

Milton Martins da Silva

**”MODELAGEM MATEMÁTICA DO COMPORTAMENTO
TÉRMICO DO PROCESSO DE DESCARBONETAÇÃO
DE TIRAS DE AÇOS SILICIOSOS “**

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

Área de concentração: Calor e Fluidos

Orientador: Prof. Dr. Márcio Ziviani

UFMG

Belo Horizonte

Escola de Engenharia da UFMG

Ano 2006

“Feliz é a pessoa que acha a sabedoria e que consegue compreender as coisas, pois isso é melhor do que a prata e tem mais valor do que o ouro. A sabedoria é mais preciosa do que as jóias; tudo o que a gente deseja não se pode comparar com ela.”

Provérbios 3: 13-15

“O amor do Deus Eterno não se acaba, e a sua bondade não tem fim. Este amor e esta bondade são novos todas as manhãs; e como é grande a fidelidade do Deus Eterno!”

Lamentações 3: 22-23

“Entrega o teu caminho ao Senhor, confia nele e ele tudo fará.”

Salmo 37:5

“Eu sou a videira e vocês são os galhos. Quem está em mim e eu nele, esse dá muito fruto porque sem mim vocês não podem fazer nada.”

João 15:5

O Senhor nunca nos prometeu um caminho fácil, mas nos assegurou que sempre estaria conosco. Podemos confiar, Ele provê tudo de que precisamos no momento certo. Jesus entende de verdade nossas lutas, seu amor e misericórdia duram para sempre.

Para as três razões da minha vida
Waléria, Marianne e Maria Gabriele

AGRADECIMENTOS

Ao meu pai celestial, fiel e todo poderoso que me acompanha a cada passo desta minha caminhada, aonde busco forças e esperanças principalmente nos momentos mais difíceis,

aos meus pais, João Evangelista e Iolanda, por todo o amor e sacrifícios dedicados à família para que pudesse me tornar o que hoje sou,

à minha esposa Waléria e filhas Marianne e Maria Gabriele, pelo incentivo e a compreensão pelo longo período ausente do nosso lar, para dedicação a este projeto,

à minha irmã Dra. Cláudia, meu agradecimento especial pelos ensinamentos técnicos e humanos de persistência e perseverança na busca da solução e alcance de objetivos e a demonstração de seu imenso espírito fraterno,

aos meus irmãos Márcio, Valdete, Angélica, Ronaldo, Ana Maria, Rosângela, pela contribuição de cada um à sua maneira,

ao Professor Márcio Ziviani pela recepção e convivência amistosas, pela orientação conduzida com seriedade e convicção e pela confiança em mim depositada,

à ACESITA S.A. em nome dos gerentes Jorge Luis Pereira Silva, Carlos Alberto Lamas e Ilder Camargo da Silva pela oportunidade de crescimento, e aos colegas de trabalho Renato Drumond Guerra, Paulo César Glerian e Marcelo Souza Gomes pelo valioso apoio técnico ao desenvolvimento deste trabalho,

aos colegas do curso de pós-graduação pelo convívio e troca de conhecimentos,

à todos os amigos não citados que conheceram as dificuldades e torceram pelo meu sucesso,

meus sinceros agradecimentos.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	8
LISTA DE TABELAS.....	9
LISTA DE GRÁFICOS	10
NOMENCLATURA	11
RESUMO	14
ABSTRACT	15
CAPÍTULO 1.....	16
INTRODUÇÃO	16
1.1 - Aços Elétricos	17
1.2 - Situação Atual.....	18
1.3 - Objetivo	19
CAPÍTULO 2.....	21
REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	21
CAPÍTULO 3.....	26
PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	26
3.1 - A Linha de Processo	26
3.2 - A Descarbonetação.....	29
3.2.1 - A umidade da mistura gasosa.....	30
3.2.2 - A atividade do carbono e a pressão do CO de equilíbrio.....	31
3.2.3 - As condições cinéticas da descarbonetação.....	31
3.3 - O Equipamento de Descarbonetação.....	32
3.3.1 - A Seção de Recozimento (Aquecimento e Encharque).....	34
3.3.2 - A Seção de Resfriamento.....	38

3.4 - Medições de temperatura do processo.....	40
3.5 - Setorização do Equipamento.....	41
3.5.1 - Setor 1 (S1): Vestíbulo de carga.....	42
3.5.2 - Setor 2 (S2)	43
3.5.3 - Setor 3 (S3)	43
3.5.4 - Setor 4 (S4) - Resfriamento estático.....	44
3.5.5 - Setor 5 (S5) - Resfriamento por camisas d'água.....	44
3.5.6 - Setor 6 (S6) - Resfriamento por jato de gás	45
3.5.7 - Setor 7 (S7) - Vestíbulo de descarga	45
CAPÍTULO 4	47
EQUACIONAMENTO DO FENÔMENO	47
4.1 - Modelo Descritivo.....	48
4.1.1 - Análise no Espaço	48
4.1.1.1 - Lei do Balanço de Energia	48
4.1.1.2 - Condição de contorno	51
4.2 - O termo fonte Convectivo.....	51
4.2.1 - Modelo proposto.....	51
4.2.2 - Características da troca convectiva por setor.....	52
4.2.2.1 - Setores S1 e S2 (Região de Aquecimento):	52
4.2.2.2 - Setores S3 e S4 (Região de Encharque / Resfriamento Estático):	53
4.2.2.3 - Setores S5 (Resfriamento por Camisa d'água).....	53
4.2.2.4 - Setor S6 - Resfriamento por jato de gás resfriado	53
4.2.2.5 - Setor S7 (Vestíbulo de descarga)	54
4.3 - O termo de fonte radiativo	55
4.3.1 - Modelo proposto	55
4.3.2 - Características de troca radiativa por zona	60
4.3.2.1 - Setor 1 (S1) - Vestíbulo de Carga.....	60
4.3.2.2 - Zonas térmicas da Região de aquecimento e encharque.....	60
4.3.2.4 - Setor 4 (S4) - Resfriamento estático.....	62
4.3.2.5 - Setor 5 (S5) - Resfriamento por Camisas D'água.....	62
4.3.2.6 - Setor 6 (S6) - Resfriamento por jato de gás.....	62
4.3.2.7 - Setor 7 (S7) - Vestíbulo de Descarga	62

4.3.3 - Equações básicas radiativas	63
4.3.3.1 - Equação de balanço	63
4.3.3.2 - Fatores de forma	63
4.3.3.2.1 - Método para determinação dos Fatores de Forma.....	64
4.3.3.2.2 - Fator de forma entre áreas paralelas	64
4.3.3.2.3 - Fator de forma entre áreas ortogonais	66
4.3.3.3 - Cálculo da temperatura da superfície refratária reirradiante do invólucro.....	67
4.3.4 - Propriedades Radiativas dos Materiais.....	67
4.3.4.1- Superfícies Sólidas	67
4.3.4.2 - Gases da Atmosfera.....	68
CAPÍTULO 5	70
PROCEDIMENTO DE CÁLCULO	70
CAPÍTULO 6	74
RESULTADOS E DISCUSSÃO	74
6.1 - Validação do Modelo Desenvolvido	75
6.1.1 - Validação de resultados	79
6.2 - Simulação.....	84
CAPÍTULO 7	90
CONCLUSÃO E SUGESTÕES	90
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	93
APÊNDICE A	97
A . 1 Fontes de Incertezas	97
A.1.1 - Incertezas relativas ao processo de medição	97
A.1.2 - Incertezas relativas ao equipamento	98
A.1.3 - Incertezas relativas à propriedades do material.....	99
APÊNDICE B	100

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 3.1 - Fluxograma geral - Linha de Descarbonetação	27
FIGURA 3.2 - Fluxograma geral - Linha de Descarbonetação	28
FIGURA 3.3 - Representação esquemática do reator <i>EFCo</i>	33
FIGURA 3.4 – Vista parcial do reator térmico <i>EFCo</i>	34
FIGURA 3.5 - Malha de Controle por realimentação.	37
FIGURA 3.6 - Sensor e haste montada do sistema de medição de temperatura.....	40
FIGURA 3.7 - Setorização do reator <i>EFCo</i>	42
FIGURA 4.1 - Sistema de coordenadas e configuração geométrica do domínio de solução.....	48
FIGURA 4.2 - Setor típico das regiões de aquecimento e encharque.....	55
FIGURA 4.3 - Circuito térmico.....	57
FIGURA 4.4 - Configuração para fator de forma entre superfícies paralelas.....	65
FIGURA 4.5 - Configuração para fator de forma entre superfícies ortogonais.....	66
FIGURA 5.1 - Fluxograma do processo de cálculo da temperatura da tira de aço.....	72

LISTA DE TABELAS

TABELA 3.1 - Características das zonas de controle do forno	35
TABELA 3.2 - Distribuição da potência instalada	35
TABELA 3.3 - Velocidades de processo no reator EFCo	36
TABELA 3.4 - Atmosfera do forno EFCo	38
TABELA 3.5 - Seção de Resfriamento	39
TABELA 3.6 - Setorização do reator	46
TABELA 4.1 - Características radiativas	61
TABELA 5.1 - Estrutura do programa	73
TABELA 6.1 - Distâncias e tempos percorridos em função da velocidade de processo	78
TABELA 6.2 - Histórico de temperaturas da lâmina de aço em função da posição de medição	80
TABELA 6.3 - Desvios entre os resultados calculados e os resultados experimentais	83
TABELA 6.4 - Desvio percentual entre os resultados do modelo e os resultados experimentais, para a velocidade de 60 m/min., sem o ajuste dos demais parâmetros	86
TABELA 6.5 - Temperatura calculada e limites de especificação para velocidade de 60 m/min. e ajuste da temperatura de <i>set-point</i> em 1,5%	88
TABELA 6.6 - Produção em função do consumo de energia elétrica para duas velocidades distintas de processo (44 e 60 m/min)	89

LISTA DE GRÁFICOS

GRÁFICO 6.1 - Propriedade termodinâmica do aço (C_p).....	76
GRÁFICO 6.2 - Curva c_p em função da temperatura para valores abaixo do ponto eutético.....	77
GRÁFICO 6.3 - Curva c_p em função da temperatura para valores acima do ponto eutético.....	77
GRÁFICO 6.4 - Fluxo de calor absorvido pela tira de aço (valores calculados).....	79
GRÁFICO 6.5 - Perfil de temperatura experimental e numérico da lâmina de aço para uma velocidade processo de 44 m / min.....	82
GRÁFICO 6.6 - Perfil de temperatura experimental e numérico da lâmina de aço para uma velocidade de processo de 60 m/min.....	85
GRÁFICO 6.7 - Perfil de temperatura da lâmina de aço para velocidade de processo de 60 m/min., e temperatura de <i>set-point</i> ajustado para a nova condição.....	87

NOMENCLATURA

Letras Latinas

A	área [m^2]
Bi	número de Biot
$CNTP$	condições normais de temperatura e pressão
c_p	calor específico a pressão constante [$J.(kg.K)^{-1}$]
E	poder emissivo [$W.m^{-2}$]
h_c	coeficiente convectivo
h_{ri}	coeficiente radiativo inferior
h_{rs}	coeficiente radiativo superior
J	radiosidade [$W.m^{-2}$]
k	condutividade térmica [$W.(m.K)^{-1}$]
L	comprimento característico [m]
Nu	número de Nusselt
PO	ponto de orvalho [$^{\circ}C$]
Pr	número de Prandtl

q_i	taxa de transferência de calor em uma das direções dos eixos coordenados [W]
Re	número de Reynolds
S	termo fonte
t	tempo [s]
T	temperatura [$^{\circ}C$ ou K]
T_{amb}	temperatura ambiente [$^{\circ}C$ ou K]
T_{viz}	temperatura da vizinhança [$^{\circ}C$ ou K]
T_{∞}	temperatura nas condições de corrente livre [$^{\circ}C$ ou K]
V	volume [m^3]
x, y, z	coordenadas retangulares [m]
x_c	posição crítica para a transição para a turbulência [m]

Letras gregas

ε emissividade

σ constante de Stefan-Boltzmann $[5,76 \times 10^{-8} \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-4}]$

ρ massa específica $[\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}]$

τ transmissividade

ν viscosidade cinemática $[\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}]$

RESUMO

Apresenta-se, neste trabalho, uma investigação teórica dos processos de aquecimento e resfriamento de uma tira de aço silicioso em movimento contínuo dentro de um equipamento térmico siderúrgico tipo túnel. Desenvolveu-se um modelo matemático para simular o processo térmico que ocorre entre a carga contínua (tira de aço) em movimento a velocidade constante e as diversas seções de aquecedores radiantes elétricos e resfriadores forçados. A metodologia proposta avalia a troca radiativa entre a carga e os aquecedores, e a transferência de calor convectiva entre a carga em movimento e a corrente livre de gases do ambiente interno. A validação do modelo matemático é obtida através da confrontação dos resultados simulados com os resultados experimentais obtidos pela ACESITA S.A. Foi realizado, também, um estudo do comportamento de tendências de cálculo do modelo matemático por meio de simulações hipotéticas, onde foram modificados os parâmetros de operação do reator para comprovação da eficiência da metodologia proposta. O algoritmo computacional de simulação desenvolvido neste trabalho, permite determinar a distribuição de temperatura na tira de aço em qualquer posição no interior do equipamento.

Palavras Chaves: forno contínuo, equipamento térmico, tratamento térmico, transferência de calor, modelagem matemática

ABSTRACT

In the present work, the heating and cooling phases of a silicon steel strip, has been investigated by means of a theoretical study on tunnel-shaped thermal metallurgical equipment. A mathematical model has been developed to describe the thermal process that occurs between a continuous load (steel strip) at constant conveying speed and the various sections of electrical radiant heaters and forced coolers. The proposed methodology evaluates the radiative exchange between the load and heaters, and the convective transfer between the moving load and gas flow inside the furnace. Model validation was obtained by confronting the simulated and experimental results obtained by ACESITA S.A. The behavior of the mathematical model simulated using modified operation parameters was also analyzed in order to evaluate the performance of the proposed methodology under hypothetical conditions. The computational algorithm developed in this work provides the users with workload temperature distribution in any position inside the equipment.

Key words: *Continuous furnace, thermal equipment, heat treatment, heat transfer, mathematical modeling*

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

Os avanços da ciência e da tecnologia registrados nas últimas décadas são, em grande parte, responsáveis pelos impactos causados em todas as esferas da vida moderna. A qualidade de vida está cada vez mais associada à utilização de meios que dependem de insumos energéticos. Neste cenário, a energia elétrica transformou-se em um insumo de importância fundamental para o desenvolvimento da atividade econômica, visto que vem apresentando taxas de crescimento significativo em todos os segmentos. A sua escassez pode representar a retração do crescimento econômico de um país.

Os últimos anos foram marcados por uma significativa deterioração do quadro de equilíbrio entre a oferta e a demanda da energia elétrica, o que resultou em uma crise de abastecimento do setor elétrico brasileiro.

Ficou clara a necessidade da aplicação de elevados níveis de investimentos nas atividades de geração, transmissão e distribuição. Em paralelo, incentivou-se a criação de ações que resultassem na diminuição da necessidade de aporte de recursos no sistema, resultando na elaboração de programas de uso racional de energia elétrica e combate ao desperdício. Desta forma, foram estabelecidos níveis mínimos de performance e eficiência energética para as máquinas e aparelhos consumidores de energia, a serem fabricados no país.

Para assegurar a otimização do rendimento e o desempenho das máquinas elétricas, tornou-se obrigatório a adoção do uso de uma classe de aços especiais que são desenvolvidos exclusivamente para minimizar as perdas internas de energia. São os chamados aços elétricos. Este procedimento proporcionou a concepção de máquinas mais eficientes e modernas.

1.1 - Aços Elétricos

O aço elétrico é uma classe de aços com propriedades eletromagnéticas nobres, pois apresentam um nível otimizado de perda e permeabilidade magnética, em relação aos outros tipos de aços. É também conhecido como aço silício ou silicioso, sendo uma liga de ferro e carbono, contendo o silício como principal elemento de liga. Os teores deste elemento podem variar entre 1,8 a 3,5%, e são responsáveis pelo aumento da resistividade elétrica do aço, ou seja, dificultam a condução da corrente elétrica, facilitando o fluxo magnético.

Os aços elétricos podem ser divididos em duas famílias, conforme aplicação: aço de grão orientado (GO) e aço de grão não orientado (GNO). A principal diferença entre ambos está na estrutura cristalográfica.

O aço GO apresenta uma textura pronunciada, cujos cristais apresentam a direção de mais fácil magnetização, paralela à direção de laminação. Esta característica lhe confere excelentes propriedades magnéticas na direção de laminação da chapa, levando a uma economia de energia elétrica pela maior eficiência magnética, nesta direção. Estes aços são amplamente utilizados na fabricação em núcleos de transformadores, e em menor escala em reatores de potência.

O aço GNO não apresenta uma textura pronunciada, tendo os mesmos valores das propriedades magnéticas em todas as direções do plano da chapa, ou seja, é adequado para as aplicações onde se exige a isotropia de propriedades no plano da chapa. A condição isotrópica é crítica para aplicações tais como: núcleos de geradores e motores elétricos de corrente alternada e contínua, reguladores de tensão, medidores de energia, compressores herméticos para refrigeração, reatores para sistemas de iluminação, hidro e turbogeradores.

Os aços silício GO e GNO, têm como principal característica a perda magnética medida à uma determinada frequência e densidade de fluxo.

A ACESITA é, atualmente, a única siderúrgica no Brasil que opera com as duas famílias de aços siliciosos.

1.2 - Situação Atual

A produção mundial dos aços elétricos é estimada em 11 milhões de toneladas / ano, enquanto que o total de todo o aço produzido no mundo ultrapassa a 800 milhões de toneladas/ano. Este fato pode ser atribuído ao grau de sofisticação tecnológica necessária à produção deste tipo de aço. A exigência da qualidade das propriedades magnéticas é explicada pelo papel estratégico de economia de energia que o aço elétrico ocupa no núcleo dos equipamentos elétricos em que é aplicado (revista Metalurgia e Materiais, 2003).

Com a crescente preocupação com a racionalização e eliminação de desperdícios de energia, os aços elétricos vêm ganhando destaque, o que pode ser percebido pelo aumento gradativo da capacidade de produção mundial.

A necessidade de uma resposta imediata ao atendimento da demanda crescente de mercado, leva atualmente as linhas contínuas de processamento, a operarem com velocidades cada vez mais altas visando o aumento de produção mas, com investimentos mínimos em recapitação de equipamentos. Por sua vez, o prejuízo com a ocorrência de possíveis desvios de rota de produto não conforme durante o processo de fabricação, torna-se também mais oneroso, configurando em atrasos de produção, consequência do tempo dispensado para se tomar ações corretivas. Estes fatos são determinantes para se atribuir a devida importância ao investimento no desenvolvimento de métodos de predição teórica capazes de representar um processo real.

Outro ponto importante que justifica a predição teórica de um processo, está relacionado à sua investigação experimental sendo realizada em escala industrial. Tais experiências são dispendiosas do ponto de vista do custo operacional, por mudarem completamente a rotina de operação de uma linha de processamento, com possíveis perdas de produção, e liberação de recursos diversos para acompanhamento e análise.

O estudo deste tema vem ganhando importância dentro do setor siderúrgico. Especificamente no caso dos aços elétricos, sua relevância no tocante à questão do aumento da produtividade e da qualidade de fabricação é clara, quando se deve

garantir o desempenho elétrico nos equipamentos em que este aço é aplicado, e o atendimento a uma demanda crescente de mercado.

Desta forma, justifica-se um estudo mais aprofundado para a obtenção de um modelo teórico que possibilite a realização de simulações, objetivando determinar a previsão dos resultados devido a alterações de processos e produtos.

1.3 - Objetivo

Este trabalho tem como objetivo a investigação teórica das condições de tratamento térmico de uma tira de aço silício, com a finalidade de se obter perfis térmicos do material com confiabilidade assegurada.

Com base nos parâmetros de processo disponíveis, a investigação deverá resultar no desenvolvimento de um modelo teórico que seja capaz de representar os resultados térmicos do processo de descarbonetação da tira de aço. O modelo matemático a ser desenvolvido deverá também ter a capacidade de simular prever e os resultados das operações de aquecimento e resfriamento, quando o material for submetido a variações nos parâmetros de processo tais como temperatura, velocidade e atmosfera.

Como resultado final do trabalho propõe-se disponibilizar uma ferramenta capaz de realizar investigações técnicas, possibilitando, ao analista responsável, avaliar as implicações de configurações de processo diferenciadas, com rapidez. Os resultados poderão ainda ser utilizados para modificação de estratégias de operação do equipamento, visando aumento da produtividade, segurança operacional, redução de custo operacional bem como a simulação de experiências para desenvolvimento de novos produtos.

O estudo ora desenvolvido, poderá ser aplicado em outras linhas de produção de aços siliciosos da ACESITA, fazendo-se necessário para tanto a introdução das devidas alterações de processo ao simulador, adequando-o às particularidades e especificidades inerentes a cada uma das linhas de produção.

Uma vez que o objetivo principal desse trabalho é a modelagem matemática do processo de aquecimento / resfriamento, torna-se necessário uma descrição detalhada do tratamento térmico da tira de aço silício.

Assim, a estruturação do trabalho foi elaborada da seguinte forma:

- No Capítulo 2, apresenta-se uma revisão bibliográfica de trabalhos relacionados ao assunto.
- O Capítulo 3 apresenta as características do processo de descarbonetação e do equipamento térmico de processo, método experimental para medição da temperatura, e uma análise de incerteza do processo.
- O Capítulo 4 descreve o modelo matemático, apresentando as equações que representam o processo de transferência de calor durante o tratamento térmico do produto.
- O Capítulo 5 descreve o método numérico utilizado para resolução das equações propostas no capítulo 4 e as características do programa computacional.
- No Capítulo 6 faz-se uma análise crítica do modelo desenvolvido. Os resultados experimentais obtidos são confrontados com os resultados numéricos com a finalidade de validação do modelo numérico.
- Finaliza-se o trabalho no Capítulo 7, apresentando-se conclusões e sugestões para prosseguimento e otimização da pesquisa.

CAPÍTULO 2

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

As facilidades proporcionadas pelos avanços da tecnologia computacional dos últimos anos geraram, como consequência, a evolução de metodologias para simulação e modelagem de processos físicos os mais diversos possíveis. Este fato, aliado a preocupação com a racionalização e conservação de energia, foi responsável pela elaboração de vários estudos direcionados para fornos de usinas siderúrgicas.

Nesse sentido, o Grupo de Análise e Modelagem de Sistemas e Equipamentos Térmicos - “GAMSET” - do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais vem desenvolvendo estudos sobre a modelagem e simulação de equipamentos térmicos há algum tempo, já tendo produzido uma bibliografia relevante de temas relacionados com esta linha de pesquisa.

Os trabalhos foram iniciados com pesquisas que resultaram na modelagem matemática do aquecimento de placas de aço em forno de soleira caminhante [Paula, 1992; Ziviani e Paula, 1993]. Para o equacionamento do fenômeno utilizou-se a equação da difusão de calor cartesiana bidimensional na placa (x, y) , e condições de contorno semi-empíricas. A solução da equação diferencial foi obtida pelo método numérico dos volumes finitos, proposto por Patankar [1980], e os resultados confrontados com dados experimentais fornecidos pela siderúrgica USIMINAS.

Em 1995, Ziviani e Andrade realizaram um aperfeiçoamento no modelo de Paula visando a simulação do aquecimento de barras cilíndricas para fornos de soleira caminhante. A mesma metodologia de equacionamento foi aplicada, considerando-se porém a transformação para coordenadas axissimétricas (r, z) . O modelo foi aplicado ao “Forno Italimpianti” pertencente à siderúrgica Mannesmann S.A. (Usina Barreiro), e comparados com resultados obtidos pela própria empresa. Utilizou-se o método remoto de medição de temperaturas, onde o sistema de aquisição de dados permanece fora do forno e os termopares de comprimento suficientemente compridos acompanham as

barras dentro do forno. Um rompimento acidental destes sensores na fase final do teste, obrigou à extrapolação dos resultados na região de saída.

Realizando as adaptações necessárias, Silva transformou o modelo de Ziviani para aplicação em fornos de soleira rotativa [Silva, 1996; Silva e Ziviani, 1996]. Utilizou-se a equação bidimensional da energia em coordenadas cilíndricas (r, θ) e regime transiente, devido ao tipo de apoio da barra cilíndrica no forno. Os resultados estimados pela simulação foram validados pela comparação com ensaios experimentais obtidos em um equipamento similar pertencente à V & M Tubes em Mülheim, Alemanha. O modelo permite o estabelecimento de temperaturas das zonas otimizadas e ritmos de produção otimizados para garantir a qualidade do aquecimento. Situações de parada de produção são também simuladas, para estabelecer estratégias corretas de aquecimento.

Magalhães, 2000, propôs um modelo mais adequado para funcionar *on-line* na supervisão do forno, com a solução simultânea para todas as peças que compõem a carga total de um forno de rea aquecimento. Neste trabalho utilizou-se o mesmo equacionamento matemático do trabalho de Ziviani. A metodologia numérica foi validada por meio de testes experimentais para levantamento dos perfis de temperatura no Forno Italimpianti da V & M Tubes - Usina Barreiro - Belo Horizonte.

Silva, 2001, identificou alguns pontos para aprimoramento do modelo, propondo incorporar elementos que o tornassem mais completo e preciso. Baseado no método dos volumes finitos proposto por Patankar [1980 e 1991], foi elaborado um programa tridimensional para solução da equação da difusão em coordenadas cartesianas e cilíndricas. O programa tridimensional foi validado com solução de problemas bidimensionais. Uma nova metodologia para o cálculo da transferência de calor por radiação entre forno e a carga, também foi proposta. O forno é dividido em elementos correspondentes às posições das peças e o fluxo de calor é obtido por um somatório das contribuições de cada elemento. A validação da metodologia de simulação foi obtida por meio de experimentos no Forno Italimpianti de soleira caminhante de tarugos cilíndricos da V & M Tubes - Usina Barreiro - Belo Horizonte.

Paralelamente aos trabalhos desenvolvidos pelo GAMSET, deve-se salientar também a contribuição de outros autores para esta linha de pesquisa.

Federov et al, [1998] apresentaram uma metodologia para a simulação do aquecimento de uma carga de peças em movimento contínuo no interior de fornos industriais, utilizando uma formulação em diferenças finitas de um modelo térmico “quasi-tridimensional” transiente. Observa-se que esta metodologia envolve o uso de equações empíricas para a simulação do processo de radiação, convecção e condução. De fato, esse procedimento implica no conhecimento da emissividade da carga, do comprimento de onda característico do processo de radiação e do coeficiente de transferência de calor por convecção. Os autores afirmam que os processos de transferência de calor conjugados com a geometria interna, em geral tornam a análise matemática bastante complexa, sendo necessário simplificações no modelo proposto.

O modelo térmico desenvolvido pode ser utilizado para a definição dos parâmetros de projeto de um forno industrial, tais como a temperatura ótima da fonte de calor necessária para se atingir a uma distribuição de temperatura prescrita da superfície da carga. Para tanto, os autores utilizam um procedimento de conjugação de técnicas de otimização com o modelo térmico para o processo de aquecimento radiante.

Carvalho [2003] desenvolveu um modelo matemático para simular e controlar o processo de recozimento de tiras de aço silício no interior de um forno contínuo tipo túnel, cujo aquecimento é feito com a combustão de gás de alto-forno (GAF), enriquecido com gás liquefeito de petróleo (GLP). A metodologia utilizada tem como base o balanço térmico da energia envolvida no processo de geração de calor por combustão, energia absorvida pelo material, perdas devido à vazão de fumaças, energia necessária para o aumento de temperatura interna e fugas por aberturas e paredes.

Dois tipos de balanço são executados: o balanço de energia no forno e o balanço de energia no recuperador de calor. O modelo tem como objetivo reproduzir o processo de combustão no forno e o aquecimento da tira de aço que se move em seu interior. Segundo o autor, o algoritmo computacional permite ao usuário reproduzir o processo de combustão, prevendo a composição e massa de fumaças, a partir de parâmetros

medidos no forno como vazão, pressão, temperatura e composição dos gases combustíveis.

Calcula-se também a temperatura adiabática de chama e a temperatura de “*set-point*” no interior de cada zona do forno. Para se garantir a precisão do simulador, um procedimento de calibração do software se faz necessário, onde se deve determinar o rendimento do recuperador de calor, do forno e do processo de combustão, a partir de parâmetros medidos no forno. A distribuição de temperatura na tira de aço é determinada pela solução numérica da equação da difusão unidimensional transiente, pelo método de diferenças finitas.

Entretanto, a solução da equação só é possível a partir do conhecimento do fluxo de calor útil recebido pela tira por radiação. Este calor é estimado por meio de um procedimento de otimização denominado Técnica de Otimização Seção Áurea, que se resume em estimar o fluxo de calor útil aplicado à tira de aço com base na medição de temperaturas em regiões acessíveis do forno. A partir dessas informações calcula-se a temperatura em qualquer ponto desejado da tira de aço.

O autor apresenta ainda uma discussão a respeito de três testes experimentais nos quais modificam-se as condições no interior do forno. Uma análise tridimensional da distribuição de temperaturas no material apresentou resultados ótimos, todavia algumas características foram consideradas indesejáveis, tais como: alto custo computacional, necessidade de uma malha refinada para a convergência do modelo térmico tridimensional e um longo tempo para a visualização dos resultados.

Em contrapartida, a abordagem unidimensional gerou resultados rápidos com baixo custo operacional e se apresentou isento de instabilidades numéricas devido à problemas de convergência do modelo. Considerando-se estes resultados, tem-se a comprovação de que a hipótese do modelo unidimensional é perfeitamente válida para situações semelhantes.

Kang *et al.* [2004] propõem um modelo matemático para descrever o comportamento térmico de peças avulsas fundidas ou forjadas, no interior de um forno de tratamento

térmico do tipo contínuo. Este modelo calcula o perfil de temperatura da carga de trabalho em função da posição relativa da carga sendo deslocada em cada zona do forno.

O modelo tem como base o balanço de energia efetuado em cada uma das zonas do forno contínuo e simula um perfil de temperatura unidimensional. O modelo denominado *CHT-cf* (*continuous furnace*), é uma evolução de um outro modelo proposto pelo mesmo autor, o qual foi desenvolvido para determinação do processo de aquecimento de peças avulsas em fornos de batelada, *CHT-bf* (*batch furnace*). O modelo pode ser aplicado para dois movimentos típicos das peças: contínuo ou degrau a degrau. Como consequência, a velocidade do movimento e o padrão de carregamento das peças podem ser otimizados baseados na distribuição de temperatura calculada.

A proposta do autor é a análise, discussão e validação da aplicação do modelo. Apresenta ainda, um estudo de caso real, em um forno com esteira móvel, composto por três zonas térmicas, com a finalidade de aplicar um processo de têmpera de peças fundidas. Três termopares são introduzidos acoplados às peças da carga de processo, que se deslocam junto ao carregamento dentro do forno. Os resultados experimentais apresentam uma boa concordância com o modelo teórico. Apresenta ainda, uma simulação onde a velocidade da carga é aumentada de 8,4 para 10,2 cm/min, ocorrendo um afastamento das curvas, e concluindo-se sobre a importância do fator velocidade de processo.

Os modelos acima descritos foram desenvolvidos de acordo com as características específicas de cada um dos processos envolvidos. A mesma metodologia foi utilizada no desenvolvimento deste trabalho, onde determinou-se como meta a conciliação dos objetivos propostos com as características inerentes do processo em estudo. Desenvolveu-se assim, um algoritmo computacional específico para o fenômeno térmico em estudo, onde elementos que o tornassem mais completo e preciso, foram incorporados, sem se perder de vista os progressos já alcançados até o presente momento, nesta linha de pesquisa.

CAPÍTULO 3

PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

O tratamento térmico é um método bastante conhecido e utilizado para se modificar a microestrutura de um material metálico. Por meio dele, pode-se controlar o crescimento do grão, aliviar tensões, dentre outras alterações estruturais. No processo de fabricação industrial, os aços silício passam por várias formas de tratamento térmico, sendo submetido a processos de aquecimento e resfriamento cíclicos.

Observa-se que a produtividade e a qualidade do produto tem uma relação direta com as condições do tratamento térmico. As variáveis de processo, tais como o tempo de exposição, temperatura, atmosfera e umidade devem ser rigorosamente controlados, caso contrário, poderá haver a geração de efeitos colaterais tais como a formação de precipitados na estrutura cristalográfica, que são consideradas como impurezas e interferem negativamente na qualidade magnética do aço elétrico [Glerian, 2003].

Para a análise dos processos de aquecimento e resfriamento do aço, faz-se necessário a obtenção de resultados de medições experimentais da temperatura do material, para a validação dos resultados teóricos. No processo de tratamento térmico de tiras de aço com espessuras reduzidas, existem algumas dificuldades para aquisição destes dados, devido às limitações tanto do sistema de medição como das condições de processo e operação dos equipamentos envolvidos.

Para uma clara compreensão do processo de tratamento térmico de descarbonetação serão também descritos da metodologia de medição da temperatura de uma tira de aço ao longo de um equipamento térmico, e o equipamento utilizado para tal.

3.1 - A Linha de Processo

Uma linha de processo consiste em um arranjo de equipamentos e/ou sistemas dispostos em série, onde cada um destes, tem a finalidade de agregar algum tipo de valor ao material processado. Apresenta-se, na FIG. 3.1, um fluxograma geral da

linha de descarbonetação, onde são mostrados a classificação e a seqüência dos principais equipamentos segundo as funções de processo.

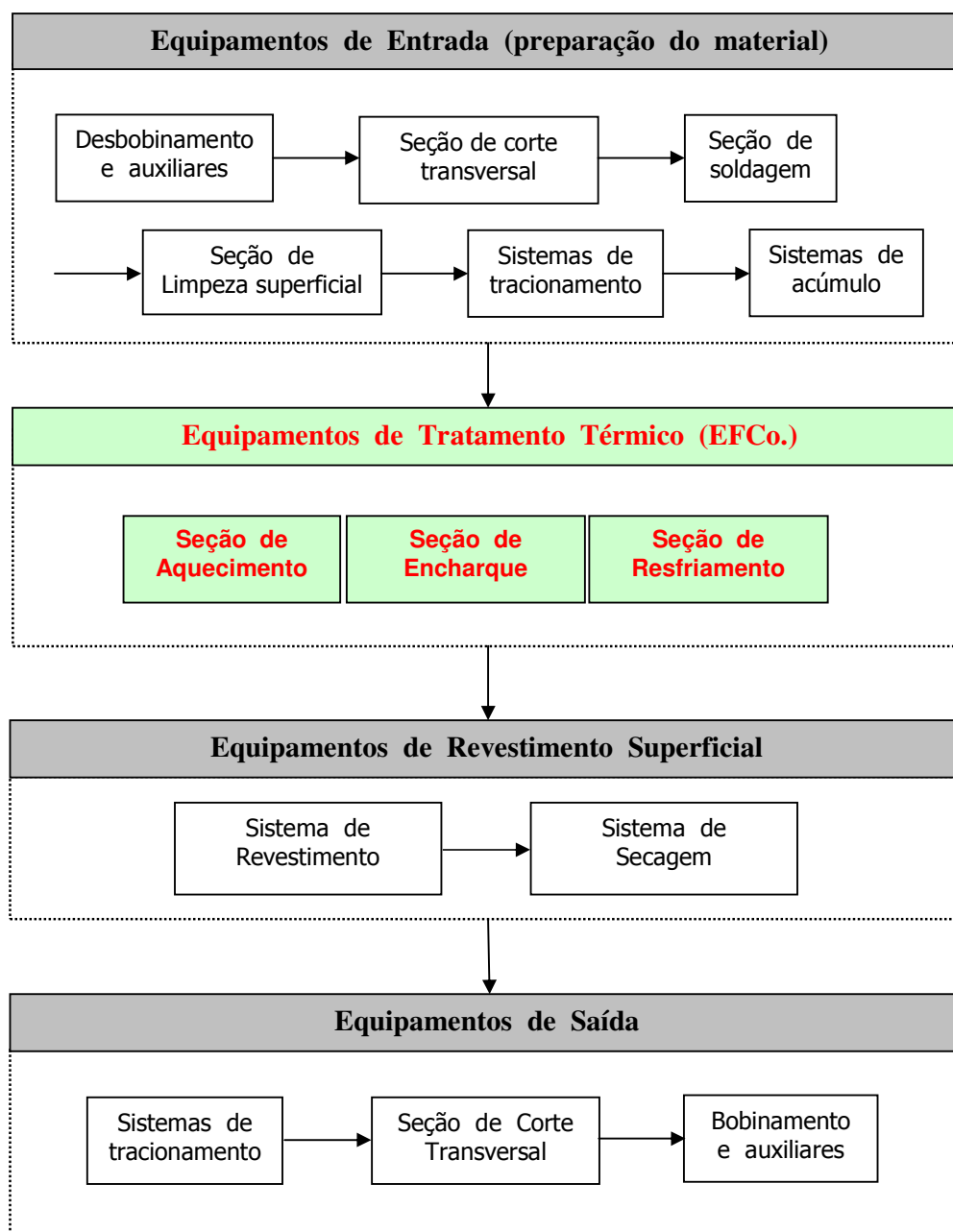


FIGURA 3.1 - Fluxograma geral - Linha de Descarbonetação

A linha de descarbonetação tem como finalidades principais, a redução do teor de carbono, o recozimento e o revestimento de bobinas de aços siliciosos (GO). A tira de aço é inicialmente preparada executando-se de uma limpeza superficial para eliminação de resíduos provenientes do processo de laminação à frio (desengraxamento). Em seguida, a mesma é submetida ao tratamento térmico onde acontece a seguinte seqüência de processos:

- a retirada do carbono, até um valor máximo de 0,003% (30 ppm);
- a recuperação da textura e a recristalização dos grãos, que é obtida pelo recozimento do material;
- a formação de uma camada de oxidação natural na superfície (faialita).

A FIG. 3.2 apresenta um lay-out esquemático da seqüência dos equipamentos que compõem a linha de descarbonetação.

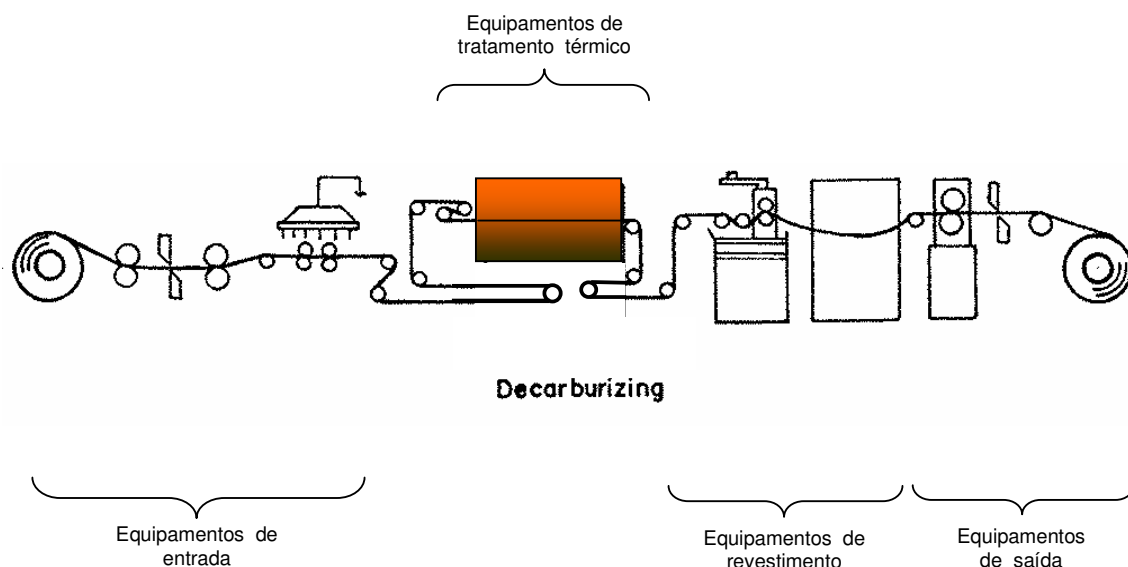


FIGURA 3.2 - Fluxograma geral - Linha de Descarbonetação

Promove-se, também a aplicação de uma camada fina e uniforme de óxido de magnésio (MgO), que tem a função de atuar como camada separadora não aderente entre as espiras da bobina proporcionando, em conjunto com a faialita, a formação de um filme de vidro, quando do processamento na etapa seguinte.

3.2 - A Descarbonetação

Durante o processo de fabricação industrial, os aços silíciosos, após laminação final a frio, são submetidos a um ciclo de tratamento térmico, denominado descarbonetação. O objetivo é reduzir o teor do carbono contido no aço e condicionar a formação de um filme de oxidação superficial, de modo a preparar o material para o processo seguinte de recozimento.

A presença de impurezas na estrutura interna do aço afeta as características de qualidade magnética. O carbono, sendo um elemento intersticial, é nocivo às propriedades eletro-magnéticas do aço elétrico e deve ser mantido numa concentração mínima, para evitar a distorção da rede cristalina e conseqüentemente as perdas de energia por histerese, correntes parasitas e perdas anômalas. Tais perdas são provocadas pela energia dissipada no processo de inversão periódica dos campos magnéticos no núcleo dos equipamentos elétricos, devido a variação do fluxo no interior do mesmo a cada $1/120$ de segundo - 60 Hz (Cullity, 1972).

Durante o tratamento térmico de descarbonetação, o carbono é oxidado e eliminado. A reação ocorre em duas etapas:

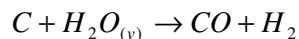
- difusão do carbono da parte interna da chapa para a superfície
- reação química na superfície da chapa.

No forno de descarbonetação, a chapa passa em contra-corrente com uma mistura gasosa de H_2 , N_2 e $H_2O_{(v)}$. As variáveis consideradas no processo de descarbonetação são:

- atmosfera do forno;
- fluxo de gases;
- temperatura do processo;
- tempo de permanência.

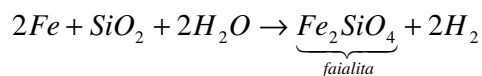
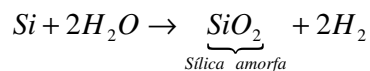
As condições impostas provocam reações de oxidação do carbono e redução para os demais elementos de liga, e formação da sub-camada de óxidos.

A descarbonetação ocorre como resultado da reação química entre o carbono e o vapor d'água, segundo a equação:



O pronto suprimento de reagentes gasosos e a imediata retirada dos produtos gasosos, deixam a difusão de carbono na chapa e a reação superficial como as únicas responsáveis pela velocidade da reação.

A atmosfera utilizada na descarbonetação deve ser oxidante para o carbono e para o silício, e redutora para o ferro, evitando a formação de óxidos de ferro. Os principais óxidos formados são a sílica e a faialita, segundo as seguintes reações:



A sílica se forma facilmente em baixo potencial de oxidação, enquanto que a formação da faialita exige uma atmosfera mais úmida (César, 2002).

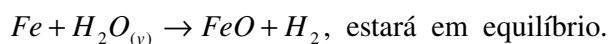
3.2.1 - A umidade da mistura gasosa

Na mistura gasosa utilizada no forno de descarbonetação, o vapor d'água é o meio oxidante para efetivar a reação com o carbono, enquanto o hidrogênio é o gás redutor com a função de manter as condições redutoras na interface aço-gás. Essas reações devem ocorrer sem a formação de óxidos de ferro. O nitrogênio, sendo um gás inerte, tem a função de diluente do hidrogênio, podendo funcionar também como protetor contra oxidação.

Na reação de descarbonetação, o vapor d'água é o reagente cuja percentagem na mistura deve ser controlada. Um indicador da quantidade de vapor d'água presente na mistura gasosa é o ponto de orvalho, temperatura na qual o vapor d'água se

condensa. O ponto de orvalho varia proporcionalmente à umidade contida na mistura, e depende exclusivamente da pressão parcial do vapor d'água na mistura gasosa.

Para cada valor da relação $\frac{p_{H_2O}}{p_{H_2}}$ (denominada potencial de oxidação), há uma temperatura definida de condensação, isto é, há um ponto de orvalho para cada valor do potencial de oxidação. O ponto de trabalho do potencial de oxidação é aquele no qual a oxidação do ferro não ocorre. Isto é, $\frac{p_{H_2O}}{p_{H_2}}$ será aquele na qual a reação:



3.2.2 - A atividade do carbono e a pressão do CO de equilíbrio

Um parâmetro de grande importância a ser considerado na reação de descarbonetação, é a concentração de equilíbrio do CO na atmosfera do reator (forno). A descarbonetação somente ocorrerá quando a atividade do carbono na tira for maior que na atmosfera do forno, naquela temperatura de processamento. Para se obter uma atmosfera descarbonetante, cuja atividade do carbono seja menor que a atividade do carbono do material, a temperatura do forno deve ser mantida entre 800 e 900°C.

As condições favoráveis para a ocorrência da reação estão relacionadas a fatores como a velocidade de retirada dos produtos gasosos, concentração de carbono na tira (gradiente de carbono) e temperatura.

3.2.3 - As condições cinéticas da descarbonetação

Na descarbonetação, além das condições termodinâmicas, as condições cinéticas também influenciam no desempenho do processo. As variáveis que determinam as condições cinéticas a serem consideradas são:

- a vazão da mistura gasosa;
- o teor de vapor d'água na atmosfera;
- o tempo de permanência da tira.

A vazão da mistura gasosa influencia nas questões relacionadas ao suprimento de descarbonetante e à remoção dos produtos gasosos. A velocidade do processo de descarbonetação pode ser considerada como função da velocidade de remoção dos produtos da reação. Pequenas vazões, representam uma insuficiência de remoção dos produtos na atmosfera do reator e inibem a reação.

Por outro lado, um aumento contínuo da vazão resultará em desperdícios, uma vez que a reação superficial dependerá da velocidade de difusão dos átomos de carbono ou da energia de ativação para a reação. Por meio de experimentações, pode-se determinar a vazão ótima que atenda às condições específicas de processo.

O teor de vapor d'água na mistura gasosa influencia na eficiência da descarbonetação, havendo um ponto de orvalho ótimo. O aumento indiscriminado do vapor da água pode levar à oxidação de outros elementos, como a do silício, formando a sílica e a do ferro formando óxidos de ferro. A oxidação do silício também é controlada para se obter o filme de oxidação.

Finalmente, a influência do tempo de permanência da tira no forno depende da vazão da mistura gasosa e do ponto de orvalho. O tempo necessário ao tratamento pode ser determinado experimentalmente, controlando-se os produtos gasosos da reação. Tal como mencionado anteriormente, existe um tempo limite além do qual não há uma diminuição sensível do carbono residual na tira de aço.

3.3 - O Equipamento de Descarbonetação

O equipamento térmico de descarbonetação da Acesita (FIG. 3.2), mais conhecido como *E.F.Co.* (correspondendo às iniciais do fabricante do equipamento "*The Electric Furnace Corporation*"), é composto de duas regiões distintas de tratamento do material: região de aquecimento e região de resfriamento, cada uma das quais com seus respectivos equipamentos periféricos: estação de mistura de gases, sistemas de potência e sistemas de umidificação. O equipamento como um todo, também chamado de reator térmico de descarbonetação é um dispositivo que proporciona um ciclo completo de transformações estruturais e superficiais do material processado, tendo

como base a realização de reações químicas rigorosamente controladas. É utilizado, basicamente para, promover a redução do teor de carbono do aço silício, para um valor final objetivado de no máximo 0,0030 % (30 ppm), e formação de um filme superficial de oxidação (sílica e faialita). Sua função é elevar a temperatura da lâmina de aço para os valores estabelecidos de tratamento, manter as condições internas da atmosfera em níveis otimizados e promover o resfriamento controlado do material garantindo, assim, o bom desempenho do processo.

O equipamento tem como princípio de aquecimento um sistema de resistores elétricos, distribuídas nas paredes laterais e nas superfícies superior e inferior.

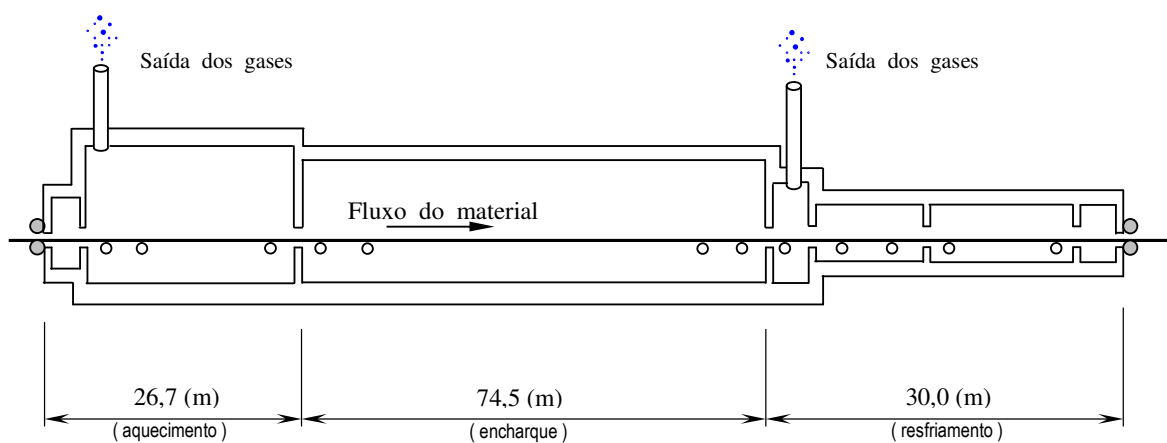


FIGURA 3.3 - Representação esquemática do reator *EFCo*.

As dimensões globais do reator são: comprimento útil de aproximadamente 130 metros (sendo 100 metros para o aquecimento e 30 metros para o resfriamento), 1,6 metros de largura interna, e 1,2 metros de altura interna.

A FIG. 3.3 mostra uma vista parcial do equipamento.

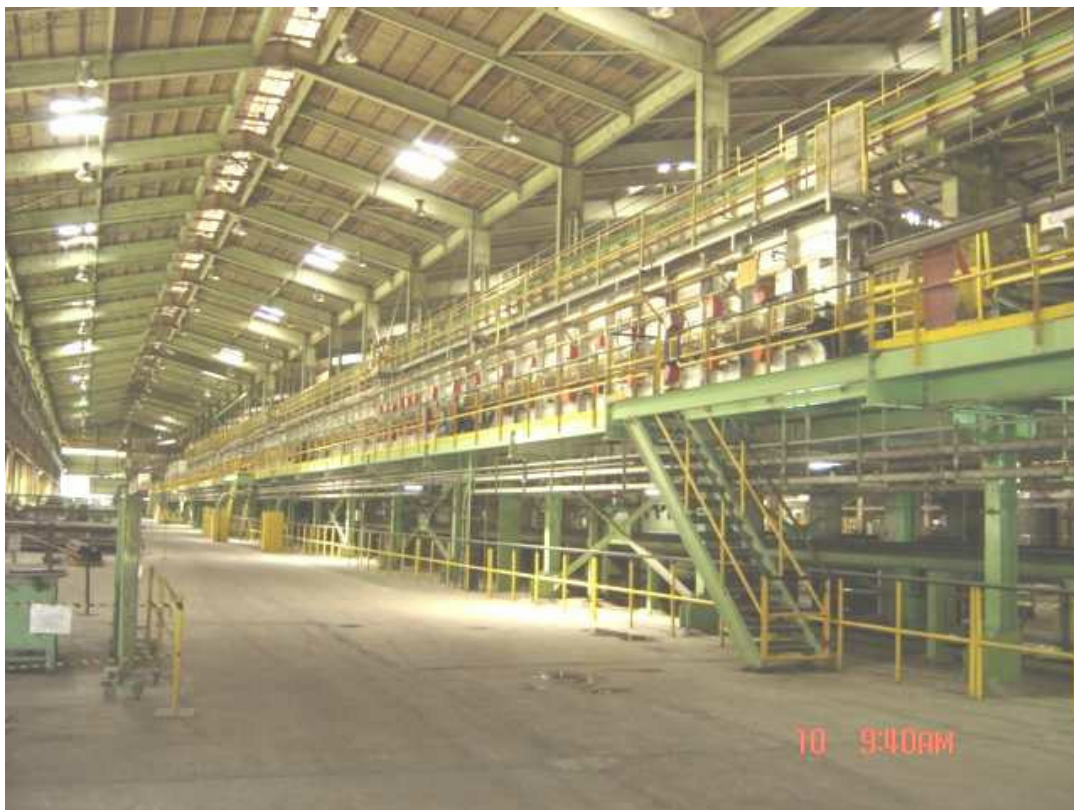


FIGURA 3.4 – Vista parcial do reator térmico *EFCo*.

3.3.1 - A Seção de Recozimento (Aquecimento e Encharque)

Ao longo do comprimento de aquecimento distinguem-se duas regiões distintas: aquecimento e encharque.

As regiões de aquecimento e encharque são subdivididas em nove zonas de controle, cada qual com o comprimento e a potência instalada definidas, as quais estão relacionadas na TAB. 3.1

TABELA 3.1

Características das zonas de controle do forno

Zona do forno	Região	Comprimento (metros)	Potência Instalada (kW)
1	Aquecimento	8,6	768
2	Aquecimento	11,4	768
3	Aquecimento	5,4	324
4	Encharque	12,4	120
5	Encharque	12,4	120
6	Encharque	12,4	120
7	Encharque	12,4	120
8	Encharque	12,4	120
9	Encharque	12,6	120

A região de aquecimento tem uma distribuição de potência disponível conforme mostrado na TAB. 3.2

TABELA 3.2

Distribuição da potência instalada

Região	Potência Instalada (kW)
Aquecimento	1860
Encharque	720
Total	2580

A soleira do forno *E.F.Co.* é formada por um conjunto de rolos enfileirados, que constituem o princípio básico do mecanismo de progressão e locomoção da tira de aço. O movimento dos rolos da soleira é sincronizado com a velocidade de deslocamento do material, e utiliza sistemas de acionamento posicionados ao longo do comprimento do reator.

Uma carga completa de material para o tratamento térmico é a própria tira de aço, com larguras entre 1.000 e 1.040 mm, espessuras entre 0,27 e 0,35 mm. O fornecimento é feito na forma de bobinas que são introduzidas na linha de processo por meio de bobinadeiras posicionadas nas extremidades.

A tira de aço é enformada à temperatura ambiente e aquecida até a temperatura de processo da ordem de 830 °C. Após passagem pela seção de resfriamento, é desenformada à uma temperatura da ordem de 75°C, estando assim, em condições para a etapa seguinte do processo de fabricação (revestimento superficial com óxido de magnésio MgO).

A velocidade de fluxo do material é determinada de acordo com a espessura e largura do material processado, conforme TAB. 3.3:

TABELA 3.3

Velocidades de processo no reator *E.F.Co.*

Espessura (mm)	Largura (mm)	Velocidade (m / min.)
0,27	Todas as larguras	44 ± 1
0,30	≥ 1.000	38 ± 1
0,30	< 1.000	42 ± 1
0,35	Todas as larguras	35 ± 1

A faixa de variação de pressão encontra-se entre 1,5 a 3,5 mmCA, e a força de tração na lâmina de aço deve ser de aproximadamente 200 kgf. A capacidade nominal do reator é de 5,6 ton / hora.

A temperatura é medida por meio de termopares de isolamento mineral tipo K (Cromel-Alumel), encapsulados em tubos cerâmicos, instalados no teto do forno, por zona de controle e comprimento total de 700 mm. A malha de controle de temperatura é composta pelo sensor, cabos de extensão, controlador lógico programável (PLC) e sistema supervisório.

O controle de temperatura da atmosfera no forno é feito observando-se a diferença entre um valor pré-fixado (*set-point*), e o respectivo valor medido, e registrado no sistema supervisório. Com base nesta diferença, o sistema atua diretamente nas chaves estáticas de regulação de potência de cada zona, aumentando ou diminuindo a corrente elétrica nos circuitos de resistências.

Uma representação esquemática da configuração do sistema de medição de temperatura de uma das zonas de aquecimento do forno, pode ser vista na FIG. 3.4

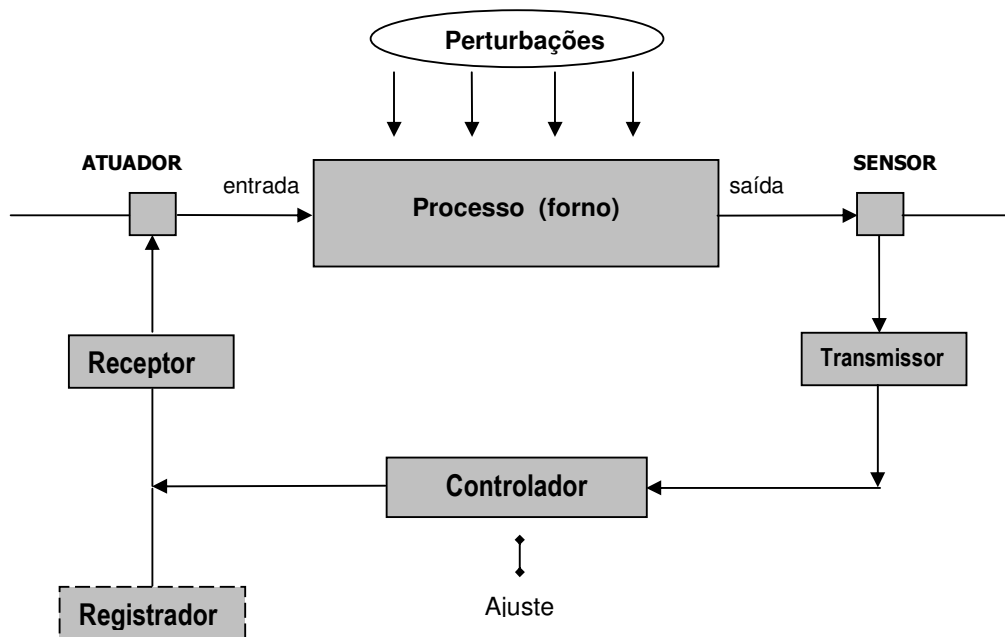


FIGURA 3.5 - Malha de Controle por realimentação.

A atmosfera interna é controlada e composta por uma mistura gasosa de hidrogênio, nitrogênio e vapor d'água. A proporção em volume de cada um dos gases na atmosfera é apresentada na TAB. 3.4

TABELA 3.4

Atmosfera do forno E.F.Co.

Gases	Porcentagem em volume
Hidrogênio	55
Nitrogênio	34
Vapor d'água	16

A quantidade de vapor d'água presente na mistura gasosa, isto é, a umidade contida, é controlada indiretamente pelo ponto de orvalho (PO) da atmosfera, sendo medido em graus Celsius (°C). Quanto maior o PO da mistura gasosa, maior será a umidade contida no volume da mistura.

3.3.2 - A Seção de Resfriamento

Após a passagem pela seção de aquecimento e encharque do reator, a tira de aço é submetida a um resfriamento controlado, para garantir e preservar as propriedades adquiridas nos processos reativos realizados a temperaturas elevadas.

A seção de resfriamento é composta por três regiões bem definidas, conforme apresentado na TAB. 3.5

TABELA 3.5

Seção de Resfriamento

Região de Resfriamento	Composição por zonas
Resfriamento estático	01
Resfriamento por camisas d'água	02
Resfriamento por jato de gás	04

Ressalta-se que a região de resfriamento estático tem uma contribuição mínima no resfriamento global da tira de aço, por ser constituída por uma câmara revestida de material refratário com a função de separar fisicamente a região de aquecimento da região de resfriamento.

As maiores taxas de resfriamento, acontecem nas duas regiões subseqüentes. A região de camisas d'água, é constituída por um túnel metálico resfriado á água recirculante, por onde a lâmina de aço passa cedendo calor para o ambiente. Como mostrado na TAB. 3.5, a seção é composta por duas zonas com aproximadamente 7,2 metros de comprimento.

A região do resfriamento por jato de gás é constituída, também, por um túnel metálico, onde é insuflado o gás protetivo que é arrefecido continuamente. Assim sendo, o resfriamento convectivo constitui-se no principal modo de transferência de calor. A seção é composta por quatro conjuntos resfriadores equipados com turbinas que promovem um jato contínuo do gás sobre as superfícies inferior e superior da tira de aço.

3.4 - Medições de temperatura do processo

O ensaio para a obtenção das temperaturas da tira de aço, durante o período de tratamento térmico, é realizado com um sistema de aquisição de dados de fabricação inglesa - *Gold Cup* - modelo Land / MQSP Z5278. O *Gold Cup* é um pirômetro portátil que mede a temperatura por meio da captação da radiação infravermelha emitida pelo material. O sistema é composto por um sensor em formato de uma semi-esfera com as paredes internas foliadas a ouro, uma haste metálica de posicionamento (FIG. 3.5), um cabo de fibra ótica capaz de suportar até 200 °C e duas unidades eletrônicas de registro dos dados. A medição da temperatura é realizada pela aproximação do sensor até a superfície a ser medida, .

O instrumento de medição sofre calibrações periódicas, que são realizadas dentro dos próprios laboratórios de Controle Metrológico da Empresa, certificados por órgãos credenciados pelo INMETRO.



FIGURA 3.6 - Sensor e haste montada do sistema de medição de temperatura

O processo de medição é essencialmente manual. O copo dourado, acoplado a haste metálica, é introduzido dentro do forno através de válvulas para vedação da atmosfera interna, posicionadas na região central do teto de cada uma das zonas térmicas, até encostar na tira de aço em movimento. A posição de contato do sensor com a superfície da tira de aço é estabelecida por um batente posicionado na haste metálica do instrumento, o qual reproduz a distância do teto do forno à tira de aço. Ao encostar na tira de aço o copo de ouro atua com um concentrador da radiação infravermelha emitida naquela região do material, sendo captado pela fibra ótica. A radiação é então canalizada até as unidades eletrônicas localizadas na outra extremidade da haste e a temperatura pontual da tira de aço é mostrada em um visor digital. Outra função da semi-esfera é isolar a fibra ótica da radiação infravermelha emitida pela fonte de calor (resistores elétricos) e pelas paredes refratárias, em virtude destes possuírem um maior poder de emissão em relação a tira de aço, reduzindo-se assim a incerteza da medição.

O tempo de introdução e retirada do sensor dentro do forno, deve ser o mínimo possível. Após registro, o sensor e haste devem ser imediatamente retirados do forno para se evitar sobre-aquecimento do cabo de transmissão. A cada intervalo entre a tomada de medidas, a haste e o sensor devem ser rapidamente resfriados por imersão em água fria.

O processo de medição que foi utilizado para validar o modelo desenvolvido nesse trabalho apresenta uma incerteza expandida ($u_{95\%}$) de ± 13 °C.

3.5 - Setorização do Equipamento

Em função das características térmicas do interior do forno, utilizou-se uma divisão distinta daquela apresentada anteriormente. O reator foi, então, dividido em sete setores conforme FIG. 3.6, para facilitar a solução numérica, .

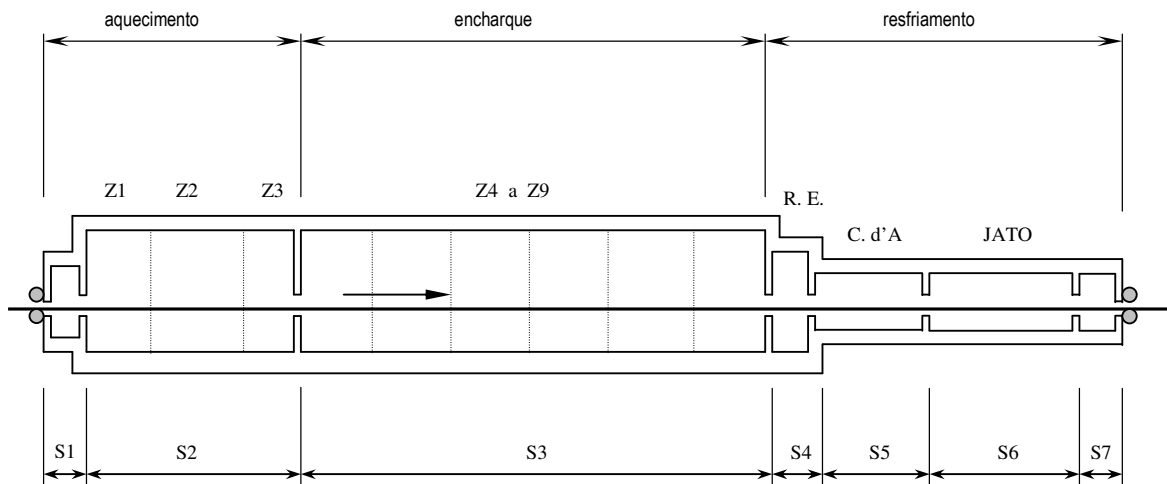


FIGURA 3.7 - Setorização do reator *EFCo*.

Ressalta-se que a divisão em setores térmicos foi utilizada preferencialmente para o estudo dos fenômenos convectivos, uma vez que para a análise dos fenômenos radiativos a divisão anterior em zonas torna-se mais adequada.

Os setores, tanto como as zonas térmicas, são descritos a seguir.

3.5.1 - Setor 1 (S1): Vestíbulo de carga

O setor S1 – vestíbulo de carga corresponde à região de acesso da tira de aço para o interior do reator, sendo composto por uma única câmara refratária de aproximadamente 1,2 metros de comprimento, onde não existem dispositivos de aquecimento elétrico. A extremidade de entrada é constituída por um dispositivo com rolos girantes que, em contato com a carga em movimento, proporciona a maior redução possível do espaço aberto para o exterior. A extremidade posterior é a parede refratária do setor adjacente. O aquecimento da lâmina de aço ocorre por convecção com a corrente de gás aquecida oriunda do interior do forno e por radiação, entre a lâmina de aço, os gases e as paredes refratárias.

3.5.2 - Setor 2 (S2)

O setor S2 corresponde à região de aquecimento do forno, englobando as zonas 1, 2 e 3. A potência de aquecimento deste setor é a maior dentre as demais. Portanto esta é a região onde se situa de maior carga de energia disponível devido à maior diferença de temperatura entre o ambiente interno e a tira de aço ainda não aquecida. É composto por uma câmara refratária com aquecimento elétrico nas superfícies do teto e do piso. A introdução da mistura de gases que formam a atmosfera de processo é realizada por injetores, localizados nas paredes laterais, em posições alternadas à altura da linha de passe.

Para a zona 1, o sistema de aquecimento está distribuído no teto, piso e paredes laterais.

Na zona 2, a potência de aquecimento é numericamente igual à da zona 1, porém é distribuída em um comprimento 33% maior que o da zona 1. Outra característica da zona 2 é o aquecimento distribuído no teto e no piso.

Para a zona 3, a potência instalada é menor que a das zonas anteriores em aproximadamente 42%, e o comprimento é menor que as demais zonas de aquecimento. Como na zona 2, o aquecimento está distribuído no teto e no piso.

3.5.3 - Setor 3 (S3)

O setor S3 corresponde à região de homogeneização ou encharque e é composto pelas zonas de 4 a 9. A potência instalada para encharque do material está igualmente dividida entre estas seis zonas, perfazendo um total de 720 kW. O comprimento do setor S3 é de 75 metros. Diferentemente dos outros setores, somente o teto apresenta aquecimento elétrico. As extremidades da câmara também possuem paredes refratárias, que servem de barreira física para as trocas radiativas com os setores adjacentes. Ao longo do comprimento do setor, não existem separações físicas entre as zonas sendo, todo ele, um único vão livre para movimentação dos componentes de reação. A

injeção dos gases que compõem a atmosfera interna é feita pelas paredes laterais, próximo da altura da linha de passe.

3.5.4 - Setor 4 (S4) - Resfriamento estático

O setor S4 corresponde à primeira região de resfriamento do reator sendo composto por uma única câmara refratária de aproximadamente 3,2 metros de comprimento. O setor é chamado de resfriamento estático por não apresentar nenhum processo de resfriamento forçado. Seus limites são definidos por duas paredes isoladas, que o separam do setor de encharque e dos demais setores de resfriamento. O resfriamento da tira de aço se dá por radiação com as superfícies refratárias, também definidas como superfícies reirradiantes. A atmosfera interna é consequência dos setores adjacentes não existindo injeção de gases.

3.5.5 - Setor 5 (S5) - Resfriamento por camisas d'água

O setor S5 corresponde à segunda região de resfriamento do reator sendo composto por duas câmaras metálicas, cada uma com aproximadamente 4,9 metros de comprimento. O setor é chamado de resfriamento por camisa d'água, por possuir um espaço livre entre as paredes metálicas internas e externas da câmara, para recirculação da água de resfriamento. O aquecimento das paredes internas, gerado pela irradiação provocada pela passagem da tira de aço, é absorvido pela água recirculante em contato com superfície da parede. Nas extremidades de entrada e saída das duas câmaras não existem separações físicas, e o seu interior é um vão livre necessário à circulação do gás de proteção da superfície tratada da tira de aço.

3.5.6 - Setor 6 (S6) - Resfriamento por jato de gás

O setor S6 corresponde à terceira região de resfriamento do reator sendo composto por quatro câmaras metálicas cada uma com aproximadamente 3,7 metros de comprimento. O setor é chamado de resfriamento dinâmico por constituir-se de uma região onde o resfriamento é realizado pelo insuflamento forçado da mistura de gás arrefecido na direção perpendicular das superfícies planas da tira de aço. Nas extremidades de entrada e saída das câmaras de resfriamento não existem separações físicas, constituindo o comprimento das câmaras em um vão livre para circulação do gás de proteção insuflado nas superfícies tratadas da tira de aço.

3.5.7 - Setor 7 (S7) - Vestíbulo de descarga

O setor S7 – vestíbulo de descarga, corresponde à região de saída da carga para o exterior do reator sendo composto por uma única câmara refratária de aproximadamente 2,5 metros de comprimento, que possuem dispositivos de aquecimento elétrico de segurança contra a entrada indevida do ar atmosférico. A sua extremidade de saída é constituída por um dispositivo com rolos girantes em contato com a carga em movimento, com o objetivo de diminuir ao máximo a abertura para o exterior. A extremidade anterior é a parede refratária que o separa do setor adjacente (setor 6). Os processos de troca neste setor são causados pela passagem do gás injetado e pela irradiação nas paredes refratárias.

Tem-se representado na TAB. 3.6 a setorização final do reator *EFCo*.

TABELA 3.6

Setorização do reator

Setor	Região	Modos de transmissão de calor	
		Convecção	Radiação
S-1	Câmara de entrada (vestíbulo de carga)	Fluxo de gás úmido	Superfícies reirradiantes
S-2	Aquecimento	Fluxo de gás úmido	Efeito Joule (potência resistiva)
S-3	Encharque	Fluxo de gás úmido	Efeito Joule (potência resistiva)
S-4	Resfriamento Estático	Fluxo de gás úmido	Superfície reirradiante
S-5	Resfriamento por Camisa d'água	Fluxo de gás seco	Superfície metálica resfriada
S-6	Resfriamento por Jato de gás	Jato forçado de gás seco	Superfície metálica resfriada
S-7	Câmara de saída (vestíbulo de descarga)	Fluxo de gás seco	Superfícies reirradiantes

CAPÍTULO 4

EQUACIONAMENTO DO FENÔMENO

O estabelecimento das equações de balanço de energia para o caso específico de uma tira de aço em movimento dentro de um equipamento onde os parâmetros do ambiente interno, variam em função da posição (zonas térmicas), pode ser abordado por dois sistemas de referência. No primeiro, considera-se o sistema de coordenadas posicionado sobre um determinado ponto individual da tira de aço movendo-se com a mesma velocidade de deslocamento deste ponto - é o referencial Lagrangeano. No segundo, o sistema de coordenadas é inercial, sendo assim posicionado em um ponto fixo do espaço, de onde é observado a passagem do fluxo de material - é o referencial Euleriano [White, 2002].

Para a aplicação do método Lagrangeano a tira de aço é considerada em estado de repouso e o movimento relativo seria atribuído ao deslocamento da atmosfera interna do reator com as devidas variações em cada uma das regiões térmicas. A utilização deste método dificultaria a abordagem das necessidades operacionais do processo que é controlado por zonas térmicas diferenciadas e cuja velocidade varia para cada tipo de material.

Adota-se, neste trabalho, o método Euleriano de análise. Tal procedimento é ainda justificado pela necessidade de desenvolvimento de um modelo que seja utilizado simultaneamente para cada posição dentro do campo ao longo do tempo, permitindo o controle da curva de aquecimento do material, e controle de operação em tempo real. Isto significa que o modelo concentra-se na velocidade da tira como uma função do tempo e da posição, isto é, o referencial é localizado fora do reator.

4.1 - Modelo Descritivo

4.1.1 - Análise no Espaço

A configuração geométrica do sistema é apresentada na FIG. 4.1, onde são mostradas as dimensões da lâmina de aço, que se desloca com a velocidade “ u ”, ao longo de toda a extensão do reator.

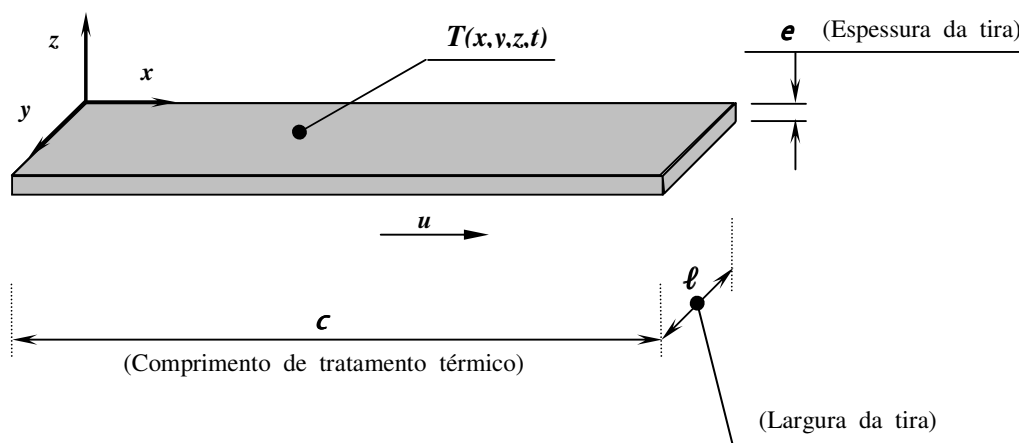


FIGURA 4.1 - Sistema de coordenadas e configuração geométrica do domínio de solução

4.1.1.1 - Lei do Balanço de Energia

O modelo matemático do comportamento térmico de uma tira de aço, é representado pela lei da conservação da energia:

$$\frac{D}{Dt}(\rho c_p T) = \text{div}(k \nabla T) + S \quad (4.1)$$

onde: T é a temperatura do material

c_p é o calor específico do aço

ρ é a massa específica do aço

k é a condutividade térmica do aço

S é a taxa volumétrica de geração interna de energia.

$\frac{D}{Dt}$ é a derivada substancial

Os termos da equação (4.1) representam, da esquerda para a direita, a variação da energia térmica armazenada pela matéria, a difusão da energia térmica devido aos gradientes de temperatura e a variação da energia térmica devido aos processos de geração de energia.

As propriedades termofísicas do aço são dependentes da temperatura e seus valores podem ser aproximados por interpolações polinomiais de dados experimentais [Silva, 1996].

A geração de calor devido às mudanças na estrutura do aço pode ser desprezada, visto que, na faixa de temperatura de trabalho, não ocorrem mudanças de fase [Silva, 1996]. Além disso, as condições de processo não permitem a oxidação do ferro na camada externa da tira (formação de carepa), não havendo assim o aumento da resistência ao fluxo de calor através da camada de óxido [Machado, 1989].

Desta forma, considerando-se que o material em estudo é isotrópico e homogêneo, a equação (4.1) pode ser re-escrita no sistema de coordenadas cartesianas, na forma:

$$\rho c_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + u \frac{\partial T}{\partial x} + v \frac{\partial T}{\partial y} + w \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + S \quad (4.2)$$

Como as velocidades v e w nas direções y e z , são nulas tem-se:

$$\rho c_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + u \frac{\partial T}{\partial x} \right) = \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + S \quad (4.3)$$

Durante o período de processamento de uma seqüência de bobinas com características idênticas, considera-se que o equipamento opera em regime permanente. Sendo assim, tem-se $\frac{\partial T}{\partial t} = 0$. Portanto, a equação (4.3) torna-se :

$$\rho c_p \left(u \frac{\partial T}{\partial x} \right) = \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + S \quad (4.4)$$

Apesar de não haver geração de calor interno, o termo fonte foi mantido na equação de governo. Este termo tem o objetivo de representar o fluxo de calor combinado de convecção e de radiação, que são incidentes nas superfícies horizontais planas da lâmina de aço. Sendo assim:

$$\rho c_p \left(u \frac{\partial T}{\partial x} \right) = \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{q}_c + \dot{q}_r \quad (4.5)$$

onde: \dot{q}_c é o calor recebido por convecção;

\dot{q}_r é o calor recebido por radiação.

O termo fonte varia em função de cada um dos setores térmicos definidos para o desenvolvimento do estudo térmico do reator *EFCo*.

Os efeitos de transferência de calor por difusão na lâmina de aço são muito pequenos, em função da reduzida espessura da lâmina (0,27 mm), quando comparados aos processos de radiação e de convecção entre a vizinhança e a lâmina de aço. Desta forma, tem-se:

$$\dot{q}_c + \dot{q}_r \gg \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) = q_k|_x + q_k|_y + q_k|_z \quad (4.6)$$

e portanto:

$$\rho c_p \left(u \frac{\partial T}{\partial x} \right) = \dot{q}_c + \dot{q}_r \quad (4.7)$$

4.1.1.2 - Condição de contorno

Para o equacionamento do problema apresentado, a situação sugere uma condição de contorno de primeira espécie, na direção x, definida como:

$$\text{em } x = 0 \quad \Rightarrow \quad T = T_{\text{ambiente}} \quad (4.8)$$

4.2 - O termo fonte Convectivo

4.2.1 - Modelo proposto

O processo de transferência de calor por convecção entre a tira de aço e a atmosfera do reator foi determinado usando-se correlações da literatura entre uma superfície horizontal plana (tira de aço) e um escoamento paralelo, em contra corrente [Incropera e DeWitt, 2003]. O coeficiente convectivo foi calculado considerando as condições da atmosfera e, cada um dos setores definidos anteriormente.

Para todos os setores, o processo de dissipação de energia é regido pela lei do resfriamento de Newton:

$$q_c = hA(T_s - T_\infty) \quad (4.12)$$

Onde: T_s é a temperatura medida na superfície da tira de aço

T_∞ é a temperatura ambiente

A é a área superficial da lâmina de aço

h é o coeficiente de transferência de calor por convecção (este coeficiente varia em função do setor térmico)

4.2.2 - Características da troca convectiva por setor

4.2.2.1 - Setores S1 e S2 (Região de Aquecimento):

Para os setores na região de aquecimento, considerou-se um fluxo de calor convectivo entre a superfície horizontal plana e um escoamento em contra corrente, onde a temperatura da superfície é menor que a temperatura do ambiente ($T_s < T_\infty$). Para a determinação da velocidade do gás, considerou-se a vazão total para as três primeiras zonas do forno de aquecimento, (informação do sistema supervisor de controle do reator), onde as condições dadas na CNTP, foram convertidas para as condições de operação.

O escoamento dos gases da atmosfera do reator é laminar, uma vez que o número de Reynolds calculado (Re_x) é da ordem de 10^4 [Incropera e DeWitt, 2003].

A troca de calor por convecção entre o gás e a lâmina de aço foi calculada pela correlação para o escoamento paralelo e uma superfície plana [Incropera e DeWitt, 2003]:

$$Nu_x \equiv \frac{h_x x}{k} = 0,332(Re_x)^{\frac{1}{2}}(Pr)^{\frac{1}{3}} \quad (4.13)$$

onde: Nu_x é o número de Nusselt local;

Re_x é o número de Reynolds;

Pr é o número de Prandtl da mistura de gases;

h_x é o coeficiente convectivo;

x é a posição relativa do elemento da tira de aço dentro do reator;

k é a condutividade térmica da mistura de gases.

4.2.2.2 - Setores S3 e S4 (Região de Encharque / Resfriamento Estático):

Para os setores na região de aquecimento, considerou-se um fluxo de calor convectivo entre a superfície horizontal plana e um escoamento na mesma direção da corrente.

Para cálculo da velocidade do gás, considerou-se as vazões correspondentes às zonas 4 a 9. As demais observações feitas para a região de aquecimento são válidas para a região do encharque, considerando-se também a equação (4.13).

4.2.2.3 - Setores S5 (Resfriamento por Camisa d'água)

Considerou-se um fluxo de calor convectivo entre a superfície horizontal plana e um escoamento paralelo, onde $T_s > T_\infty$. Para cálculo da velocidade do gás, consideraram-se as vazões correspondentes às zonas de resfriamento que utilizam a mistura gasosa seca. As demais observações feitas para a região de aquecimento, são válidas para a região do resfriamento por camisa d'água, considerando-se também a equação (4.13).

4.2.2.4 - Setor S6 - Resfriamento por jato de gás resfriado

Para o setor da região de resfriamento por jato de gás arrefecido, considerou-se o processo convectivo proporcionado por uma série de jatos de gás com injeção forçada, colidindo sobre uma superfície plana na direção normal ao escoamento.

Para a determinação da velocidade de injeção do gás, consideraram-se as especificações técnicas definidas para o projeto do equipamento de resfriamento por turbinas rotativas. Os parâmetros característicos dos gases à entrada do processo, dados nas CNTP, foram convertidos para as condições reais de operação.

A troca de calor por convecção entre o gás e a tira de aço foi calculada pelas correlações recomendadas por Martin [citado por Incropera e DeWitt, 2003] para o escoamento de gases colidentes em um sistema composto por uma série de bicos redondos:

$$\frac{\overline{Nu}}{\text{Pr}^{0,42}} = K \left(A_r, \frac{H}{D} \right) G \left(A_r, \frac{H}{D} \right) F_2(\text{Re}) \quad (4.14)$$

$$K = \left[1 + \left(\frac{H/D}{0,6/A_r^{1/2}} \right)^6 \right]^{-0,05} \quad (4.15)$$

$$G = 2A_r^{1/2} \frac{1 - 2,2A_r^{1/2}}{1 + 0,2(H/D - 6)A_r^{1/2}} \quad (4.16)$$

$$F_2 = 0,5 \text{Re}^{2/3} \quad (4.17)$$

Onde:

\overline{Nu} é o número de Nusselt médio;

Pr é o número de Prandt do gás injetado;

A_r é o parâmetro geométrico definido como a razão entre a área do bico e a área da superfície da célula que o envolve;

H é a distância do bico de injeção à superfície resfriada;

D é o diâmetro do bico de injeção;

Re é o número de Reynolds, considerando o diâmetro hidráulico de escoamento.

4.2.2.5 - Setor S7 (Vestíbulo de descarga)

As características do vestíbulo de descarga e de carga (SI) são similares. Nesse sentido, o equacionamento do processo de convecção para o vestíbulo de descarga pode ser o mesmo utilizado para o vestíbulo de carga, adotando-se a inversão do sinal do termo fonte.

4.3 - O termo de fonte radiativo

4.3.1 - Modelo proposto

A determinação da taxa de transferência de energia por radiação nas diversas zonas térmicas do reator *EFCo* foi realizada considerando um invólucro formado pelas superfícies planas da tira de aço (*T*); pelas paredes aquecidas (*PA*); pelas paredes não aquecidas (*P*); pelas extremidades ou fronteiras - frente e fundo (*F*) e pelo espaço vazio entre a lâmina de aço e as paredes laterais denominadas de superfícies hipotéticas (*SH*).

Um setor típico da região de aquecimento e encharque do forno é representado na FIG. 4.2, onde se considera a simetria entre paredes.

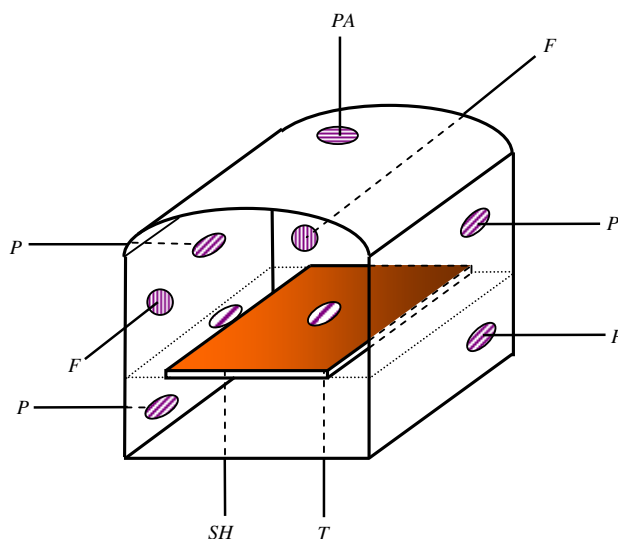


FIGURA 4.2 - Setor típico das regiões de aquecimento e encharque

As paredes aquecidas são aquelas cobertas pela fonte de calor - resistores elétricos. As características do material dos resistores (liga *HU*), tais como composição química, propriedades físicas e mecânicas são conhecidas. Para a temperatura de trabalho, o

valor da emissividade recomendado pelo fabricante dos resistores é de 0,88 [Kanthal Handbook, 2001].

As paredes sem aquecimento têm o comportamento de uma superfície isotérmica, opaca e difusa. As paredes internas são constituídas de cimento isolante e blocos refratários compostos tipicamente pelos compostos Al_2O_3 , SiO_2 , Fe_2O_3 , considerados cinzentos com emissividade da ordem de 0,9 [Turner e Malloy, 1981].

A tira de aço é enfiada à frio (temperatura ambiente), e sua superfície apresenta-se limpa e isenta de oxidações, devido ao processo de lavagem e secagem, que antecede ao processo de tratamento térmico. A emissividade à temperatura de processo é considerada como sendo da ordem de 0,7 [Turner e Malloy, 1981].

Tanto as superfícies da frente e do fundo, quanto as superfícies do espaço vazio entre a tira de aço e as paredes laterais, são consideradas superfícies fictícias sendo assim, simuladas como superfícies transparentes com características da atmosfera interna.

A influência dos efeitos adicionais devido à radiação gasosa, são também relacionados na análise da taxa de transferência de radiação, devido às características semi transparentes da massa gasosa que compõe a atmosfera controlada.

O circuito térmico equivalente para as trocas de calor por radiação entre as superfícies anteriormente descritas do invólucro é apresentado na FIG. 4.3

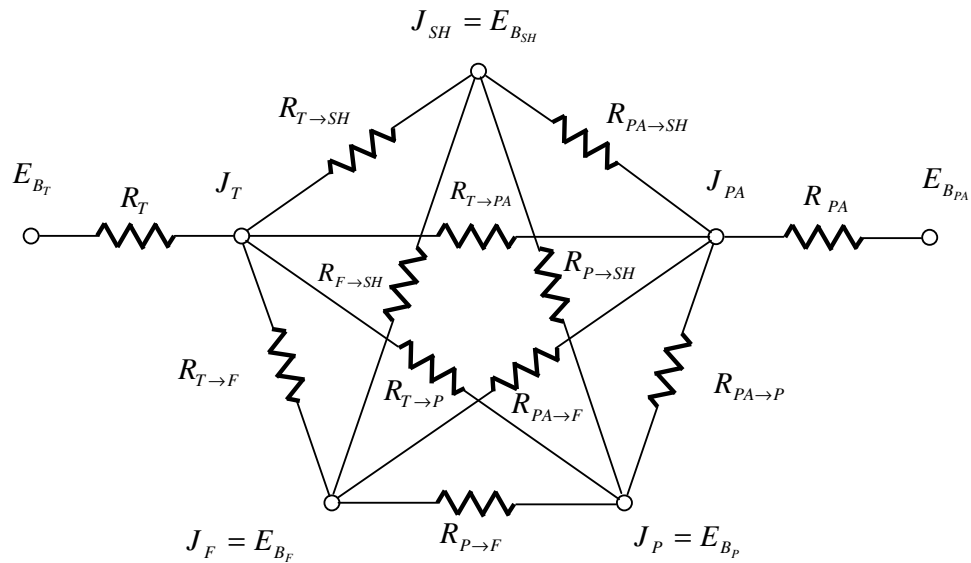


FIGURA 4.3 - Circuito térmico

O circuito térmico da FIG. 4.3 é a representação de uma associação entre as resistências radiativas (de superfície e espaciais) e o potencial motriz do circuito. . O potencial motriz, representado pelo poder emissivo (E_B) e a radiosidade (J_x) da superfície, é determinado pela diferença existente entre estes dois valores, sendo calculado tanto para a superfície da tira de aço, quanto da superfície das paredes aquecidas.

As resistências radiativas deste circuito são definidas e representadas pelas equações que se seguem:

- Resistência radiativa da superfície da tira de aço (T)

$$R_T = \frac{1 - \varepsilon_T}{\varepsilon_T A_T} \quad (4.24)$$

- Resistência espacial entre tira de aço (T) e parede aquecida (PA)

$$R_{T \rightarrow PA} = [A_T F_{T \rightarrow PA}]^{-1} \quad (4.25)$$

- Resistência espacial entre tira de aço (T) e parede refratária (P)

$$R_{T \rightarrow P} = [A_T F_{T \rightarrow P}]^{-1} \quad (4.26)$$

- Resistência espacial entre tira de aço (T) e fronteiras (F)

$$R_{T \rightarrow F} = [A_T F_{T \rightarrow F}]^{-1} \quad (4.27)$$

- Resistência espacial entre tira de aço (T) e superfícies hipotéticas (SH)

$$R_{T \rightarrow SH} = (A_T F_{T \rightarrow SH})^{-1} \quad (4.28)$$

- Resistência radiativa da superfície das paredes aquecidas (PA)

$$R_{PA} = \frac{1 - \varepsilon_{PA}}{\varepsilon_{PA} A_{PA}} \quad (4.29)$$

- Resistência espacial entre as paredes aquecidas (PA) e paredes refratárias (P)

$$R_{PA \rightarrow P} = [A_{PA} F_{PA \rightarrow P}]^{-1} \quad (4.30)$$

- Resistência espacial entre as paredes aquecidas (PA) e fronteiras (F)

$$R_{PA \rightarrow F} = [A_{PA} F_{PA \rightarrow F}]^{-1} \quad (4.31)$$

- Resistência espacial entre paredes aquecidas (PA) e superfícies hipotéticas (SH)

$$R_{PA \rightarrow SH} = (A_{PA} F_{PA \rightarrow SH})^{-1} \quad (4.32)$$

- Resistência espacial entre as paredes refratárias (P) e fronteiras (F)

$$R_{P \rightarrow F} = [A_P F_{P \rightarrow F}]^{-1} \quad (4.33)$$

- Resistência espacial entre paredes refratárias (P) e superfícies hipotéticas (SH)

$$R_{P \rightarrow SH} = (A_P F_{P \rightarrow SH})^{-1} \quad (4.34)$$

- Resistência espacial entre fronteiras (F) e superfícies hipotéticas (SH)

$$R_{F \rightarrow SH} = (A_F F_{F \rightarrow SH})^{-1} \quad (4.35)$$

As radiosidades (J_x) representadas na FIG. 4.3, são determinadas pela aplicação da Lei de Kirchhoff em cada um dos nós do circuito. Obtêm-se desta forma, um sistema de equações algébricas que deve ser resolvido simultaneamente para a determinação das radiosidades, conforme mostrado pelas equações que se seguem.

- Nó J_T

$$\frac{J_T - J_{PA}}{R_{T \rightarrow PA}} + \frac{J_T - J_P}{R_{T \rightarrow P}} + \frac{J_T - E_{BF}}{R_{T \rightarrow F}} + \frac{J_T - E_{BSH}}{R_{T \rightarrow SH}} = \frac{E_{BT} - J_T}{R_T} \quad (4.36)$$

- Nó J_{PA}

$$\frac{J_{PA} - J_T}{R_{T \rightarrow PA}} + \frac{J_{PA} - J_P}{R_{PA \rightarrow P}} + \frac{J_{PA} - E_{BF}}{R_{PA \rightarrow F}} + \frac{J_{PA} - E_{BSH}}{R_{PA \rightarrow SH}} = \frac{E_{BPA} - J_{PA}}{R_{PA}} \quad (4.37)$$

- Nó J_P

$$\frac{J_P - J_T}{R_{T \rightarrow P}} + \frac{J_P - J_{PA}}{R_{PA \rightarrow P}} + \frac{J_P - E_{BF}}{R_{P \rightarrow F}} + \frac{J_P - E_{BSH}}{R_{P \rightarrow SH}} = 0 \quad (4.38)$$

- Nó J_F

$$\frac{E_{bF} - J_L}{R_{L \rightarrow F}} + \frac{E_{bF} - J_{PA}}{R_{PA \rightarrow F}} + \frac{E_{bF} - J_P}{R_{P \rightarrow F}} + \frac{E_{bF} - E_{bSH}}{R_{F \rightarrow SH}} = 0 \quad (4.39)$$

- Nó J_{SH}

$$\frac{E_{bSH} - J_L}{R_{L \rightarrow SH}} + \frac{E_{bSH} - J_{PA}}{R_{PA \rightarrow SH}} + \frac{E_{bSH} - J_P}{R_{P \rightarrow SH}} + \frac{E_{bSH} - E_{bF}}{R_{F \rightarrow SH}} = 0 \quad (4.40)$$

4.3.2 - Características de troca radiativa por zona

A divisão em setores do reator térmico *EFCo* foi desenvolvida, para facilitar a solução numérica. Entretanto, quando se consideraram os efeitos da troca radiativa no forno, verificou-se que a divisão por zona térmica apresentava-se como uma opção mais apropriada para os cálculos de troca de calor, devido às características inerentes e diferenciadas de cada uma delas. Sendo assim, exclusivamente para o forno, o modelo radiativo considerou a divisão por zonas térmicas, enquanto que para o restante do equipamento, os setores que foram definidos anteriormente, foram mantidos.

Uma vez que a incidência de troca de energia radiativa na tira de aço é efetuada nas duas superfícies horizontais (superior e inferior), faz-se necessário também, uma subdivisão em cada setor em dois sub-invólucros. O primeiro sendo composto pelas superfícies correspondentes ao invólucro formado acima da linha de passe (sub-invólucro superior), e o segundo correspondente ao invólucro formado pelas superfícies abaixo da linha de passe (sub-invólucro inferior).

4.3.2.1 - Setor 1 (S1) - Vestíbulo de Carga

O setor S1 é modelado como um invólucro composto por duas superfícies e a transferência radiativa de energia é representada pelo fluxo entre a superfície da tira de aço, e as superfícies das paredes refratárias sem aquecimento próprio, que são bem aproximadas como superfícies reirradiantes.

4.3.2.2 - Zonas térmicas da Região de aquecimento e encharque

As zonas térmicas das regiões de aquecimento e encharque são modeladas como um invólucro composto de 5 superfícies de troca que interagem de acordo com o circuito de resistências térmicas mostrado na FIG. 4.3. Os parâmetros de cálculo dos efeitos radiativos, tais como os fatores de forma, são equivalentes para as nove zonas e as variações nos resultados finais são decorrentes da variação das características de cada uma delas.

Ressalta-se que as superfícies das paredes que têm uma mesma temperatura (paredes isotérmicas) são consideradas como superfícies únicas.

Para as zonas da seção de encharque (zonas 4 a 9), onde não existe aquecimento inferior próprio (piso), o aquecimento é representado pelo calor proveniente do invólucro superior, que é transmitido através da superfície hipotética para o invólucro inferior.

As principais características radiativas das zonas de aquecimento e encharque, em que o forno de decarbonetação é dividido, são representadas na Tab. 4.1.

TABELA 4.1

Características radiativas

	Comprimento (metros)	Potencia (W)	Temperatura trabalho (°C)	Tipo de resistor	Posicionamento do aquecedor
Zona 1	8,6	768	860	Liga HU	Teto, piso e paredes laterais
Zona 2	11,4	768	860	Liga HU	Teto, piso
Zona 3	5,4	324	860	Liga HU	Teto e piso
Zona 4	12,4	120	870	Liga HU	Teto
Zona 5	12,4	120	870	Liga HU	Teto
Zona 6	12,4	120	870	Liga HU	Teto
Zona 7	12,4	120	870	Liga HU	Teto
Zona 8	12,4	120	870	Liga HU	Teto
Zona 9	12,6	120	860	Liga HU	Teto

4.3.2.4 - Setor 4 (S4) - Resfriamento estático

O invólucro é composto exclusivamente pelas paredes refratárias sem aquecimento próprio (superfícies reirradiantes) e a superfície horizontal da lâmina de aço. A situação é equivalente tanto para o invólucro superior, como para o inferior

4.3.2.5 - Setor 5 (S5) - Resfriamento por Camisas D'água

O setor S5 é modelado como um invólucro composto por duas superfícies, sendo a primeira representada pela superfície horizontal da tira de aço e a segunda, a superfície metálica das paredes internas da camisa d'água, que são arrefecidas pela água de resfriamento, recirculada pelo lado oposto da área de radiação incidente. A situação é equivalente tanto para o lado superior, como para o lado inferior. Pelo fato da atmosfera interna neste setor ser isenta de umidade, o meio é considerado como não participante.

4.3.2.6 - Setor 6 (S6) - Resfriamento por jato de gás

O setor 6 (S6) é também modelado como um invólucro de duas superfícies, sendo a primeira a superfície horizontal da tira de aço, e a segunda, a superfície metálica das paredes internas por onde o gás protetivo arrefecido é insuflado. Situação equivalente tanto para o invólucro superior e invólucro inferior. Assim, como no setor 5, o meio é considerado não participante.

4.3.2.7 - Setor 7 (S7) - Vestíbulo de Descarga

O setor 7 (S7) é modelado como um invólucro composto por duas superfícies sendo a primeira a superfície horizontal da tira de aço, e a segunda as superfícies metálicas de uma câmara sem resfriamento forçado. A situação é equivalente tanto para o invólucro superior, quanto para o invólucro inferior.

4.3.3 - Equações básicas radiativas

4.3.3.1 - Equação de balanço

O balanço de radiação entre as superfícies térmicas envolvidas, é representado pela equação (4.40)

$$q_r = \frac{E_{bi} - J_i}{(1 - \varepsilon_i)/\varepsilon_i A_i} = \sum_{j=1}^N \frac{J_i - J_j}{(A_i F_{ij})^{-1}} \quad (4.41)$$

Onde: q_r é o efeito líquido das interações radiativas ocorrendo na superfície da tira de aço

E_{bi} é o poder emissivo da tira de aço quando considerada como um corpo negro

A_i é a área superficial da tira de aço

J_i é a radiosidade da tira de aço

ε_i é a emissividade da tira de aço

F_{ij} são os fatores de forma.

4.3.3.2 - Fatores de forma

Relações básicas a serem utilizadas, para fatores de forma entre duas superfícies genéricas i e j :

$$F_{ij} = \frac{1}{A_i} \int_{A_i} \int_{A_j} \frac{\cos \theta_i \cos \theta_j}{\pi R^2} dA_i dA_j \quad (4.42)$$

$$\text{Relação de reciprocidade: } A_i F_{ij} = A_j F_{ji} \quad (4.43)$$

$$\text{Relação do somatório: } \sum_{j=1}^N F_{ij} = 1 \quad (4.44)$$

Relação da natureza aditiva (superfície composta): $F_{i(j)} = \sum_{k=1}^n F_{ik}$ (4.45)

Relação da natureza aditiva recíproca: $F_{(j)i} = \frac{\sum_{k=1}^n A_k F_{ki}}{\sum_{k=1}^n A_k}$ (4.46)

4.3.3.2.1 - Método para determinação dos Fatores de Forma

Para a determinação dos fatores de forma, são utilizadas as correlações disponíveis na literatura. No entanto, algumas correlações são apresentadas em forma de gráficos, o que dificulta a sua introdução em um programa de computador. Para as geometrias encontradas no forno em questão, as correlações pesquisadas são perfeitamente aplicáveis aos propósitos deste trabalho.

A seguir, são apresentadas as correlações utilizadas para a interação entre as diversas superfícies que compõem os invólucros.

4.3.3.2.2 - Fator de forma entre áreas paralelas

A primeira posição relativa de interação a ser avaliada durante o passagem da tira de aço no sentido longitudinal do reator é aquela em que duas superfícies se encontram em paralelo. A configuração e a nomenclatura para o cálculo do fator de forma entre as faces paralelas de duas superfícies são representadas esquematicamente na FIG. 4.4 [Howell, 2005]

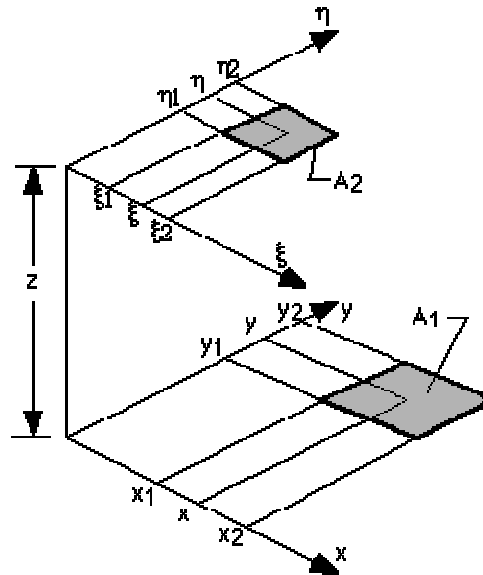


FIGURA 4.4 - Configuração para fator de forma entre superfícies paralelas
Fonte: Howell, 2005

Para o cálculo do fator de forma, utiliza-se a configuração de interação entre uma face plana da tira de aço e uma área paralela situada a uma distancia z [Howell, 2005], conforme a seguinte expressão:

$$F_{PA \rightarrow PL} = \frac{1}{A_{PA}} \sum_{l=1}^2 \sum_{k=1}^2 \sum_{j=1}^2 \sum_{i=1}^2 (-1)^{(i+j+k+l)} G(x_i, y_j, \eta_k, \xi_l) \quad (4.47)$$

onde a função G é dada pela expressão (4.48):

$$G(x_i, y_j, \eta_k, \xi_l) = \frac{1}{2\pi} \left(\begin{aligned} & (y - \eta) [(x - \xi)^2 + z^2]^{-\frac{1}{2}} \tan^{-1} \left\{ \frac{y - \eta}{[(x - \xi)^2 + z^2]^{-\frac{1}{2}}} \right\} \\ & + (x - \xi) [(y - \eta)^2 + z^2]^{-\frac{1}{2}} \tan^{-1} \left\{ \frac{x - \xi}{[(y - \eta)^2 + z^2]^{-\frac{1}{2}}} \right\} \\ & - \frac{z^2}{2} \ln [(x - \xi)^2 + (y - \eta)^2 + z^2] \end{aligned} \right) \quad (4.48)$$

4.3.3.2.3 - Fator de forma entre áreas ortogonais

De modo análogo, o fator de forma entre duas superfícies perpendiculares tem a configuração e a nomenclatura mostradas na FIG. 4.5 [Howell, 2005]:

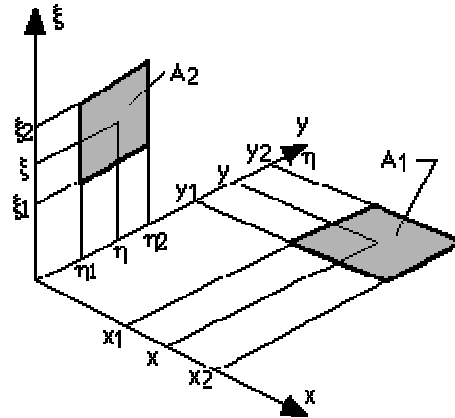


FIGURA 4.5 - Configuração para fator de forma entre superfícies ortogonais
Fonte: Howell, 2005

Para o cálculo do fator de forma, utiliza-se a configuração de interação entre uma face plana da tira de aço e uma parede perpendicular a esta face [Howell, 2005], conforme a seguinte expressão:

$$F_{R \rightarrow PL} = \frac{1}{A_R} \sum_{l=1}^2 \sum_{k=1}^2 \sum_{j=1}^2 \sum_{i=1}^2 (-1)^{(i+j+k+l)} H(x_i, y_j, \eta_k, \xi_l) \quad (4.49)$$

onde a função H é dada pela expressão:

$$H(x_i, y_j, \eta_k, \xi_l) = \frac{1}{2\pi} \left\{ \begin{array}{l} (y - \eta)(x^2 + \xi^2)^{\frac{1}{2}} \tan^{-1} \left[\frac{(y - \eta)}{(x^2 + \xi^2)^{\frac{1}{2}}} \right] \\ - \frac{1}{4} [x^2 + \xi^2 - (y - \eta)^2] \ln [x^2 + \xi^2 + (y - \eta)^2] \end{array} \right\} \quad (4.50)$$

4.3.3.3 - Cálculo da temperatura da superfície refratária reirradiante do invólucro

$$T_p = \left(\frac{J_p}{\sigma} \right)^{\frac{1}{4}} \quad (4.51)$$

onde: T_p é a temperatura da superfície refratária;

J_p é a radiosidade da parede reirradiante;

σ é a constante de Stefan-Boltzmann.

4.3.4 - Propriedades Radiativas dos Materiais

Para uma correta quantificação das trocas de calor por radiação, as propriedades radiativas dos materiais que participam do processo devem ser conhecidas.

No processo de operação, as trocas radiativas devem interagir entre os materiais sólidos que formam a estrutura física do forno, o material a ser processado e os gases de reação.

Considerando-se o comportamento distinto das emissões radiativas das superfícies sólidas em relação aos gases, as propriedades radiativas também devem ser equacionadas de maneira diferenciada para cada caso.

4.3.4.1- Superfícies Sólidas

As superfícies que estão envolvidas no processo de troca por radiação nos invólucros mencionados anteriormente são todas elas consideradas opacas e cinzentas, que emitem e refletem difusamente, e os efeitos radiativos são caracterizados como fenômenos de superfície.

Segundo Silva [2001], uma outra característica importante das superfícies encontradas em um forno é que suas propriedades radiativas apresentam pouca variação com o comprimento de onda da radiação (λ), podendo ser consideradas cinzentas e com um

valor médio das propriedades radiativas, sem grande prejuízo na qualidade dos resultados.

As paredes das regiões de aquecimento do reator são constituídas de material refratário, enquanto que, nas regiões de resfriamento as paredes são metálicas.

As superfícies da tira de aço apresentam-se com um nível de rugosidade bastante baixo devido ao processo de laminação à frio que antecede ao processo de tratamento térmico. São também submetidas a um processo prévio de limpeza para que se apresentem isentas de oxidações.

4.3.4.2 - Gases da Atmosfera

As reações químicas de processo que ocorrem dentro do reator para o tratamento térmico do material, devem ser realizadas sob uma atmosfera controlada. O ambiente interno do forno é formado por uma mistura de gases hidrogênio, nitrogênio e vapor d'água, em uma proporção pré-determinada.

Ao contrário do que acontece com as superfícies sólidas, a emissão radiativa dos gases é um fenômeno volumétrico, ou seja, a radiação emitida é devido ao efeito da emissão através de um volume finito de matéria.

Alguns gases apresentam características semitransparentes à radiação térmica, tornando os efeitos na transferência de calor mais significativos.

Para a mistura gasosa utilizada no reator *EFCo*, cuja formação é feita por gases que têm como característica a estrutura molecular simétrica, ou seja, são gases não polares ($H_2 + N_2$), tais efeitos podem ser desconsiderados, uma vez que estes gases não emitem radiação e são essencialmente transparentes à radiação térmica. Por outro lado, as formas moleculares polares, como é o caso do vapor d'água e do dióxido de carbono (CO_2), assumem um comportamento diferenciado, emitindo e absorvendo radiação térmica sobre uma ampla faixa de temperatura.

A proporção em volume do vapor d'água na atmosfera do forno é relativamente pequena, aproximadamente 16%, e o dióxido de carbono é inexistente. Portanto, neste trabalho o modelo proposto considera o meio gasoso como um meio não participante.

Entretanto, seu efeito foi avaliado para se obter o grau de influência no processo de transmissão de calor para a tira de aço. Nesse sentido, foram utilizadas as relações propostas por Hottel, [citado por McAdams, 1954], para a determinação da emissividade efetiva total do gás. Utilizou-se, assim, a transmissividade do vapor d'água como um fator de correção para as trocas radiativas. A taxa de transferência de calor pode ser obtida com a aplicação direta do modelo do comprimento do feixe médio:

$$q_{liq} = A_s \sigma (\epsilon_g T_g^4 - \alpha_g T_s^4) \quad (4.52)$$

Observa-se que a emissividade (ϵ_g) e a absorptância (α_g), são funções da geometria do gás (L_e). Para a geometria em questão, o valor de L_e , pode ser calculado utilizando-se a relação:

$$L_e = 3,6 \frac{V_g}{A_s} \quad (4.53)$$

onde: V_g é o volume ocupado pelo gás, e

A_s é a área da superfície radiante.

Observa-se ainda, que o cálculo da transmissividade do gás apresentou o valor de 0,8 para o vapor d'água.

CAPÍTULO 5

PROCEDIMENTO DE CÁLCULO

A integração da equação (4.7) será efetivada utilizando o método de diferenças finitas com formulação implícita ao longo da direção do deslocamento da lâmina de aço.

$$h_r(T_{viz} - T_j) + h_c(T_\infty - T_j) = \rho c_p u \frac{T_j - T_m}{\Delta x} \quad (5.1)$$

onde j representa uma posição a jusante e m uma posição a montante do movimento da tira.

Desta forma, a equação algébrica foi resolvida a partir da temperatura da posição anterior, sendo atualizada a cada iteração até a convergência dos resultados.

Conhecendo-se a temperatura da posição anterior p , calcula-se a temperatura na posição $p+1$. A radiação, a convecção e as propriedades do gás e da tira de aço foram determinadas considerando inicialmente a temperatura da posição anterior. A cada iteração, a radiação, altamente não linear, a convecção e demais grandezas, são atualizadas até a convergência, cuja tolerância foi definida como 1.10^{-3} .

Cada posição tem características diferenciadas, causadas pela potência de aquecimento e pela vazão de injeção de gases, conforme definido nos capítulos anteriores, fatores que modificam substancialmente a fonte.

A FIG. 5.1 apresenta um fluxograma do algoritmo computacional desenvolvido para resolver a equação discretizada.

Verifica-se pelo fluxograma, que as grandezas medidas pelo sistema são introduzidas como entrada de dados, ou seja: a velocidade de processo, vazão dos gases de

atmosfera interna (H_2, N_2, H_2O), temperaturas de *set-point* e a temperatura de entrada do forno.

Além destes valores, é necessário especificar variáveis como largura e espessura do material a ser processado.

A partir dos parâmetros de entrada, o programa inicia o cálculo do processo de aquecimento. Inicialmente, são estabelecidas as grandezas necessárias para a determinação do coeficiente de convecção. São elas: viscosidade cinemática, condutividade e número de Prandtl, para a mistura gasosa.

Logo após, determina-se a velocidade média do gás, a velocidade relativa, o adimensional de Reynolds e o adimensional de Nusselt. Ressalta-se que o coeficiente de convecção é recalculado para cada posição dos elementos discretizados.

Em seguida, são consideradas as grandezas necessárias à determinação do coeficiente de radiação. Assim sendo, são calculados e estabelecidos os fatores de forma, as resistências radiativas de superfície e as geométricas, as radiosidades e a determinação da taxa líquida de transferência de radiação da superfície.

Considerando a temperatura estimada para um mesmo elemento discretizado, o coeficiente de radiação é atualizado em cada etapa dos cálculos, até que a convergência dos valores seja obtida.

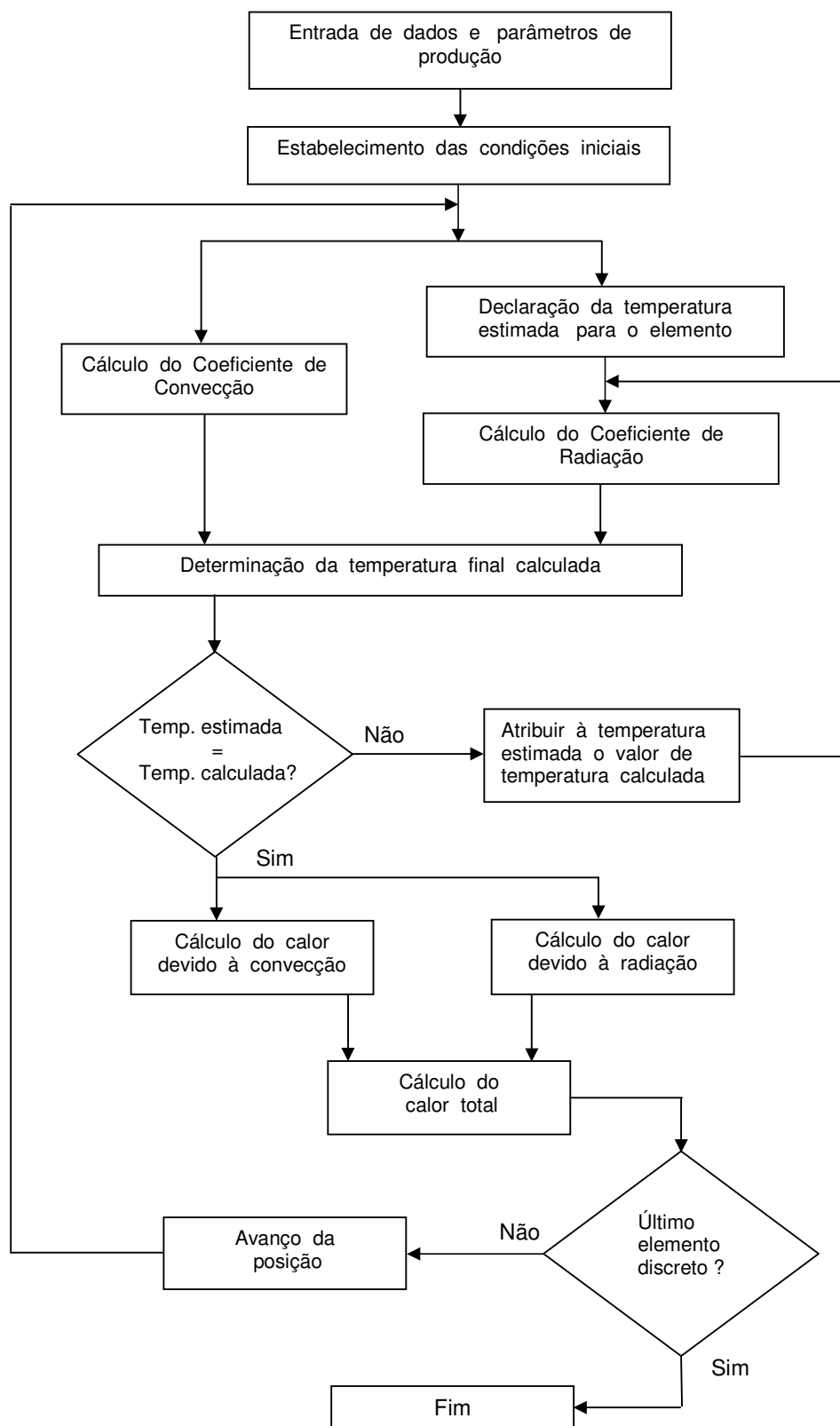


FIGURA 5.1 - Fluxograma do processo de cálculo da temperatura da tira de aço

A tabela 5.1 mostra a seqüência dos cálculos do programa numérico para a solução do fenômeno de aquecimento da lâmina de aço, numa simulação em tempo real.

TABELA 5.1

Estrutura do programa

<i>ESTRUTURAÇÃO DO PROGRAMA</i>	
<i>Principais Arquivos</i>	<i>Descrição dos Procedimentos</i>
Principal	<ul style="list-style-type: none"> • Centraliza e comanda as funções chaves do programa • Manipula as equações de governo determinando por meio de iterações a temperatura final do elemento discreto • Determina e calcula as propriedades termofísicas do material • Determina a quantidade de calor cedida ao material
Convecção	<ul style="list-style-type: none"> • Define e manipula as variáveis relativas aos gases da atmosfera • Determina o coeficiente convectivo
Radiação	<ul style="list-style-type: none"> • Centraliza e manipula as variáveis relativas ao processo radiativo
Zonas	<ul style="list-style-type: none"> • Centraliza e manipula as variáveis relativas as funções dos fatores de forma • Determina os fatores de forma • Determina o coeficiente de radiação
Sistema de equações	<ul style="list-style-type: none"> • Determina as resistências radiativas de superfície e espaciais • Define valores das radiosidades, pela resolução de sistemas de equações algébricas
Variáveis	<ul style="list-style-type: none"> • Define variáveis globais do modelo

CAPÍTULO 6

RESULTADOS E DISCUSSÃO

Um determinado fenômeno físico que sofre mutações no tempo e no espaço, poderá ser numericamente simulado, a partir da definição e da resolução das equações matemáticas que descrevem este fenômeno.

Entretanto, a comprovação experimental dos resultados destas equações, sempre se faz necessária, uma vez que na análise do problema prático, são elaboradas hipóteses e suposições simplificadoras, devido ao fato de que algumas das variáveis envolvidas no fenômeno serem geralmente desconhecidas, ou de difícil aquisição. Sendo assim, para se obter uma solução analítica ou mesmo numérica, o mais aproximada possível da realidade do fenômeno, é necessário proceder a validação do modelo teórico pela confrontação dos resultados calculados com os resultados obtidos experimentalmente.

Propõe-se, neste capítulo, a análise dos resultados do método de simulação desenvolvido neste trabalho para o aquecimento e o resfriamento da carga no reator *EFCo*. Conforme mencionado, a validação é realizada comparando-se os dados experimentais medidos, com os resultados estimados pela simulação de uma situação idêntica, usando-se modelos de convecção e de radiação.

Cumpre-se ainda, neste capítulo, um outro objetivo anteriormente proposto relativo à verificação do comportamento dos resultados da simulação numérica, quando são realizadas alterações nos parâmetros da rotina de operação do equipamento, tal como a mudança de velocidade de processo.

6.1 - Validação do Modelo Desenvolvido

Para verificar a correta implementação do modelo, a confrontação de resultados estimados pelo modelo numérico é feita em relação aos dados estatísticos das medições de temperatura da tira de aço.

Ressalta-se que o funcionamento do reator tem um regime constante, operando ininterruptamente, sem alterações significativas das condições de processo. É ainda utilizado para processamento de um único tipo de material (aço silício de grão orientado - GO), com variações mínimas de espessuras (entre 0,27 a 0,30 mm) e pequenas variações de largura (entre 1.000 e 1.045mm). Conforme prática operacional, a velocidade de processo e a temperatura de cada zona térmica devem se manter constantes, sendo controladas e corrigidas automaticamente.

Toma-se como material de referência para o cálculo, uma tira de aço com dimensões externas de 0,27 mm de espessura e 1.000 mm de largura, operando a uma velocidade constante de 44 m/min.

Apresenta-se no GRA 6.1 os dados experimentais de uma propriedade termodinâmica de grande relevância para a simulação do aquecimento da tira de aço, o calor específico em função da temperatura.

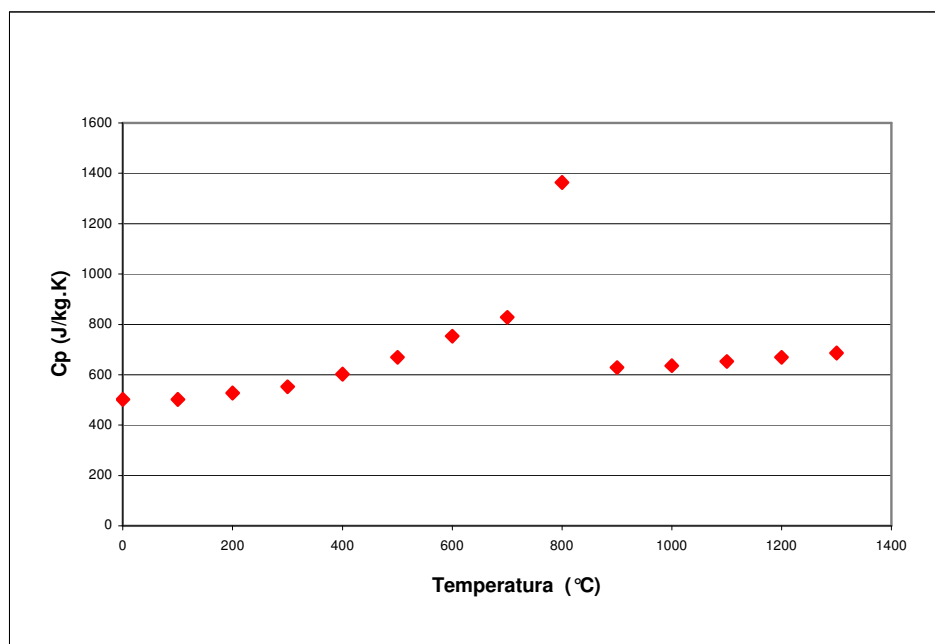


GRÁFICO 6.1 - Propriedade termodinâmica do aço (C_p)

Deve-se observar que o calor específico (c_p) varia fortemente com a temperatura. A descontinuidade desta propriedade, conforme mostra o GRA. 6.1, ocorre em decorrência do re-arranjo da estrutura cristalográfica do aço na região do ponto eutético.

Por causa da forte inflexão nas proximidades da temperatura de 800 °C (ponto eutético), definiram-se duas equações por aproximação polinomial para determinar o calor específico: a primeira é relativa aos pontos de temperatura mais baixos até o ponto de descontinuidade, e a segunda, do ponto de descontinuidade até os valores mais altos.

Os GRA. 6.2 e 6.3 mostram as curvas c_p em função da temperatura utilizadas neste trabalho.

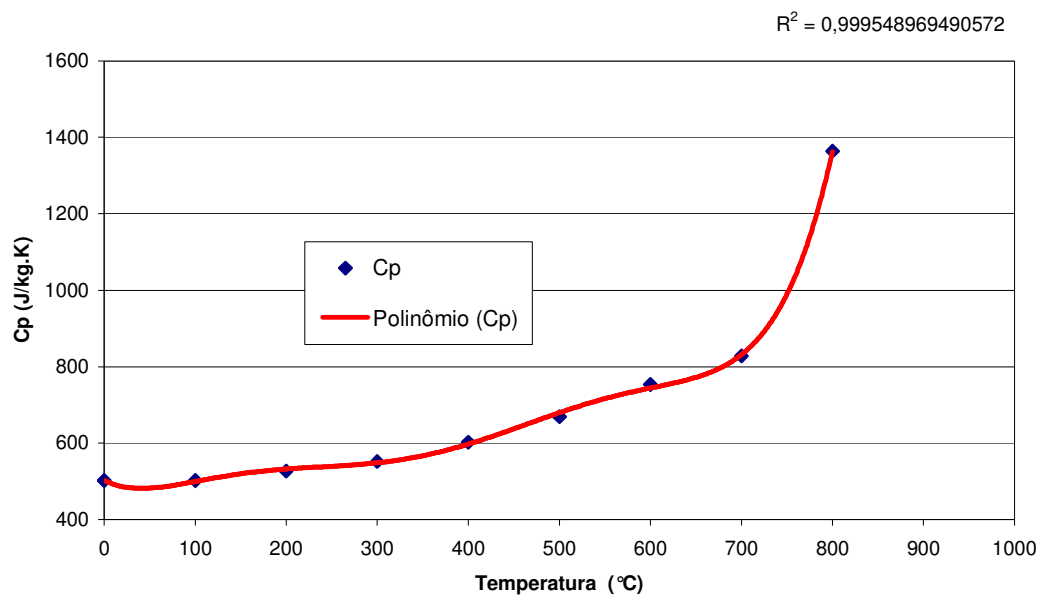


GRÁFICO 6.2 - Curva c_p em função da temperatura para valores abaixo do ponto eutético.

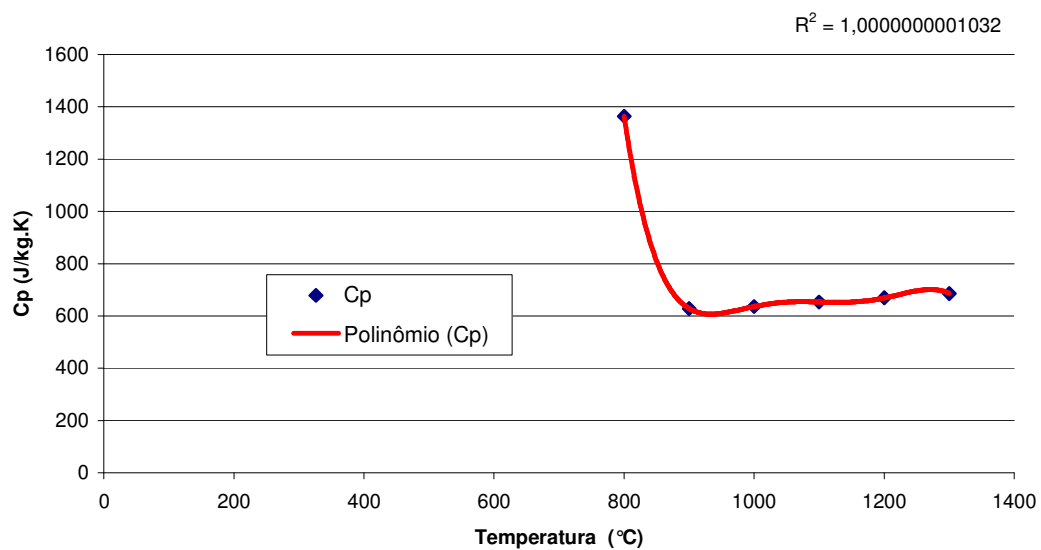


GRÁFICO 6.3 - Curva c_p em função da temperatura para valores acima do ponto eutético.

A TAB. 6.1 apresenta o comprimento percorrido pelo material em cada setor e o tempo necessário em função da velocidade de processamento.

TABELA 6.1

Distâncias e tempos percorridos em função da velocidade de processo

Setor	Distância percorrida (metros)	Tempo de processo (segundos)
Aquecimento	26,6	36,4
Encharque	74,5	101,7
Resfriamento	30	41
Total	131,1	179,1

Verifica-se pelos dados apresentados na tabela 6.1, que os mesmos referem-se à uma velocidade de 44 metros por minuto e são bem representativos para a maioria do conjunto dos parâmetros de processo aplicados ao equipamento.

Para esta condição de operação, a distribuição do fluxo de calor convectivo e radiativo, absorvido pela da tira de aço, durante o ciclo de tratamento térmico dentro do reator, ou seja, os valores de $(\dot{q}_c + \dot{q}_r)$ da equação de governo (equação 4.7), calculados para os invólucros superior e inferior, é apresentado no GRA. 6.4.

Ressalta-se que a quantidade de calor absorvida pela tira de aço por convecção, isto é, transferência entre os gases da atmosfera e a superfície da tira de aço, é muito menor que a quantidade de calor absorvida devido a radiação térmica.

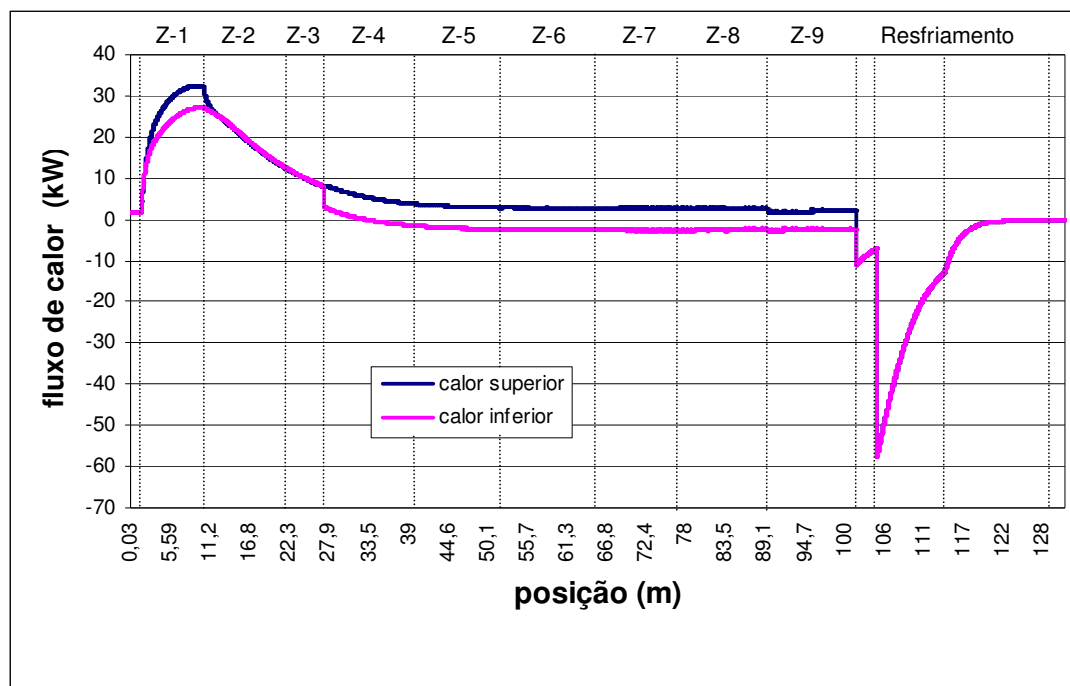


GRÁFICO 6.4 - Fluxo de calor absorvido pela tira de aço (valores calculados)

A quantidade de calor trocada por convecção é em média 5% da quantidade total de calor relativo à radiação, em praticamente toda a extensão do reator. O fluxo de calor convectivo atinge valores expressivos, somente na região do resfriamento por jato de gás arrefecido, quando o calor perdido pela tira de aço para o ambiente alcança valores próximos a 60 kW.

6.1.1 - Validação de resultados

Para a análise e validação dos resultados calculados, três parâmetros são levados em consideração: a temperatura calculada pelo modelo (1), as temperaturas pontuais da tira de aço medidas experimentalmente (2) e as temperaturas de “*set-point*” (3), que são medidas por termopares instalados no teto de cada zona.

É importante observar que o processo de medição, por ser um processo não automatizado, está exposto à uma variedade de erros inerentes à um processo de medição manual. Estas medições de temperatura da tira de aço não ocorrem com uma frequência definida, devido à necessidade do envolvimento de recursos humanos e operacionais e preparações para execução do experimento. Por este fato, adotam-se valores estatísticos das últimas medições registradas, considerando parâmetros semelhantes de processo. Estes valores de temperatura da tira de aço estão representados na TAB. 6.2 .

TABELA 6.2

Histórico de temperaturas da lâmina de aço em função da posição de medição

	Dados históricos de temperatura (°C) - <i>EFCo.</i>					
posição	2002	2003	2004	2005	Média	Desvio Padrão
Zona 1	-	-	-	-	-	-
Zona 2	-	638	-	-	638	-
Zona 3		732 732	760	757	745,25	13,29
Zona 4	800	786 796	816	813	802,2	11,07
Zona 5	822	817 828	834	833	826,8	6,49
Zona 6	820	825 835	840	837	831,4	7,60
Zona 7	820	827 838	839	839	832,6	7,76
Zona 8	820	832 839	844	841	835,2	8,56
Zona 9	825	832 834	841	834	833,2	5,11

Constata-se, ainda, na tabela 6.2, que os valores de temperatura da lâmina de aço referentes à zona 1, não são considerados no levantamento de dados, uma vez que, para esta região de temperaturas, o equipamento de medição utilizado encontra-se fora da faixa de trabalho.

Para a solução numérica, adotou-se uma malha de 945 elementos na direção axial da lâmina de aço. Esta malha foi definida a partir de testes de malhas. Os resultados destes testes são apresentados no apêndice 2.

O GRA. 6.5 apresenta a comparação entre o perfil de temperatura levantado experimentalmente e os valores resultantes da simulação numérica. De uma maneira geral, os dados experimentais são reproduzidos com boa concordância pelo modelo matemático. Pode-se observar que os melhores resultados situam-se ao longo das zonas de encharque, enquanto que as maiores discrepâncias situam-se na parte final da seção de aquecimento (zonas 2 e 3).

Para a região de resfriamento, não existem dados experimentais, exceto na saída do material. Para estas seções, trabalha-se com os dados de processo de operação existentes, tais como temperatura de entrada e saída da água de recirculação das camisas d'água, temperatura do gás de proteção e vazões de água e gás. Com base nestes dados, pode-se considerar que o modelo matemático representa a situação real com fidelidade.

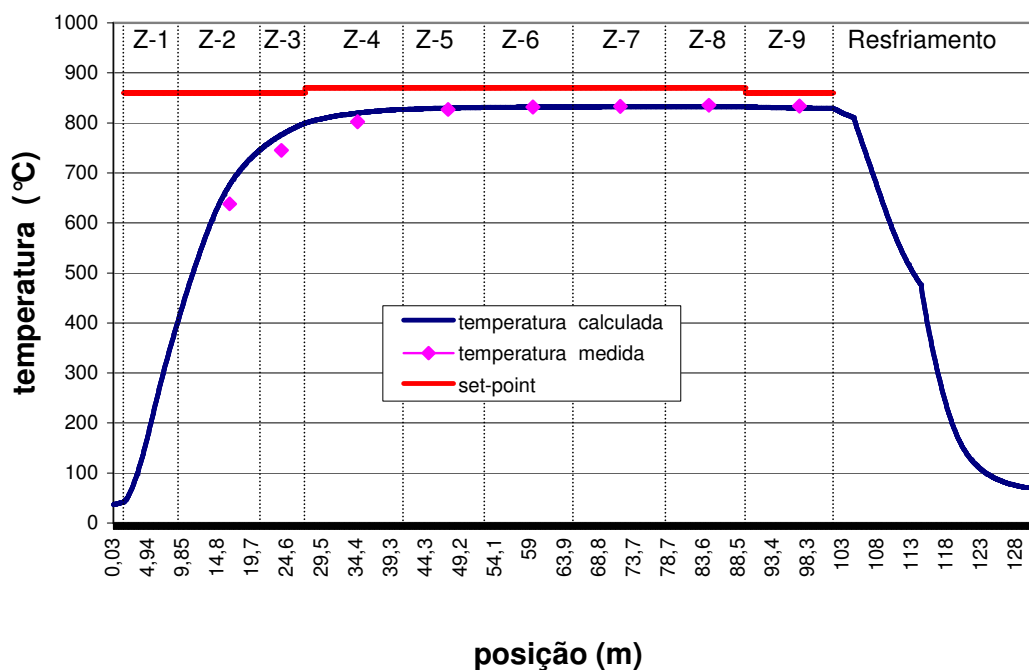


GRÁFICO 6.5 - Perfil de temperatura experimental e numérico da lâmina de aço para uma velocidade de processo de 44 m/min.

Na tabela 6.3, pode-se observar o confronto dos valores experimentais e teóricos em todas as zonas passíveis de dados experimentais. Apresentam-se ainda, os desvios percentuais máximos para cada zona térmica do reator.

TABELA 6.3

Desvios entre os resultados calculados e os resultados experimentais

Posição		Temperatura calculada (°C)	Temperatura medida (média) (°C)	Desvio (°C)	Desvio (%)
zona	Distância (m)				
2	16,5	676,44	638	38,4	6,0
3	23,8	776,27	745,3	31	4,2
4	34,6	819,72	802,2	17,5	2,2
5	47,4	829,69	826,8	2,9	0,35
6	59,4	831,47	831,4	0,1	0,01
7	71,8	832,05	832,6	-0,6	0,07
8	84,3	832,02	835,2	-3,2	0,4
9	97,1	829,8	833,2	-3,4	0,4
Saída	132	69,84	74,7	-5,0	2,6

Pode-se constatar pelos valores apresentados na tabela 6.3 que a maior discrepância entre os resultados simulados e os obtidos experimentalmente é da ordem de 6,0% , ocorrendo em uma região cuja taxa de crescimento da temperatura é muito elevada. Ressalta-se ainda, que este valor é comparado com uma única medição histórica existente para a zona 2. Normalmente, a temperatura da tira de aço, não é acompanhada nesta zona e um dos motivos é a imprecisão do sistema de medição, por se encontrar em início de faixa de medição.

Em linhas gerais, pode-se afirmar que o modelo comporta-se adequadamente, representando com fidelidade o fenômeno físico e gerando resultados bastante satisfatórios, estando estritamente em consonância com o regime de trabalho do reator que é considerado bem constante. Uma vez que a incerteza dos sistemas de medição é da ordem de 13°C, os resultados simulados pelo programa encontram-se dentro da faixa de incerteza dos valores experimentais levantados, e o modelo está validado.

Os valores de $\pm 13^{\circ}\text{C}$ tomados como referência pela média das medidas realizadas (TAB. 6.2), são considerados limites de qualidade pelos responsáveis pelo controle de processo.

6.2 - Simulação

Propõe-se, ainda neste capítulo, a simulação de uma situação hipotética de demanda de mercado em que haja a necessidade de um aumento da produção. Este objetivo deverá ser alcançado por meio de um aumento da velocidade de processo.

A situação hipotética foi simulada no modelo matemático considerando que apenas o parâmetro velocidade seria alterado, mantendo-se os valores anteriores para todos os demais parâmetros de processo. Seria assim esperado, que o aumento na velocidade deveria alterar o perfil de temperatura da tira de aço, fazendo com que os valores calculados pelo modelo matemático, sofressem um decréscimo em relação à situação real de operação.

Utilizou-se assim, uma velocidade estimada em 60 metros por minuto. Este parâmetro é perfeitamente factível para o equipamento, visto que os componentes mecânicos de acionamento são dimensionados para esta situação, ou seja, 60 m/min. é considerada a velocidade máxima permissível para materiais de mais baixa espessura.

Após efetuados todos os cálculos para a nova situação, o resultado é apresentado na GRA. 6.6, onde é mostrado o perfil de temperatura da tira de aço, considerando a elevação da velocidade de processo.

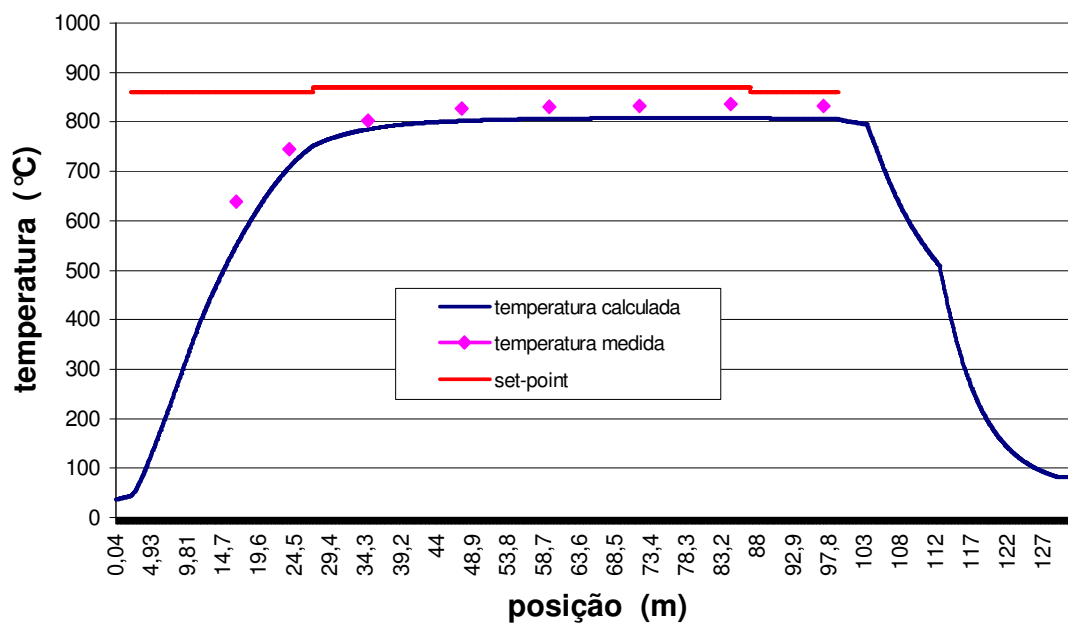


GRÁFICO 6.6 - Perfil de temperatura experimental e numérico da lâmina de aço para uma velocidade de processo de 60 m/min.

Observa-se que as temperaturas calculadas pelo modelo apresentam-se agora, abaixo dos valores obtidos experimentalmente, não mais atingindo o perfil da média das temperaturas, mostrado no gráfico 6.5 para a velocidade de 44 m/min., em consonância com o que já se previa. O quadro comparativo das temperaturas calculadas e medidas experimentalmente é mostrado na tabela 6.4 a seguir.

TABELA 6.4

Desvio percentual entre os resultados do modelo e os resultados experimentais, para a velocidade de 60 m/min., sem o ajuste dos demais parâmetros

Zona térmica / posição (m)	Temperatura medida - padrão (°C)	Temperatura calculada (°C)	Desvio (°C)	Desvio (%)
Zona 2 (16,5)	638	541,5	- 96,5	17,8
Zona 3 (23,8)	745,25	701,65	- 43,6	6,2
Zona 4 (34,6)	802,2	771,6	- 30,6	4,0
Zona 5 (47,4)	826,8	792,8	- 34	4,3
Zona 6 (59,4)	831,4	798,68	- 32,7	4,1
Zona 7 (71,8)	832,6	800,83	- 31,8	4,0
Zona 8 (84,3)	835,2	801,47	- 33,7	4,2
Zona 9 (97,1)	833,2	799,49	- 33,7	4,2

Pode-se concluir que, para a situação hipotética de aumento da velocidade de processo, sem o ajuste dos demais parâmetros envolvidos, os resultados para o processo são considerados insatisfatórios, conforme mostrado pelos valores da tabela 6.4, os quais mostram um desvio médio negativo de 70 °C (12%) para a região de aquecimento - zonas 2 e 3 - e um desvio médio negativo de 33°C (4%) para a região de encharque do material - zonas 4 a 9.

A próxima etapa a ser cumprida seria uma avaliação, pelo programa, para se determinar o nível de temperatura de operação (*set-point*) para esta nova situação de processo. Ressalta-se que, para esta nova simulação, considerou-se os valores dos limites de especificação de temperatura, que foram definidos pelo controle de processo, para a região de encharque do material.

Como resultado desta nova simulação, constatou-se que para o aumento na velocidade de processo de 44 para 60 m/min, ou seja, um aumento de 36%, seria necessário um aumento na temperatura interna de *set-point* do reator de apenas 1,5%. Nestas condições a curva de distribuição de temperaturas da tira de aço se situou dentro da faixa de especificação de qualidade do produto. Isto significa que o maior valor da temperatura de ajuste, ou seja 870°C, deverá ser alterado para 883°C, temperatura esta, que se situa abaixo da temperatura máxima de trabalho, especificada pelo fabricante do equipamento (927°C). Conclui-se assim, que o equipamento está termicamente capacitado para atender a um possível o aumento de demanda de produção.

O GRA. 6.7, apresenta o perfil de temperatura da tira de aço, na região onde é controlada e assegurada a qualidade do material - zonas 5 a 9.

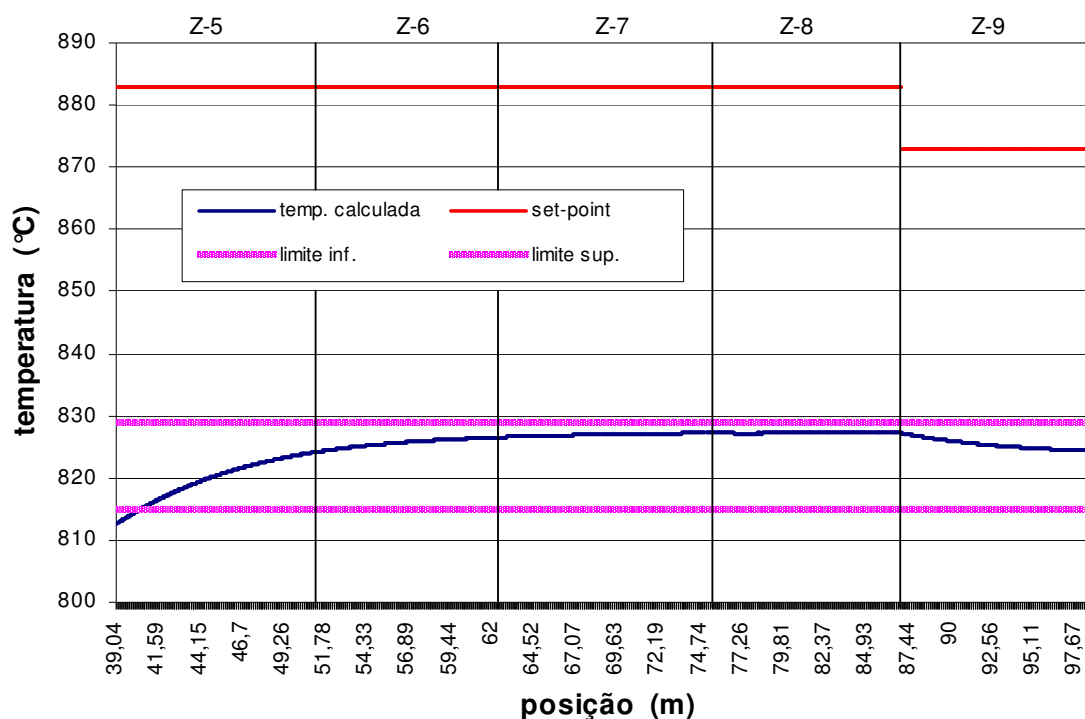


GRÁFICO 6.7 - Perfil de temperatura da lâmina de aço para velocidade de processo de 60 m/min., e temperatura de *set-point* ajustado para a nova condição

As TAB. 6.5 apresenta os valores de temperatura estabelecidos para a simulação proposta.

TABELA 6.5

Temperatura calculada e limites de especificação para velocidade de 60 m/min. e ajuste da temperatura de *set-point* em 1,5%

Zona Térmica / posição (m)	Temperatura calculada (°C)	Limite inferior (°C)	Limite superior (°C)	Temperatura set-point (°C)	
Aquecimento	-	-	-	873	
Encharque	Zona 4 (34,6)	803,35	-	-	883
	Zona 5 (47,4)	822,16	815	829	883
	Zona 6 (59,4)	826,21	815	829	883
	Zona 7 (71,8)	827,15	815	829	883
	Zona 8 (84,3)	827,25	815	829	883
	Zona 9 (97,1)	824,51	815	829	873

Em uma análise paralela, pode-se ainda estimar os benefícios financeiros auferidos com a relação existente entre o aumento da produção e o consumo de energia elétrica por cada tonelada produzida de material. Uma vez que o aumento de produção é diretamente proporcional ao aumento da velocidade de processo, tem-se então a capacidade de produção acrescida em 36%, para a velocidade de 60 m/min.

Os dados apresentados na TAB. 6.6 são dados reais para a velocidade de 44 m/min e dados estimados para a velocidade de 60 m/min.

TABELA 6.6

Produção em função do consumo de energia elétrica para duas velocidades distintas de processo
(44 e 60 m / min.)

Velocidade de processo (m/min)	Produção média mensal (ton)	Consumo médio mensal (kWh/ton)
44	3.897	336
60	5.300	272
Diferenças	1.403	64

Ressalta-se que o aumento da produção gera um aumento não proporcional do consumo de energia elétrica. A vantagem deste fato torna-se expressiva quando a avaliação é realizada do ponto de vista do consumo específico, representado pela energia consumida por unidade de tonelada produzida.

Conclui-se assim que quanto maior o volume de material processado, menor será a energia elétrica consumida para a produção de uma tonelada de produto conforme os valores abaixo:

- Ganho no consumo mensal: 64 kWh / ton;
- Economia mensal: 339.200 kWh;
- Economia anual: 4.070.400 kWh
- Benefício financeiro: R\$ 447.700,00

CAPÍTULO 7

CONCLUSÃO E SUGESTÕES

O conhecimento, a predição do comportamento e o entendimento da natureza dos processos executados dentro do ambiente industrial são atualmente, cada vez mais necessários, e devem ser tratados com plena efetividade. Na fase atual de desenvolvimento dos métodos preditivos, a simulação do comportamento de um processo vem ganhando espaço, pelas vantagens apresentadas em relação a uma investigação experimental.

Este trabalho vem alinhar-se à esta filosofia, pois trata-se do desenvolvimento de uma metodologia para a simulação de um ciclo térmico do tratamento de descarbonetação em um aço silício de grão orientado (GO). Atualmente, essa operação é realizada no reator térmico *EFCo*, em operação na usina siderúrgica da ACESITA, em Timóteo, Minas Gerais.

Partindo-se das equações que representam o balanço de energia em um sistema, desenvolveu-se um modelo matemático para simulação do ciclo térmico do material, sendo capaz de prever o perfil de temperaturas. Utilizou-se o método das diferenças finitas com formulação implícita na direção de deslocamento da tira. O objetivo primordial da simulação é reproduzir com fidelidade as condições do processo de aquecimento e de resfriamento, levando-se em conta o parâmetro velocidade de deslocamento e estimando as temperaturas da tira de aço em função do tempo e da posição relativa ao equipamento. Visa-se assim a garantia das propriedades magnéticas do material dentro dos limites de especificação, com taxas otimizadas de descarbonetação.

O modelo numérico foi validado, comparando-se os resultados com valores experimentais obtidos pelo sistema de medição e aquisição de temperatura utilizado neste tipo de operação (*Gold cup*). A maior diferença ocorreu na zona 2, $\Delta T = 38,4^{\circ}\text{C}$,

desvio de 6%. Esse valor no entanto, deve ser considerado com reserva pois não se trata de um valor estatístico de uma amostra de dados, sendo o valor de uma única medição. Na zona 3 a diferença foi $\Delta T = 31^{\circ}\text{C}$, desvio de 4,2%.

Na região do encharque e homogeneização (zonas 4 a 9), o simulador apresentou resultados bastante condizentes com a realidade. A diferença máxima desta confrontação foi de $2,9^{\circ}\text{C}$, desvio de 0,35% na região correspondente a zona 5. Vale observar que todos os resultados obtidos estão dentro da faixa de incerteza dos dados experimentais de $\pm 13^{\circ}\text{C}$.

Após a validação do modelo matemático, realizaram-se duas simulações, nas quais modificaram-se os parâmetros de processo para análise dos efeitos na distribuição de temperatura da tira de aço. Na primeira simulação, a velocidade normal de processo foi aumentada para um valor que corresponde à velocidade máxima da linha de processo (60 m/min.), sem o ajuste de qualquer outro parâmetro de processo. Como resultado esperado, verificou-se uma diminuição do perfil de temperaturas da tira de aço, aquém dos valores considerados permitidos para a garantia da qualidade desejada.

Na segunda simulação manteve-se a velocidade de 60 m/min., e elevou-se a temperatura interna do reator. Como resultado, verificou-se que o aumento da temperatura de ajuste necessário para se manter o ciclo padrão de tratamento térmico do material seria de apenas 1,5 %, sendo esse nível de aumento, perfeitamente possível para o equipamento, não havendo a necessidade de repotenciamento.

Conclui-se assim, que os resultados obtidos com a aplicação das técnicas numéricas para a resolução das equações de governo do fenômeno de aquecimento e resfriamento da tira de aço no reator *EFCo*, da Acesita, foram perfeitamente válidos para avaliação do fenômeno e solução das equações.

Apresenta-se, a seguir, propostas para trabalhos futuros, que permitam a continuidade e otimização deste estudo.

Proposta para trabalhos futuros

- Investigar e realizar um estudo mais detalhado dos modelos de radiação e de convecção, nas zonas de aquecimento, visto que os resultados com a técnica adotada apontaram desvios.
- Implementação do modelo térmico para avaliação do processo em tempo real (“*on line*”), e interface gráfica.
- Investigar e modelar os processos de transferência de calor por condução na direção longitudinal da tira de aço, confrontando os resultados apresentados neste trabalho, objetivando um maior refinamento e precisão destes resultados.
- Desenvolver e implementar técnicas para medição e controle do perfil de temperatura dos gases da atmosfera do forno.
- Desenvolver e adequar o modelo matemático ora apresentado para utilização em outros equipamentos térmicos similares da Acesita, que também foram concebidos para processamento térmico dos aços siliciosos. A adequação se faz necessária pelo fato de cada equipamento possuir características próprias inerentes aos processos a que se aplicam.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Carvalho, S. R. *Desenvolvimento de um Modelo Matemático e Computacional de um Forno de Recozimento*. Dissertação de mestrado, Faculdade de Engenharia Mecânica, UFU, Uberlândia, 2003.

César, M. G. M. M., *Estudo do Filme de Óxidos Formado na Descarbonetação*. Relatório Técnico de Processo, Acesita S.A., Timóteo, 2002.

Chun Lou, H. Z., *Deduction of the two-dimensional distribution of temperature in a cross section of a boiler furnace from images of flame radiation*. Combustion and Flame 143, 97 – 105, 2005.

Cullity, B. D., *Introduction to Magnetic Materials*. Addison-Wesley Publishing Company, New York, 1972.

Doebelin E. O. *Measurement Systems - Application and Design*. McGraw-Hill, 4^a Edition, New York, 1988.

Fedorov, A. G., Lee, K. H., Viskanta, R. *Inverse Optimal Design of the Radiant Heating in Materials Processing and Manufacturing*. Journal of Materials Engineering and Performance, Volume 7 (6), pp. 719-726.

Figliola, Richard S. and Beasley, Donald E. *Theory and Design for Mechanical Measurements*. John Wiley & Sons, Inc., USA, 1995.

Glerian, P. C. *Efeitos dos Parâmetros de Recozimento Final na Microestrutura e Propriedades Magnéticas do Aço Silício de Grão Não Orientado*. Dissertação de Mestrado, Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Minas, UFMG, 2003.

Hoffman, Joe D., *Numerical Methods for Engineers and Scientists*. McGraw-Hill, USA, 1992.

Holman, J. P. *Experimental Methods for Engineering*. McGraw-Hill, 6ª Edition, New York, 1994.

Holman, J. P. *Transferência de Calor*. McGraw-Hill do Brasil, São Paulo, 1983.

Hottel, H. C. *Radiant Heat Transmission, apud McAdams, William H. Heat Transmission*. McGraw-Hill, Third Edition, New York, 1954.

Howell, J. R. *A Catalog of Radiation Heat Transfer Configuration Factors* <http://www.me.utexas.edu/~howell/sectionc/>, 2005

Incropera, F. P. e De Witt, D.P. *Fundamentos da Transferência de Calor e de Massa*. LTC, 5ª Edição, Rio de Janeiro, 2003.

Kang, J., Huang, T., Purushothaman, R. *Modeling and Simulation of Heat Transfer in Loaded Continuous Heat Treatment Furnace*. Transactions of Materials and Heat Treatment, Proceedings of the 14 th IFHTSE Congress, Vol. 25, nº 5, 2004.

Kanthal Handbook, *Resistance Heating Alloys and Systems for Industrial Furnaces*. Kanthal AB, Catalogue 1-A-5B-3 09.2001 5000. Sweden, 2001.

Kreith, Frank *Princípios da Transmissão de Calor*. Edgard Blücher, 1ª Edição, São Paulo, 1977.

Liu, F., Becker, H. A., Bindar, Y. *A comparative study of radiative heat transfer modeling in gás-fired furnaces using the simple grey gás and the weighted-sum-of-grey-gases models*. International Journal of Heat and Mass Transfer, 41, 3357 – 3371, 1998.

Machado, A. C., *Análise numérica da transferência de calor numa tira de aço submetida a aquecimento em forno contínuo*. Dissertação de mestrado, Pontifícia Universidade Católica, Rio de Janeiro, 1989.

Magalhães, C. V. *Modelagem Matemática do Aquecimento de Carga em Fornos Siderúrgicos*. Dissertação de mestrado, Departamento de Engenharia Mecânica, UFMG, Belo Horizonte, 2000.

Maliska, C. R. *Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos Computacional*. LTC - Livros Técnicos e Científicos Editora S. A. , Rio de Janeiro , 1995.

Martin, H. *Heat and Mass Transfer between Impinging Gas Jets and Solid Surfaces*, in J.P. Hartnett and T. F. Irvine, Jr., Eds., *Advances in Heat Transfer*, Vol. 13, Academic Press, New York, 1977 *apud* Incropera, F. P. e De Witt, D.P. *Fundamentos da Transferência de Calor e de Massa*. LTC, 5ª Edição, Rio de Janeiro, 2003.

McAdams, Willliam H. *Heat Transmission*. McGraw-Hill, Third Edition, New York, 1954.

Patankar, Suhas V., *Computational of Conduction and Duct Flow Heat Transfer*. Innovative Research, Inc., USA, 1991.

Patankar, Suhas V., *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*. Hemisphere Publishing Corporation, New York, 1980.

Paula, M. R., Modelamento Matemático de uma Placa de Aço em Forno de Reaquecimento. Dissertação de mestrado, Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 1992.

Perry, Robert H. and Chilton, Cecil H. *Chemical Engineers' Handbook*. McGraw-Hill, 5ª Edition, Kogakusha, 1973.

Revista Metalurgia, 28.08.2003

<http://www.revistametalurgia.com.br/apresenta2.php?edicao=535&pag id=298>

Siegel, Robert e Howell, John R. *Thermal Radiation Heat Transfer*. McGraw-Hill, USA, 1972.

Silva, L. B. *Modelamento Matemático do Aquecimento de Barras Cilíndricas de Aço em um Forno de Soleira Rotativa*. Dissertação de mestrado, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 1996.

Silva, R. J. *Simulação Numérica do Aquecimento Tridimensional de Cilindros e Placas em Fornos de Soleira Caminhante*. Tese de doutorado, Departamento de Engenharia Mecânica, UFMG, Belo Horizonte, 2001.

Turner, William C. and Malloy, John F. *Thermal Insulation Handbook*. McGraw-Hill, New York, 1981.

Wark, Kenneth Jr., Richards, Donald E. *Thermodynamics*. McGraw-Hill, sixth edition, USA, 1999.

White, Frank M. *Mecânica dos Fluidos*. McGraw-Hill Interamericana do Brasil Ltda, Rio de Janeiro, 2002.

APÊNDICE A

A.1 Fontes de Incertezas

Apresenta-se à seguir uma análise sobre as principais fontes de incerteza, que se fazem presentes no processo de aquecimento para tratamento térmico da lâmina de aço, na fase de descarbonetação. Todas as possíveis fontes de erro inerentes ao processo, devem ser identificadas, conhecidas e minimizadas na medida do possível, com o objetivo de se alcançar a precisão dos resultados estimados.

A.1.1 - Incertezas relativas ao processo de medição

O sistema de medição da temperatura da lâmina de aço utilizado, possui as seguintes especificações, quanto à precisão:

- Tolerância da aplicação: $\pm 13^{\circ}\text{C}$
- incerteza de calibração do sistema de medição: $\pm 1,5\%$ do valor da leitura

A incerteza do sistema de medição, não se constitui na única fonte de erros de medição. Além desta, existem também as incertezas devido às dificuldades intrínsecas ao processo de medição e a instabilidade inerente do mensurando em questão. Por ser um processo essencialmente manual, tais incertezas, apresentam um nível elevado de dificuldade para serem quantificadas, porém, devem ser identificadas e o experimento deve ser planejado e conduzido de forma a minimizar o efeito devido ao erro de medição.

O sensor do instrumento detecta um valor pontual para a temperatura na lâmina de aço, por isso seria necessário um perfeito encobrimento da superfície a ser medida. Com o deslocamento da tira de aço pelo interior do forno, é possível ocorrer vibração e movimentações bruscas da superfície a ser medida, ocasionando alterações nos valores de registro.

A experiência profissional do operador e a familiaridade com o instrumento de medição, podem também constituir em fontes de erro, influenciando na repetitividade das medições.

Erros devido à medição de temperatura interna do forno

O sistema de medição utilizado, possui as seguintes especificações, quanto à precisão:

- incerteza da malha de controle do sistema de medição da temperatura interna do forno: $\pm 4,1$ °C
- incerteza do sensor: $\pm 2,2$ °C ou $\pm 0,75$ % do valor da leitura, o que for maior

Portanto a incerteza combinada mínima do sistema é:

$$u_c = \sqrt{4,1^2 + 2,2^2} = \pm 4,65 \text{ } ^\circ\text{C}$$

Considerando que a temperatura máxima da atmosfera do forno é da ordem de 930°C, a incerteza máxima é da ordem de:

$$u_c = \sqrt{4,1^2 + (0,0075 * 930)^2} = \pm 8,09 \text{ } ^\circ\text{C}$$

A.1.2 - Incertezas relativas ao equipamento

O único termopar existente em cada zona de aquecimento do forno, posicionado na parte superior (teto), certamente não retrata com perfeição a distribuição do campo de temperaturas existente no espaço ocupado pela referida zona, o que constitui também em uma fonte de incerteza.

A existência de pelo menos, um ponto a mais de medição, em uma posição estrategicamente escolhida, traria uma contribuição significativa para o alcance de um resultado, o mais próximo da realidade.

O gás que entra no reator para compor a atmosfera redutora, tem a proporção da mistura medida por instrumentos periodicamente calibrados. Porém a umidade na atmosfera é resultante do carreamento de gotículas de água pelo gás, durante a passagem pelo umidificador e expandido quando em contato com a alta temperatura. O ponto de orvalho é mantido entre 61 a 63°C. A variação da proporção em volume do vapor d'água na atmosfera do forno, bem como a variação da pressão parcial dos gases, representam assim, uma fonte de incerteza nos resultados calculados pelo software.

A potência elétrica requerida às condições de trabalho do reator, é uma variável relevante no cálculo do aquecimento da lâmina de aço. Porém, esta variável não é controlada pelo sistema de supervisão do equipamento, sendo classificada como uma variável manipulada. Sua medição é acompanhada por uma escala de porcentagem, sendo necessário a conversão manual para a unidade real de potencia (Watts). Assim, este fato também é considerado como uma fonte de incerteza para o modelo matemático.

A.1.3 - Incertezas relativas às propriedades do material

Outra fonte de incerteza que deve ser considerada de grande relevância ao modelo de transferência de calor, refere-se às propriedades termofísicas da tira de aço. A precisão dos cálculos executados pelo modelo matemático, é dependente da correta seleção e da exatidão dos valores na qual as propriedades termofísicas são determinadas.

Observa-se que os valores utilizados como referência, baseiam-se na hipótese da homogeneidade e isotropia do material, possuindo uma mesma composição química, ou qualquer outro tipo de beneficiamento.

Os valores das propriedades utilizadas no cálculo, são os mesmos dados utilizados pelo departamento de controle de processos da Empresa.

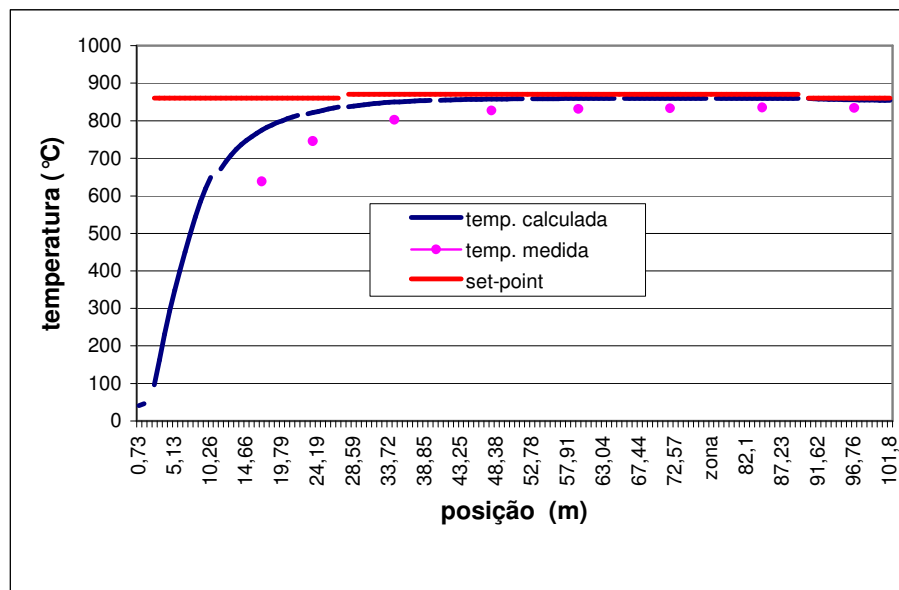
APÊNDICE B

O elemento de malha original, foi definido como o espaço percorrido pela lâmina de aço em um intervalo de tempo $\Delta t = 1$ segundo, na velocidade de processo de 44 m/min, ou seja 0,733 m. A precisão da integração numérica, é melhorada com a diminuição de Δt , porém com o aumento do tempo computacional.

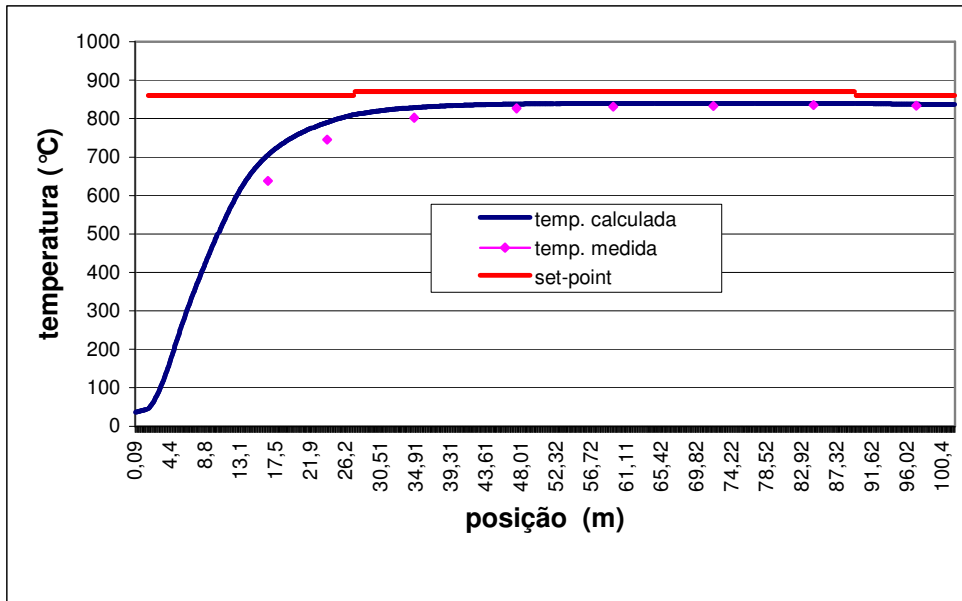
Para o caso presente, a melhor aproximação dos resultados experimentais em relação a todos os pontos de medição, foi conseguida com uma subdivisão de 27 elementos da malha original.

Os gráficos apresentados a seguir mostram o perfil de temperatura nos pontos relacionados para diferentes tamanhos de malha.

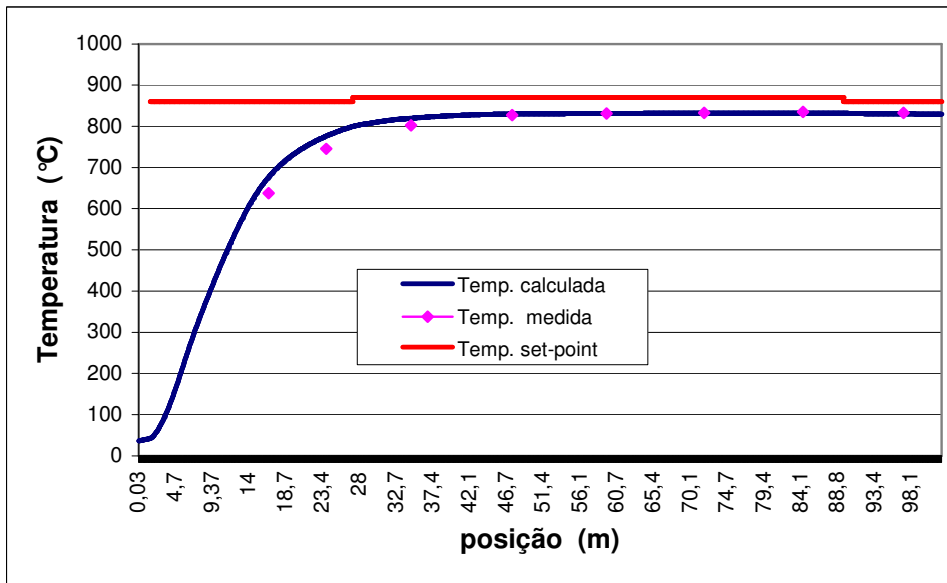
Teste de malha: n=1



Teste de malha: n=8



Teste de malha: n=27



Teste de malha: n=40

