesmo, obter o perfil de temperatura dos gases e considerar a queima de vários tipos de combustíveis, possibilitando assim o estudo da queima de combustíveis alternativos no forno rotativo;
- aprimorar as equações de balanço de massa para que se possa considerar que parte da calcinação já tenha ocorrido fora do forno;
- considerar a liberação de gases a partir do sólido, possibilitando assim variar as velocidades do sólido e dos gases, assim como considerar a variação da vazão de gases ao longo do forno;
- analisar a existência da colagem somente em determinadas regiões do forno;
- aprimorar o modelo, fazendo um tratamento bi ou tridimensional do problema.

APÊNDICE A

MÉTODOS DE RESÍDUOS PONDERADOS USANDO O CRITÉRIO DE GALERKIN

O método de resíduos ponderados é uma técnica para obter soluções aproximadas para equações diferenciais parciais lineares e não lineares. Neste método, uma função de interpolação é escolhida para aproximar a variável independente em um problema cuja equação diferencial é conhecida. A variável independente pode ser temperatura, concentração, etc. Esta função, em geral, não satisfaz a equação diferencial do problema. Assim, sua substituição na equação diferencial resulta em um resíduo R sobre o domínio do problema.

Considerando um problema típico, suponha que se deseja procurar uma representação aproximada funcional para a variável ϕ governada pela equação diferencial:

$$\zeta(\phi) - f = 0, \quad (\text{A.1})$$

no domínio v , contornado pela superfície Ω . A função f é uma função conhecida de variáveis independentes, assume-se que as condições de contorno são prescritas em Ω . O método dos resíduos ponderados é aplicado considerando a relação:

$$\phi \approx \varphi = \sum_i^m W_i C_i, \quad (\text{A.2})$$

onde W_i são *funções de ponderação* ou *funções de peso* dotadas e C_i são parâmetros desconhecidos.

Substituindo φ na Eq. (A.1), tem-se:

$$\zeta(\varphi) - f \neq 0, \quad (\text{A.3})$$

e

$$\zeta(\varphi) - f = R, \quad (\text{A.4})$$

onde R é o resíduo.

Procura-se os parâmetros C_i para que o resíduo R seja o menor possível. As funções de peso W_i são independentes, de tal forma que:

$$\int_v [\zeta(\varphi) - f] W_i dv = \int_v R W_i dv = 0, \quad i = 1, 2, \dots, m, \quad (\text{A.5})$$

se $m \rightarrow \infty$, $\varphi \rightarrow \phi$.

O princípio de distribuição de erro mais freqüentemente usado para obter as equações de elementos finitos é o critério de Galerkin. No critério de Galerkin, se escolhe a matriz transposta das funções de forma para desempenhar o papel das funções de ponderação W_i .

O método requer:

$$\int_v [\zeta(\varphi) - f] [N]^T dv = 0, \quad (\text{A.6})$$

ou

$$\int_v R [N]^T dv = 0. \quad (\text{A.7})$$

APÊNDICE B

FUNÇÃO DE FORMA PARA O ELEMENTO UNIDIMENSIONAL

O elemento unidimensional é um segmento de linha de comprimento L e com dois nós, um em cada extremidade, conforme mostrado na Figura B.1. Os nós são denominados por i e j e os valores nodais por Φ_i e Φ_j , ou seja, as temperaturas nodais. A partir do esquema mostrado nesta figura pode-se obter as funções de forma as quais variam linearmente no elemento.

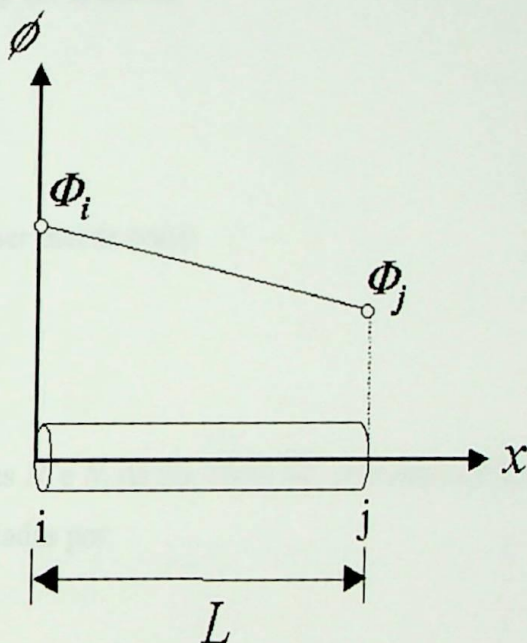


Figura B.1– Esquema para obtenção das funções de forma.

A função linear que representa a quantidade escalar ϕ é:

$$\phi = ax + b. \quad (\text{B.1})$$

Os coeficientes a e b podem ser determinados utilizando as condições nodais:

$$\text{para } x = 0 : \phi = \Phi_i,$$

substituindo x e ϕ na Eq. (B.1) resulta:

$$\Phi_i = 0 + b \therefore b = \Phi_i, \quad (\text{B.2})$$

$$\text{para } x = L : \phi = \Phi_j,$$

substituindo x e ϕ na Eq. (B.1) resulta:

$$\Phi_j = aL + \Phi_i \therefore a = \frac{\Phi_j - \Phi_i}{L}. \quad (\text{B.3})$$

Substituindo a e b na Eq. (B.1) vem:

$$\phi = \left(\frac{\Phi_j - \Phi_i}{L} \right) x + \Phi_i. \quad (\text{B.4})$$

Rearranjando a Eq. (B.4) tem-se:

$$\phi = \left(1 - \frac{x}{L} \right) \Phi_i + \left(\frac{x}{L} \right) \Phi_j. \quad (\text{B.5})$$

A Eq. (B.5) pode ser escrita como:

$$\phi = N_i \Phi_i + N_j \Phi_j. \quad (\text{B.6})$$

As funções lineares N_i e N_j da Eq. (B.6) são chamadas de *funções de forma* ou *funções de interpolação* e são denotadas por:

$$N_i = 1 - \frac{x}{L}, \quad (\text{B.7})$$

$$N_j = \frac{x}{L}. \quad (\text{B.8})$$

A Eq. (B.6) pode ser escrita na forma matricial como:

$$\phi = N_i \Phi_i + N_j \Phi_j = [N] \{\Phi\}, \quad (\text{B.9})$$

onde:

$$[N] = [N_i \quad N_j] \quad \text{e} \quad (\text{B.10})$$

$$\{\Phi\} = \left\{ \begin{matrix} \Phi_i \\ \Phi_j \end{matrix} \right\}. \quad (\text{B.11})$$

APÊNDICE C

FORMULAÇÃO GENÉRICA DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR E MASSA UNIDIMENSIONAL

Para o desenvolvimento da equação da conservação de energia considera-se inicialmente um elemento de volume como apresentado na Figura C.1.

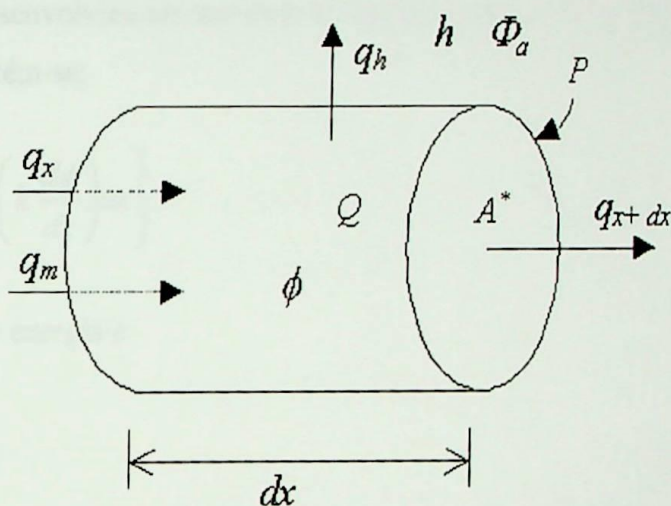


Figura C.1 – Volume de controle unidimensional para condução e convecção de calor e transporte de massa.

Considerando a lei da conservação de energia tem-se:

$$q_x A^* d\tau + Q A^* dx d\tau = \Delta u + q_{x+dx} A^* d\tau + q_h P dx d\tau + q_m d\tau, \quad (C.1)$$

onde:

q_x \equiv fluxo de calor por condução;

A^* \equiv área da seção transversal;

$d\tau$ \equiv incremento diferencial de tempo;

Q \equiv geração de calor;

Δu \equiv variação de energia;

P \equiv perímetro de contato da área A^* ;

q_h \equiv fluxo de calor por convecção/radiação;

q_m \equiv termo de transporte de massa.

A condução de calor dada pela lei de Fourier é igual à:

$$q_x = -k \frac{d\phi}{dx}, \quad (C.2)$$

onde:

$k \equiv$ condutividade térmica;

$\phi \equiv$ temperatura desconhecida.

Fazendo o desenvolvimento em série de Taylor do termo q_{x+dx} e desprezando os termos de ordem superior, obtêm-se:

$$q_{x+dx} = - \left[k \frac{d\phi}{dx} + \frac{d}{dx} \left(k \frac{d\phi}{dx} \right) dx \right]. \quad (C.3)$$

A variação de energia é:

$$\Delta u = c_p (\rho A dx) d\phi, \quad (C.4)$$

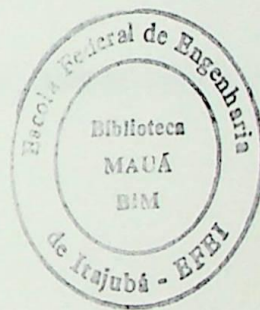
onde:

$c_p \equiv$ calor específico à pressão constante;

$\rho \equiv$ massa específica;

$\rho A dx \equiv$ massa;

$d\phi \equiv$ variação de temperatura.



O fluxo de calor por convecção/radiação é dado por:

$$q_h = h(\phi - \Phi_a), \quad (C.5)$$

onde:

$h \equiv$ coeficiente de transferência de calor por convecção/radiação,

$\Phi_a \equiv$ temperatura do meio externo.

O termo de transporte de massa é dado por:

$$q_m = \dot{m} c_p d\phi, \quad (C.6)$$

onde:

$\dot{m} \equiv$ fluxo de massa.

Substituindo as Eqs. (C.2) à (C.6) na Eq. (C.1) e dividindo por $dx d\tau$, obtêm-se:

$$\rho c_p A^* \frac{\partial \phi}{\partial \tau} + \dot{m} c_p \frac{\partial \phi}{\partial x} = A^* \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial \phi}{\partial x} \right) + hP(\Phi_a - \phi) + Q A^*. \quad (C.7)$$

O termo $hP(\Phi_a - \phi)$, no caso geral, pode ser escrito como:

$$hP(\Phi_a - \phi) = \sum_i h_i P_i (\Phi_{ai} - \phi), \quad (C.8)$$

onde P_i são os vários perímetros de contato do corpo com o meio externo, sendo h_i os vários coeficientes de transferência de calor por convecção/radiação do respectivo perímetro P_i com o meio externo na temperatura Φ_{ai} .

A Eq. (C.7) é a equação diferencial unidimensional básica para a transferência de calor com transporte de massa.

Do critério de Galerkin, apresentado no Apêndice A, pode-se escrever a Eq. (C.7) considerando o resíduo R dado por:

$$R = \rho c_p A^* \frac{\partial \phi}{\partial \tau} + \dot{m} c_p \frac{\partial \phi}{\partial x} - A^* \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial \phi}{\partial x} \right) + hP(\phi - \Phi_a) - Q A^*. \quad (C.9)$$

Aplicando o critério de Galerkin dados pelas Eqs. (A.7) e (C.9) vem:

$$\int_0^L R[N]^T dx = \int_0^L \left[\rho c_p A^* \frac{\partial \phi}{\partial \tau} + \dot{m} c_p \frac{\partial \phi}{\partial x} - A^* \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial \phi}{\partial x} \right) + hP(\phi - \Phi_a) - Q A^* \right] [N]^T dx = 0. \quad (C.10)$$

Conforme é apresentado no Apêndice B tem-se que:

$$\phi = [N]\{\Phi\} = [N_i \quad N_j] \begin{Bmatrix} \Phi_i \\ \Phi_j \end{Bmatrix}, \quad (C.11)$$

onde:

$$N_i = 1 - \frac{x}{L} \quad \text{e} \quad N_j = \frac{x}{L}.$$

Logo:

$$[N]^T = \begin{Bmatrix} N_i \\ N_j \end{Bmatrix}. \quad (C.12)$$

A Eq. (C.12) define a matriz função de forma transposta, chamada de *função peso* ou ainda *função de ponderação*.

As derivadas de ϕ serão:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \phi}{\partial x} &= \frac{\partial}{\partial x} ([N]\{\Phi\}) = \frac{\partial [N]}{\partial x} \{\Phi\} = \frac{\partial}{\partial x} [N_i \quad N_j] \{\Phi\} = \left[\frac{\partial N_i}{\partial x} \quad \frac{\partial N_j}{\partial x} \right] \{\Phi\} = [B]\{\Phi\}, \\ \frac{\partial \phi}{\partial x} &= [B]\{\Phi\}, \end{aligned} \quad (C.13)$$

Portanto:

$$\begin{aligned} [B] &= \begin{bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial x} & \frac{\partial N_j}{\partial x} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{1}{L} & \frac{1}{L} \end{bmatrix}, \\ [B] &= \begin{bmatrix} -\frac{1}{L} & \frac{1}{L} \end{bmatrix} \text{ e} \end{aligned} \quad (C.14)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \phi}{\partial \tau} &= \frac{\partial}{\partial \tau} ([N]\{\Phi\}) = \frac{\partial}{\partial \tau} ([N_i \quad N_j] \begin{Bmatrix} \Phi_i \\ \Phi_j \end{Bmatrix}) = \frac{\partial}{\partial \tau} (N_i \Phi_i + N_j \Phi_j), \\ \frac{\partial \phi}{\partial \tau} &= \frac{\partial}{\partial \tau} (N_i \Phi_i + N_j \Phi_j). \end{aligned} \quad (C.15)$$

Substituindo as Eqs. (C.13) e (C.15) na Eq. (C.10) e considerando que a massa específica, o calor específico, a área da seção transversal, a vazão de massa e a condutividade são constantes no elemento, obtêm-se:

$$\begin{aligned} \rho c_p A^* \int_0^L \frac{\partial}{\partial \tau} (N_i \Phi_i + N_j \Phi_j) [N]^T dx + \dot{m} c_p \int_0^L [B]\{\Phi\} [N]^T dx + \\ - A^* k \int_0^L \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial \phi}{\partial x} \right) [N]^T dx + hP \int_0^L (\phi - \Phi_a) [N]^T dx - QA^* \int_0^L [N]^T dx = 0. \end{aligned} \quad (C.16)$$

A seguir temos a integração de cada termo da Eq. (C.16). Da referência de Segerling (1984) para as funções de forma N_i e N_j lineares, tem-se:

$$\int_0^L N_i^a N_j^b dx = \frac{a!b!L}{(a+b+1)!}. \quad (C.17)$$

Do primeiro termo do 1º membro da Eq. (C.16), considerando $[N]^T = \begin{Bmatrix} N_i \\ N_j \end{Bmatrix}$ e usando a

Eq. (C.17), obtêm-se:

$$\begin{aligned} \int_0^L \rho c_p A^* \frac{\partial}{\partial \tau} [N_i \Phi_i + N_j \Phi_j] [N]^T dx &= \rho c_p A^* \int_0^L [N]^T \left[N_i \frac{\partial \Phi_i}{\partial \tau} + N_j \frac{\partial \Phi_j}{\partial \tau} \right] dx = \\ &= \rho c_p A^* \int_0^L \begin{Bmatrix} N_i \\ N_j \end{Bmatrix} \begin{bmatrix} N_i & N_j \end{bmatrix} dx \frac{\partial}{\partial \tau} \begin{Bmatrix} \Phi_i \\ \Phi_j \end{Bmatrix} = \rho c_p A^* \int_0^L \begin{bmatrix} N_i N_i & N_i N_j \\ N_j N_i & N_j N_j \end{bmatrix} dx \frac{\partial}{\partial \tau} \begin{Bmatrix} \Phi_i \\ \Phi_j \end{Bmatrix} = \\ &= \frac{\rho c_p L A^*}{6} \begin{bmatrix} 2 & 1 \\ 1 & 2 \end{bmatrix} \frac{\partial \{\Phi\}}{\partial \tau}. \end{aligned} \quad (C.18)$$

Do segundo termo do 1º membro da Eq. (C.16), considerando $[N]^T = \begin{Bmatrix} N_i \\ N_j \end{Bmatrix}$,

$[B] = \begin{bmatrix} -\frac{1}{L} & \frac{1}{L} \end{bmatrix}$ e usando a Eq. (C.17), obtêm-se:

$$\begin{aligned} \dot{m} c_p \int_0^L [B] \{\Phi\} [N]^T dx &= \dot{m} c_p \int_0^L [N]^T [B] \begin{Bmatrix} \Phi_i \\ \Phi_j \end{Bmatrix} dx = \dot{m} c_p \int_0^L \begin{Bmatrix} N_i \\ N_j \end{Bmatrix} \begin{bmatrix} -\frac{1}{L} & \frac{1}{L} \end{bmatrix} dx \begin{Bmatrix} \Phi_i \\ \Phi_j \end{Bmatrix} = \\ &= \frac{\dot{m} c_p}{L} \int_0^L \begin{Bmatrix} N_i \\ N_j \end{Bmatrix} \begin{bmatrix} -1 & 1 \end{bmatrix} dx \begin{Bmatrix} \Phi_i \\ \Phi_j \end{Bmatrix} = \frac{\dot{m} c_p}{L} \int_0^L \begin{bmatrix} -N_i & N_i \\ -N_j & N_j \end{bmatrix} dx \begin{Bmatrix} \Phi_i \\ \Phi_j \end{Bmatrix} \\ &= \frac{\dot{m} c_p}{2} \begin{bmatrix} -1 & 1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Phi_i \\ \Phi_j \end{Bmatrix}. \end{aligned} \quad (C.19)$$

O terceiro termo do 1º membro da Eq. (C.16) deve ser resolvido por integração por partes. Do método de integração por partes tem-se:

$$\int_0^L u dv = [uv]_0^L - \int_0^L v du. \quad (C.20)$$

Denominando:

$$u = [N]^T, \quad (C.21)$$

$$du = \frac{\partial [N]^T}{\partial x} dx, \quad (C.22)$$

$$dv = -kA^* \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial \phi}{\partial x} \right) dx, \quad (C.23)$$

$$v = -kA^* \frac{\partial \phi}{\partial x}. \quad (C.24)$$

Assim, do terceiro termo do 1º membro da Eq. (C.16), considerando k e A constantes no elemento, resulta:

$$-\int_0^L [N]^T A^* k \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial \phi}{\partial x} \right) dx = -kA^* \left[[N]^T \frac{\partial \phi}{\partial x} \right]_0^L + kA^* \int_0^L \frac{\partial \phi}{\partial x} \frac{\partial [N]^T}{\partial x} dx. \quad (C.25)$$

Do primeiro termo do 2º membro da Eq. (C.25), obtêm-se:

$$-kA^* \left[[N]^T \frac{\partial \phi}{\partial x} \right]_0^L = -A^* \left\{ \begin{matrix} q_{x_i}^* \\ q_{x_j}^* \end{matrix} \right\}, \quad (C.26)$$

onde $q_{x_i}^*$ e $q_{x_j}^*$ são os fluxos de calor especificados nos nós i e j do elemento.

Do segundo termo do 2º membro da Eq. (C.25), obtêm-se:

$$\begin{aligned} kA^* \int_0^L \frac{\partial \phi}{\partial x} \frac{\partial [N]^T}{\partial x} dx &= kA^* \int_0^L \frac{\partial [N]^T}{\partial x} [B][\Phi] dx = kA^* \int_0^L \begin{Bmatrix} -\frac{1}{L} \\ \frac{1}{L} \end{Bmatrix} \begin{bmatrix} -\frac{1}{L} & \frac{1}{L} \end{bmatrix} dx \begin{Bmatrix} \Phi_i \\ \Phi_j \end{Bmatrix} = \\ &= \frac{kA^*}{L} \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Phi_i \\ \Phi_j \end{Bmatrix}. \end{aligned} \quad (C.27)$$

Deste modo, o terceiro termo do 1º membro da Eq. (C.16) reduz-se a:

$$-A^* k \int_0^L \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial \phi}{\partial x} \right) [N]^T dx = -A^* \left\{ \begin{matrix} q_{x_i}^* \\ q_{x_j}^* \end{matrix} \right\} + \frac{kA^*}{L} \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Phi_i \\ \Phi_j \end{Bmatrix}. \quad (C.28)$$

Do quarto termo do 1º membro da Eq. (C.16), considerando $[N]^T = \begin{Bmatrix} N_i \\ N_j \end{Bmatrix}$ e usando a

Eq. (C.17), tem-se:

$$\begin{aligned}
 \int_0^L hP(\phi - \Phi_a)[N]^T dx &= hP \int_0^L \begin{Bmatrix} N_i \\ N_j \end{Bmatrix} [(N_i \Phi_i + N_j \Phi_j) - \Phi_a] dx = \\
 &= hP \int_0^L \begin{Bmatrix} N_i \\ N_j \end{Bmatrix} \begin{bmatrix} N_i & N_j \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Phi_i \\ \Phi_j \end{Bmatrix} - \Phi_a \begin{bmatrix} N_i \\ N_j \end{bmatrix} dx = \\
 &= hP \left(\int_0^L \begin{bmatrix} N_i N_i & N_i N_j \\ N_j N_i & N_j N_j \end{bmatrix} dx \begin{Bmatrix} \Phi_i \\ \Phi_j \end{Bmatrix} - \Phi_a \int_0^L \begin{bmatrix} N_i \\ N_j \end{bmatrix} dx \right) = \\
 &= \frac{hPL}{6} \begin{bmatrix} 2 & 1 \\ 1 & 2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Phi_i \\ \Phi_j \end{Bmatrix} + \frac{hPL\Phi_a}{2} \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \end{Bmatrix}. \tag{C.29}
 \end{aligned}$$

Do quinto termo do 1º membro da Eq. (C.16), resulta:

$$QA^* \int_0^L [N]^T dx = QA^* \int_0^L \begin{bmatrix} N_i \\ N_j \end{bmatrix} dx = \frac{QA^*L}{2} \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \end{Bmatrix} = \frac{A^*L}{2} \begin{Bmatrix} Q_i \\ Q_j \end{Bmatrix}. \tag{C.30}$$

Reescrevendo a Eq. (C.16) tem-se:

$$\begin{aligned}
 \frac{\rho c_p LA^*}{6} \begin{bmatrix} 2 & 1 \\ 1 & 2 \end{bmatrix} \frac{\partial \{\Phi\}}{\partial \tau} + \left[\frac{m c_p}{2} \begin{bmatrix} -1 & 1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} + \frac{kA^*}{L} \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} + \frac{hPL}{6} \begin{bmatrix} 2 & 1 \\ 1 & 2 \end{bmatrix} \right] \{\Phi\} = \\
 = \frac{hPL\Phi_a}{2} \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \end{Bmatrix} + A^* \begin{Bmatrix} q_{x_i}^* \\ q_{x_j}^* \end{Bmatrix} + \frac{A^*L}{2} \begin{Bmatrix} Q_i \\ Q_j \end{Bmatrix}. \tag{C.31}
 \end{aligned}$$

A Eq. (C.31) pode ser escrita de forma compacta como:

$$[c^e] \frac{\partial \{\Phi\}}{\partial \tau} + [k^e] \{\Phi\} = \{f^e\}. \tag{C.32}$$

Usando-se um esquema de diferença finita central o termo $\frac{\partial \{\Phi\}}{\partial \tau}$ da Eq. (C.32) pode ser

escrito como:

$$\frac{\partial\{\Phi\}}{\partial\tau} = \frac{\{\Phi\}_n - \{\Phi\}_{n-1}}{\Delta\tau}, \quad (\text{C.33})$$

onde os subscritos “ n ” e “ $n-1$ ” da Eq. (C.33) representam os valores das iterações “ n ” e “ $n-1$ ”, respectivamente. O incremento de tempo é $\Delta\tau$.

Assim, a partir das Eqs. (C.32) e (C.33) se obtém o seguinte sistema de equações:

$$\left[[k^e] + \frac{2}{\Delta\tau} [c^e] \right] \{\Phi\}_n = \frac{2}{\Delta\tau} [c^e] \{\Phi\}_{n-1} + \{f^e\}, \quad (\text{C.34})$$

onde:

$$[k^e] = \frac{m c_p}{2} \begin{bmatrix} -1 & 1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} + \frac{kA^*}{L} \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} + \frac{hPL}{6} \begin{bmatrix} 2 & 1 \\ 1 & 2 \end{bmatrix}, \quad (\text{C.35})$$

$$[c^e] = \frac{\rho c_p LA^*}{6} \begin{bmatrix} 2 & 1 \\ 1 & 2 \end{bmatrix} \quad \text{e} \quad (\text{C.36})$$

$$\{f^e\} = \frac{hPL\Phi_a}{2} \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \end{Bmatrix} + A^* \begin{Bmatrix} q_{x_i}^* \\ q_{x_j}^* \end{Bmatrix} + \frac{A^*L}{2} \begin{Bmatrix} Q_i \\ Q_j \end{Bmatrix}. \quad (\text{C.37})$$

E, finalmente o sistema de equações globais será:

$$\left[[K] + \frac{2}{\Delta\tau} [C] \right] \{\Phi\}_n = \frac{2}{\Delta\tau} [C] \{\Phi\}_{n-1} + \{F\}, \quad (\text{C.38})$$

onde:

$$[K] = \sum_{e=1}^{Ne} [k^e], \quad (\text{C.39})$$

$$[C] = \sum_{e=1}^{Ne} [c^e] \quad \text{e} \quad (\text{C.40})$$

$$[F] = \sum_{e=1}^{Ne} [f^e]. \quad (\text{C.41})$$

APÊNDICE D

EQUAÇÕES DE BALANÇO DE MASSA PARA OS COMPONENTES DO SÓLIDO

Segundo Spang (1972), a variação com o tempo na concentração de um certo componente em uma dada seção transversal deve ser igual à quantidade desse componente se movendo nessa região mais a quantidade gerada na região. Assim, as equações de balanço de massa são da seguinte forma:

$$\frac{\partial K}{\partial \tau} = -v_s \frac{\partial K}{\partial x} + R(K), \quad (D.1)$$

sendo a condição inicial:

$$K(x, 0) = K_i, \quad (D.2)$$

e as condições de contorno:

$$K(0, \tau) = K_o \quad \text{e} \quad \frac{\partial K(l, \tau)}{\partial x} = 0. \quad (D.3)$$

onde, K é a concentração de um dado componente, $R(K)$ é a quantidade gerada e v_s a velocidade do sólido. O termo que representa a quantidade gerada de um certo componente ($R(K)$) pode variar de acordo com cada componente.

A seguir estão apresentadas as equações diferenciais de balanço de massa juntamente com suas respectivas condições iniciais e condições de contorno para cada componente do sólido, as quais foram utilizadas no presente modelo e foram obtidas em Spang (1972).

CaCO₃:

$$\frac{\partial \xi}{\partial \tau} = -k_\xi \xi \frac{M_\xi}{M_c} - v_s \frac{\partial \xi}{\partial x}, \quad (D.4)$$

$$\xi(x, 0) = \xi_i; \quad \xi(0, \tau) = \xi_o \quad \text{e} \quad \frac{\partial \xi(l, \tau)}{\partial x} = 0. \quad (D.5)$$

C₃S:

$$\frac{\partial \alpha}{\partial \tau} = \frac{M_\alpha}{M_c} k_\alpha(C) \mathcal{G} - v_s \frac{\partial \alpha}{\partial x}, \quad (\text{D.6})$$

$$\alpha(x,0) = 0; \quad \alpha(0,\tau) = 0 \quad \text{e} \quad \frac{\partial \alpha(l,\tau)}{\partial x} = 0. \quad (\text{D.7})$$

C₂S:

$$\frac{\partial \mathcal{G}}{\partial \tau} = \frac{M_g}{2M_c} k_g(C)^2 S - \frac{M_g}{M_c} k_\alpha(C) \mathcal{G} - v_s \frac{\partial \mathcal{G}}{\partial x}, \quad (\text{D.8})$$

$$\mathcal{G}(x,0) = 0; \quad \mathcal{G}(0,\tau) = 0 \quad \text{e} \quad \frac{\partial \mathcal{G}(l,\tau)}{\partial x} = 0. \quad (\text{D.9})$$

C₃A:

$$\frac{\partial \gamma}{\partial \tau} = \frac{M_\gamma}{3M_c} k_y C^3 A - v_s \frac{\partial \gamma}{\partial x} \quad (\text{D.10})$$

$$\gamma(x,0) = 0; \quad \gamma(0,\tau) = 0 \quad \text{e} \quad \frac{\partial \gamma(l,\tau)}{\partial x} = 0. \quad (\text{D.11})$$

C₄AF:

$$\frac{\partial \delta}{\partial \tau} = \frac{M_\delta}{4M_c} k_\delta C^4 AF - v_s \frac{\partial \delta}{\partial x}, \quad (\text{D.12})$$

$$\delta(x,0) = 0; \quad \delta(0,\tau) = 0 \quad \text{e} \quad \frac{\partial \delta(l,\tau)}{\partial x} = 0. \quad (\text{D.13})$$

Fe₂O₃:

$$\frac{\partial F}{\partial \tau} = -\frac{M_F}{4M_c} k_\delta C^4 AF - v_s \frac{\partial F}{\partial x}, \quad (\text{D.14})$$

$$F(x,0) = F_i; \quad F(0,\tau) = F_o \quad \text{e} \quad \frac{\partial F(l,\tau)}{\partial x} = 0. \quad (\text{D.15})$$

Al₂O₃:

$$\frac{\partial A}{\partial \tau} = -\frac{M_A}{4M_c} k_\delta C^4 AF - \frac{M_A}{3M_c} k_\gamma C^3 A - v_s \frac{\partial A}{\partial x}, \quad (\text{D.16})$$

$$A(x,0) = A_i; \quad A(0,\tau) = A_o \quad \text{e} \quad \frac{\partial A(l,\tau)}{\partial x} = 0. \quad (\text{D.17})$$

SiO₂:

$$\frac{\partial S}{\partial \tau} = -\frac{M_s}{2M_c} k_g S(C)^2 - v_s \frac{\partial S}{\partial x}, \quad (\text{D.18})$$

$$S(x,0) = S_i; \quad S(0,\tau) = S_o \quad \text{e} \quad \frac{\partial S(l,\tau)}{\partial x} = 0. \quad (\text{D.19})$$

CaO:

$$\frac{\partial C}{\partial \tau} = k_\xi \xi - k_\alpha C \vartheta - k_g S(C)^2 - k_\gamma C^3 A - k_\delta C^4 AF - v_s \frac{\partial C}{\partial x}, \quad (\text{D.20})$$

$$C(x,0) = C_i; \quad C(0,\tau) = 0 \quad \text{e} \quad \frac{\partial C(l,\tau)}{\partial x} = 0. \quad (\text{D.21})$$

H₂O:

$$\frac{\partial \varpi}{\partial \tau} = -R_{\varpi} - \nu_s \frac{\partial \varpi}{\partial x}, \quad \text{sendo: } R_{\varpi} = \begin{cases} k_{\varpi} \varpi & \varpi \leq 0,1 \\ k_{\varpi} & \varpi > 0,1 \end{cases}, \tag{D.22}$$

$$\varpi(x,0) = \varpi_i; \quad \varpi(0,\tau) = \varpi_o \text{ e } \frac{\partial \varpi(l,\tau)}{\partial x} = 0. \tag{D.23}$$

Onde, as taxas de reação são dados por:

$$k_i = A_i \exp\left(-\frac{E_i}{R T \phi_i}\right), \quad i = \xi, \alpha, \vartheta, \gamma, \delta, \varpi. \tag{D.24}$$

APÊNDICE E

OBTENÇÃO DAS EQUAÇÕES GLOBAIS DE ELEMENTOS FINITOS NA FORMA MATRICIAL PARA CADA COMPONENTE DO SÓLIDO

Para a obtenção das equações globais de elementos finitos na forma matricial para cada componente do sólido foi utilizada uma equação diferencial geral de balanço de massa, Eq. (E.1), que representa as equações diferenciais de balanço de massa descritas anteriormente no Apêndice D. Onde ϕ é a concentração de um certo componente e $c_1\phi + c_2$ é a quantidade gerada desse componente.

$$\frac{\partial \phi}{\partial \tau} = c_1\phi + c_2 - v_s \frac{\partial \phi}{\partial x}. \quad (\text{E.1})$$

Deste modo, a partir da Eq. (E.1) será obtida uma equação global geral de elementos finitos na forma matricial. E, considerando os parâmetros da Tabela E.1 para cada componente do sólido, será possível, a partir de suas substituições nessa equação global geral, obter a equação global de elementos finitos na forma matricial para cada um desses componentes.

Primeiramente, do critério de Galerkin, apresentado no Apêndice A, pode-se escrever a Eq. (E.1) considerando o resíduo R dado por:

$$R = \frac{\partial \phi}{\partial \tau} - c_1\phi - c_2 + v_s \frac{\partial \phi}{\partial x}. \quad (\text{E.2})$$

Aplicando o critério de Galerkin, dado pelas Eqs. (A.7), do Apêndice A, e (E.2), vem:

$$\int_0^L R[N]^T dx = \int_0^L \left[\frac{\partial \phi}{\partial \tau} - c_1\phi - c_2 + v_s \frac{\partial \phi}{\partial x} \right] [N]^T dx = 0, \quad (\text{E.3})$$

Conforme é apresentado no Apêndice B tem-se que:

$$\phi = [N]\{\Phi\} = [N_i \quad N_j] \begin{Bmatrix} \Phi_i \\ \Phi_j \end{Bmatrix}_j, \quad (\text{E.4})$$

onde:

$$N_i = 1 - \frac{x}{L} \quad \text{e} \quad N_j = \frac{x}{L},$$

e

$$[N]^T = \begin{Bmatrix} N_i \\ N_j \end{Bmatrix}. \quad (\text{E.5})$$

Conforme já apresentado no Apêndice C, as derivadas de ϕ são:

$$\frac{\partial \phi}{\partial x} = [B]\{\Phi\}, \quad (\text{E.6})$$

onde:

$$[B] = \begin{bmatrix} -\frac{1}{L} & \frac{1}{L} \end{bmatrix}, \quad (\text{E.7})$$

e

$$\frac{\partial \phi}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial \tau} (N_i \Phi_i + N_j \Phi_j). \quad (\text{E.8})$$

Substituindo as Eqs. (E.4) a (E.8) na Eq. (E.3), resulta:

$$\int_0^L \begin{Bmatrix} N_i \\ N_j \end{Bmatrix} [N_i \quad N_j] dx \frac{\partial}{\partial \tau} \{\Phi\} - c_1 \int_0^L \begin{Bmatrix} N_i \\ N_j \end{Bmatrix} [N_i \quad N_j] dx \{\Phi\} - c_2 \int_0^L \begin{Bmatrix} N_i \\ N_j \end{Bmatrix} dx + v_s \int_0^L \begin{Bmatrix} N_i \\ N_j \end{Bmatrix} [B] dx \{\Phi\} = 0. \quad (\text{E.9})$$

Do primeiro termo do 1º membro da Eq. (E.9), usando a Eq. (C.17) do Apêndice C, tem-se:

$$\int_0^L \begin{Bmatrix} N_i \\ N_j \end{Bmatrix} [N_i \quad N_j] dx \frac{\partial}{\partial \tau} \{\Phi\} = \int_0^L \begin{bmatrix} N_i N_i & N_i N_j \\ N_j N_i & N_j N_j \end{bmatrix} dx \frac{\partial}{\partial \tau} \{\Phi\} = \frac{L}{6} \begin{bmatrix} 2 & 1 \\ 1 & 2 \end{bmatrix} \frac{\partial \{\Phi\}}{\partial \tau}. \quad (\text{E.10})$$

Do segundo termo do 1º membro da Eq. (E.9) e usando a Eq. (C.17) do Apêndice C, obtêm-se:

$$-c_1 \int_0^L \begin{Bmatrix} N_i \\ N_j \end{Bmatrix} [N_i \quad N_j] dx \{\Phi\} = -c_1 \int_0^L \begin{bmatrix} N_i N_i & N_i N_j \\ N_j N_i & N_j N_j \end{bmatrix} dx \{\Phi\} = -\frac{c_1 L}{6} \begin{bmatrix} 2 & 1 \\ 1 & 2 \end{bmatrix} \{\Phi\}. \quad (\text{E.11})$$

Do terceiro termo do 1º membro da Eq. (E.9) e usando a Eq. (C.17) do Apêndice C, obtêm-se:

$$-c_2 \int_0^L \begin{Bmatrix} N_i \\ N_j \end{Bmatrix} dx = -\frac{c_2 L}{2} \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \end{Bmatrix}. \quad (\text{E.12})$$

Do quarto termo do 1º membro da Eq. (E.9), sendo $[B] = \begin{bmatrix} -\frac{1}{L} & \frac{1}{L} \end{bmatrix}$ e também usando a Eq. (C.17) do Apêndice C, resulta:

$$\begin{aligned} v_s \int_0^L \begin{Bmatrix} N_i \\ N_j \end{Bmatrix} [B] dx \{\Phi\} &= v_s \int_0^L \begin{Bmatrix} N_i \\ N_j \end{Bmatrix} \begin{bmatrix} -\frac{1}{L} & \frac{1}{L} \end{bmatrix} dx \{\Phi\} = \\ &= \frac{v_s}{L} \int_0^L \begin{Bmatrix} N_i \\ N_j \end{Bmatrix} \begin{bmatrix} -1 & 1 \end{bmatrix} dx \{\Phi\} = \frac{v_s}{L} \int_0^L \begin{bmatrix} -N_i & N_i \\ -N_j & N_j \end{bmatrix} dx \{\Phi\} = \frac{v_s}{2} \begin{bmatrix} -1 & 1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} \{\Phi\}. \end{aligned} \quad (\text{E.13})$$

Reescrevendo a Eq. (E.9), resulta:

$$\frac{L}{6} \begin{bmatrix} 2 & 1 \\ 1 & 2 \end{bmatrix} \frac{\partial \{\Phi\}}{\partial \tau} + \left\{ \frac{v_s}{2} \begin{bmatrix} -1 & 1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} - \frac{c_1 L}{6} \begin{bmatrix} 2 & 1 \\ 1 & 2 \end{bmatrix} \right\} \{\Phi\} = \frac{c_2 L}{2} \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \end{Bmatrix}, \quad (\text{E.14})$$

A Eq. (E.14) pode ser escrita de forma compacta como:

$$[c^e] \frac{\partial \{\Phi\}}{\partial \tau} + [k^e] \{\Phi\} = \{f^e\}. \quad (\text{E.15})$$

Usando-se um esquema de diferença finita central o termo $\frac{\partial \{\Phi\}}{\partial \tau}$ da Eq. (E.15) pode ser escrito como:

$$\frac{\partial \{\Phi\}}{\partial \tau} = \frac{\{\Phi\}_n - \{\Phi\}_{n-1}}{\Delta \tau}, \quad (\text{E.16})$$

onde os subscritos “n” e “n-1” da Eq. (E.16) representam os valores das iterações “n” e “n-1”, respectivamente. O incremento de tempo é $\Delta \tau$.

Substituindo a Eq. (E.16) na Eq. (E.15), resulta:

$$\left[[k^e] + \frac{2}{\Delta \tau} [c^e] \right] \{\Phi\}_n = \frac{2}{\Delta \tau} [c^e] \{\Phi\}_{n-1} + \{f^e\}, \quad (\text{E.17})$$

onde:

$$[k^e] = \frac{v_s}{2} \begin{bmatrix} -1 & 1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} - \frac{c_1 L}{6} \begin{bmatrix} 2 & 1 \\ 1 & 2 \end{bmatrix}, \quad (\text{E.18})$$

$$[c^e] = \frac{L}{6} \begin{bmatrix} 2 & 1 \\ 1 & 2 \end{bmatrix} \quad \text{e} \quad (\text{E.19})$$

$$\{f^e\} = \frac{c_2 L}{2} \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \end{Bmatrix}. \quad (\text{E.20})$$

E, finalmente o sistema de equações globais geral será:

$$\left[[K] + \frac{2}{\Delta\tau} [C] \right] \{\Phi\}_n = \frac{2}{\Delta\tau} [C] \{\Phi\}_{n-1} + \{F\}, \quad (\text{E.21})$$

onde:

$$[K] = \sum_{e=1}^{Ne} [k^e], \quad (\text{E.22})$$

$$[C] = \sum_{e=1}^{Ne} [c^e], \quad (\text{E.23})$$

$$\{F\} = \sum_{e=1}^{Ne} \{f^e\} \quad \text{e} \quad (\text{E.24})$$

$\{\Phi\}$ é o perfil do componente a ser determinado.

A Tabela E.1 mostra os parâmetros referentes a cada componente do sólido, os quais devem ser substituídos nas Eqs. (E.18) e (E.20) para se obter os sistemas de equações globais dos componentes.

Nos cálculos das constantes c_1 e c_2 , quando as mesmas envolvem o valor dos componentes em kg/kg CaO, utilizou-se o valor médio da composição no elemento, assim como a taxa de reação foi calculada sob a temperatura média do sólido no elemento.

Tabela E.1 – Parâmetros para as Eqs. (E.17), (E.18) e (E.20).

Componente	Φ	c_1	c_2
H ₂ O	ϖ	0	$-R_{\varpi}$
CaCO ₃	ξ	$-k_{\xi} \frac{M_{\xi}}{M_c}$	0
CaO	C	$-k_{\alpha} \vartheta$	$k_{\xi} \xi - k_{\vartheta} S(C)^2 - k_{\gamma} C^3 A - k_{\delta} C^4 AF$
SiO ₂	S	$-\frac{M_s}{2M_c} k_{\vartheta} (C)^2$	0
C ₂ S	ϑ	$-\frac{M_{\vartheta}}{M_c} k_{\alpha} (C)$	$\frac{M_{\vartheta}}{2M_c} k_{\vartheta} (C)^2 S$
C ₃ S	α	0	$\frac{M_{\alpha}}{M_c} k_{\alpha} (C) \vartheta$
Al ₂ O ₃	A	$-\frac{M_A}{4M_c} k_{\delta} C^4 F - \frac{M_A}{3M_c} k_{\gamma} C^3$	0
C ₃ A	γ	0	$\frac{M_{\gamma}}{3M_c} k_{\gamma} C^3 A$
Fe ₂ O ₃	F	$-\frac{M_F}{4M_c} k_{\delta} C^4 A$	0
C ₄ AF	δ	0	$\frac{M_{\delta}}{4M_c} k_{\delta} C^4 AF$

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- BOATENG, A. & BARR, P. V. A thermal model for the rotary kiln including heat transfer within the bed. *Int. Journal of Heat and Mass Transfer*, Great Britain, Vol. 39, Nº 10, p. 2131-2147. 1996.
- BUI, T. R., et alii. A computer model for the cement kiln. *IEEE, Transactions on Industry Applications*, Vol. 1A – 18, Nº 4, p. 424-430, 1982.
- LIDE, D. R., *CRC Handbook of chemistry and physics*. 71st Edition, Boston, CRC Press, Inc., 1991.
- DUARTE, V. C., et alii. Modelo térmico para forno rotativo utilizado para produzir clínquer de cimento Portland. In: 7th BRASILIAN CONGRESS OF ENGINEERING AND THERMAL SCIENCES. *Anais. Rio de Janeiro*, Vol. 1, p.484-489. 1998.
- FUSARO, L. J. Desenvolvimento da tecnologia para transformação de fornos de produção de via úmida para via seca, com a utilização de torres de ciclones no processo de precalcinação. Itajubá, EFEI. Relatório de pesquisa CNPq/EFEI. 1990.
- GHOSH DASTIDAR, P. S. & UNNI, V. K. A. Heat transfer in the non-reacting zone of a cement rotary kiln. *Journal of Engineering for Industry*, Vol. 118, p.169-172, feb. 1996.
- GURUZ, H. K. & BAC, N. Mathematical modelling of rotary cement kilns by the zone method. *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, Vol. 59, p. 540-548, aug. 1981.
- OLIVEIRA, M. Transferência de calor transiente em fornos rotativos de cimento. In: XV CILAMCE CONGRESSO IBERO LATINO-AMERICANO SOBRE MÉTODOS COMPUTACIONAIS PARA ENGENHARIA. *Anais. Belo Horizonte*, Vol. 1, p.141-150. 1994.
- OLIVEIRA, M. Modelo dinâmico de um forno rotativo usando o método de elementos finitos. Itajubá, EFEI. Dissertação (mestrado em Engenharia Mecânica). 1997.
- ÖZISIK, M. N. Transferência de calor – Um texto básico. Rio de Janeiro, Ed. Guanabara Koogan S.A., 1990.

PERAY, K. E. & WADDELL, J. J. The rotary cement kiln. New York, Ed. Chemical Publishing Co., Inc., 1972.

PERRY, H. R. & CHILTON, C. H. Chemical engineers's handbook. 5st Edition, International Student Edition, Ed. McGraw-Hill Kogakusha, Ltd., 1974.

SERGELING, L. J. Applied finite element analysis. 2^a ed., New York, Ed. John Willey & Sons, Inc., 1984.

SILVA, R. J. Análise energética de plantas de produção de cimento Portland. Campinas, UNICAMP, 1994. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica).

SPANG, H. A. A dynamic model of a cement kiln. Automática, Vol. 8, p. 309-323. 1972.

VELASCO, L. E. D. Desgaste materiales refractarios. Cementos Boyaca S. A., Refratechnik Informes, WIN 3-299-2/89, mayo, 1988.

El proceso de cocción clinker y las solicitudes derivadas del material refractario. Refratechnik Informes, VIW 3-298-2/89, 1989.

Instalación de revestimientos refractarios y algunos problemas inherentes a estos revestimientos. Refratechnik Informes, VIW 3-296-2/89, 1989.

Programa de fabricación cemento. Refratechnik, VIW 3-001-7/89, Julio, 1989.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS AUXILIARES

AMARAL, L. F. P. et alii. Fundamentos de química orgânica. São Paulo, Ed. Edgard Blücher, 1980.

BAUMAN, R. P. Introdução ao equilíbrio termodinâmico. São Paulo, Ed. Edgard Blücher, 1972.

MACEDO, H. & LUIZ, A. M. Problemas de termodinâmica básica - Física e química. São Paulo, Ed. Edgard Blücher, 1976.

MORAN, M. J. & SHAPIRO, H. N. Fundamentals of engineering thermodynamics. Ed. John Wiley & Sons, Inc., 1988.

SANDLER, S. I. Chemical and engineering thermodynamics. 2^a ed., New York, John Wiley & Sons, Inc. 1989.

SMITH, J. M. & VAN NESS, H. C. Introdução à termodinâmica da engenharia química. 3^a ed., Rio de Janeiro, Guanabara Dois, 1980.