

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
INSTITUTO DE MATEMÁTICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM MATEMÁTICA APLICADA

Simulação dos Processos de Transferência de Calor na Produção de Aços Especiais

por

Edson Alves

Dissertação submetida como requisito parcial
para a obtenção do grau de
Mestre em Matemática Aplicada

Prof. Dr. Jorge R. Silva Zabadal
Orientador

Porto Alegre, Janeiro de 2002

CIP - CATALOGAÇÃO NA PUBLICAÇÃO

Alves, Edson

Simulação dos Processos de Transferência de Calor na Produção de Aços Especiais / Edson Alves—Porto Alegre: PPGMAP da UFRGS, 2002.

58 p.: il.

Dissertação (mestrado) —Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Programa de Pós-Graduação em Matemática Aplicada, Porto Alegre, 2002.

Orientador: Zabadal, Jorge R. Silva

Área: Matemática Aplicada

Palavras-chave: Simulação, Diferenças Finitas, Transferência de Calor, Siderurgia

Simulação dos Processos de Transferência de Calor na Produção de Aços Especiais

por

Edson Alves

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Matemática Aplicada do Instituto de Matemática da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como requisito parcial para a obtenção do grau de

Mestre em Matemática Aplicada

Linha de Pesquisa: Teoria de Transporte e Transformadas Integrais

Orientador: Prof. Dr. Jorge R. Silva Zabadal

Banca examinadora:

Prof. Dr. Fernando Carvalho da Silva
COPPE/UFRJ

Prof. Dr. Sérgio de Queiroz Bogado Leite
CNEN

Prof. Dr. Marco Tullio M. B. de Vilhena
PPGMAp/IM/UFRGS

Dissertação apresentada e aprovada em
16 de Janeiro de 2002

Prof. Vilmar Trevisan, Ph.D.
Coordenador

”Aprender Matemática é como entrar numa mansão completamente escura: você vai colidindo com a mobília e gradualmente aprende onde cada peça está. Após uns seis meses, você encontra o interruptor da luz. Agora você vê exatamente onde está, mas outros seis meses o aguardam na escuridão do próximo compartimento da casa”

Andrew Wiles

para meus pais
Jonas e Terezinha

AGRADECIMENTOS

Primeiramente a Deus, que com sua imensa luz permitiu que caminhos difíceis fossem trilhados;

Ao corpo docente do Programa de Pós-Graduação em Matemática Aplicada; em especial à Profa. Dra. Cynthia Feijó Segatto e ao Prof. Dr. Marco Túlio M. B. de Vilhena;

Ao meu orientador, Prof. Dr. Jorge R. S. Zabadal pela paciência e orientação segura;

Ao Prof. Gilberto Orengo de Oliveira, pela ajuda com o \LaTeX ;

Em especial pelo incentivo, ao mestre e amigo Prof. Dr. Ma To Fu

À CAPES pelo suporte financeiro;

A todos aqueles que direta ou indiretamente contribuíram para a realização desta conquista; o meu mais sincero

Muito Obrigado!

RESUMO

Neste trabalho, é apresentado um método numérico para obtenção da solução da equação da condução de calor. O método é baseado numa formulação explícita bidimensional em diferenças finitas que permite efetuar simulações em tempo real. A fim de reduzir o tempo de processamento, são empregados dois algoritmos auxiliares. O primeiro executa uma correção nas diferenças finitas que possibilita a resolução do problema em malha grossa. O segundo consiste em uma extrapolação temporal da distribuição de temperaturas que proporciona um aumento adicional na velocidade de processamento. Simulações numéricas são apresentadas.

ABSTRACT

In this work, a numerical method for solving the heat conduction equations is proposed. The method is based on a two dimensional explicit formulation in finite differences which allows to carry out real time simulations. In order to reduce the time processing of the numerical calculation, two auxiliary algorithms are employed. The first perform a correction over the finite differences, in order to solve the problem in a coarse mesh. The second consists in a time extrapolation of the temperature distribution, which provides an additional increase in the processing speed. Numerical simulations are reported.

Índice

1	Introdução	1
2	Descrição Geral do Problema	
	Aspectos Físicos e Operacionais	6
2.1	Controle on-line de temperatura do aço líquido	6
2.2	Descrição sumária do processo	9
3	Modelo Utilizado e Método Proposto	11
3.1	Escolha do sistema de coordenadas e descrição do modelo matemático	11
3.1.1	Condições de contorno	12
3.1.2	Condições iniciais	16
3.1.3	A malha espacial	17
3.1.4	Obtenção das equações discretizadas	18
3.2	Extrapolação no tempo	22
3.3	Correção do erro de discretização espacial	25
3.4	Estabilidade Numérica	28
3.5	Roteiro de cálculo	29
4	Resultados Numéricos	30
4.1	Simulação do tratamento térmico	30

4.1.1	Panela nova	30
4.1.2	Panela após uma batelada	41
4.1.3	Panela após duas bateladas	45
4.1.4	Panela fora de ciclo	45
5	Conclusões	47
	Referências Bibliográficas	50
A	Histórico	54

Lista de Símbolos

\mathfrak{F}	fator de forma
a	fator de correção da diferença finita
$F(r, z)$	distribuição inicial de temperaturas do forno-panela
h_{amb}	coeficiente de película para a interface ambiente/refratário
h_{esc}	coeficiente de película para a interface aço/escória
$h_{F_{int}}$	coeficiente de película do fundo interno do forno-panela
h_F	coeficiente de película do fundo do forno-panela
$h_{L_{int}}$	coeficiente de película da parede lateral interna do forno-panela
h_L	coeficiente de película da parede lateral do forno-panela
h_{topo}	coeficiente de película referente ao topo do forno-panela
i	índice da posição radial
j	índice da posição axial
$Q(t)$	fonte uniforme de calor
r	coordenada radial
r_0	raio externo do forno-panela
r_{int}	raio interno do forno-panela
T	temperatura
t	tempo
$T_{i,j}^p$	valor da temperatura no ponto (i, j) no instante p
T_{aco}	temperatura do aço líquido
T_{amb}	temperatura ambiente
T_{esc}	temperatura da escória

$T_{F_{int}}$	temperatura da face interna do fundo do forno-panela
$T_{L_{int}}$	temperatura da parede lateral interna do forno-panela
z	coordenada axial da região cilíndrica
z_{fundo}	cota correspondente à face interna do fundo do forno-panela
z_s	cota correspondente à superfície do aço
z_{topo}	cota correspondente ao topo do forno-panela
α	difusividade térmica
Δr	incremento da variável radial
Δt	incremento da variável temporal
Δz	incremento da variável axial
σ	constante de Stefan-Boltzmann ($5,67 \times 10^{-8} W/m^2 K^4$)
ε_{esc}	emissividade da escória
ε_{panela}	emissividade do forno-panela

Lista de Figuras

2.1	Estrutura do forno-panela	7
2.2	Corte transversal do forno-panela	9
3.1	Dimensões e cotas do forno-panela	12
3.2	Condições de contorno para o forno-panela vazio	14
3.3	Condições de contorno para o forno-panela cheio	15
3.4	Discretização do domínio espacial	17
4.1	Distribuição de temperatura durante o pré-aquecimento vertical	31
4.2	Distribuição de temperatura durante o vazamento do aço . . .	32
4.3	Distribuição de temperatura durante a inserção de termopares	33
4.4	Distribuição de temperatura durante a adição de ligas	33
4.5	Distribuição de temperatura durante o transporte para a torre	34
4.6	Distribuição de temperatura durante o lingotamento com tampa	35
4.7	Distribuição de temperatura durante o lingotamento sem tampa	36
4.8	Distribuição de temperatura ao final do lingotamento	36
4.9	Curva da evolução da temperatura do aço a partir do vazamento	38
4.10	Temperatura da parede lateral interna	39
4.11	Calor perdido pelo aço para o forno-panela	40
4.12	Calor perdido pelo forno-panela para o ambiente	41
4.13	Perfil radial de temperatura do forno-panela	42

4.14 Forno-panela com uma batelada - ociosa durante 1 hora	43
4.15 Perfil de temperatura do forno-panela após o segundo vazamento	44
4.16 Temperatura do forno-panela no início do segundo lingotamento	44
4.17 Forno-panela ao término do segundo lingotamento	45

Lista de Tabelas

2.1	Difusividade térmica a 25°C	7
3.1	Temperatura x tempo	24
3.2	Temperatura x variável auxiliar	24
A.1	Histórico - Temperatura pré-lingotamento	55

Capítulo 1

Introdução

Os processos envolvidos na produção de aços especiais compreendem fenômenos mecânicos e térmicos cuja modelagem, simulação e controle requerem o emprego de ferramentas específicas para o tratamento de problemas não-lineares. Em particular, os processos de transferência de calor que ocorrem ao longo da formulação de ligas metálicas envolvem todos os mecanismos de troca térmica em meio multi-composto (condução, convecção e radiação), além de exigir o tratamento das não-linearidades decorrentes do emprego de propriedades físicas variáveis com a temperatura.

O controle de processos de produção de aços apresenta ainda um inconveniente adicional: o *tempo morto* do sistema. Isto é, o intervalo de tempo transcorrido entre a atuação no sistema e a verificação do efeito correspondente é relativamente longo, de modo que o mapeamento das variáveis manipuladas e controladas depende de um ajuste prévio de sincronismo nos respectivos dados brutos. Dessa forma, controladores proporcionais-integrais-derivativos (PID), redes neurais e sistemas de mapeamento em geral não constituem ferramentas adequadas para efetuar o controle on-line do processo. As não-linearidades impedem que controladores PID corrijam adequada-

mente as variáveis controladas, enquanto o tempo morto não permite que mapeadores de processo operem de forma eficiente, devido à necessidade de estabelecer o sincronismo dos dados de entrada e saída.

Considerando as dificuldades relacionadas à presença de não linearidades e tempo morto, uma alternativa para se fazer o controle em tempo real é o emprego de sistemas de simulação acoplados a controladores preditivos não-lineares em unidades de produção de aço. Entretanto, o tempo de processamento requerido para a obtenção das soluções dos problemas associados aos processos térmicos, tende a inviabilizar a aplicação de sistemas de simulação, uma vez que se dispõe de poucos minutos entre a aquisição de dados e a atuação na planta em tempo hábil.

Existem diversos métodos aplicáveis à simulação de processos térmicos envolvidos na produção de ligas metálicas, dentre os quais algumas formulações híbridas foram empregadas com sucesso na determinação de curvas de evolução temporal para a temperatura de aços inoxidáveis. Entretanto, os métodos apresentados na literatura não satisfazem simultaneamente as exigências com respeito ao tempo de processamento e à exatidão requerida. Em [4, 26] são utilizados modelos bidimensionais nos quais as distribuições de temperatura na parede lateral e no fundo do recipiente refratário são consideradas desacopladas. O tempo de processamento resultante permite a atuação sobre a planta em tempo real para sistemas com menor inércia térmica do que o da unidade industrial considerada no trabalho proposto. Contudo, os resultados obtidos apresentam, em geral, desvios superiores a 15°C em relação às medidas efetuadas com termopares. Uma formulação híbrida que utiliza a transformada de Laplace na variável tempo e Diferenças Finitas do tipo implícito nas variáveis espaciais foi desenvolvida em [5]. Embora os resultados fornecidos pelo método apresentem excelente concordância com as medidas experimentais (desvios em torno de 5°C), o tempo de processamen-

to resultante é bastante elevado. Soluções semi-analíticas foram empregadas [23] para a equação de condução em coordenadas retangulares, que embora satisfaça as exigências com respeito ao tempo de processamento e à exatidão requerida, é aplicável apenas a uma das etapas do processo - o lingotamento contínuo.

Um método de resolução apresentado [22] para o problema inverso em siderurgia, consiste em reconstituir distribuições de temperaturas a partir de valores medidos na fronteira. O método apresenta o inconveniente de exigir a inserção de diversos termopares nas paredes do recipiente. A exemplo da formulação proposta por [23], a grande maioria dos métodos utilizados em simulação e controle é aplicável apenas à etapa do lingotamento contínuo [9], e além disso exigem o conhecimento prévio da distribuição de temperaturas na superfície externa do recipiente, tal como o método para resolução do problema inverso [22]. Nessa classe de formulações se encontram esquemas de resolução de problemas inversos baseados em modelos tridimensionais estacionários [17] e unidimensionais transientes, bem como métodos estatísticos que utilizam análise multivariada [21] e sistemas de otimização baseados em programação não-linear [14, 15].

Contudo, esses métodos não consideram de forma adequada a distribuição de temperaturas na parede do recipiente dentro do qual o aço se encontra durante grande parte do processo de formulação, que se processa em batelada. Esse recipiente, denominado *forno-panela*, consiste basicamente em um tanque cilíndrico de parede espessa, composto por diversos materiais de elevada inércia térmica, dentre os quais predominam tijolos refratários baseados em óxidos de Alumínio e Magnésio. Ocorre que devido a baixa difusividade térmica desses materiais, o forno-panela possui elevada inércia térmica, retendo calor durante longos períodos de tempo, e influenciando fortemente a temperatura do aço em bateladas subsequentes. Assim, qual-

quer que seja o método proposto para efetuar o controle em tempo real da unidade, deve efetuar o cálculo detalhado da distribuição de temperaturas no interior das paredes do forno-panela, a fim de que a temperatura final do aço se encontre dentro da faixa de tolerância que as especificações comerciais do produto final exigem. Essa tolerância, em torno de 10°C , é bastante restritiva, considerando-se que a temperatura média do aço durante o processo é de aproximadamente 1600°C . Assim, a respectiva margem de erro percentual exigida é inferior a 0,7%.

O trabalho proposto consiste na elaboração de um novo sistema de simulação que possa ser utilizado para efetuar o controle on-line do processo de formulação de ligas metálicas. O novo sistema pode ser empregado junto a um controlador preditivo não-linear para efetuar correções de temperatura que possibilitem atingir a meta de 0,7% para a margem de erro referente à temperatura final do aço, a fim de atender às especificações estruturais que permitam a obtenção de um produto comercialmente aceitável na grande maioria das bateladas efetuadas. Cabe observar que nas bateladas para as quais a margem de erro não cumpre a meta estabelecida, o aço deve retornar ao início do processo, o que implica não apenas em queda de produtividade, mas também num custo adicional com energia bastante elevado.

Para que um sistema de simulação possa ser utilizado no controle on-line de processos industriais, sua velocidade de processamento deve ser suficientemente alta para que as informações por ele fornecidas a um controlador preditivo permitam efetuar correções nas variáveis de interesse em tempo hábil. No processo de formulação de ligas, a alta velocidade de processamento exigida para o sistema de simulação é comprometida pela meta relativa à margem de erro na temperatura final, uma vez que para tanto se torna necessário não apenas estimar, mas avaliar com razoável exatidão a evolução temporal da distribuição de temperaturas nas paredes do forno-

panela. No trabalho proposto é apresentado um método numérico que torna possível conciliar ambas exigências para que um sistema de simulação nele baseado possa ser empregado no controle do processo de fabricação de aços. Esse método consiste basicamente em uma formulação explícita em diferenças finitas, na qual são efetuadas correções que permitem reduzir o erro de truncamento espacial, a fim de obter uma solução numérica em malha grossa que possua exatidão suficiente para atingir a meta estabelecida. Além disso, o sistema possui um algoritmo de extrapolação que permite utilizar, em determinadas etapas do processo, incrementos temporais bastante elevados sem comprometer a estabilidade da solução numérica e sem introduzir erros significativos nas sucessivas distribuições de temperatura. Ambas as medidas visam reduzir o tempo de processamento necessário para a obtenção da solução numérica, a fim de viabilizar sua utilização junto a sistemas de controle preditivo.

O trabalho proposto é desenvolvido como segue:

No capítulo 2 é apresentada a descrição do problema físico, na qual são enfatizados alguns aspectos operacionais de maior importância do ponto de vista industrial. No capítulo 3 é descrito o modelo matemático empregado, considerando os aspectos operacionais mencionados no capítulo anterior, bem como as respectivas equações discretizadas. No capítulo 4 são apresentadas simulações numéricas das formulações em panelas novas, panelas com mais de uma batelada e panelas fora de ciclo. O capítulo 5 encerra o trabalho apresentando conclusões e sugestões para o futuro emprego do sistema na elaboração de um pacote computacional integrado, capaz de efetuar o controle on-line de processos siderúrgicos. No apêndice são apresentadas comparações com dados experimentais obtidos através de aquisição na planta industrial (unidade de forno-panela da Aços Finos Piratini).

Capítulo 2

Descrição Geral do Problema

Aspectos Físicos e Operacionais

A produção de aços especiais consiste num processo em batelada para a formulação de ligas metálicas, baseadas usualmente em Ferro, Carbono, Cromo e Níquel, contendo pequenas quantidades de metais de transição e elementos redutores. A Composição das ligas confere aos aços especiais algumas propriedades físico-químicas que possibilitam seu emprego em várias aplicações para as quais a utilização do aço comum, composto basicamente de Ferro e Carbono, se torna inviável. Dentre essas propriedades se destacam a ductibilidade e a resistência à corrosão, que viabilizam o uso dos aços especiais na indústria automobilística e química.

2.1 Controle on-line de temperatura do aço líquido

A produção das ligas metálicas é feita num tanque cilíndrico de parede espessa composto por diversos materiais refratários, denominado *forno-*

panela. A Figura 2.1 mostra a estrutura, as medidas e a espessura da parede lateral e do fundo. A Figura 2.2 mostra um corte transversal no forno-panela onde se pode observar o nível do aço líquido, o eletrodo de grafite, o cabo por onde é conduzida a corrente elétrica e a tampa do forno-panela.

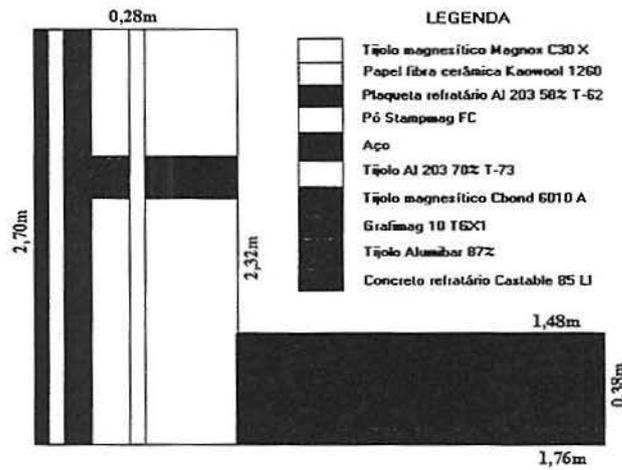


Figura 2.1: Estrutura do forno-panela

A Tabela 2.1 mostra os valores da difusividade térmica para cada um dos materiais que compõem o forno-panela.

Tabela 2.1: Difusividade térmica a 25°C

Material	α (m^2/s)
Aço	0.00001000
Papel fibra cerâmica (Kaowool 1260)	0.00000100
Plaqueta refratário Al203 58% (T-62)	0.00000050
Tijolo Al203 70% (T-73)	0.00000050
Pó (Stampmag FC)	0.00000070

continua na próxima página

continuação da Tabela 2.1

Tijolo magnésítico (Magnox C30X)	0.00000130
Tijolo magnésítico (Cbond 6010A)	0.00000230
Grafimag 10 TGXI	0.00000300
Concreto refratário (Castable 85 LI)	0.00000077
Tijolo Alumibar 87%	0.00000050

O controle de temperatura no forno-panela constitui a etapa crítica na produção de aços especiais. A fim de evitar o posterior surgimento de micro-fraturas e garantir a uniformidade estrutural da liga, se faz necessário encerrar o processo de tratamento no forno-panela mantendo a temperatura do aço dentro de um intervalo de temperatura bastante restrito.

Em geral, a temperatura de saída do forno-panela se encontra em torno de 1600°C, sendo a respectiva margem de erro da ordem de 10°C. Ocorre que não é possível efetuar ajustes finos na temperatura do aço ao final do processo, devido à elevada inércia térmica do sistema. Dessa forma, é preciso efetuar previsões em tempo real, a fim de possibilitar a atuação no sistema com antecedência, de modo a compensar o tempo morto resultante da inércia térmica. Tais previsões não podem ser efetuadas através do emprego de controladores PID ou mesmo de redes neurais, pois a temperatura de saída do aço depende essencialmente da sua composição e da distribuição de temperaturas na parede lateral e na base do forno-panela.

Havendo cerca de 400 formulações para aços especiais e uma infinidade de possíveis distribuições de temperatura no interior dos fornos-panela, devido à distribuição extremamente irregular de tempos de residência e de períodos de revezamento, o uso de controladores e mapeadores de processo se torna impraticável, pois exigiria o emprego de uma enorme base de

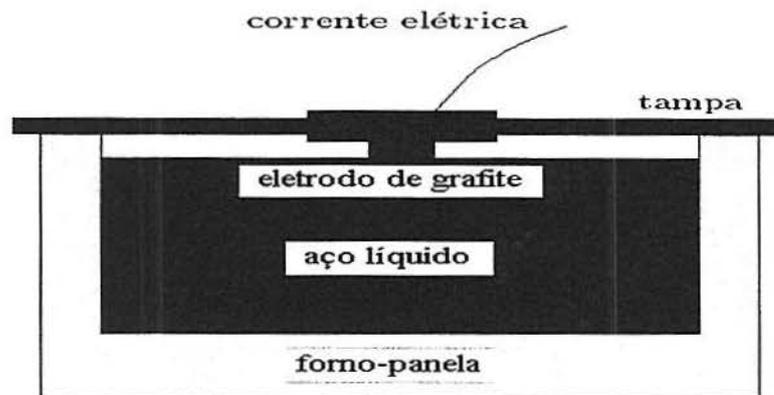


Figura 2.2: Corte transversal do forno-panela

dados para efetuar correções sobre as estimativas por eles fornecidas. Assim, a previsão da temperatura do aço deve ser efetuada através de simulação, o que exige a elaboração de um sistema com alta velocidade de processamento.

2.2 Descrição sumária do processo

No início do processo de formulação, o forno-panela recebe um tratamento térmico chamado pré-aquecimento (horizontal e vertical) com o objetivo de aumentar a sua temperatura para não haver uma queda muito acentuada na temperatura do aço líquido quando for feito o vazamento. Em seguida a panela é transportada para o alto-forno onde é feita a descarga do aço. O forno-panela recebe então cerca de 50 ton de aço líquido do alto-forno a uma temperatura aproximada de 1600°C e é então transportado para o

setor onde será feito o tratamento térmico e a formulação do aço. Para isso, o forno-panela passa por uma série de operações durante as quais são feitas as adições de ligas e a inserção de termopares para a tomada de temperatura e injeção ocasional de calor sob a forma de corrente elétrica, conduzida através de um eletrodo de grafite com o objetivo de minimizar as perdas térmicas. O forno-panela é transportado sem tampa até a torre para o lingotamento contínuo que será feito em duas etapas: lingotamento com tampa e lingotamento sem tampa.

Capítulo 3

Modelo Utilizado e Método Proposto

Dada a complexidade do processo de obtenção das ligas, que exige o emprego de fontes e condições de contorno variáveis com o tempo, é empregado um esquema numérico de resolução baseado em diferenças finitas. O esquema proposto é do tipo explícito, com extrapolação na variável tempo e redução dos erros de discretização espacial. A redução dos erros de discretização tem por objetivo viabilizar a obtenção da solução numérica em malha grossa e a extrapolação visa obter uma velocidade de processamento compatível com a exigência de atuação on-line no processo industrial.

3.1 Escolha do sistema de coordenadas e descrição do modelo matemático

A transferência de calor no interior dos fornos-panela pode ser tratada como um processo transiente essencialmente condutivo em meio multicomposto, descrito pela equação:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} + Q(t); \quad (3.1)$$

onde T representa a temperatura, α a difusividade térmica, t o tempo, r a coordenada radial, z a coordenada axial da região cilíndrica e $Q(t)$ uma fonte uniforme de calor, correspondente à energia térmica fornecida através da passagem ocasional de corrente elétrica na superfície do aço, efetuada através de um eletrodo de grafite.

3.1.1 Condições de contorno

A Figura 3.1 mostra as dimensões e as cotas do forno-panela.

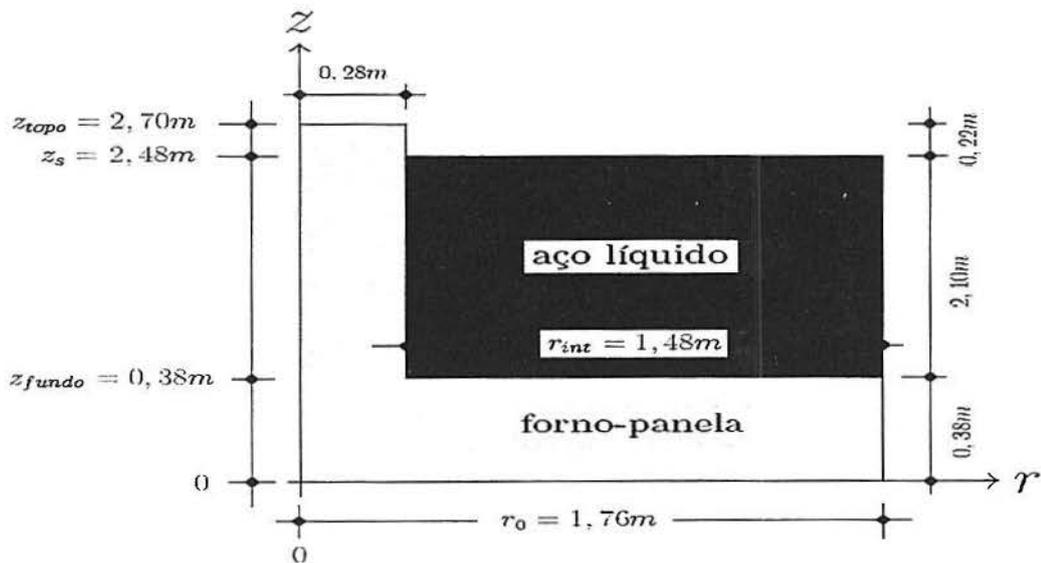


Figura 3.1: Dimensões e cotas do forno-panela

As condições de contorno do problema descrevem as perdas de calor por radiação e convecção natural para o ar que envolve, respectivamente, as

faces externas do topo, da parede lateral e do fundo do forno-panela (ver Figura 3.2):

$$\frac{\partial T}{\partial z} = \sigma \varepsilon_{\text{panela}}(T^4 - T_{\text{amb}}^4) \mathfrak{F} + h_{\text{topo}}(T - T_{\text{amb}}) \quad \text{para } z = z_{\text{topo}}, \quad r_{\text{int}} < r < r_0; \quad (3.2)$$

$$\frac{\partial T}{\partial r} = \sigma \varepsilon_{\text{panela}}(T^4 - T_{\text{amb}}^4) + h_L(T - T_{\text{amb}}) \quad \text{para } r = r_0, \quad 0 < z < z_{\text{topo}}; \quad (3.3)$$

$$\frac{\partial T}{\partial z} = \sigma \varepsilon_{\text{panela}}(T^4 - T_{\text{amb}}^4) + h_F(T - T_{\text{amb}}) \quad \text{para } z = 0, \quad 0 < r < r_0; \quad (3.4)$$

onde σ é a constante de Stefan-Boltzmann, $\varepsilon_{\text{panela}}$ é a emissividade e T a temperatura do forno-panela; z_{topo} é a cota correspondente ao topo, r_{int} o raio interno e r_0 o raio externo do forno-panela; \mathfrak{F} é o fator de forma, considerado igual a zero quando a panela está coberta; h_F , h_L e h_{topo} representam, respectivamente, os coeficientes da película relativos ao fundo, à parede lateral externa e ao topo da panela. Todos os coeficientes de película são expressos através de relações empíricas envolvendo parâmetros adimensionais [4]. A Figura 3.2 mostra o forno-panela vazio e as respectivas condições de contorno.

Para as faces internas do forno-panela, as condições de contorno dependem da etapa na qual o processo se encontra. Enquanto o forno-panela permanece vazio, as equações

$$\frac{\partial T}{\partial r} = \sigma \varepsilon_{\text{panela}}(T^4 - T_{\text{amb}}^4) + h_L(T - T_{\text{amb}}) \quad \text{para } r = r_{\text{int}}, \quad z_{\text{fundo}} < z < z_{\text{topo}}; \quad (3.5)$$

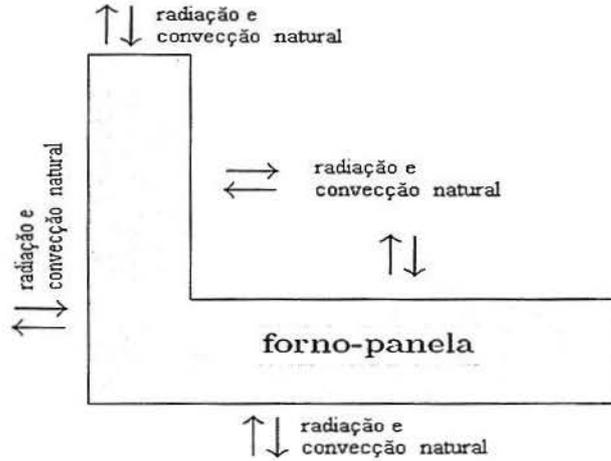


Figura 3.2: Condições de contorno para o forno-panela vazio

$$\frac{\partial T}{\partial z} = \sigma \varepsilon_{\text{panela}}(T^4 - T_{\text{amb}}^4) + h_F(T - T_{\text{amb}}) \quad \text{para } z = z_{\text{fundo}}, \quad 0 < r < r_{\text{int}}; \quad (3.6)$$

descrevem, respectivamente, as perdas de calor por radiação e convecção natural da parede lateral interna e da face interna do fundo para o ar ambiente. Aqui z_{fundo} é a cota correspondente à face interna do fundo do forno-panela.

A partir do vazamento do aço, as condições de contorno (ver Figura 3.3) descrevem a perda de calor por convecção forçada entre o aço líquido e a parede lateral interna

$$\frac{\partial T}{\partial r} = h_{L_{\text{int}}}(T_{\text{aco}} - T_{L_{\text{int}}}) \quad \text{para } r = r_{\text{int}}, \quad z_{\text{fundo}} < z < z_s; \quad (3.7)$$

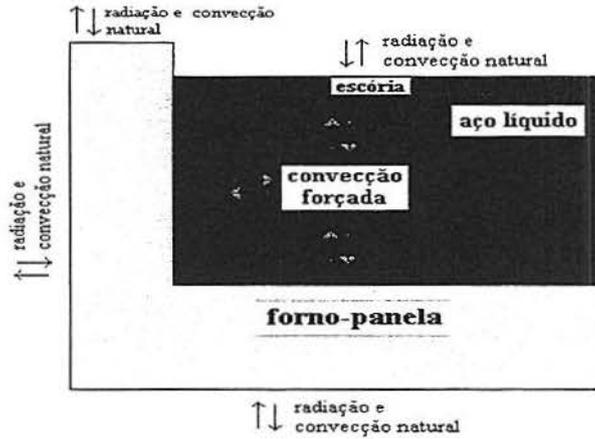


Figura 3.3: Condições de contorno para o forno-panela cheio

a perda de calor por convecção forçada entre o aço líquido e o fundo interno do forno-panela

$$\frac{\partial T}{\partial z} = h_{F_{int}}(T_{aco} - T_{F_{int}}) \quad \text{para } z = z_{fundo}, \quad 0 < r < r_{int}; \quad (3.8)$$

a perda de calor por convecção forçada entre o aço líquido e a escória, dada pela equação

$$\frac{\partial T}{\partial z} = h_{esc}(T_{aco} - T_{esc}) \quad \text{para } z = z_s, \quad 0 < r < r_{int}; \quad (3.9)$$

onde T_{aco} é a temperatura do aço líquido; $h_{L_{int}}$ e $T_{L_{int}}$ representam, respectivamente, o coeficiente de película e a temperatura da parede lateral interna; $h_{F_{int}}$ e $T_{F_{int}}$ representam, respectivamente, o coeficiente de película

e a temperatura do fundo interno da panela; h_{esc} e T_{esc} representam, respectivamente, o coeficiente de película e a temperatura da escória; e z_s é a cota correspondente à superfície do aço.

São levadas em conta ainda as perdas de calor por radiação e convecção natural da escória para o ambiente, dada por:

$$\frac{\partial T}{\partial z} = \sigma \varepsilon_{esc}(T_{esc}^4 - T_{amb}^4)\mathfrak{F} + h_{amb}(T_{esc} - T_{amb}) \quad \text{para } z = z_s, \quad 0 < r < r_{int}; \quad (3.10)$$

onde σ é a constante de Stefan-Boltzmann, ε_{esc} é a emissividade, T_{esc} a temperatura da escória, z_s é a cota correspondente à superfície do aço, r_{int} o raio interno do forno-panela e \mathfrak{F} é o fator de forma, considerado igual a zero quando a panela está coberta.

3.1.2 Condições iniciais

A distribuição inicial de temperaturas é dada por:

$$T_{aco} = T_0 = cte \quad \text{para } t = 0 \quad (3.11)$$

para o aço recém descarregado do alto-forno no interior do forno-panela, e

$$T = F(r, z) \quad \text{para } t = 0 \quad (3.12)$$

para a distribuição inicial das temperaturas no próprio forno-panela, onde T_0 e T_{amb} são homogêneas. Em geral, esta distribuição depende de simulações adicionais, uma vez que o estado inicial do forno-panela corresponde ao seu estado final em uma batelada imediatamente anterior. Caso o forno-panela

esteja recebendo a sua primeira batelada, a distribuição inicial de temperaturas vale

$$T = T_{amb} \quad \text{para } t = 0 \quad (3.13)$$

3.1.3 A malha espacial

Ao contrário de uma solução analítica, que permite a determinação da temperatura em qualquer ponto de interesse no interior do domínio, uma solução numérica fornece a temperatura em pontos discretos. Portanto a primeira etapa em qualquer análise numérica deve ser a seleção destes pontos.

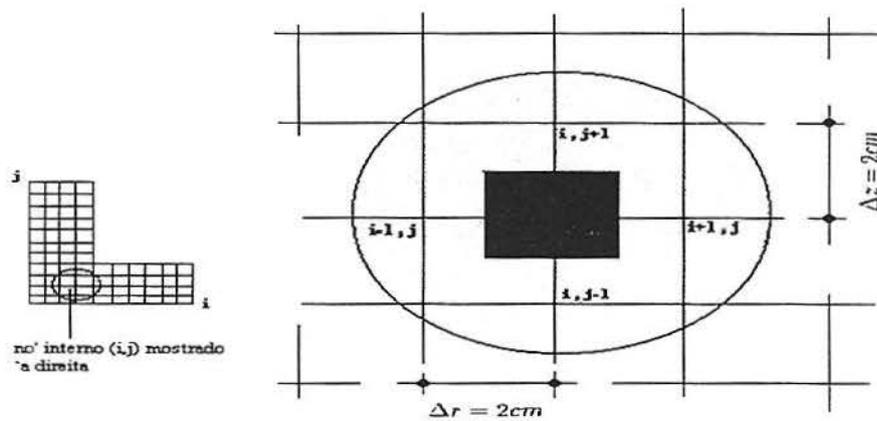


Figura 3.4: Discretização do domínio espacial

Neste caso, o meio condutor será discretizado espacialmente por uma malha em cujos nós serão avaliadas as temperaturas locais amostradas no interior do domínio. A malha uniforme utilizada na figura 3.4 é gerada por duas famílias de linhas paralelas equidistantes: uma radial e outra axial.

O ponto de referência é frequentemente chamado de nó, enquanto que o conjunto de pontos forma uma rede ou malha. A posição de um nó é indicada por dois números: i para a posição radial e j para a posição axial.

3.1.4 Obtenção das equações discretizadas

Consideremos novamente a equação (3.1)

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

No caso da condução em regime transiente, além da discretização do domínio espacial (r, z) devemos também discretizar o domínio temporal $t \geq 0$. Esta última variável é representada por um número discreto de quadros *instantâneos*. O tempo transcorrido entre dois quadros instantâneos consecutivos é Δt e num primeiro momento vamos admitir por simplicidade que este intervalo de tempo é constante. Estes quadros instantâneos são ordenados no eixo do tempo na sequência indicada pelo número p , de modo que p representa o quadro instantâneo atual, enquanto que $p - 1$ e $p + 1$ representam os quadros imediatamente anterior e imediatamente posterior ao quadro atual. O primeiro quadro desta sequência $p = 0$, representa a distribuição inicial de temperatura, ou seja, a condição inicial especificada em $t = 0$.

A divisão do meio condutor num conjunto de sistemas discretos, localizados por (i, j) e a adoção dos quadros instantâneos indicados por p implica que a distribuição de temperatura $T(r, z, t)$ será substituída por duas matrizes $T_{i,j}^{p-1}$ e $T_{i,j}^p$ para representar a distribuição de temperaturas referente ao *passado* e ao *presente* respectivamente. Estes valores numéricos podem ser determinados a partir da aplicação da primeira lei da termodinâmica a

cada sistema [1, 12], e levando em consideração a condição inicial e as de contorno que fazem parte da formulação original do problema.

Métodos analíticos não são adequados para resolver este problema, porque além da geometria complicada e da propriedade física α depender das variáveis espaciais; a fonte de calor e as condições de contorno não-lineares variam com o tempo. Assim, surge a necessidade da aplicação de um método numérico. Em nosso trabalho usaremos uma formulação explícita do Método das Diferenças Finitas [10, 11]. A idéia básica do Método das Diferenças Finitas é transformar o problema de resolver uma equação diferencial parcial, num problema de resolver um sistema de equações algébricas, usando para isso, aproximações das derivadas que aparecem na equação, por diferenças finitas. Para as aproximações das derivadas das variáveis axial e radial, usaremos diferenças centrais:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} \cong \frac{T_{i+1,j}^p - 2T_{i,j}^p + T_{i-1,j}^p}{(\Delta r)^2} + O(\Delta r)^2 \quad (3.14)$$

$$\frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \cong \frac{T_{i,j+1}^p - 2T_{i,j}^p + T_{i,j-1}^p}{(\Delta z)^2} + O(\Delta z)^2 \quad (3.15)$$

$$\frac{\partial T}{\partial r} \cong \frac{T_{i+1,j}^p - T_{i-1,j}^p}{2\Delta r} + O(\Delta r)^2 \quad (3.16)$$

$$\frac{\partial T}{\partial z} \cong \frac{T_{i,j+1}^p - T_{i,j-1}^p}{2\Delta z} + O(\Delta z)^2 \quad (3.17)$$

Usando estas aproximações na equação (3.1), obtemos:

$$\begin{aligned} \frac{T_{i+1,j}^p - 2T_{i,j}^p + T_{i-1,j}^p}{(\Delta r)^2} + \frac{1}{i\Delta r} \frac{T_{i+1,j}^p - T_{i-1,j}^p}{2\Delta r} + \frac{T_{i,j+1}^p - 2T_{i,j}^p + T_{i,j-1}^p}{(\Delta z)^2} \\ = \frac{1}{\alpha_{i,j}} \frac{\partial T}{\partial t} + Q(t) \end{aligned} \quad (3.18)$$

O próximo passo consiste em aproximar a derivada temporal da temperatura usando diferenças ascendentes. Na aplicação desta aproximação vamos olhar para a frente (para o futuro) e comparar o quadro atual (referente a p) com o próximo ($p + 1$):

$$\frac{\partial T}{\partial t} \cong \frac{T_{i,j}^{p+1} - T_{i,j}^p}{\Delta t} + O(\Delta t) \quad (3.19)$$

e ainda

$$Q(t) = \rho^p Q \quad (3.20)$$

Como a fonte de calor depende da etapa do processo, teremos $\rho = 1$ se a panela está coberta recebendo corrente elétrica e $\rho = 0$ em caso contrário. Logo, a equação (3.18) se transforma em:

$$\begin{aligned} \frac{T_{i+1,j}^p - 2T_{i,j}^p + T_{i-1,j}^p}{(\Delta r)^2} + \frac{1}{i\Delta r} \frac{(T_{i+1,j}^p - T_{i-1,j}^p)}{2\Delta r} + \\ \frac{(T_{i,j+1}^p - 2T_{i,j}^p + T_{i,j-1}^p)}{(\Delta z)^2} = \frac{1}{\alpha_{i,j}} \frac{T_{i,j}^{p+1} - T_{i,j}^p}{\Delta t} + \rho^p Q \end{aligned} \quad (3.21)$$

Resolvendo para a temperatura no novo instante de tempo $p + 1$, obtemos a forma explícita da equação em diferenças finitas para um nó interior (i, j)

$$\begin{aligned} T_{i,j}^{p+1} = \frac{(T_{i+1,j}^p - 2T_{i,j}^p + T_{i-1,j}^p)}{(\Delta r)^2} \alpha_{i,j} \Delta t + \frac{1}{i\Delta r} \frac{(T_{i+1,j}^p - T_{i-1,j}^p)}{2\Delta r} \alpha_{i,j} \Delta t + \\ \frac{(T_{i,j+1}^p - 2T_{i,j}^p + T_{i,j-1}^p)}{(\Delta z)^2} \alpha_{i,j} \Delta t - \alpha_{i,j} \Delta t \rho^p Q + T_{i,j}^p \end{aligned} \quad (3.22)$$

Analogamente, podemos deduzir equações discretizadas também para os nós das superfícies interna e externa do forno-panela. Estas equações correspondem, respectivamente, às condições de contorno discretizadas:

$$T_{i,j+1}^p = 2\Delta z\sigma \varepsilon_{panela}[(T_{i,j}^p)^4 - T_{amb}^4] + 2\Delta zh_{topo}(T_{i,j}^p - T_{amb}) + T_{i,j-1}^p$$

para $z = z_{topo}, \quad r_{int} < r < r_0 ; \quad (3.23)$

$$T_{i+1,j}^p = 2\Delta r\sigma \varepsilon_{panela}[(T_{i,j}^p)^4 - T_{amb}^4] + 2\Delta rh_L(T_{i,j}^p - T_{amb}) + T_{i-1,j}^p$$

para $r = r_0, \quad 0 < z < z_{topo} ; \quad (3.24)$

$$T_{i,j-1}^p = -2\Delta z\sigma \varepsilon_{panela}[(T_{i,j}^p)^4 - T_{amb}^4] - 2\Delta zh_F(T_{i,j}^p - T_{amb}) + T_{i,j+1}^p$$

para $z = 0, \quad 0 < r < r_0 ; \quad (3.25)$

$$T_{i-1,j}^p = -2\Delta r\sigma \varepsilon_{panela}[(T_{i,j}^p)^4 - T_{amb}^4] - 2\Delta rh_L(T_{i,j}^p - T_{amb}) + T_{i+1,j}^p$$

para $r = r_{int}, \quad z_{fundo} < z < z_{topo} ; \quad (3.26)$

$$T_{i,j+1}^p = 2\Delta z\sigma \varepsilon_{panela}[(T_{i,j}^p)^4 - T_{amb}^4] + 2\Delta zh_F(T_{i,j}^p - T_{amb}) + T_{i,j-1}^p$$

para $z = z_{fundo}, \quad 0 < r < r_{int} ; \quad (3.27)$

$$T_{i-1,j}^p = -2\Delta rh_{Li}[T_{aco} - (T_{Li})_{i,j}^p] + T_{i+1,j}^p \quad \textit{para } r = r_{int}, \quad z_{fundo} < z < z_s ;$$

(3.28)

$$T_{i,j+1}^p = 2\Delta zh_{Fi}[T_{aco} - (T_{Fi})_{i,j}^p] + T_{i,j-1}^p \quad \textit{para } z = z_{fundo}, \quad 0 < r < r_{int} ;$$

(3.29)

$$T_{i,j+1}^p = 2\Delta zh_{esc}(T_{aco} - T_{esc}) + T_{i,j-1}^p \quad \textit{para } z = z_s, \quad 0 < r < r_{int} ; \quad (3.30)$$

$$T_{i,j+1}^p = 2\Delta z \sigma \varepsilon_{esc} (T_{esc}^4 - T_{amb}^4) \mathfrak{F} + 2\Delta z h_{amb} (T_{esc} - T_{amb}) + T_{i,j-1}^p$$

para $z = z_s, \quad 0 < r < r_{int} . \quad (3.31)$

O método acima é dito explícito porque as temperaturas desconhecidas para o novo instante de tempo são determinadas exclusivamente a partir das temperaturas conhecidas no instante de tempo anterior, através de uma fórmula de recorrência (equação 3.22). Dessa maneira, o cálculo das temperaturas desconhecidas é direto. Uma vez que a temperatura em cada um dos nós interiores é conhecida no instante $t = 0$ ($p = 0$) em função das condições iniciais estipuladas, os cálculos começam em $t = p\Delta t$ ($p = 1$), onde a equação discretizada (3.22) e as condições de contorno discretizadas (3.23) a (3.31) são utilizadas para determinar as temperaturas em cada nó. Com as temperaturas em $t = \Delta t$ conhecidas, a equação em diferenças finitas apropriada é então utilizada em cada nó para determinar a sua temperatura em $t = 2\Delta t$ ($p = 2$). Dessa forma, a distribuição transiente de temperaturas é obtida avançando-se no tempo em intervalos Δt .

Entretanto, na simulação para o forno-panela com duas ou mais bateladas, onde a distribuição final de temperaturas é usada como condição inicial para a nova batelada, avançamos no tempo em intervalos maiores que Δt a fim de acelerarmos o processo. Este artifício será comentado com maiores detalhes na próxima seção .

3.2 Extrapolação no tempo

No nosso problema estamos interessados em obter uma resposta na simulação que nos permita atuar na planta em tempo hábil de modo a fazer os ajustes necessários. Terminado o lingotamento, há um tempo ocioso muito

grande entre uma e outra batelada de aço. Se caminhamos no tempo em intervalos de tamanho Δt , o tempo de processamento nos impediria de obter uma resposta que nos permita atuar na planta em tempo real para fazermos as correções necessárias.

Durante esse período de ociosidade, a curva que descreve a temperatura do forno-panela assemelha-se muito a uma exponencial que decresce assintoticamente para a distribuição em regime permanente, de modo que podemos, para cada nó (i, j) no interior do forno-panela, aproximar $T_{i,j}^p$ por uma função exponencial do tipo:

$$T_{i,j}^p(t) = a_0 + a_1 e^{a_2 t} \quad (3.32)$$

Precisamos então determinar os parâmetros a_0 , a_1 e a_2 para cada ponto da malha. Derivando a expressão (3.32) em relação ao tempo, resulta

$$\frac{dT}{dt} = a_1 a_2 e^{a_2 t} \quad (3.33)$$

e

$$\frac{d^2 T}{dt^2} = a_1 (a_2)^2 e^{a_2 t}. \quad (3.34)$$

Assim, a constante a_2 pode ser obtida através da relação

$$\frac{d^2 T/dt^2}{dT/dt} = a_2, \quad (3.35)$$

onde as derivadas presentes na equação (3.35) são expressas como diferenças centrais.

Uma vez calculada a constante a_2 , fazemos a mudança de variáveis $u = e^{a_2 t}$, a partir da qual é produzida uma nova coluna na tabela original 3.1. As temperaturas T_1 , T_2 e T_3 mostradas na Tabela 3.1 são as temperaturas

Tabela 3.1: Temperatura x tempo

T	t
$T_{i,j}^{p-2} = T_1$	t_1
$T_{i,j}^{p-1} = T_2$	t_2
$T_{i,j}^p = T_3$	t_3

calculadas nos três últimos quadros instantâneos p , $p - 1$ e $p - 2$, que por simplicidade de notação serão chamados de t_1 , t_2 e t_3 . Basta portanto, efetuar uma interpolação linear

$$T(u) \sim a_0 + a_1 u \quad (3.36)$$

entre os extremos da Tabela 3.2, a fim de determinar as constantes a_0 e a_1 . Essa escolha é feita tendo em vista a melhor concordância com os dados experimentais. Assim,

$$a_0 = T_3 - a_1 u_3 \quad (3.37)$$

$$a_1 = \frac{T_3 - T_1}{u_3 - u_1} \quad (3.38)$$

Tabela 3.2: Temperatura x variável auxiliar

T	t	$u = e^{a_2 t}$
T_1	t_1	u_1
T_2	t_2	u_2
T_3	t_3	u_3

Determinadas as constantes a_0 , a_1 e a_2 , calculamos T_{futuro} usando a equação (3.32). O novo ajuste no tempo será feito usando-se as temperaturas T_2 , T_3 e T_{futuro} para calcular novas constantes a_0 , a_1 e a_2 e assim sucessivamente até o final da etapa ociosa. À medida que o tempo passa, a temperatura pode ser estimada para valores elevados de t .

$$T_{t+n\Delta t} \sim a_0 + a_1 e^{a_2(t+n\Delta t)}, \quad n \sim 5 \quad (3.39)$$

Este procedimento nos permite avançar no tempo de modo a diminuir consideravelmente o tempo de processamento relativo à etapa na qual o forno-panela permanece ocioso, e assim obtermos respostas que nos permitam atuar na planta em tempo hábil, para fazermos as correções necessárias na próxima batelada de aço.

3.3 Correção do erro de discretização espacial

A precisão da solução por diferenças finitas teoricamente pode ser melhorada usando-se uma malha *mais fina*, isto é, diminuindo-se os valores para Δr e Δz . Na prática, existem valores ótimos para esses deltas. Devido a erros de arredondamento, a diminuição dos valores destes deltas a partir de um Δ_{otimo} , provoca aumento no erro inerente à discretização, além do inconveniente aumento do esforço computacional; quanto mais fina a malha, maior o número de operações a serem realizadas. As derivadas primeira e segunda de uma função analítica em torno de um ponto x podem ser aproximadas por diferenças centrais

$$\frac{df}{dx} \sim \frac{f(x + \Delta x) - f(x - \Delta x)}{2\Delta x} + O(\Delta x)^2 \quad (3.40)$$

$$\frac{d^2f}{dx^2} \sim \frac{f(x + \Delta x) - 2f(x) + f(x - \Delta x)}{(\Delta x)^2} + O(\Delta x)^2 \quad (3.41)$$

com erro da ordem de $(\Delta x)^2$. Da série de Taylor

$$\begin{aligned} f(x + \Delta x) &= f(x) + \Delta x \frac{df}{dx} + \frac{(\Delta x)^2}{2!} \frac{d^2f}{dx^2} + \dots + \frac{(\Delta x)^n}{n!} \frac{d^n f}{dx^n} + \dots \\ &= \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(\Delta x)^n}{n!} \frac{d^n f}{dx^n} \end{aligned} \quad (3.42)$$

e

$$\begin{aligned} f(x - \Delta x) &= f(x) - \Delta x \frac{df}{dx} + \frac{(\Delta x)^2}{2!} \frac{d^2f}{dx^2} - \dots + (-1)^n \frac{(\Delta x)^n}{n!} \frac{d^n f}{dx^n} + \dots \\ &= \sum_{n=0}^{\infty} (-1)^n \frac{(\Delta x)^n}{n!} \frac{d^n f}{dx^n}; \end{aligned} \quad (3.43)$$

o somatório pode ser escrito como exponencial de um operador; assim

$$f(x + \Delta x) = [e^{\Delta x \frac{d}{dx}}] f(x). \quad (3.44)$$

Analogamente

$$f(x - \Delta x) = [e^{-\Delta x \frac{d}{dx}}] f(x). \quad (3.45)$$

Substituindo as equações (3.44) e (3.45) na equação (3.40), obtemos

$$\begin{aligned} \frac{df}{dx} &\sim \frac{f(x + \Delta x) - f(x - \Delta x)}{2\Delta x} = \left[\frac{e^{\Delta x \frac{d}{dx}} - e^{-\Delta x \frac{d}{dx}}}{2\Delta x} \right] f(x) = \\ &= \left[\frac{1}{\Delta x} \sinh\left(\Delta x \frac{d}{dx}\right) \right] f(x) = \frac{1}{\Delta x} \left[\sinh\left(\Delta x \frac{d}{dx}\right) \right] f(x) \end{aligned} \quad (3.46)$$

Isto equivale a dizer que a diferença central da ordem de $(\Delta x)^2$ consiste em uma aproximação do operador derivada em termos de seu seno hiperbólico:

$$\frac{d}{dx} \sim \frac{1}{\Delta x} \sinh\left(\Delta x \frac{d}{dx}\right). \quad (3.47)$$

Essa aproximação pode ser refinada através do emprego de um fator multiplicativo a . Como

$$\left[\Delta x \frac{d}{dx} \right] f(x) \sim \left[\sinh\left(\Delta x \frac{d}{dx}\right) \right] f(x) \quad (3.48)$$

existe $0 < a < 1$ para todo $x \in [x - \Delta x, x + \Delta x]$ tal que

$$\Delta x \frac{df}{dx} = a \sinh\left(\Delta x \frac{d}{dx}\right) f \quad (3.49)$$

Precisamos então determinar a tal que

$$a = \frac{\Delta x \frac{df}{dx}}{\sinh\left(\Delta x \frac{d}{dx}\right) f} \quad (3.50)$$

O fator a corrige a diferença finita para que aproximações de maior ordem possam ser evitadas. Os termos da equação (3.50) são obtidos através de

aproximações em malha fina tomando $\Delta r = \Delta z = 0,4cm$. A diferença finita da derivada segunda pode ser corrigida por

$$\frac{d^2 f}{dx^2} \sim \frac{\Delta^2 f}{\Delta x^2} = \frac{f'(x + \Delta x) - f'(x - \Delta x)}{2\Delta x} \quad (3.51)$$

$$\frac{d^2 f}{dx^2} \sim \frac{(a_+) \left[\frac{f(x+2\Delta x) - f(x)}{2\Delta x} \right] - (a_-) \left[\frac{f(x) - f(x-2\Delta x)}{2\Delta x} \right]}{2\Delta x} \quad (3.52)$$

$$\frac{d^2 f}{dx^2} \sim \frac{1}{4} \left[\frac{(a_+)f(x + 2\Delta x) - [(a_+) + (a_-)]f(x) + (a_-)f(x - 2\Delta x)}{(\Delta x)^2} \right] \quad (3.53)$$

onde a_+ e a_- denotam os fatores de correção da derivada primeira nos pontos $(x + \Delta x)$ e $(x - \Delta x)$ respectivamente.

3.4 Estabilidade Numérica

Obviamente, o número de nós interiores a serem considerados aumenta à medida que refinamos a malha, e o número de intervalos de tempo necessários para desenvolver a solução até um dado instante de tempo final, aumenta com a diminuição de Δt . Assim, o tempo de computação aumenta com a diminuição de Δr , Δz e Δt . A escolha das dimensões da malha é tipicamente baseada no compromisso entre a composição do forno-panela, a precisão dos resultados e o tempo de processamento. No caso em questão, a escolha de $\Delta r = 2cm$ e $\Delta z = \Delta r$ por simplicidade, deu-se em razão de ser essa a espessura da camada mais delgada do forno-panela (papel Kaowool). Entretanto, uma vez feita essa seleção, o valor de Δt não pode ser escolhido independentemente. Ao contrário, esse valor é determinado por exigência

de estabilidade. Na prática, o valor $\Delta t = 35\text{s}$ proporciona estabilidade à solução numérica sem comprometer a velocidade de processamento do sistema de simulação.

3.5 Roteiro de cálculo

Para calcularmos as temperaturas em cada um dos nós (i, j) usamos a equação discretizada (3.22), com as condições de contorno discretizadas, equações (3.23) a (3.31). No início dos cálculos para uma batelada nova, vamos admitir que as temperaturas iniciais em cada um dos pontos da malha são iguais à temperatura ambiente ($T_{amb} = 25^\circ\text{C}$). Chamaremos a esse conjunto de temperaturas $T_{i,j}^0$ e armazenaremos esses dados numa matriz $M_{i,j}$. O segundo passo consiste em utilizar novamente as mesmas equações para atualizar os valores das temperaturas, isto é, para obter uma nova estimativa das temperaturas $T_{i,j}^{p+1}$; usando para isso as temperaturas obtidas no passo de tempo anterior $T_{i,j}^0$. Desta maneira uma *varredura* completa na malha produz um conjunto de valores atualizados para as temperaturas nosais. Esta operação constitui a primeira iteração. Este processo se repete até o recebimento do aço fundido, na etapa chamada *preenchimento*.

A partir do vazamento do aço são calculadas as perdas de calor por radiação e convecção do aço para as paredes laterais, o fundo do forno-panela e para a escória e é calculada a temperatura média do aço a cada passo de tempo Δt . A partir dessa leitura são executados os ajustes de temperatura.

Capítulo 4

Resultados Numéricos

Neste capítulo é apresentada uma descrição mais detalhada das etapas do processo de simulação junto com a análise dos resultados.

4.1 Simulação do tratamento térmico

4.1.1 Panela nova

O forno-panela nesta situação apresenta perfil de temperatura homogêneo do tipo $T = T_{amb}$ para qualquer valor de z . Além disso, possui maior inércia térmica pelo fato de possuir maior espessura de parede. A cada batelada a parede interna vai se desgastando e se agrega à escória formando um sobrenadante na superfície do aço. A presença da escória formada também é considerada no cálculo das perdas térmicas, pelo fato de reduzir a quantidade de calor perdida por radiação no topo da panela.

O pré-aquecimento consiste na emissão de uma chama direcionada para o fundo da panela, o que caracteriza um processo no qual os coeficientes de película para troca de calor convectivo relativo às paredes laterais e ao fundo da panela diferem consideravelmente um do outro. Estes coeficientes

são obtidos empiricamente.

Encerrada a primeira etapa de pré-aquecimento (pré aquecimento horizontal), iniciamos o aquecimento vertical, onde novos coeficientes de película para troca convectiva de calor com o fundo e lateral da parede são considerados. Estes coeficientes também são obtidos empiricamente e valem respectivamente h_F e h_L . A Figura 4.1 mostra o perfil de temperaturas durante o pré-aquecimento vertical.

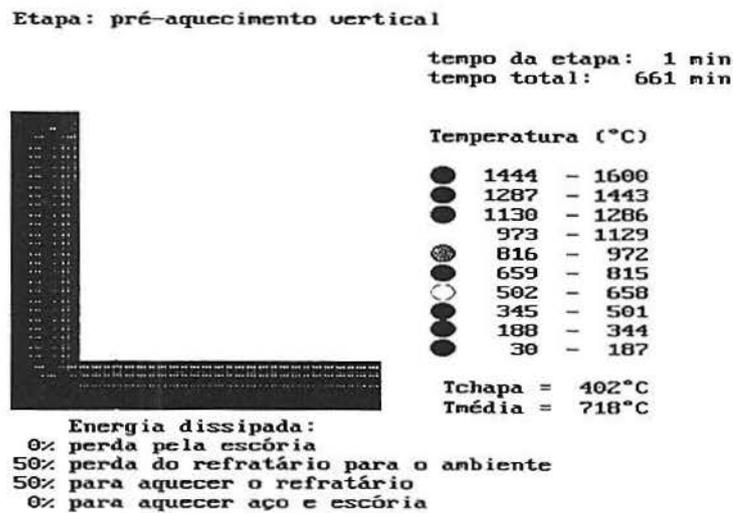
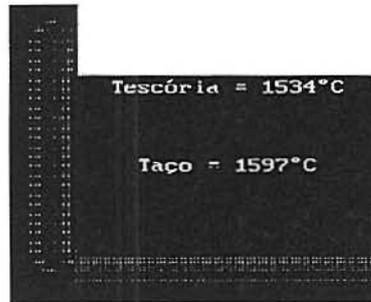


Figura 4.1: Distribuição de temperatura durante o pré-aquecimento vertical

Uma vez encerrado o pré-aquecimento, a panela recebe cerca de 50 ton de aço do alto-forno, cuja temperatura aproximada é de 1600°C. Devido à velocidade de vazamento do aço ser bastante elevada, o preenchimento da panela nesta etapa é considerado instantâneo. Observa-se claramente na figura 4.2 que a descarga do aço no forno-panela altera significativamente a distribuição de temperatura após o vazamento.

Etapa: preenchimento

tempo da etapa: 2 min
tempo total: 678 min



Temperatura (°C)

●	1444	-	1600
●	1287	-	1443
●	1130	-	1286
●	973	-	1129
●	816	-	972
●	659	-	815
○	502	-	658
●	345	-	501
●	188	-	344
●	30	-	187

Tchapa = 401°C
Tmédia = 711°C

Energia dissipada:
92% perda pela escória
3% perda do refratário para o ambiente
5% para aquecer o refratário
0% para aquecer aço e escória

Figura 4.2: Distribuição de temperatura durante o vazamento do aço

Havendo sido feito o vazamento do aço, é executada uma série de operações, para as quais a panela é coberta e descoberta a períodos irregulares de tempo. Estas operações consistem na adição de ligas, inserção de termopares para a tomada de temperatura e na passagem de corrente elétrica usando o eletrodo de grafite. Estas etapas se alternam em um ciclo de 3 a 6 repetições, dependendo da formulação do aço; no caso analisado, aço inox 328. As Figuras 4.3 e 4.4 mostram variações típicas da distribuição de temperatura ao longo deste processo.

Concluído o tratamento térmico e a formulação do aço, a panela é transportada sem tampa para um suporte denominado torre, onde será efetuada a etapa de lingotamento. A figura 4.5 mostra a acentuada perda de calor no transporte para a torre. É importante observar que nesta etapa a tampa é retirada da panela sem que nenhum objeto seja interposto entre a

Etapa: prova (P6)

tempo da etapa: 2 min
tempo total: 696 min



Temperatura (°C)

●	1444	-	1600
●	1287	-	1443
●	1130	-	1286
●	973	-	1129
●	816	-	972
●	659	-	815
○	502	-	658
●	345	-	501
●	188	-	344
●	30	-	187

Tchapa = 395°C
Tmédia = 720°C

Energia dissipada:
68% perda pela escória
2% perda do refratário para o ambiente
30% para aquecer o refratário
0% para aquecer aço e escória

Figura 4.3: Distribuição de temperatura durante a inserção de termopares

Etapa: adição de ligas

tempo da etapa: 3 min
tempo total: 725 min



Temperatura (°C)

●	1444	-	1600
●	1287	-	1443
●	1130	-	1286
●	973	-	1129
○	816	-	972
●	659	-	815
○	502	-	658
●	345	-	501
●	188	-	344
●	30	-	187

Tchapa = 386°C
Tmédia = 724°C

Energia dissipada:
75% perda pela escória
2% perda do refratário para o ambiente
23% para aquecer o refratário
0% para aquecer aço e escória

Figura 4.4: Distribuição de temperatura durante a adição de ligas

superfície do aço e o ar ambiente. Dessa forma a perda de calor por radiação na superfície da escória é bastante elevada.

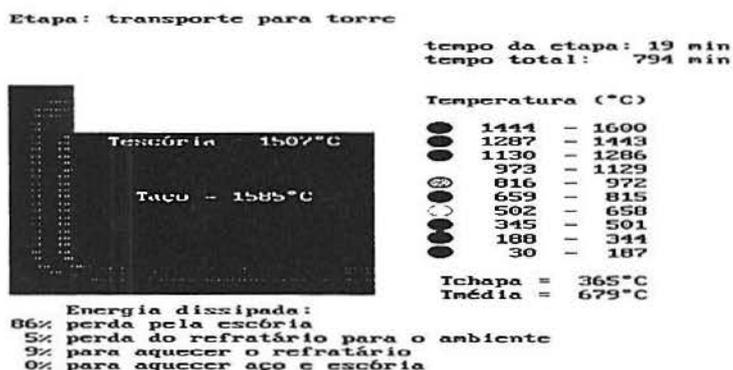


Figura 4.5: Distribuição de temperatura durante o transporte para a torre

O lingotamento por sua vez é feito em duas etapas. Na primeira, a panela permanece coberta a fim de minimizar as perdas térmicas. Transcorrido um determinado intervalo de tempo, a panela é aberta a fim de evitar que a última frente de lingotamento escorra com a temperatura maior do que a prevista, em geral pouco acima de 1600°C. Em ambas as etapas, a variação do nível do aço na panela é relativamente lenta, de modo que se faz necessário considerar condições de contorno variáveis em z e t . As Figuras 4.6 e 4.7 mostram as etapas de lingotamento com e sem tampa. Pode-se observar que na Figura 4.6, a temperatura da escória é ligeiramente maior que a temperatura do aço. Este fenômeno pode ocorrer momentaneamente em razão da escória ser formada por materiais que possuem inércia térmica

maior que o aço líquido.

Etapa: lingotamento c/tampa

tempo da etapa: 30 min
tempo total: 825 min



Figura 4.6: Distribuição de temperatura durante o lingotamento com tampa

Terminado o lingotamento, a panela permanece ociosa durante um período de tempo indeterminado até que seja novamente conduzida ao alto-forno para receber outra carga de aço, e assim reiniciar o processo. Na Figura 4.8 é apresentada a distribuição de temperatura ao final do lingotamento. A fina faixa vermelha no fundo do forno-panela após o lingotamento, é a escória que será incorporada na próxima batelada de aço. Nessa etapa são consideradas condições de contorno correspondentes às perdas de calor por convecção e radiação utilizando coeficientes de película iguais para a parede lateral e o fundo da panela, uma vez que toda a sua superfície interna se encontra em contato com o ar estagnado. A distribuição de temperatura ao final do período ocioso é utilizada então como condição inicial para a batelada seguinte.

Etapa: lingotamento s/tampa

tempo da etapa: 5 min
tempo total: 840 min



Temperatura (°C)

●	1444	-	1600
●	1287	-	1443
●	1130	-	1286
●	973	-	1129
●	816	-	972
●	659	-	815
○	502	-	658
●	345	-	501
●	188	-	344
●	30	-	187

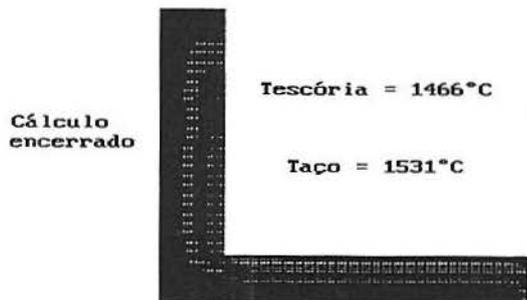
Tchapa = 353°C
Tmédia = 622°C

Energia dissipada:
86% perda pela escória
5% perda do refratário para o ambiente
9% para aquecer o refratário
0% para aquecer aço e escória

Figura 4.7: Distribuição de temperatura durante o lingotamento sem tampa

Etapa: lingotamento s/tampa

tempo da etapa: 10 min
tempo total: 845 min



Temperatura (°C)

●	1444	-	1600
●	1287	-	1443
●	1130	-	1286
●	973	-	1129
☺	816	-	972
●	659	-	815
○	502	-	658
●	345	-	501
●	188	-	344
●	30	-	187

Tchapa = 351°C
Tmédia = 613°C

Energia dissipada:
86% perda pela escória
5% perda do refratário para o ambiente
9% para aquecer o refratário
0% para aquecer aço e escória

Figura 4.8: Distribuição de temperatura ao final do lingotamento

A Figura 4.9 mostra a evolução da temperatura do aço a partir do vazamento para o processo simulado.

O patamar horizontal até 675 minutos caracteriza o período no qual a panela recebe o tratamento térmico (pré-aquecimento) e é transportada para o setor onde receberá o aço fundido. O vazamento do aço pode ser notado pela pequena variação da curva de temperatura entre 675 e 678 minutos. A panela é então transportada sem tampa para o local onde o aço receberá o tratamento térmico e a adição de ligas. Nesta etapa a superfície do aço perde considerável quantidade de calor para o ambiente por radiação, que caracteriza a curva descendente entre 678 e 688 minutos. Em seguida, a tampa é recolocada e o eletrodo é ligado para compensar as perdas ocasionadas anteriormente, iniciando um processo cíclico de tratamento térmico e formulação do aço (adição de ligas) durante o qual a panela é coberta e descoberta várias vezes. Este processo cíclico é caracterizado pela oscilação da curva entre 689 e 737 minutos. É importante observar aqui que apesar das oscilações na temperatura do aço durante este período, o comportamento da média temporal, em períodos relativamente longos, é essencialmente crescente. Isso ocorre porque a potência elétrica injetada é maior do que a perda térmica da panela durante esse período. Além disso, os períodos nos quais a panela permanece fechada com o eletrodo ligado são também ligeiramente maiores do que os períodos nos quais são efetuadas as tomadas de temperatura e adição de ligas. Esse padrão operacional visa elevar a temperatura do aço a fim de compensar as perdas térmicas das etapas posteriores: transporte para a torre e lingotamento contínuo.

A curva descendente observada entre 776 e 795 minutos corresponde ao período durante o qual a panela é transportada sem tampa para a torre onde serão executadas as duas etapas do lingotamento. Na primeira etapa do lingotamento contínuo a panela permanece coberta, o que reduz sensivel-

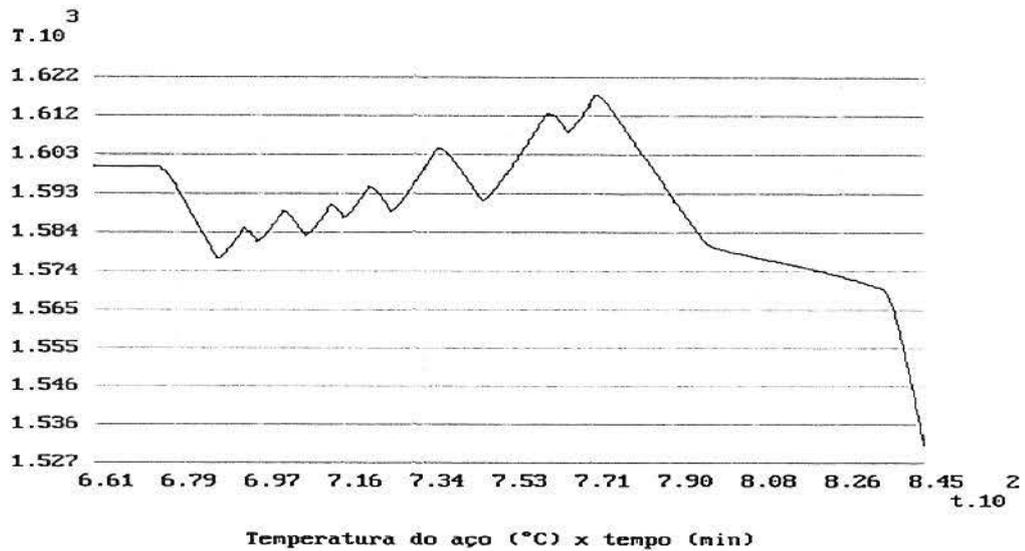


Figura 4.9: Curva da evolução da temperatura do aço a partir do vazamento

mente a quantidade de calor perdida pela superfície do aço para o ar por radiação. Esse fato é constatado pela observação do trecho descendente da curva entre 795 e 835 minutos que possui inclinação sensivelmente menor que o trecho referente ao transporte para a torre.

O último trecho, que possui a maior inclinação de toda a curva, corresponde à segunda etapa do lingotamento, na qual o forno-panela permanece descoberto. Essa inclinação, é visivelmente mais acentuada do que a verificada no trecho correspondente ao transporte para a torre, durante o qual a panela também permanece aberta. Isso ocorre porque à medida que o nível do aço decresce, aumenta linearmente a área interna da panela exposta ao ar. Dessa forma, além da perda térmica verificada através da superfície do aço durante o lingotamento sem tampa, também existe um termo adicional de perda térmica que aumenta à medida que aumenta a área exposta

da panela.

Durante a simulação, além das distribuições de temperatura no forno-panela, foram estimadas as seguintes grandezas:

- Evolução da temperatura da parede lateral interna, avaliada na cota média do forno-panela
- Calor perdido pelo aço para o forno-panela
- Evolução temporal do calor perdido pelo forno-panela para o ambiente
- Perfil radial de temperatura

A evolução da temperatura da parede lateral interna do forno-panela (Figura 4.10) é uma medida representativa da inércia térmica de todo o sistema.

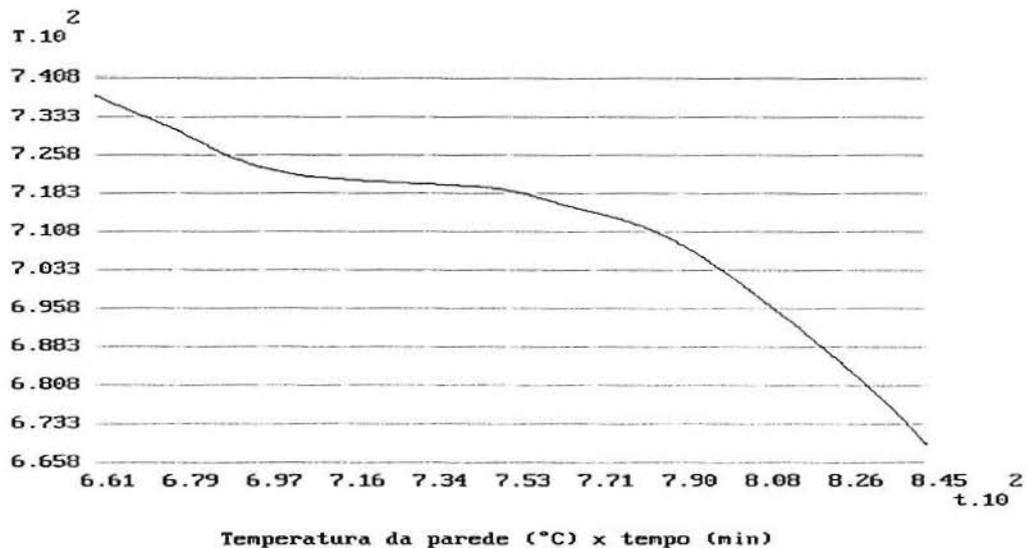


Figura 4.10: Temperatura da parede lateral interna

O calor perdido pelo aço para o forno-panela ao longo do tempo (Figura 4.11), mede a capacidade de absorção de calor pela panela e é empregada para estimar a evolução da inércia térmica a cada batelada.

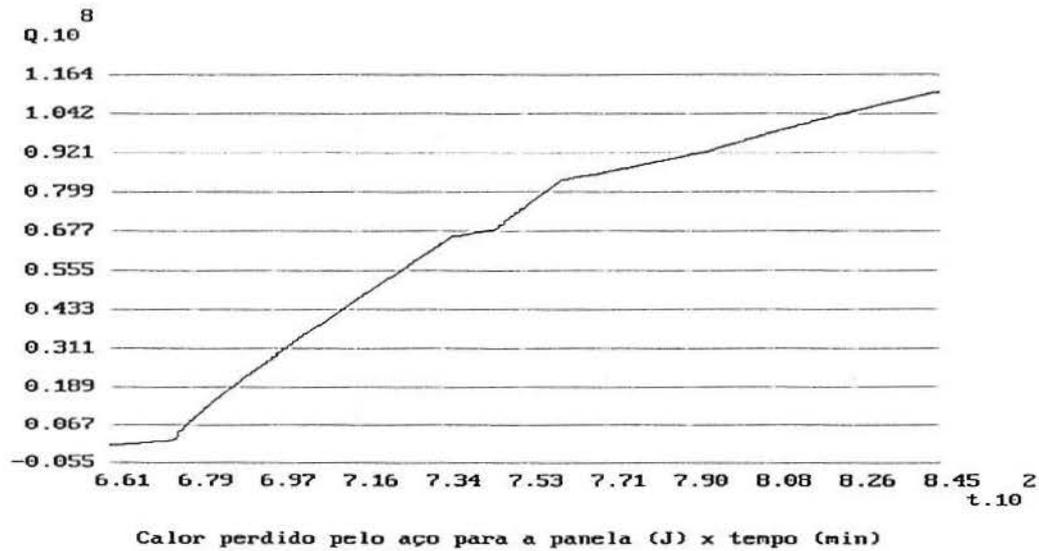


Figura 4.11: Calor perdido pelo aço para o forno-panela

A evolução temporal do calor perdido pelo forno-panela para o ambiente (Figura 4.12) é utilizada para estimar previamente o rendimento térmico do processo.

Finalmente, o perfil radial de temperaturas (Figura 4.13) é uma medida indireta da quantidade de calor absorvida pela panela durante o processo. Esse parâmetro determina o tempo ocioso máximo para que o forno-panela seja considerado fora de ciclo, além de fornecer estimativas sobre a perda de calor do aço para o forno-panela durante o vazamento. O perfil radial, obtido na cota média em z , é plotado após o lingotamento, etapa na qual o forno-panela dissipa calor para o ambiente. Nesse caso, o ponto de

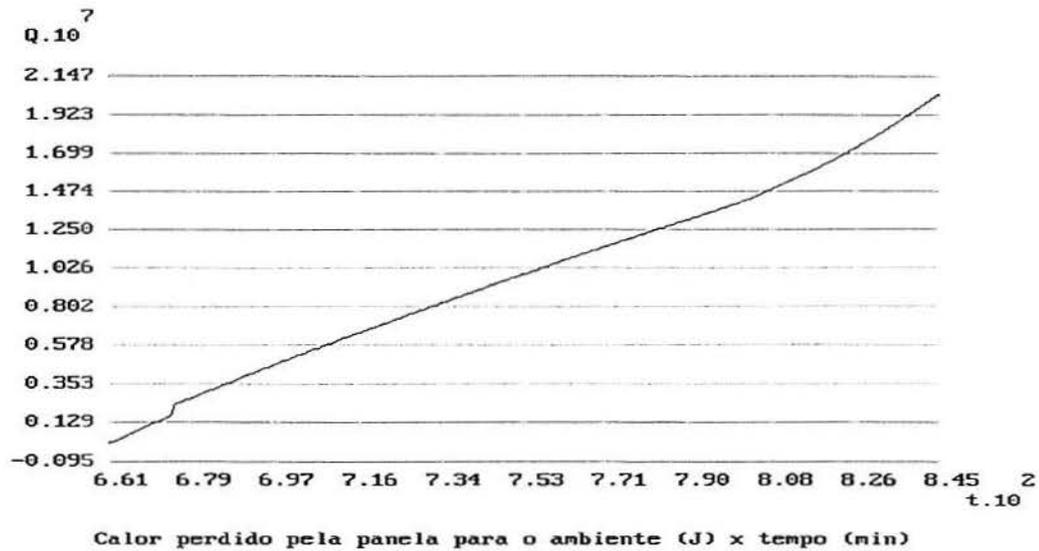


Figura 4.12: Calor perdido pelo forno-panela para o ambiente

máximo do perfil de temperaturas se desloca para o interior da parede.

A exemplo do que ocorre com a panela nova, os mesmos parâmetros podem ser avaliados para panelas usadas em bateladas anteriores. A principal informação obtida nas simulações subsequentes consiste na distribuição de temperatura do forno-panela ao final do período ocioso que sucede o lingotamento (Figura 4.14).

4.1.2 Panela após uma batelada

Após o lingotamento o forno-panela permanece vazio, descoberto e dissipando calor para o ar estagnado por radiação e convecção. Nessa etapa ociosa, cuja duração varia entre 0 e 48 horas, o sistema de simulação utiliza a rotina de extrapolação exponencial a fim de reduzir o tempo de processamento, caso seja necessário efetuar a simulação de uma nova batelada com

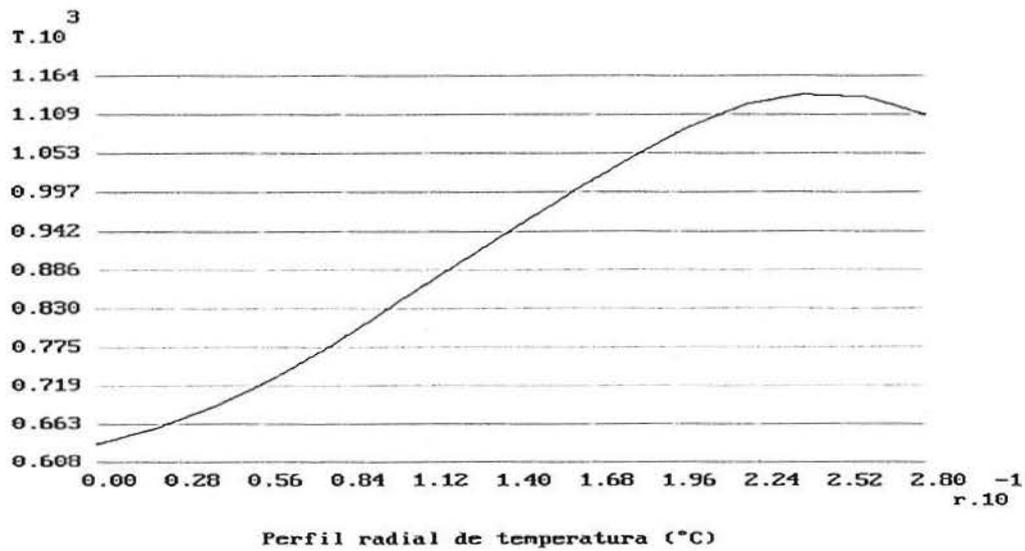


Figura 4.13: Perfil radial de temperatura do forno-panela

a mesma panela. Ao final do período ocioso, a distribuição de temperaturas é utilizada como condição inicial para a simulação de uma nova batelada. Neste caso, o forno-panela pode ou não sofrer um novo pré-aquecimento, dependendo do tempo ocioso transcorrido. Todas as etapas posteriores são novamente simuladas e o processo se repete até que o forno-panela não seja mais utilizado.

Foi adotada a seguinte convenção para classificar a panela já usada em bateladas anteriores, segundo o tempo ocioso decorrido desde o término do lingotamento. Diz-se que a panela está fora de ciclo quando transcorridas mais de 48 horas da sua utilização.

A Figura 4.14 mostra o perfil inicial de temperatura utilizado para uma panela que permaneceu ociosa durante 1 hora e foi reencaminhada ao processo sem sofrer pré-aquecimento.

Etapa: panela vazia

tempo da etapa: 55 min
tempo total: 900 min



Figura 4.14: Forno-panela com uma batelada - ociosa durante 1 hora

Após receber o aço pela segunda vez, a inércia térmica do forno-panela já é ligeiramente maior, devido ao calor acumulado durante a batelada anterior. Isso ocorre porque a difusividade térmica decresce à medida que a temperatura aumenta. Como consequência, a alteração do perfil de temperatura durante o vazamento é menos pronunciada. A Figura 4.15 mostra o perfil de temperaturas durante o vazamento do aço líquido no forno-panela na segunda batelada.

A partir do vazamento, são simuladas todas as etapas posteriores do processo, resultando no perfil mostrado na Figura 4.16, obtido no início do segundo lingotamento.

Etapa: preenchimento

tempo da etapa: 3 min
tempo total: 907 min



Temperatura (°C)

●	1444	-	1600
●	1287	-	1443
●	1130	-	1286
●	973	-	1129
◐	816	-	972
◑	659	-	815
○	502	-	658
●	345	-	501
●	188	-	344
●	30	-	187

Tchapa = 337°C
Tmédia = 550°C

Energia dissipada:
44% perda pela escória
1% perda do refratário para o ambiente
55% para aquecer o refratário
0% para aquecer aço e escória

Figura 4.15: Perfil de temperatura do forno-panela após o segundo vazamento

Etapa: lingotamento c/tampa

tempo da etapa: 1 min
tempo total: 1025 min



Temperatura (°C)

●	1444	-	1600
●	1287	-	1443
●	1130	-	1286
●	973	-	1129
○	816	-	972
◑	659	-	815
◐	502	-	658
●	345	-	501
●	188	-	344
●	30	-	187

Tchapa = 308°C
Tmédia = 598°C

Energia dissipada:
0% perda pela escória
12% perda do refratário para o ambiente
88% para aquecer o refratário
0% para aquecer aço e escória

Figura 4.16: Temperatura do forno-panela no início do segundo lingotamento

4.1.3 Painela após duas bateladas

A cada nova batelada, a variação temporal da distribuição de temperaturas no forno-painela torna-se menos acentuada devido à redução gradual da difusividade térmica. A Figura 4.17 mostra a distribuição de temperaturas no forno-painela ao final de um novo lingotamento. É importante observar que o modelo utilizado não prevê a redução da espessura da painela através da transferência de material refratário para a escória. Assim, o aumento da inércia térmica do forno é ligeiramente superestimada pelo sistema de simulação.



Figura 4.17: Forno-painela ao término do segundo lingotamento

4.1.4 Painela fora de ciclo

A diferença básica entre o tratamento de painelas fora de ciclo e de quaisquer outras painelas já utilizadas em bateladas anteriores reside na ne-

cessidade da aplicação de uma nova etapa de pré-aquecimento vertical. Pelo fato de permanecerem ociosas durante longos períodos de tempo, as panelas ditas fora de ciclo sofrem um resfriamento considerável, sendo necessário proceder ao pré-aquecimento antes da etapa de vazamento do aço a partir do alto-forno. Mesmo após sofrer o pré-aquecimento, apenas uma fração do calor perdido para o meio ambiente é repostado.

Em geral, o erro máximo registrado na extrapolação exponencial se situa em torno de 0,5%, sendo verificado nas primeiras 2 horas de tempo ocioso, em relação ao mesmo cenário sem utilizar o algoritmo de extrapolação exponencial. À medida que aumenta o tempo ocioso da panela, o erro na extrapolação exponencial diminui. Quando o tempo ocioso se aproxima de 48 horas, a estimativa de variação do perfil se torna desnecessária, uma vez que os efeitos da batelada anterior se tornam negligenciáveis; ou seja, o tratamento torna-se o mesmo utilizado para uma panela nova.

Capítulo 5

Conclusões

A análise dos resultados obtidos revela que a concordância entre os valores estimados para temperatura do lingotamento e os respectivos dados experimentais é satisfatória (ver Tabela A.1). Cerca de 80% das bateladas de aço resultam dentro das especificações comerciais exigidas para as aplicações industriais a que se destinam, basicamente a indústria automobilística e da construção civil. Convém ressaltar que a fração de bateladas bem sucedidas era de aproximadamente 45%. Estes dados referem-se ao período de dezembro/97 a junho/98.

Além disso, o tempo de processamento resultante do emprego da extrapolação exponencial em painéis ociosos, e da correção das diferenças finitas tomadas em malha grossa, resultou suficientemente pequeno para possibilitar a atuação na planta em tempo real. Foram efetuadas cerca de 150 simulações na planta e outras 70 adicionais para teste de consistência.

O tempo de processamento médio, da ordem de 100 segundos possibilita a atuação sobre a planta com grande antecedência, uma vez que as previsões devem ser feitas cerca de 10 minutos antes do transporte para a torre; período no qual ainda é possível passar corrente elétrica usando o

eletrodo de grafite ou deixar a panela aberta a fim de efetuar respectivas correções positivas ou negativas na temperatura do aço. Uma vez que se dispõe de cerca de 86 minutos, desde o vazamento do aço até o transporte para a torre, torna-se possível realizar diversas simulações visando a tomada de decisões para atuação na planta.

Além de utilizar o sistema de simulação baseado no método proposto para fins de controle do processo em tempo real, seria possível a elaboração de um controlador on-line baseado nesse sistema. Bastaria para tanto, construir duas interfaces, sendo a primeira do tipo *supervisor de operação*, a fim de possibilitar a aquisição dos dados de entrada para o simulador. A segunda interface teria como objetivo a atuação no processo, ou seja, o envio de sinais elétricos para os atuadores eventualmente instalados na planta. Esta interface consistiria basicamente em um conversor AD e um sistema de transmissão de dados pela porta paralela.

Outra possibilidade de atuação on-line, seria a inclusão de um sistema de redes neurais ou um mapeador de processos não-lineares para operar em conjunto com o sistema composto pelo simulador e as duas interfaces citadas acima. O uso de mapeadores teria como objetivo reduzir ainda mais o tempo de processamento médio do sistema, através da alternância de modos de treinamento e simulação.

Durante os períodos nos quais não são requeridas previsões em tempo real (após o transporte para a torre), o simulador permaneceria ocioso em condições normais de operação. Nesses períodos, o simulador poderia criar cenários e fornecer estimativas para possíveis situações futuras. Essas estimativas seriam utilizadas para treinar a rede ou o mapeador utilizado, fornecendo as respectivas variáveis de entrada e saída. Posteriormente, na eventual ocorrência de cenários semelhantes aos já treinados pela rede neural, a estimativa para os parâmetros de interesse, a saber, temperatura ao

final do lingotamento e taxa de queda de temperatura, seriam obtidos num intervalo de tempo consideravelmente menor do que o requerido pelo próprio simulador (de ordem de poucos segundos). Essa medida teria por objetivo final não apenas utilizar o sistema de simulação em outras unidades da indústria, como também viabilizar a médio e longo prazo o emprego de outros sistemas de simulação para fins de controle on-line, ainda que esses sistemas não possam fornecer estimativas em tempo real para as variáveis de maior interesse no processo.

Referências Bibliográficas

- [1] Bejan, A., Heat Transfer, John Wiley & Sons, Inc., (1994).
- [2] Burden, Richard L. & Faires, J. Douglas, Numerical Analysis, PWS-KENT Publishing Company, Boston, (1989).
- [3] Carnahan, J. - Applied Numerical Methods - McGraw-Hill, N.York (1972).
- [4] Castillejos, A. H.; Acosta, F. A.; Betancourt, A.; Pedroza, M. A.; Herrera, M.A.; Sepulveda, R.; On-line Modeling for Temperature Control of Ladles and Steel During Coninuous; Iron & Steelmaker, ISS, vol. 1 pp. 53-63, July (1993).
- [5] Chen, H.; Hybrid Laplace Transform Technique for Non-linear Transient Thermal Problems; J. Heat Mass Transfer, vol. 34, No. 4/5, pp. 1301-1308, (1991).
- [6] Davenport, J., Siret, Y., Tournier, E. - Computer algebra - Academic Press, N. York (1988).
- [7] Delaney, R. - Time-marching analysis of steady transonic flow in turbomachinery cascades using the Hopscotch method - Journal of Engineering for Power , v. 105, pp 272-279 (1983).

- [8] Dhaubadel, M., Reddy, J., Tellionis, D. - Finite-element analysis of fluid flow and heat transfer for staggered bundles of cylinders in cross flow - *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, v. 7, pp. 1325-1342 (1987).
- [9] El-Bealy, M.; Fluctuated Cooling Conditions and Solid Shell Resistance in Continuously Casting Steel Slabs. *Canadian Metallurgical Quarterly*, v. 36, n. 3, pp. 203-222, (1997).
- [10] Greenspan, D., Casuli, V., Numerical analysis for applied mathematics, science and engineering - Addison-Wesley Publishing Co., Redwood City (1988).
- [11] Hornbeck, Robert W., Numerical Methods, Quantum Publishers, Inc., New York, (1975).
- [12] Incropera, Frank P. & DeWitt, David P., Fundamentals of Heat and Mass Transfer, John Wiley & Sons, Inc., (1996)
- [13] Jameson, A., Schmidt, W., Turkel, E. - Numerical solution of the Euler equations by finite volume methods using Runge-Kutta time-stepping schemes - AIAA 14th Fluid and Plasma Dynamics Conference, Palo Alto (1981).
- [14] Lally, B.; Biegler, L.T.; Henein, H.; Optimization and Continuous Casting: Part I. Problem Formulation and Solution Strategy. *Metallurgical Transactions B*, v. 22, pp. 641-648, (1991 A).
- [15] Lally, B.; Biegler, L.T.; Henein, H.; Optimization and Continuous Casting: Part II. Application to Industrial Caster. *Metallurgical Transactions B*, v. 22, pp. 649-659, (1991 B).

- [16] Maliska, C. - Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos Computacional - LTC, Rio de Janeiro (1995).
- [17] Mahapatra, R.B.; Brimacombe, J.K.; Samarasekera, I.V.; Walker, N.; Paterson, E.A.; Young, J.D.; Mold Behavior and its Influence on Quality in the Continuous Casting of Steel Slabs: Part I. Industrial Trials, Mold Temperature Measurements, and Mathematical Modeling. Metallurgical Transaction B, v. 22, pp. 861-874, Dec (1991 A).
- [18] Ortega, J., Poole, W. - Numerical methods for differential equations - Pitman Publishing, Marshfield (1981).
- [19] Reali, M., Rangogni, R., Pennati, V. - Compact analytic expressions of two-dimensional finite difference forms - International Journal for Numerical Methods in Engineering, v.20, pp. 121-130 (1984).
- [20] Reddy, J. - Applied functional analysis and variational methods in engineering- McGraw-Hill, N. York (1986).
- [21] Sivesson, P.; Ortlund, T.; Widell, B.; Improvement of Inner Quality in Continuously Cast Billets Through Thermal Soft Reduction and Use of Multivariate Analysis of Saved Process Variables. Ironmaking & Steelmaking, v. 23, n. 6, pp. 504-511, (1996).
- [22] Suni, J.P.; Henein, H.; Analysis of Shell Thickness Irregularity in Continuously Cast Middle Carbon Steel Slabs Using Mold Thermocouple Data. Metallurgical Transactions B, v. 27, pp. 1045-1056, Dec (1996).
- [23] Takeuchi, E., Brimacombe, J. K., The Formation of Oscillation Marks in the Continuous Casting of Steel Slabs. Metallurgical Transactions B, v. 15B, pp.493-508, Sep (1984).

- [24] Torres, J. - Time-marching solution of transonic duct flows - Doctoral Thesis - Univ. London (1980).
- [25] Zabadal, J., Ferreira, V. - Flow fluid simulation in tube banks - IX Congreso Nacional de Ingenieria Mecanica - Santiago, Chile (1990).
- [26] Zorik, A.; Reid, P. M.; On-line Liquid Steel Temperature Control; Iron-making and Steelmaking, vol. 1, pp. 21-27, June (1993).

Apêndice A

Histórico

A Tabela A.1 mostra as temperaturas ao final do tratamento térmico e formulação do aço para cada uma destas simulações efetuadas na planta, e as taxas de queda de temperatura previstas bem como os respectivos dados experimentais e os erros percentuais correspondentes, na unidade de tratamento térmico:

1. Número da batelada
2. Sequencial: 1-panela nova 2-panela com uma batelada 3-panela com duas bateladas...
3. Taxa de queda da temperatura durante o lingotamento
4. Temperatura medida
5. Temperatura calculada

Tabela A.1: Histórico - Temperatura pré-lingotamento

1	2	3	4	5
68087	1	-0.93	1635	1635.869
68088	2	-0.63	1628	1622.529
68089	3	-0.79	1615	1622.143
68090	4	-4.73	1600	1606.779
68091	1	-0.87	1640	1645.435
68092	2	-0.78	1602	1599.765
68170	2	-0.84	1643	1650.552
68171	3	-1.00	1618	1630.011
68172	1	-1.38	1643	1631.462
68173	2	-0.87	1647	1643.464
68174	1	-1.34	1626	1632.945
68181	3	-0.88	1602	1604.404
68182	1	-1.15	1623	1617.752
68183	2	-1.27	1631	1634.843
68184	3	-1.21	1613	1607.263
68185	1	-1.15	1641	1649.440
68186	2	-1.02	1629	1641.638
68187	3	-1.07	1645	1637.899
68188	1	-1.03	1634	1646.480
68197	7	-1.27	1612	1612.881
68198	1	-1.19	1605	1617.985
68199	2	-1.49	1633	1620.408
68200	1	-1.27	1628	1617.601

continua na próxima página

continuação da Tabela A.1

68201	2	-1.41	1605	1612.771
68208	2	-1.11	1614	1602.187
68209	3	-1.17	1614	1610.932
68210	1	-1.12	1615	1626.663
68211	2	-1.21	1648	1645.436
68212	3	-1.23	1613	1604.172
68213	1	-1.27	1608	1611.811
68214	2	-1.51	1620	1617.732
68221	2	-0.91	1635	1630.481
68223	1	-0.98	1631	1623.397
68224	2	-1.43	1609	1611.167
68252	1	-1.31	1604	1602.907
68253	2	-1.27	1645	1638.796
68262	1	-1.23	1639	1635.851
68263	2	-0.96	1614	1624.904
68265	1	-0.97	1631	1634.319
68266	2	-1.02	1621	1610.547
68269	1	-1.15	1628	1633.057
68270	2	-1.14	1645	1653.705
68271	3	-0.87	1601	1602.127
68272	4	-1.04	1645	1643.187
68274	2	-0.92	1633	1633.064
68274	2	-0.86	1625	1624.037
68275	1	-1.28	1617	1614.526
68334	6	-1.14	1613	1601.445

continua na próxima página

continuação da Tabela A.1

68335	7	-1.10	1612	1624.456
68336	1	-2.07	1603	1600.148
68337	1	-1.26	1618	1617.737
68338	2	-1.05	1607	1606.336
68339	1	-1.24	1612	1615.348
68340	2	-0.98	1627	1618.064
68341	1	-1.51	1646	1650.017
68343	1	-1.49	1625	1622.152
68344	2	-1.10	1605	1612.384
68346	1	-1.35	1622	1628.596
68347	2	-1.34	1629	1637.651
68348	3	-1.15	1600	1592.470
68349	1	-1.00	1603	1592.742
68350	1	-1.21	1616	1606.334
68351	2	-1.20	1600	1600.957
68352	1	-1.34	1632	1633.144
68353	2	-1.06	1641	1630.129
68354	1	-1.26	1609	1613.652
68355	2	-1.04	1622	1618.283
68356	3	-1.07	1607	1612.314
68358	1	-1.25	1646	1646.786
68359	2	-0.97	1604	1610.701
68360	1	-1.24	1620	1619.009
68361	2	-3.41	1624	1616.398
68362	3	-1.19	1616	1605.481

continua na próxima página

continuação da Tabela A.1

68364	1	-1.25	1629	1620.417
68368	1	-1.20	1646	1635.546
68369	1	-1.00	1622	1616.097
68421	2	-1.03	1643	1649.518
68422	1	-1.13	1613	1617.515
68457	1	-1.24	1612	1601.337
68366	1	-1.14	1601	1596.391
68367	1	-1.21	1639	1633.729
68371	1	-1.00	1611	1610.492
68372	1	-0.93	1612	1607.856
68423	2	-1.03	1602	1601.543
68424	1	-0.94	1610	1619.478
68425	2	-1.28	1629	1635.628
68426	3	-1.18	1646	1641.606
68436	1	-1.04	1627	1616.098
68437	2	-1.02	1631	1628.661
68438	3	-1.11	1648	1637.980
68439	4	-1.18	1646	1649.125
68441	2	-1.34	1617	1607.880
68446	4	-0.83	1623	1615.705
68447	2	-0.91	1649	1639.391
68448	1	-1.10	1601	1596.980
68449	1	-1.99	1627	1637.997