

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas

Dissertação de Mestrado

"Modelo para Previsão da Condição
Térmica de Panelas de Aciaria"

Autor: Hilton Luís Pereira Lopes

Orientador: Prof. Roberto Parreiras Tavares

Dezembro - 2007

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas

Hilton Luís Pereira Lopes

**MODELO PARA PREVISÃO DA CONDIÇÃO
TÉRMICA DE PANEIS DE ACIARIA**

Dissertação de Mestrado apresentada ao
Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica
e de Minas da Universidade Federal de Minas Gerais

Área de concentração: Metalurgia Extrativa
Orientador: Prof. Roberto Parreiras Tavares

Belo Horizonte
Escola de Engenharia da UFMG
2007

Dedico este trabalho aos meus pais, Eli e Hila,
pela sabedoria com que conduziram os meus
passos.

AGRADECIMENTOS

Gostaria de agradecer primeiramente ao Professor Roberto Parreiras Tavares, pessoa que aprendi a admirar desde a minha época na graduação, pela seriedade, dedicação e sinceridade com que conduziu sua orientação.

À Gerdau Açominas, pela oportunidade de crescimento e pelo apoio financeiro dado ao projeto. Em especial aos gestores Marcio Teixeira, que me permitiu iniciar este trabalho, e ao Leonardo Polido, que incentivou e apoiou sua conclusão.

À Magnesita S.A., em especial ao engenheiro e amigo Marcos Auad pelo fornecimento de dados necessários para implantação do modelo e pelo apoio técnico e humano.

Ao engenheiro Haysler Lima pelo apoio incondicional durante a realização dos experimentos no campo e aos demais companheiros da Aciaria pelo grande incentivo.

Ao amigo incansável, Alexandre “Panelão”, que investiu muito do seu tempo neste projeto, você merece o melhor. Ao Mario Hermes, pelo decisivo apoio ao projeto desde a sua concepção até a implantação.

À minha amada esposa Lílian pelo incentivo, carinho e compreensão.

E aos bons e velhos amigos Olney Viana e Henrique Bastos, agradeço a paciência, a compreensão e o apoio de sempre.

Muito obrigado a todos.

SUMÁRIO

	Página
LISTA DE FIGURAS.....	vi
LISTA DE TABELAS.....	x
RESUMO.....	xi
ABSTRACT.....	xiii
1 – INTRODUÇÃO.....	01
2 – OBJETIVO.....	02
3 – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	03
3.1 – Ciclo de Produção do Aço em uma Aciaria LD.....	03
3.2 – Importância do Controle da Temperatura do Aço em Aciarias.....	04
3.2.1 – Solidificação.....	05
3.2.2 – Macrosegregação.....	06
3.2.3 – Limpidez do Aço.....	08
3.2.4 – Defeitos de Forma.....	09
3.2.5 – Defeitos Internos e Superficiais.....	10
3.2.6 – Produtividade.....	11
3.3 – Ciclo de Painelas.....	11
3.4 – Perdas Térmicas Através da Escória.....	13
3.4.1 – Espessura da Escória.....	13
3.4.2 – Tampa de Painela.....	17
3.5 – Perdas para o Revestimento Refratário.....	18
3.5.1 – Tipos de Materiais Refratários.....	19
3.5.2 – Influência da Espessura do Refratário.....	20
3.5.3 – Materiais Isolantes.....	22
3.6 – Estratificação Térmica.....	24
3.7 – Índice de Encharque.....	25
3.8 – Pré-Aquecimento da Painela.....	26
3.9 – Modelamento da Transferência de Calor em Painelas.....	28
4 – METODOLOGIA.....	33
4.1 – Modelo Matemático.....	33
4.1.1 – Considerações Físicas e Construtivas.....	34
4.1.2 – Hipóteses Globais.....	35
4.2 – Formulação do Problema e Condições de Contorno.....	36
4.2.1 – Modelo para o Processo de Aquecimento da Painela.....	37
4.2.2 – Modelo para os Processos de Painela Cheia.....	38

4.2.2 – Modelo para os Processos de Painela Vazia.....	39
4.3 – Discretização das Equações Diferenciais.....	39
4.4 – Condutividade Térmica.....	42
4.5 – Avaliação da Queda de Temperatura do Aço Líquido após o Vazamento.....	42
4.6 – Método Computacional.....	44
4.7 – Calibração do Modelo.....	45
4.7.1 – Instrumentação da Painela.....	46
4.7.2 – Ajuste do Modelo de Aquecimento.....	50
4.7.3 – Termografia das Paredes Refratárias.....	51
5 – RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	56
5.1 – Tempo de Aquecimento de Painelas Novas ou Fora do Ciclo.....	56
5.2 – Tempo para Atingir o Estado Térmico Estável.....	58
5.3 – Efeito do Desgaste do Revestimento Refratário.....	61
5.4 – Efeito do Tempo de Aquecimento Intermediário.....	62
5.5 – Efeito do Tempo de Espera para Vazamento.....	65
5.6 – Efeito da Utilização de Materiais Isolantes.....	69
5.7 – Efeito do Tempo de Ciclo.....	73
5.8 – Temperatura do Refratário ao Longo do Processo.....	76
5.9 – Relevância dos Resultados.....	77
6 – CONCLUSÕES.....	78
7 – SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS.....	80
8 – REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	81
ANEXO I – PROPRIEDADES TERMOFÍSICAS DOS MATERIAIS REFRA- TÁRIOS UTILIZADOS NO MODELO.....	85
ANEXO II – TELAS DO PROGRAMA	91
ANEXO III – DETERMINAÇÃO DA TAXA DE QUEDA DE TEMPERATURA DO AÇO LÍQUIDO DURANTE O PERÍODO COM AÇO.....	93
ANEXO IV – ANÁLISE DO NÚMERO MÍNIMO DE NÓS DA MALHA.....	95
ANEXO V – CRITÉRIOS DE CONVERGÊNCIA DO MODELO.....	96

LISTA DE FIGURAS

	Página
Figura 3.1: Etapas básicas do processo de produção de aço em aciarias LD, destacando alguns equipamentos principais.....	04
Figura 3.2: Desenho esquemático de uma estrutura de solidificação típica contendo a zona coquilhada, zona colunar e equiaxial, segundo Szequieres (2005).....	05
Figura 3.3: Desenho esquemático da frente de solidificação, segundo Szekeres (2005).....	06
Figura 3.4: Influência da temperatura do aço na estrutura de solidificação, segundo Wnnenberg et al (1980) apud Brimacombe (1981).....	07
Figura 3.5: Influência do superaquecimento e da agitação eletromagnética no molde (EMS) sobre a segregação de carbono, segundo Iwata et al (1976) apud Brimacombe (1981).....	08
Figura 3.6: Representação esquemática da influência da temperatura de lingotamento no índice de macroinclusões, segundo Matos et al (1983).....	09
Figura 3.7: Variação da espessura da zona colunar com a temperatura de lingotamento para diversos teores de carbono, segundo Brimacombe et al (1977).....	10
Figura 3.8: Desenho esquemático dos possíveis ciclos de produção e de panelas. Adaptado de www.gerdau.com.br (2005).....	12
Figura 3.9: Desenho esquemático do processo de transferência de calor através da escória, segundo Omotani et al (1983).....	13
Figura 3.10: Variação da temperatura do aço líquido ao longo do tempo para duas condições de espessuras de escória, segundo Tetrault et al (2004).....	14
Figura 3.11: Influência da espessura da camada de escória sobre a evolução da temperatura do aço na panela (180t), segundo Mundim et al (1986).....	14
Figura 3.12: Influência da utilização de tampa na panela (180t) sobre a evolução da temperatura do aço, para diferentes condições de espessura de escória, segundo Mundim et al (1986).....	15
Figura 3.13: Eficiência da tampa de panela no controle da temperatura do jato, segundo Hlinka et al (1985).....	18
Figura 3.14: Efeito do tipo e espessura do revestimento refratário sobre a evolução da temperatura do aço em uma panela de 180t, segundo Mundim et al (1986).....	20
Figura 3.15: Temperatura média na camada de 50 mm mais próxima à área de contato do aço, segundo Ferreira et al (2004).....	21
Figura 3.16: Energia armazenada nas camadas refratárias, segundo Ferreira et al (2004).....	21
Figura 3.17: Influência da utilização de isolamento cerâmico entre o revestimento permanente e a carcaça da panela sobre a evolução da temperatura do aço na panela, segundo Mundim et al (1986)	22

Figura 3.18: Temperatura projetada da face fria de painelas novas durante o aquecimento nas condições isolada e não isolada, segundo Muccardi et al (1987)	23
Figura 3.19: Temperatura projetada da face quente de painelas novas durante o aquecimento nas condições isolada e não isolada, segundo Muccardi et al (1987).....	23
Figura 3.20: Perfil de velocidades (esquerda) e temperaturas (direita), após 6 minutos de resfriamento, segundo Pan et al (2002).....	25
Figura 3.21: Comparação do perfil de temperatura do revestimento refratário para uma panela com um ciclo rápido e uma panela nova aquecida, segundo Tomazin et al (1986).....	26
Figura 3.22: Comportamento da temperatura do aço (a) e do revestimento refratário (b) durante o período de espera para diferentes condições de pré-aquecimento, segundo Tetrault et al (2004).....	27
Figura 3.23: Perfil de temperaturas no refratário resultante dos modelos bidimensional e unidimensional para diferentes tempos de aquecimento, segundo Pereira (1986).....	31
Figura 3.24: Perfil de temperatura do refratário ao longo da altura da panela na etapa de aquecimento, segundo Pereira (1986).....	32
Figura 4.1: Desenho esquemático do sistema considerado.....	35
Figura 4.2: Desenho esquemático da panela destacando os materiais considerados no modelo com as respectivas dimensões. Adaptado de LWB Refractories (2005).....	35
Figura 4.3: Representação do modelo para as condições de panela cheia e panela vazia.....	37
Figura 4.4: Fluxograma esquemático de funcionamento do modelo matemático.....	45
Figura 4.5: Desenho esquemático do posicionamento dos termopares instalados na panela instrumentada.....	46
Figura 4.6: Visão externa da instalação e posicionamento dos termopares instalados na panela instrumentada.....	46
Figura 4.7: Visão externa da panela instrumentada com registrador de dados.....	47
Figura 4.8: Evolução da temperatura das diversas camadas refratárias durante o aquecimento da panela com revestimento aluminoso.....	48
Figura 4.9: Evolução da temperatura das diversas camadas refratárias durante o aquecimento da panela com revestimento dolomítico.....	49
Figura 4.10: Evolução da temperatura do refratário com o tempo, mostrando o ajuste do modelo com os dados experimentais para a etapa de aquecimento para diferentes camadas do revestimento lateral.....	50
Figura 4.11: Imagem do termógrafo registrada no início do resfriamento do revestimento refratário, onde Ar1 representa a parede lateral e Ar2 o fundo da panela.....	52
Figura 4.12: Imagem do termógrafo registrada após 15 minutos de resfriamento do revestimento refratário, onde Ar1 representa a parede lateral e Ar2 o fundo da panela.....	53
Figura 4.13: Imagem do termógrafo registrada após 1 hora de resfriamento do revestimento refratário, onde Ar1 representa a parede lateral e Ar2 o fundo da panela.....	53

Figura 4.14: Imagem do termógrafo registrada após 1,5 horas de resfriamento do revestimento refratário, onde Ar1 representa a parede lateral e Ar2 o fundo da panela.....	53
Figura 4.15: Imagem do termógrafo registrada após 2 horas de resfriamento do revestimento refratário, onde Ar1 representa a parede lateral e Ar2 o fundo da panela.....	54
Figura 4.16: Evolução da temperatura do refratário com o tempo, mostrando o ajuste do modelo com os dados experimentais para a etapa de resfriamento.....	55
Figura 4.17: Evolução da temperatura do refratário do fundo da panela com o tempo, mostrando o ajuste do modelo com os dados experimentais para a etapa de resfriamento.....	55
Figura 5.1: Perfil de temperaturas do refratário ao final de diferentes tempos de aquecimento de uma panela nova.....	57
Figura 5.2: Evolução da temperatura do refratário durante o período de aquecimento de painelas novas ou fora do ciclo para diferentes distâncias da face quente.....	57
Figura 5.3: Influência do tempo de aquecimento de uma panela nova na queda de temperatura do aço líquido após o vazamento do convertedor.....	58
Figura 5.4: Evolução da temperatura do refratário com o tempo para diferentes posições da parede lateral.....	59
Figura 5.5: Evolução da temperatura do refratário com o tempo para diferentes posições do refratário do fundo da panela.....	60
Figura 5.6: Evolução da temperatura do refratário com o tempo para uma panela nova e outra com 50% da espessura original do revestimento de trabalho.....	61
Figura 5.7: Perfil de temperaturas do refratário antes do vazamento para diferentes tempos de aquecimento intermediário.....	63
Figura 5.8: Perfil de temperaturas do refratário antes do vazamento para diferentes tempos de aquecimento intermediário na condição de ciclo operacional com 180 min de panela vazia.....	64
Figura 5.9: Influência do tempo de aquecimento intermediário na queda de temperatura do aço após o vazamento do convertedor na condição de ciclo operacional com 180 min de panela vazia.....	65
Figura 5.10: Perfil de temperaturas do refratário antes do vazamento para diferentes tempos de espera com 12 min de aquecimento intermediário.....	66
Figura 5.11: Perfil de temperaturas do refratário antes do vazamento para diferentes tempos de espera sem aquecimento intermediário.....	67
Figura 6.12: Perfil de temperaturas do refratário antes do vazamento para a condição de 15 min de espera para vazamento com e sem aquecimento intermediário.....	68
Figura 6.13: Influência do tempo de espera para vazamento na queda de temperatura do aço líquido após o vazamento do convertedor.....	69
Figura 5.14: Evolução da temperatura da face fria (carcaça) durante o tempo de aquecimento de painelas com e sem o revestimento isolante.....	70

Figura 5.15: Evolução da temperatura do refratário a 81 mm da face quente, durante o tempo de aquecimento de placas com e sem o revestimento isolante.....	71
Figura 5.16: Evolução da temperatura do refratário durante o tempo de aquecimento de placas com e sem o revestimento isolante para diferentes posições a partir da face quente.....	72
Figura 5.17: Evolução da temperatura do refratário a 81 mm da face quente, durante o tempo de operação de placas com e sem o revestimento isolante.....	73
Figura 5.18: Perfil de temperaturas do refratário antes do vazamento para diferentes tempos de ciclo (placa vazia) com aquecimento intermediário.....	74
Figura 5.19: Perfil de temperaturas do refratário antes do vazamento para diferentes tempos de ciclo (placa vazia) sem aquecimento intermediário.....	75
Figura 5.20: Perfil de temperaturas do refratário antes do vazamento para diferentes condições operacionais, mostrando a queda prevista de temperatura do aço líquido após o vazamento.....	76
Figura I.1: Nomeclatura das diversas camadas refratárias da lateral da placa.....	85
Figura I.2: Condutividade térmica do material isolante em função da temperatura. Dados fornecidos pelo fabricante.....	86
Figura I.3: Condutividade térmica do revestimento permanente sílico-aluminoso em função da temperatura. Dados fornecidos pelo fabricante.....	87
Figura I.4: Condutividade térmica do revestimento permanente aluminoso em função da temperatura. Dados fornecidos pelo fabricante.....	87
Figura I.5: Condutividade térmica do revestimento de trabalho em função da temperatura. Dados fornecidos pelo fabricante.....	88
Figura II.1: Tela principal do programa mostrando os parâmetros ajustáveis.....	91
Figura II.2: Tela do programa mostrando os dados termofísicos utilizados nas simulações.....	92
Figura II.3: Tela do programa mostrando os resultados da simulação.....	92
Figura III.1: Carta de controle dos dados da taxa de queda de temperatura do aço líquido.....	94
Figura IV.1: Perfil de temperaturas do fundo da placa após 1000 iterações em um intervalo de tempo igual a 0,1 segundo para diferentes números de nós na malha.....	95
Figura V.1: Perfil de temperaturas do fundo da placa após 1000 iterações em uma malha com 30 nós para diferentes intervalos de tempo.....	97

LISTA DE TABELAS

	Páginas
Tabela III.1: Propriedades termofísicas de materiais refratários, segundo Omotani et al (1983).....	19
Tabela IV.1: Etapas do ciclo operacional de referência utilizado no modelo.....	43
Tabela I.1: Calor específico dos materiais utilizados no modelo.....	89
Tabela I.2: Valores de densidade dos materiais utilizados no modelo.....	89
Tabela I.3: Valores de emissividade dos materiais utilizados no modelo.....	90

RESUMO

O controle da temperatura do aço líquido ao longo do processo de produção é de fundamental importância para se atingir os requisitos de qualidade e produtividade exigidos atualmente.

Na aciaria da Gerdau Açominas, o controle da temperatura do aço líquido, desde o vazamento até sua solidificação nos lingotamentos, tem sido extensamente estudado. Devido aos longos tempos de lingotamento, falhas no controle de temperatura, freqüentemente, levam a interrupções no lingotamento, ocasionando perda de produtividade e rendimento.

Neste trabalho foi proposto um modelo para previsão da condição térmica de painéis de aciaria, com o objetivo de se reduzir a dispersão das temperaturas ao longo de todo processo produtivo.

O modelo é baseado em equações de transferência de calor para um sistema unidimensional transiente e foi resolvido utilizando-se o método de diferenças finitas com formulação explícita e abordagem do volume de controle.

O modelo matemático foi calibrado, ajustando-se os resultados simulados com os valores experimentais obtidos através da medição e aquisição de temperaturas do revestimento refratário em painéis da aciaria da Gerdau Açominas.

Constatou-se que na etapa de aquecimento de painéis novas ou fora do ciclo, a temperatura dos refratários próximos à face quente aumenta rapidamente durante as primeiras 6 horas de aquecimento. Quando o tempo de aquecimento é de 24 horas, a queda de temperatura do aço após o vazamento foi reduzida em aproximadamente 80 °C quando comparada com a queda de temperatura para um tempo de aquecimento de apenas 6 horas.

O refratário da parede lateral atingiu um estado térmico estável após o 3º ciclo operacional, enquanto o fundo, devido à sua maior espessura, continuou a atingir valores mais altos de temperatura mesmo após o 4º ciclo de operação.

Na avaliação do efeito do desgaste do refratário constatou-se que o mais desgastado e, portanto menos espesso, atingiu o estado térmico estável após o 2º ciclo operacional, porém com temperaturas mais baixas que aquelas encontradas para o revestimento original.

Para longos tempos de panela vazia, o tempo de aquecimento intermediário é fundamental para reduzir a queda de temperatura do aço líquido após o vazamento. Porém, pode-se dizer que, com uma boa gestão das panelas em operação, de modo a reduzir os tempos sem aço, é possível eliminar a necessidade do aquecimento intermediário.

A região mais afetada pelo tempo de espera para vazamento ficou compreendida entre a face quente e aproximadamente 35 mm desta. Quando o tempo de espera foi superior a 15 min, praticamente toda a energia armazenada na etapa de aquecimento intermediário foi perdida.

Durante a etapa de aquecimento, a temperatura da carcaça da panela subiu mais rapidamente e atingiu um valor 45 °C mais alto quando a panela estava sem o revestimento isolante. Foi constatado também que o uso de materiais isolantes aumentou a quantidade de energia armazenada no revestimento.

À medida que se aumentou o tempo de panela vazia, a temperatura do revestimento decresceu em todas as suas camadas, atingindo um valor máximo de 388 °C quando o tempo de ciclo foi igual a 500 min e não se realizou aquecimento intermediário. Até 120 min de panela vazia, não houve variação significativa na temperatura da carcaça, que se manteve a aproximadamente 384 °C. A queda de temperatura do aço líquido foi de aproximadamente 26 °C a mais que a queda de temperatura do ciclo curto de 60 min. Quando o ciclo atingiu 200 min, a queda de temperatura do aço passou para 72 °C a mais se comparada com a do ciclo curto.

ABSTRACT

Temperature control during the whole steelmaking process has a great importance to achieve the quality and productivity requirements demanded nowadays.

At Gerdau Açominas steelplant, the temperature control of liquid steel from tapping up to the solidification in the caster has been widely studied. Due to the long casting times, a lack of control of the steel temperature, frequently, causes interruptions in the casting process, leading to productivity and yield losses.

In the present work, a model to predict the thermal condition of the steel ladles was proposed, in order to reduce the temperature variations during the steelmaking process.

The model is based on differential heat transfer equations in a one-dimensional transient system and an explicit finite difference approach was chosen to resolve the equations.

The mathematical model was calibrated adjusting the simulated results with the real data from in plant measurements at Gerdau Açominas

It was evidenced that during the heating process of a new ladle or ladle out of cycle, the temperature of the refractories close to the hot face increases quickly during the first 6 hours of heating. When the heating time is 24 hours, the temperature drop of the steel, after tapping, was reduced in approximately 80 °C, when compared with the temperature drop for a heating time of only 6 hours.

The refractory on the sidewall reached a steady thermal state after 3 operational cycles, while the refractory of the bottom of the ladle, due to the bigger thickness, continued to reach higher temperature values even after 4 operation cycles.

The refractory with half of the original thickness achieve the steady thermal state after 2 operational cycles; however the temperatures reached were lower than those for the original thickness.

For long cycle times, the intermediate heating time is important to reduce the temperature drop of the liquid steel after tapping. However, it can be said that, with a good management of the ladles in operation, in order to reduce the times without steel, it is possible to eliminate the necessity of the intermediate heating.

The more affected region by the waiting time for tapping was located between the hot face and approximately 35 mm of this. When the waiting time for tapping was more than 15 min, practically all the energy stored during the intermediate heating was lost.

During the heating process, the temperature of the ladle shell increased more quickly and reached a value 45 °C higher, when the ladle was without the insulating material. It was also evidenced that the use of insulating materials increased the amount of energy stored in the refractory.

As the empty ladle time increased, the refractory temperature decreased in all its layers, reaching a maximum value of 388 °C when the cycle time was equal to 500 min without intermediate heating. Up to 120 min of empty ladle, was not noticed a significant variation in the shell temperature, kept around 384 °C. The temperature drop of the liquid steel was of approximately 26 °C more than the temperature drop of the short cycle of 60 min. When the cycle reached 200 min, the temperature drop of the steel passed to 72 °C more if compared with the short cycle ladle.

1 – INTRODUÇÃO

O controle da temperatura do aço líquido ao longo do processo de produção é de fundamental importância para se atingir os requisitos de qualidade e produtividade exigidos atualmente.

A redução da dispersão das temperaturas no distribuidor diminui o risco de perfurações de pele, obstruções de veio e quebras de seqüência, além de possibilitar a maximização da produtividade da máquina de lingotamento contínuo.

Logo após o vazamento em uma panela de aciaria, a temperatura do aço líquido sofre influência de vários fatores como condução de calor através do revestimento refratário, perdas por radiação e convecção para o ambiente (pela escória e estrutura metálica da panela) e dissolução de materiais adicionados ou cascão.

As perdas térmicas através do refratário são influenciadas por suas propriedades físicas e por sua dimensão, além do seu perfil de temperaturas momentos antes do vazamento. Este perfil de temperaturas é decorrente de todo o histórico da panela até o vazamento.

Na aciaria da Gerdau Açominas, o controle da temperatura do aço líquido desde o vazamento até sua solidificação no lingotamento, tem sido extensamente estudado. Devido aos longos tempos de lingotamento, falhas no controle de temperatura, freqüentemente, levam a interrupções no lingotamento, ocasionando perda de produtividade e rendimento.

Neste trabalho foi proposto um modelo matemático para a previsão da condição térmica da panela momentos antes do vazamento do aço do convertedor. Com o conhecimento da condição térmica da panela antes do vazamento, é possível prever a temperatura ótima de fim de sopro, levando à redução da dispersão das temperaturas ao longo do processo.

2 – OBJETIVO

O objetivo deste trabalho é desenvolver um modelo matemático transiente para a previsão do estado térmico de painéis de aciaria visando um melhor entendimento de todos os fenômenos relacionados.

A partir do objetivo geral, os seguintes objetivos específicos foram estabelecidos:

- Prever os perfis de temperatura do revestimento refratário ao longo de todo o ciclo de operação da panela em função das propriedades físicas e químicas dos materiais e processos envolvidos;
- Identificar o número de ciclos necessários para atingir um regime térmico estável;
- Identificar os parâmetros operacionais relevantes para o comportamento térmico do revestimento refratário das painéis de aciaria;
- Avaliar a influência do uso de materiais isolantes na panela.

3 – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este capítulo busca inicialmente localizar o leitor no cenário no qual este trabalho se insere. Discute as implicações da falta de controle da temperatura do aço, principalmente durante a solidificação. Trata ainda de diversas formas de perda térmica envolvidas durante a produção do aço, salientando a influência de diferentes materiais e práticas. Discute por fim, alguns trabalhos que tratam do modelamento das perdas térmicas em panelas de aço.

3.1 – Ciclo de Produção do Aço em uma Aciaria LD

Como ilustra a Figura 3.1, o processo de produção de aço em uma aciaria integrada pode ser dividido, basicamente, nas seguintes etapas:

- Refino Primário: etapa na qual é realizado o refino do ferro-gusa. Consiste no carregamento de sucata sólida e gusa líquido no convertedor LD e posterior sopro de oxigênio no banho. Durante o sopro, elementos como carbono, silício, manganês e fósforo são oxidados. Após o fim do sopro de oxigênio, o aço é então vazado em panelas e segue para o refino secundário;

- Refino Secundário: consiste no ajuste fino de composição química, geralmente em atmosfera redutora e acerto de temperatura. Dentre os equipamentos destinados à metalurgia secundária estão o forno panela, capaz de realizar aquecimento por meio de energia elétrica, o desgaseificador RH, responsável pela eliminação de elementos indesejáveis como o hidrogênio, nitrogênio e carbono, e a estação de borbulhamento de gases inertes. Após as etapas de refino secundário, o aço segue para o lingotamento;

- Lingotamento do aço: é a etapa de solidificação do aço líquido. Pode ser realizada pelo método convencional, onde o aço é vazado em um mastro que faz a distribuição em lingoteiras de ferro-fundido, ou pelo método contínuo em que o aço é vazado no distribuidor e, então, transferido para moldes de cobre refrigerados a água, que dão a forma do produto lingotado.

Como pode ser observado, após o refino primário e vazamento do aço, todas as operações subsequentes são realizadas na panela. Como apontado por Volkova et al (2003), no passado, as panelas eram usadas exclusivamente para o transporte do aço líquido e, atualmente, são usadas como reatores versáteis, onde são realizadas operações

para homogeneização, desoxidação, dessulfuração, além de pequenos ajustes químicos e térmicos.

Deste ponto de vista, fica clara a importância do controle da temperatura de trabalho das panelas. Este assunto será explorado no capítulo seguinte.

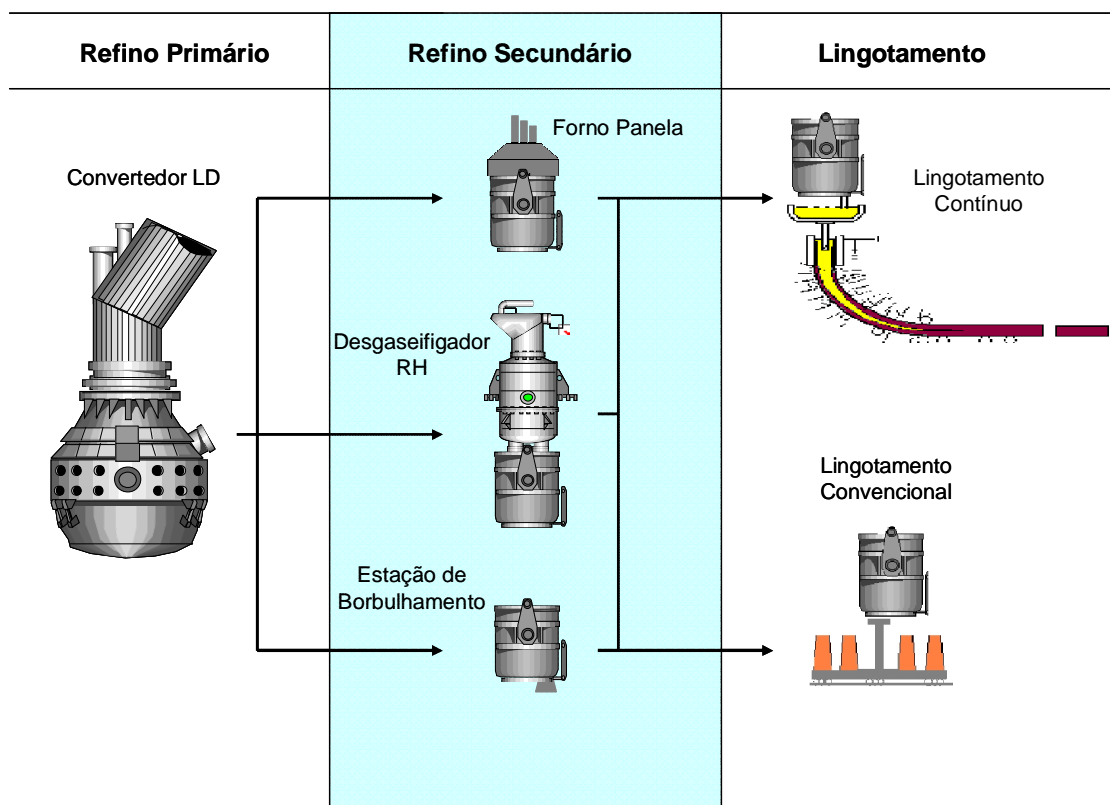


Figura 3.1: Etapas básicas do processo de produção de aço em aciarias LD, destacando alguns dos equipamentos existentes.

3.2 – Importância do Controle da Temperatura do Aço em Aciarias

O presente capítulo discute os motivos para se buscar um controle mais preciso da temperatura do aço ao longo de seu processo produtivo. Trata dos efeitos da temperatura do aço na solidificação, na macrosegregação, no seu grau de limpeza, no aparecimento de defeitos de forma, superficiais e internos, apontando ainda algumas implicações na produtividade de uma aciaria.

Ocorrências como queda brusca de temperatura logo após o vazamento do aço na panela, ou durante o tratamento de desgaseificação no RH ou ainda durante o lingotamento

contínuo ou convencional dos aços, são indesejadas e precisam ser controladas ou previstas. Tais ocorrências, quando não controladas, levam a perdas de rendimento e produtividade.

3.2.1 - Solidificação

A temperatura exerce grande influência na solidificação do aço dentro do molde do lingotamento contínuo. Devido ao grande gradiente térmico, assim que o aço entra no molde, forma-se uma zona coquilhada constituída de dendritas finas próximas da superfície. Então uma zona colunar é formada, onde as dendritas crescem quase que perpendicularmente à superfície da peça lingotada. Uma terceira zona é, então, formada na região central da seção lingotada. Nesta região, as dendritas estão aleatoriamente orientadas ou distribuídas em grãos equiaxiais.

A estrutura de solidificação, que compreende as três zonas descritas acima, pode ser visualizada na Figura 3.2. Esta estrutura influencia significativamente a qualidade do produto lingotado, sendo a estrutura colunar bastante sensível à formação de defeitos e a macrosegregações.

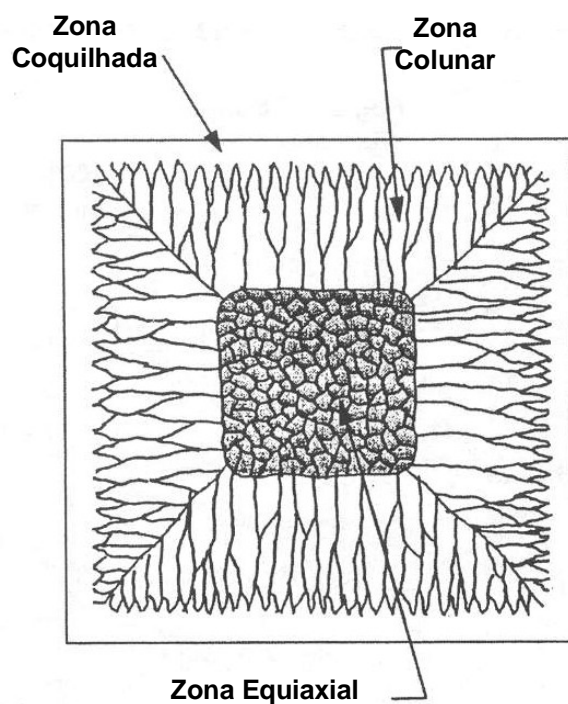


Figura 3.2: Desenho esquemático de uma estrutura de solidificação típica contendo a zona coquilhada, zona colunar e equiaxial, segundo Szekeres (2005)

Como aponta Brimacombe et al (1984), o controle do superaquecimento do aço líquido é vital para se atingir uma estrutura predominantemente equiaxial e boa qualidade interna. Segundo Perkins et al (1977), quando existem grandes gradientes de temperatura logo após a frente de solidificação, a zona colunar se desenvolve. Ainda segundo Perkins et al (1977), uma forte correlação entre a temperatura do distribuidor e o tamanho da zona equiaxial foi confirmada em trabalhos subseqüentes. Westin (1977) também relata a existência desta correlação.

3.2.2 – Macrosegregação

Devido à limitação de solubilidade de elementos de liga no aço, durante o resfriamento e solidificação, estes são segregados para a porção líquida ainda não solidificada. Este efeito está esquematizado na Figura 3.3, segundo Szekeres (2005).

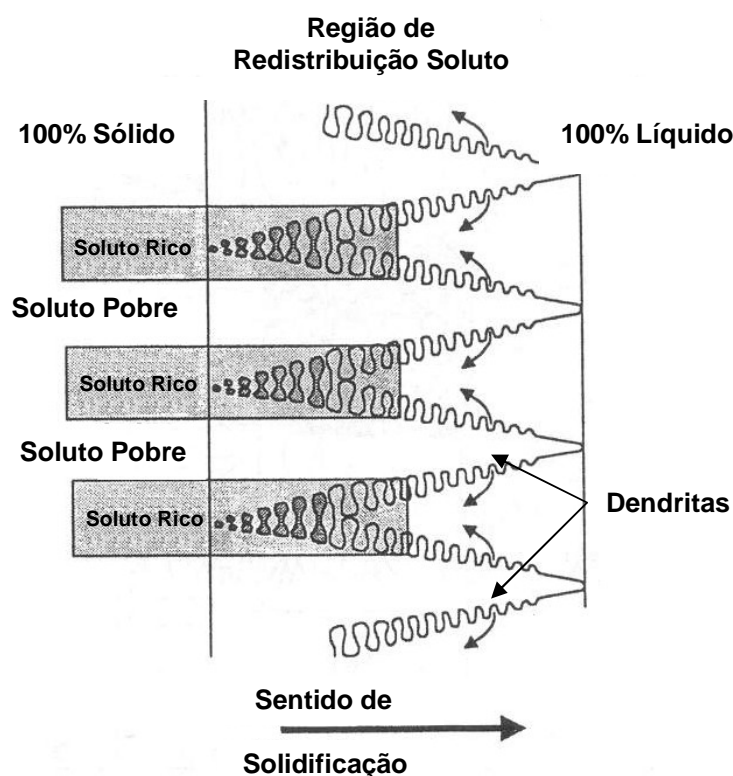


Figura 3.3: Desenho esquemático da frente de solidificação, segundo Szekeres (2005)

A macrosegregação está relacionada com o aumento da zona colunar provocada por elevados superaquecimentos do aço no distribuidor. Segundo Perkins et al (1977), foi evidenciada a correlação entre o tamanho da zona equiaxial e a segregação de enxofre e manganês. Afirmam ainda que o superaquecimento tem efeito direto na segregação. Em estudo para avaliar as variáveis de processo que influenciam na estrutura de produtos solidificados, Brimacombe (1981) discute o efeito do superaquecimento na estrutura de solidificação e na segregação de carbono. Estes efeitos são ilustrados nas Figuras 3.4 e 3.5.

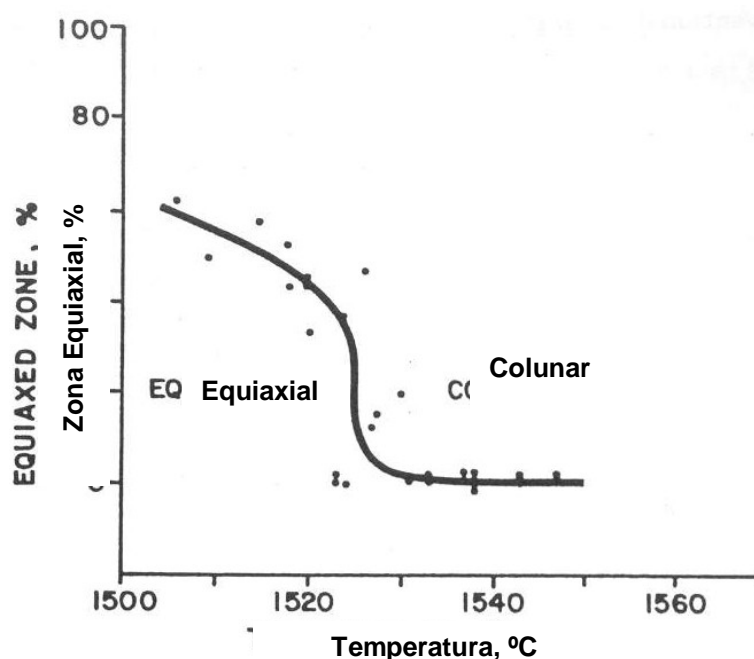


Figura 3.4: Influência da temperatura do aço na estrutura de solidificação, segundo Wunnenberg et al (1980) citado em Brimacombe (1981).

A microsegregação se deve ao enriquecimento interdendrítico e está sempre presente no produto solidificado, quando se considera aços comerciais.

Como observado, o controle da temperatura é fundamental para uma melhora na qualidade do produto final.

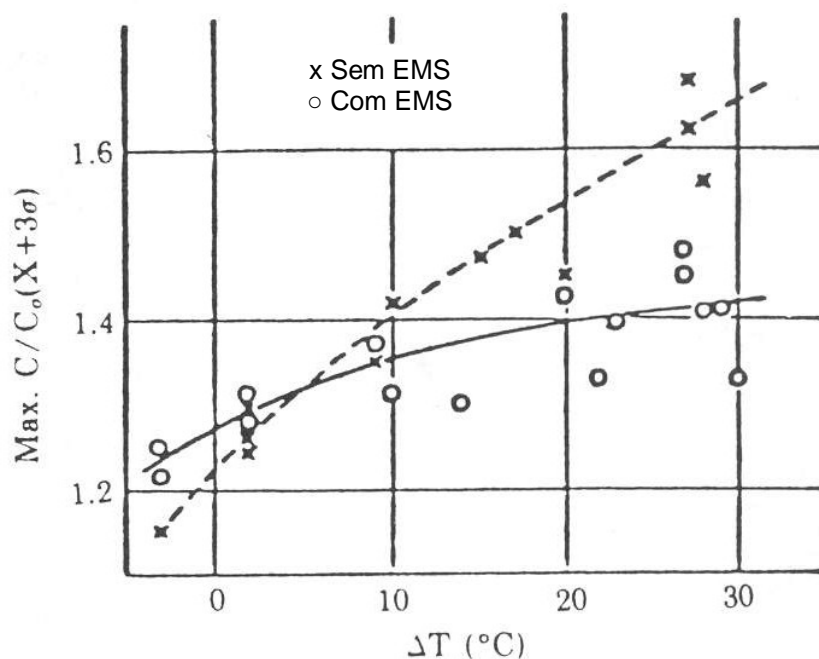


Figura 3.5: Influência do superaquecimento (ΔT) e da agitação eletromagnética no molde (EMS) sobre a segregação de carbono, segundo Iwata et al (1976) citado em Brimacombe (1981).

3.2.3 – Limpeza do Aço

De acordo com Zhang et al (2002), a limpeza do aço é controlada por uma gama elevada de práticas operacionais em todo o processo de fabricação do aço. Isto inclui as temperaturas de processamento.

Como mostrado por Kitamura et al (1984) citado em Passos et al (1994), embora a maioria das partículas de Al_2O_3 formadas durante a desoxidação do aço flitem durante o borbulhamento com gás inerte, parte delas permanece no aço líquido e são levadas para dentro do molde. A extensão do número de partículas removidas é também função da temperatura de processamento.

Como mostra a Figura 3.6, é bastante pronunciada a influência da temperatura de lingotamento na limpeza do aço. O aumento do índice de inclusões em baixas temperaturas é devido ao incremento da viscosidade do aço, o que dificulta a flotação das inclusões. Já em altas temperaturas, se deve ao aumento da cinética das reações com os refratários. Existe uma temperatura adequada de lingotamento com índice de limpeza máximo.

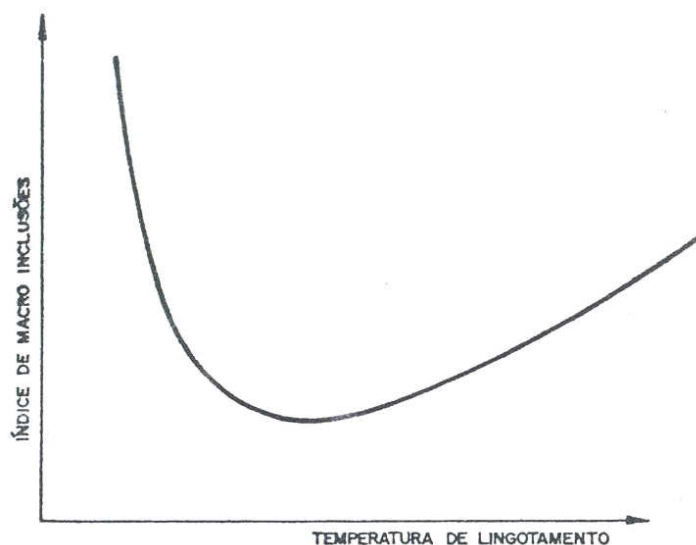


Figura 3.6: Representação esquemática da influência da temperatura de lingotamento no índice de macroinclusões, segundo Matos et al (1983).

Segundo Guzela (1985), baixas temperaturas de lingotamento incrementam o índice de inclusões devido à formação de uma zona pastosa na parte inferior de lingotes produzidos pelo método convencional.

São também bem conhecidos os problemas relacionados com a obstrução das válvulas do lingotamento contínuo, particularmente em aços de baixo teor de carbono acalmados ao alumínio. Este fenômeno é descrito por Zhang et al (2002) e Bauer (1977) entre outros. Perkins et al (1977) relatam que temperaturas de lingotamento mais elevadas são praticadas para reduzir a ocorrência de obstrução de válvulas. O controle da temperatura do distribuidor ajuda na manutenção de uma janela suficiente para lingotamento de aços acalmados ao alumínio.

3.2.4 – Defeitos de Forma

A deformação da seção é um dos principais problemas do lingotamento de tarugos e blocos pequenos. Tanto a diferença entre as diagonais (romboidade) quanto a convexidade são normalmente defeitos não recondicionáveis, levando ao sucateamento das peças nas quais se apresentam.

Entre diversos outros fatores, a temperatura de lingotamento contribui para o aparecimento de romboidade e convexidade em tarugos de lingotamento contínuo, como

descrito por Brimacombe et al (1982). Finardi et al (1981) também relatam a influência da temperatura de lingotamento no aparecimento de defeitos de forma em tarugos.

3.2.5 – Defeitos Internos e Superficiais

Defeitos na matéria-prima para as laminações geralmente causam problemas nos produtos laminados. Trincas internas mais severas podem abrir durante a laminação gerando sucata e parada do laminador. Mesmo que detectados previamente, estes defeitos requerem acondicionamento ou sucateamento, levando a perda de produtividade e rendimento.

Diversos trabalhos (Brimacombe et al (1977), Brimacombe et al (1978) e Konishi et al (2002)) encontrados na literatura discutem os fatores que afetam a formação de defeitos internos e superficiais em produtos do lingotamento contínuo. Nestes estudos, é geralmente um consenso que a alta temperatura de lingotamento é um dos fatores responsáveis pelo aparecimento de diversos tipos de trincas internas e superficiais, como relata Brimacombe et al (1977).

Trincas internas a meio raio são favorecidas ou suprimidas dependendo da estrutura do produto solidificado. Altas temperaturas de lingotamento favorecem a formação da zona colunar, como pode ser visto na Figura 3.7.

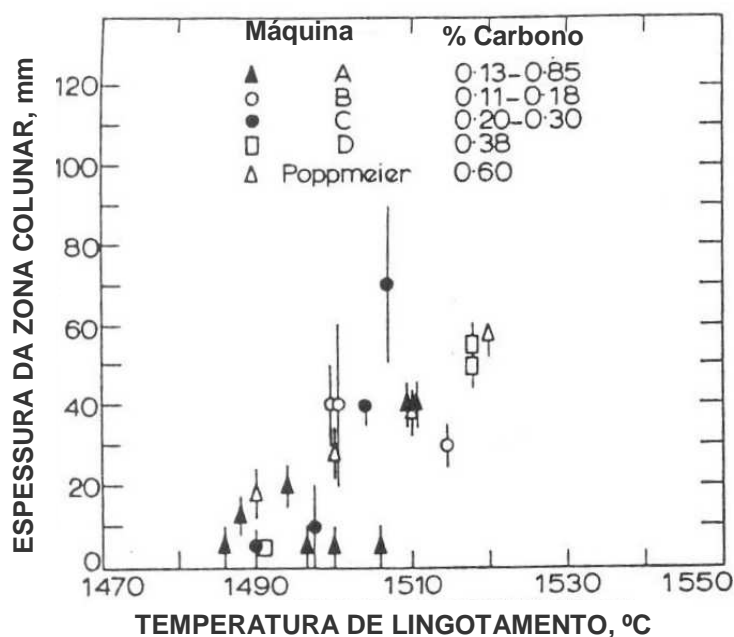


Figura 3.7: Variação da espessura da zona colunar com a temperatura de lingotamento para diversos teores de carbono, segundo Brimacombe et al (1977)

Trincas a meio raio se formam muito mais facilmente entre as dendritas da zona colunar, que crescem perpendicularmente às tensões existentes, do que na zona de grãos equiaxiais.

3.2.6 – *Produtividade*

De acordo com Alberny et al (1973) citado em Fredman (2000), o controle térmico insuficiente durante o lingotamento causa problemas como obstrução das válvulas submersas quando o superaquecimento atinge valores muito baixos. Por outro lado, valores de superaquecimento muito elevados levam a redução da velocidade de lingotamento, diminuindo a produtividade da máquina, e em um pior cenário, leva ao rompimento da pele solidificada, trazendo inúmeros transtornos operacionais e diminuição da disponibilidade do equipamento.

Guzela (1985) aponta ainda, o aumento na frequência de ressopros no convertedor LD, a necessidade de resfriamento de corridas na panela para se atingir a temperatura de lingotamento e a formação de cascão na panela como fatores responsáveis pela perda de produtividade em aciarias.

3.3 – **Ciclo de Panelas**

O ciclo de uma panela de aciaria é composto por uma seqüência de operações que podem ser agrupadas em duas etapas. A primeira consiste no período em que a panela contém o aço líquido (panela cheia). A segunda se refere ao período em que a panela permanece vazia, aguardando o vazamento da próxima corrida. Os períodos de vazamento do aço para a panela e de lingotamento são compostos de ambas as etapas descritas acima.

No caso da Gerdau Açominas, o período de tempo com aço pode ser sub-dividido em:

- Tempos de transporte de panela cheia;
- Tempo de tratamento no forno panela;
- Tempo de tratamento no desgaseificador RH;
- Tempo de tratamento na estação de borbulhamento.

Já o período de tempo sem aço pode ser sub-dividido em:

- Tempos de transporte sem aço;
- Tempo de manutenção refratária;
- Tempo de aquecimento;
- Tempo de espera para vazamento.

Os tempos de vazamento e lingotamento podem ser considerados como tempos mistos, panela cheia e panela vazia.

A Figura 3.8 mostra esquematicamente as rotas de produção e os ciclos de panela propostos.

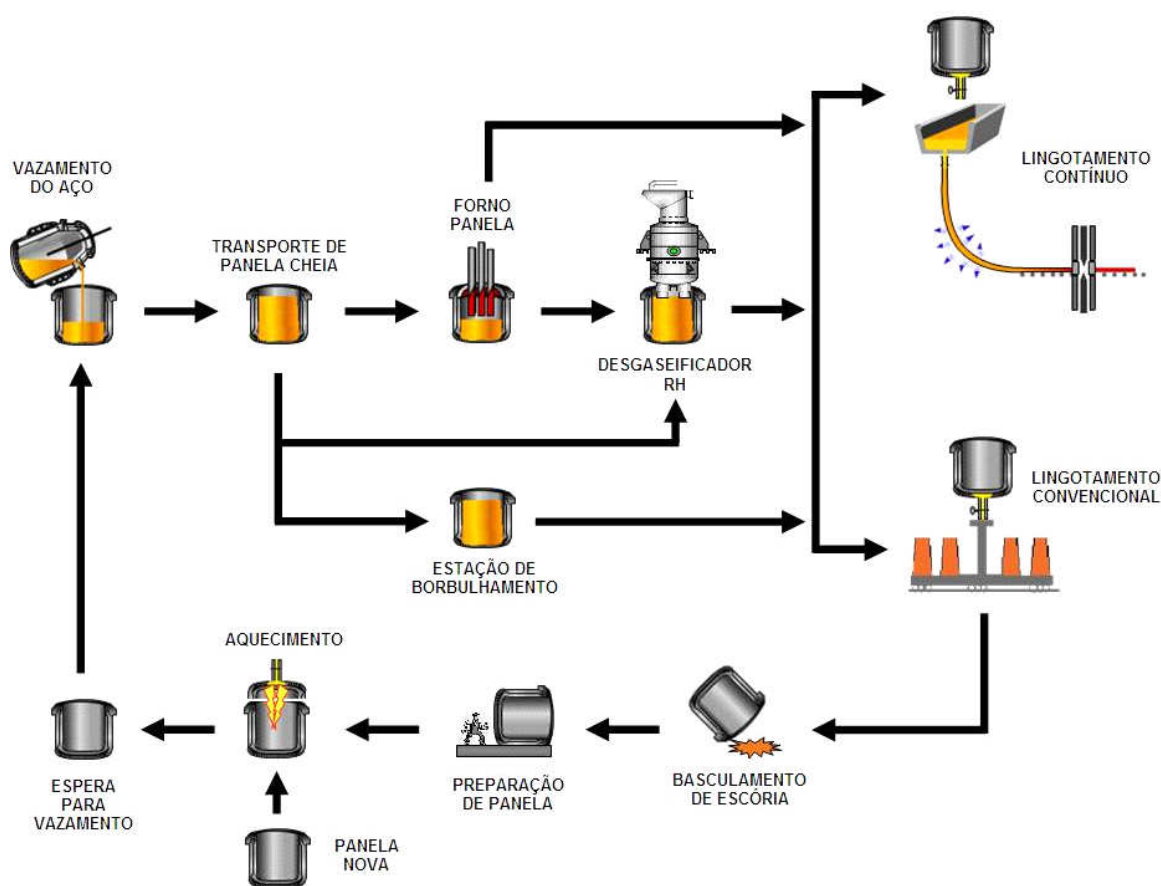


Figura 3.8: Desenho esquemático dos possíveis ciclos de produção e de panelas. Adaptado de www.gerdau.com.br (2005).

3.4 – Perdas Térmicas Através da Escória

A escória proporciona uma camada isolante na superfície do aço líquido, prevenindo perdas por radiação direta do aço, além de proteger contra reoxidação.

Como descrito por Omotani et al (1983), imediatamente após o vazamento do aço na panela, existe uma camada de escória líquida cobrindo o metal. Como calor é transferido mais rápido do topo da escória para a atmosfera que o calor possa ser suprido da escória e/ou aço existente abaixo, o topo da escória começa a se solidificar. Este processo, representado esquematicamente pela Figura 3.9, continua até que o estado estacionário seja atingido. Então, calor é conduzido através da camada de escória e transferido para o ambiente por radiação e convecção.

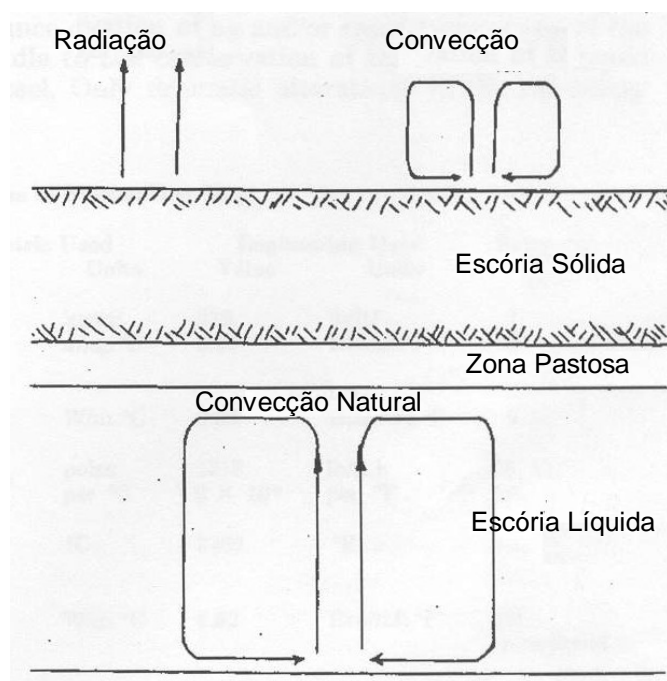


Figura 3.9: Desenho esquemático do processo de transferência de calor através da escória, segundo Omotani et al (1983).

3.4.1 – Espessura da Escória

Tetrault et al (2004) investigaram o efeito da espessura de escória nas perdas térmicas do aço. Através de modelo termofluidodinâmico, os autores compararam um ciclo de produção com uma camada fina de escória e outro com uma camada espessa de escória. Como mostra a Figura 3.10, a temperatura do aço líquido cai a uma mesma taxa

nos primeiros 10 minutos para ambos os casos (camada fina e camada espessa de escória). Após este período, a taxa de queda de temperatura diminui para o caso com escória espessa.

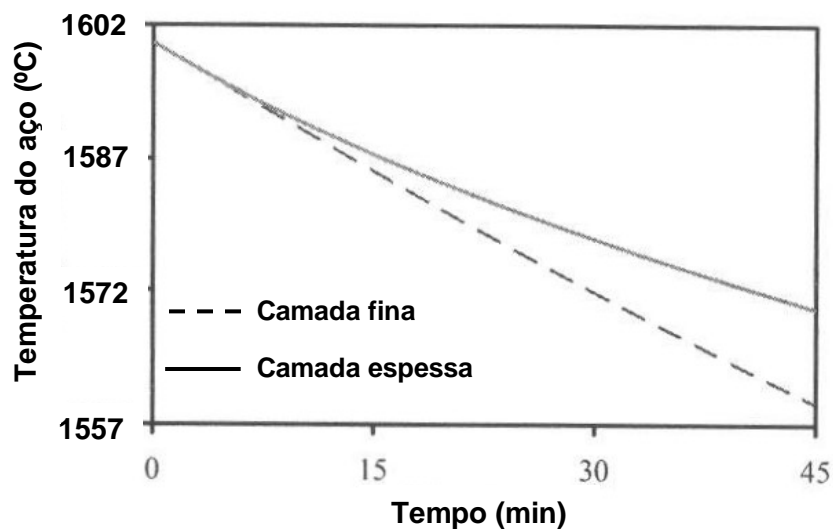


Figura 3.10: Variação da temperatura do aço líquido ao longo do tempo para duas condições de espessura de escória, segundo Tetrault et al (2004).

Mundim et al (1986) também estudaram o efeito da espessura da escória nas perdas térmicas do aço líquido. Através de um modelo matemático unidimensional transiente, os autores relatam que a presença da camada de escória afeta decisivamente as perdas térmicas pela superfície do metal. Como pode ser visto na Figura 3.11, uma espessura de 50 mm seria suficiente para reduzir as perdas em aproximadamente 50%.

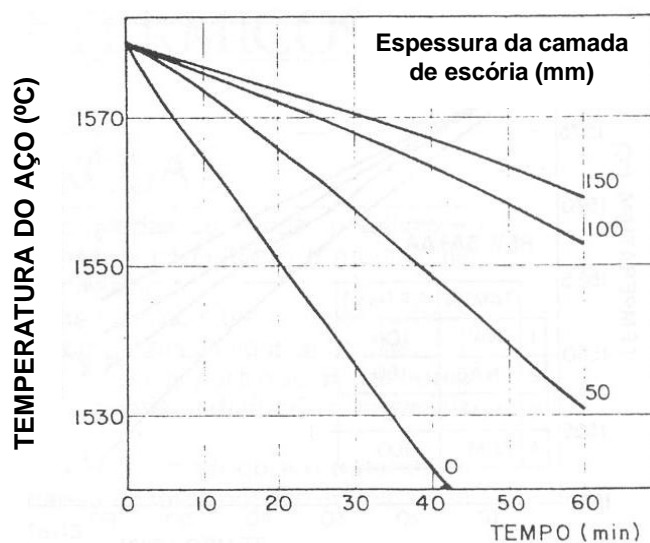


Figura 3.11: Influência da espessura da camada de escória sobre a evolução da temperatura do aço na panela (180t), segundo Mundim et al (1986).

Segundo Gupta et al (2004), apesar da maior estratificação térmica do banho apresentada quando se trabalha com camadas espessas de escória, a perda de calor através do topo é mínima e a temperatura média do banho não cai significativamente. Porém, uma camada fina de escória resulta em uma apreciável perda de calor pelo topo e, conseqüentemente, uma queda acentuada da temperatura média do banho.

Ainda segundo Chakraborty (1992) citado em Gupta et al (2004), foram encontradas diferenças na queda de temperatura do aço de até 40°C durante o lingotamento, quando se comparava panelas com diferentes camadas de escória.

Mundim et al (1986) estudaram ainda o efeito conjunto da camada de escória e da utilização de tampa na panela. Verificou-se que a utilização isolada da tampa apresenta eficiência superior a uma camada de escória de 150 mm. Porém, o melhor resultado (menor queda de temperatura do aço) foi obtido com a utilização conjunta da tampa e de uma camada de escória de 100 mm, como mostra a Figura 3.12.

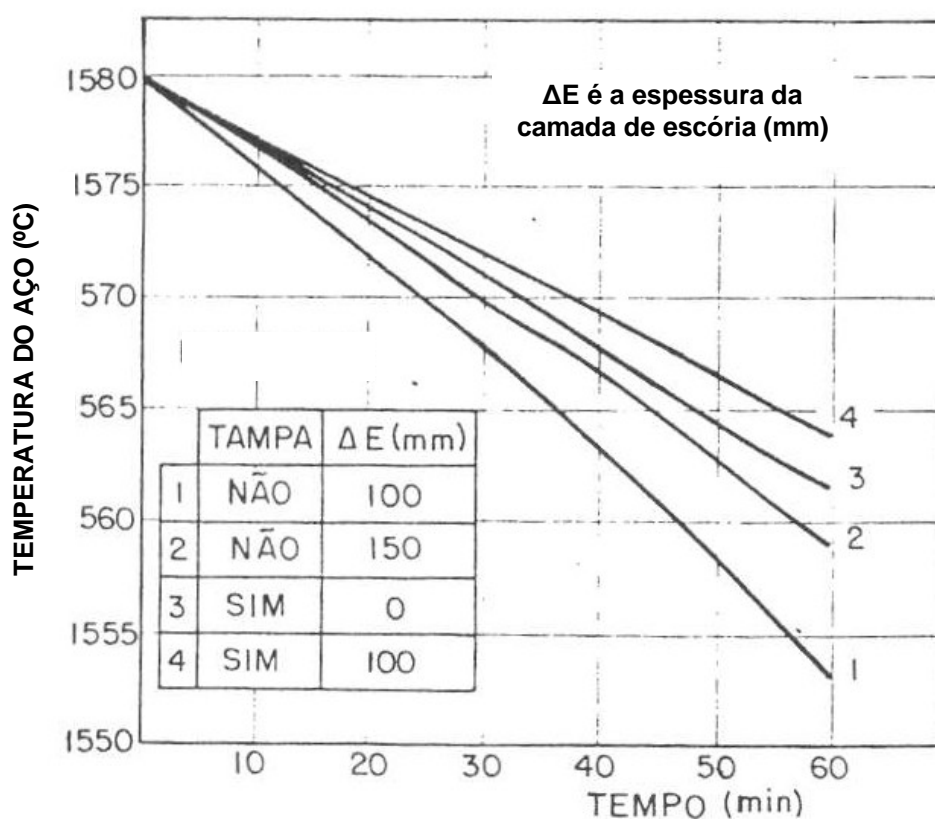


Figura 3.12: Influência da utilização de tampa na panela (180t) sobre a evolução da temperatura do aço, para diferentes condições de espessura de escória, segundo Mundim et al (1986).

Apesar de vários resultados comprovados, devido à dificuldade de utilização, manutenção e devido aos investimentos necessários associados à implantação de um sistema de tampas de panela, diversas empresas optam por outras alternativas. Neste sentido, Hlinka et al (1985) concluem que uma camada suficiente de escória elimina a necessidade do uso de tampa durante o período com aço. Os mesmos resultados foram relatados por Tomazin et al (1986).

Heaslip et al (1981) citado em Omotani et al (1983) propõem a utilização da equação 3.1, obtida através de análise dimensional e similaridade térmica, para calcular a taxa de transferência de calor do metal para a escória. Como apresentado na Figura 3.9, segundo Omotani et al (1983), a transferência de calor do metal para a escória, pode ser vista como um processo de convecção natural ocorrendo em uma camada de escória líquida, relativamente fina.

$$q_e = 0,083 \cdot A_e \cdot K_e \cdot (T_m - T_e)^{\frac{4}{3}} \cdot \left(\frac{g \cdot \beta_e}{\nu_e \cdot \alpha_e} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (3.1)$$

Onde,

q_e : taxa de transferência de calor do metal para a escória (W);

A_e : área de contato metal/escória, (m²);

K_e : condutividade térmica da escória, (W/m·°C);

T_m : temperatura do metal no banho, (°C);

T_e : temperatura líquidus da escória, (°C);

g : aceleração da gravidade, (m/s²);

β_e : coeficiente de expansão térmica da escória, (K⁻¹);

ν_e : viscosidade cinemática da escória, (m²/s);

α_e : difusividade térmica da escória, (m²/s).

De acordo com a equação 3.1, a taxa de transferência de calor do metal para a escória não é dependente da espessura da escória. Segundo Omotani et al (1983), este comportamento é esperado para camadas de escórias espessas, que excedam 100 ou 120

mm. Camadas finas de escória são menos isolantes e apresentam uma taxa de transferência de calor maior do que a dada pela equação 3.1.

3.4.2 – Tampa de Panela

Minion et al (1986) avaliaram a influência do uso de tampas durante todo o ciclo da panela e constataram que a temperatura da face quente da panela fica uniformemente distribuída, apresentando uma diferença entre a temperatura mais alta e a mais baixa de no máximo 30°C. Gastón et al (1996) também ressaltam a importância do uso de tampas na redução das perdas por radiação e dos gradientes térmicos, que podem levar o revestimento refratário a uma falha termomecânica (*spalling*).

Ainda de acordo com Minion et al (1986), a temperatura da interface entre o revestimento de trabalho e o revestimento permanente permanece estável durante o ciclo da panela, independente da panela conter ou não aço. Isto foi constatado para as nove primeiras corridas de um refratário aluminoso (70% alumina). Também constataram que o comportamento da temperatura da interface depende do tempo de ciclo da panela e do tipo de revestimento refratário. Para revestimentos mais densos e de maior condutividade térmica (Cromo-Magnésiano), foi observada uma elevação na temperatura da interface ao longo da campanha da panela.

Minion et al (1986) e Andrade et al (2000) compararam duas práticas diferentes de panela. Uma sem o uso de tampa durante o ciclo e com pré-aquecimento e outra com o uso de tampa e sem pré-aquecimento. Neste trabalho foi concluído que a prática com tampa mostra melhores resultados no que diz respeito à conservação de energia, mesmo sem o pré-aquecimento entre os ciclos. Segundo os autores, é possível eliminar a prática de pré-aquecimento da panela entre as corridas, reduzindo o tempo de ciclo e, conseqüentemente, o número de panelas em operação.

Tomazin et al (1986) ressaltam a importância do uso de tampas de panela principalmente no período de lingotamento e durante o período sem aço. Os autores relatam uma diminuição de aproximadamente 7°C na queda de temperatura do aço em uma corrida subsequente a outra com utilização de tampa durante o tempo sem aço. Hlinka et al (1985) reportam o mesmo ganho na temperatura do aço quando se compara panelas com e sem tampa.

Segundo Tomazin et al (1986), uma camada suficiente de escória dispensa o uso de tampas durante os períodos de transporte (tempo com aço). Através de modelagem matemática, Hlinka et al (1985) concluem que a tampa de panela teria o mesmo efeito que uma camada de escória de aproximadamente 15 centímetros. Esta equivalência pode ser vista na Figura 3.13

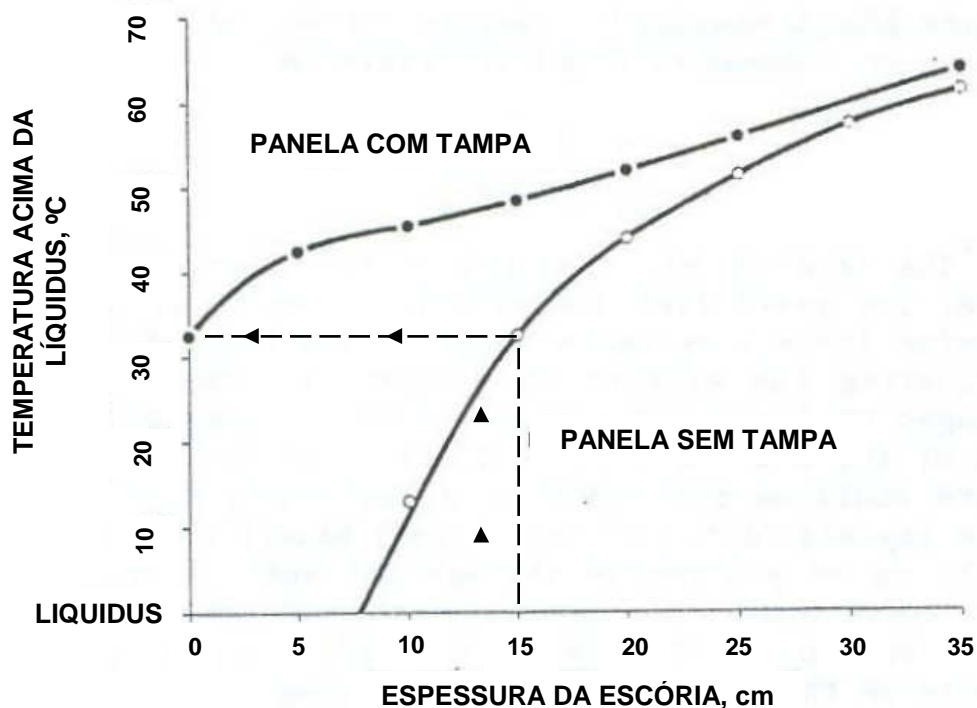


Figura 3.13: Eficiência da tampa de panela no controle da temperatura do jato, segundo Hlinka et al (1985)

Andrade et al (2000) discutem a implantação e utilização de tampas fixas em panelas de aço. Tal sistema possibilita que as panelas mantenham-se cobertas em quase todo o tempo de ciclo e especialmente enquanto estão vazias. Somente durante as etapas de vazamento do aço, de metalurgia secundária e limpeza de borda ou linha de escória, as panelas permanecem sem a tampa. Os autores citam diversos benefícios atrelados ao uso do sistema de tampa fixa em panelas de aciaria.

3.5 – Perdas para o Revestimento Refratário

No trabalho apresentado por Omotani et al (1983), fica evidente a importante participação do revestimento refratário nas perdas térmicas do aço líquido na panela.

Segundo os autores, pelo menos 70% de toda energia perdida pelo aço é transferida para os refratários da panela e os demais 30% são perdidos através da camada de escória. Com base nisto, os autores defendem a seleção adequada dos materiais refratários.

Como apontado por Tomazin et al (1986), a quantidade de calor que pode ser absorvida pelo refratário é definida pelo calor específico do material multiplicado pela sua massa. Desta forma, os elevados valores de calor específico e densidade proporcionam aos materiais refratários um elevado poder de absorção de calor. Para os refratários, o calor específico varia em função da composição química e da temperatura. Segundo Rajão et al (1989) a maioria dos materiais refratários tem um calor específico que aumenta com a temperatura.

3.5.1 – Tipos de Materiais Refratários

Algumas das propriedades termofísicas do aço e de alguns materiais refratários são apresentados por Omotani et al (1983), como mostra a Tabela III.1. Como pode ser observado, os refratários de alta alumina (80% Al_2O_3) tem uma condutividade térmica significativamente maior que os dolomíticos. O mesmo é apontado por Tomazin et al (1986). Não se nota grandes variações no calor específico quando se compara refratários aluminosos e dolomíticos.

Tabela III.1: Propriedades termofísicas de materiais refratários e do aço líquido, segundo Omotani et al (1983)

Material	Propriedade	Valor	Unidade
Aço líquido	Densidade	7080	kg/m^3
	Calor específico	754	$\text{J/kg}\cdot^\circ\text{C}$
Refratário dolomítico	Densidade	2100	kg/m^3
	Condutividade térmica	1,05	$\text{W/m}\cdot^\circ\text{C}$
	Calor específico	1005	$\text{J/kg}\cdot^\circ\text{C}$
Aluminoso (50% Al_2O_3)	Densidade	2400	kg/m^3
	Condutividade térmica	1,26	$\text{W/m}\cdot^\circ\text{C}$
	Calor específico	1005	$\text{J/kg}\cdot^\circ\text{C}$
Alta alumina (>80% Al_2O_3)	Densidade	2900	kg/m^3
	Condutividade térmica	2,51	$\text{W/m}\cdot^\circ\text{C}$
	Calor específico	1047	$\text{J/kg}\cdot^\circ\text{C}$

3.5.2 – Influência da Espessura do Refratário

Através de um modelo matemático unidimensional, Mundim et al (1985) avaliaram a influência da espessura da parede refratária sobre as perdas térmicas. Os resultados são mostrados na Figura 3.14. Nota-se que à medida que a espessura da parede refratária diminui, as perdas térmicas e a queda de temperatura do aço aumentam.

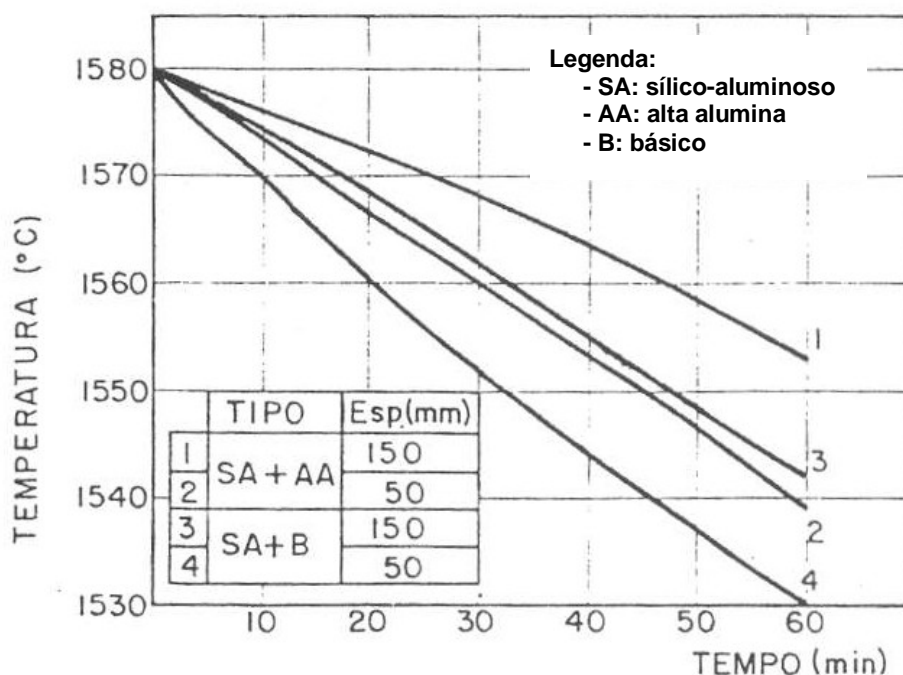


Figura 3.14: Efeito do tipo e espessura do revestimento refratário sobre a evolução da temperatura do aço em uma panela de 180t, segundo Mundim et al (1986)

Ferreira et al (2004), utilizando simulação numérica de escoamento e transferência de calor (CFD), também avaliaram a influência do desgaste de panelas sobre as perdas térmicas do aço líquido. Simulando uma panela velha com 80 mm de desgaste em relação à nova, os autores concluem que as perdas térmicas do aço líquido para os refratários são maiores na panela velha nos primeiros 15 minutos de contato. Após este período a situação se reverte, e a perda é maior na panela nova. Este comportamento se deve ao maior potencial de perda pela parede lateral apresentado pela panela velha. Este potencial de perda é função do histórico térmico da panela. O resultado pode ser visualizado através da Figura 3.15.

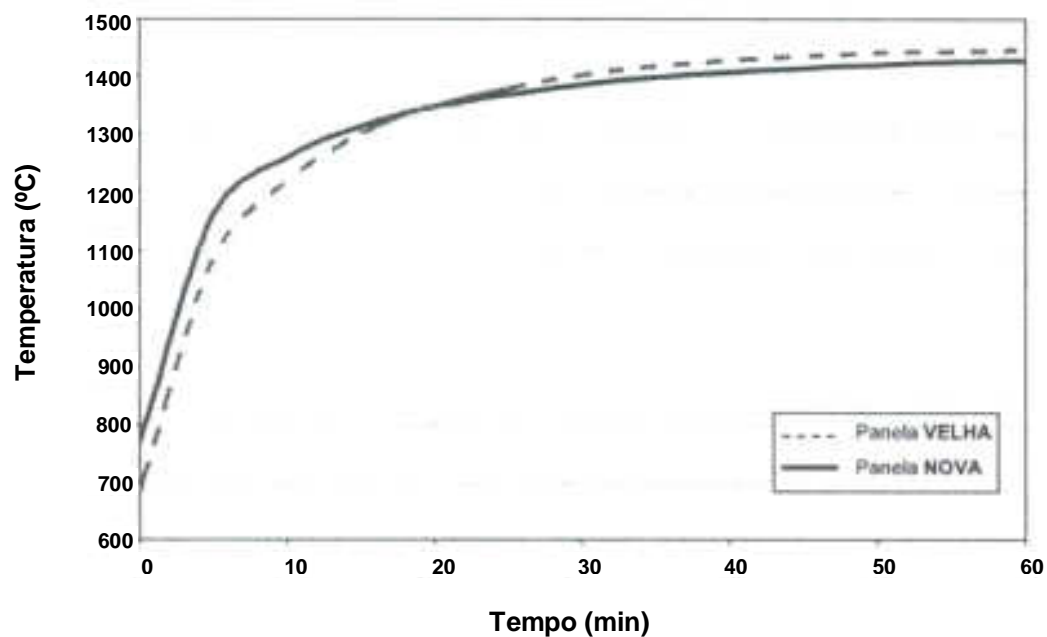


Figura 3.15: Temperatura média na camada de 50 mm mais próxima à área de contato do aço, segundo Ferreira et al (2004)

Ferreira et al (2004) observaram ainda que a panela nova armazena uma quantidade de energia 50% maior que a panela desgastada, devido à sua maior massa e que a partir da terceira corrida, as painelas atingem um estado termicamente estável. A partir deste ponto, as painelas podem ser consideradas encharcadas. A Figura 3.16 ilustra os resultados. Para todas as situações simuladas foi considerado um mesmo histórico térmico para as painelas.

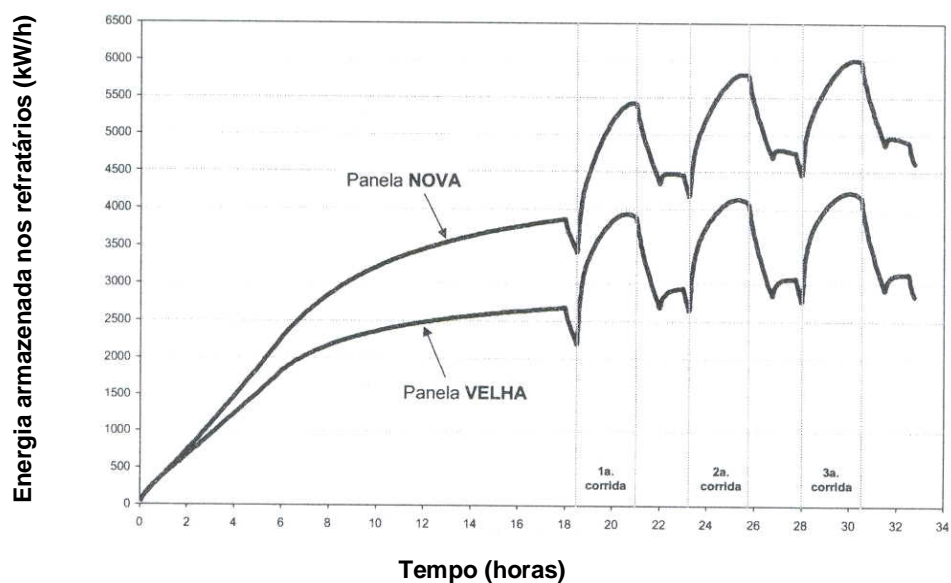


Figura 3.16: Energia armazenada nas camadas refratárias, segundo Ferreira et al (2004)

3.5.3 – Materiais Isolantes

Mundim et al (1985) estudaram a utilização de uma camada de 25 mm de manta refratária para isolamento entre o revestimento permanente e a carcaça da panela. Os resultados, apresentados na Figura 3.17, mostram que as variações das perdas térmicas e da temperatura do aço são praticamente nulas quando comparadas com as perdas térmicas em panelas sem material isolante (Figura 3.14). Segundo os autores, a utilização de materiais isolantes entre a carcaça e o revestimento permanente não afeta as perdas térmicas. Por outro lado, a temperatura externa da carcaça da panela é reduzida em até 200°C.

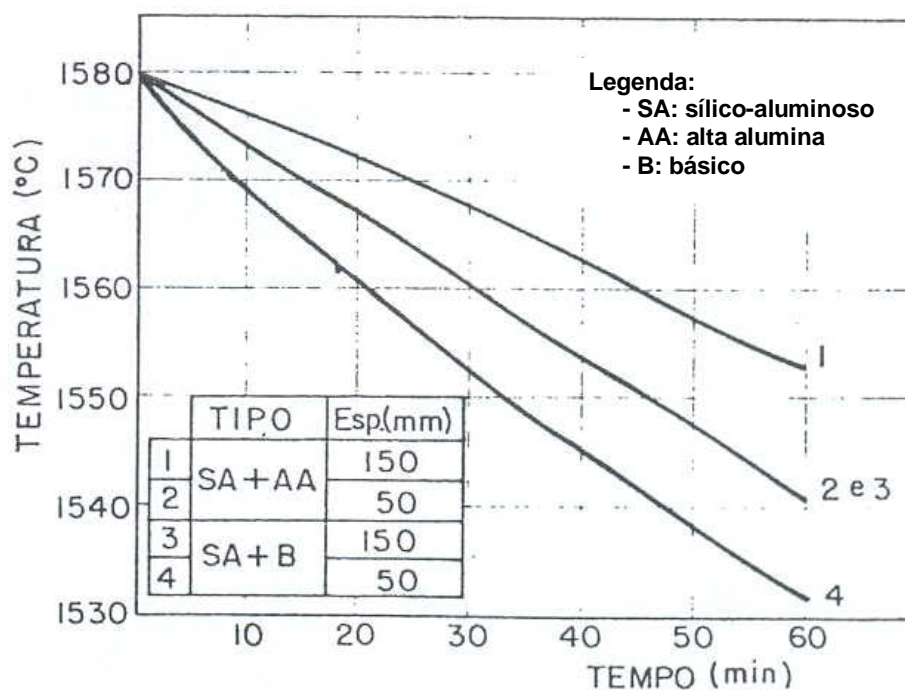


Figura 3.17: Influência da utilização de isolamento cerâmico entre o revestimento permanente e a carcaça da panela sobre a evolução da temperatura do aço na panela, segundo Mundim et al (1986)

Através de um modelo unidimensional transiente, aplicado a um programa que resolve numericamente as equações de transferência de calor pelo método explícito de diferenças finitas, Mucciardi et al (1987) avaliaram o uso de materiais isolantes em panelas de aço. As Figuras 3.18 e 3.19 mostram, respectivamente, a evolução da temperatura nas faces fria e quente do revestimento refratário após o pré-aquecimento. São comparados os casos com e sem material isolante na panela.

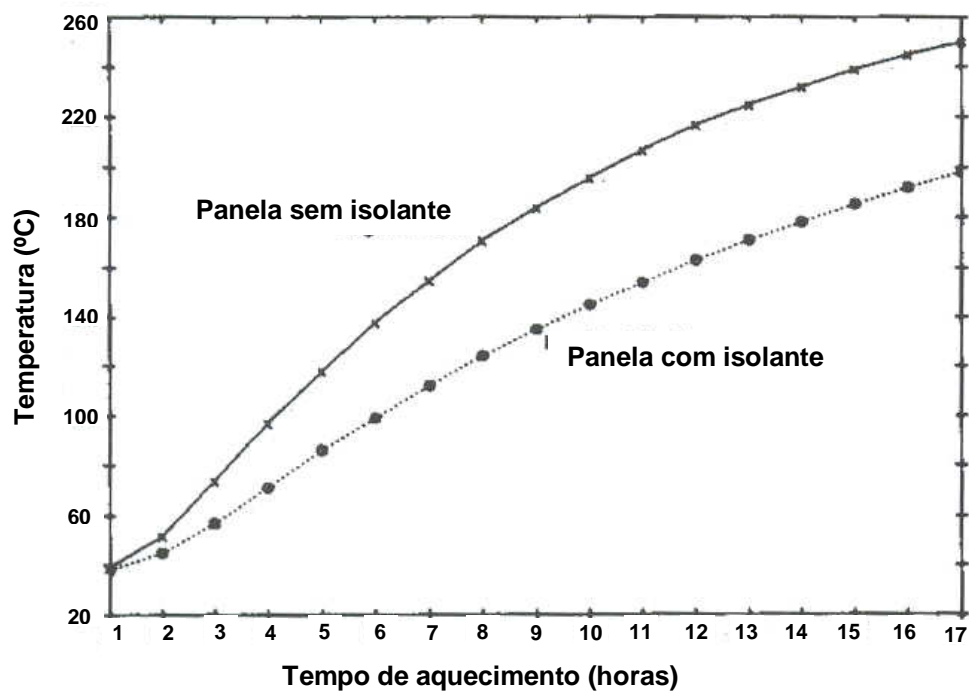


Figura 3.18: Temperatura projetada da face fria de painéis novos durante o aquecimento nas condições isolada e não isolada, segundo Muccardi et al (1987)

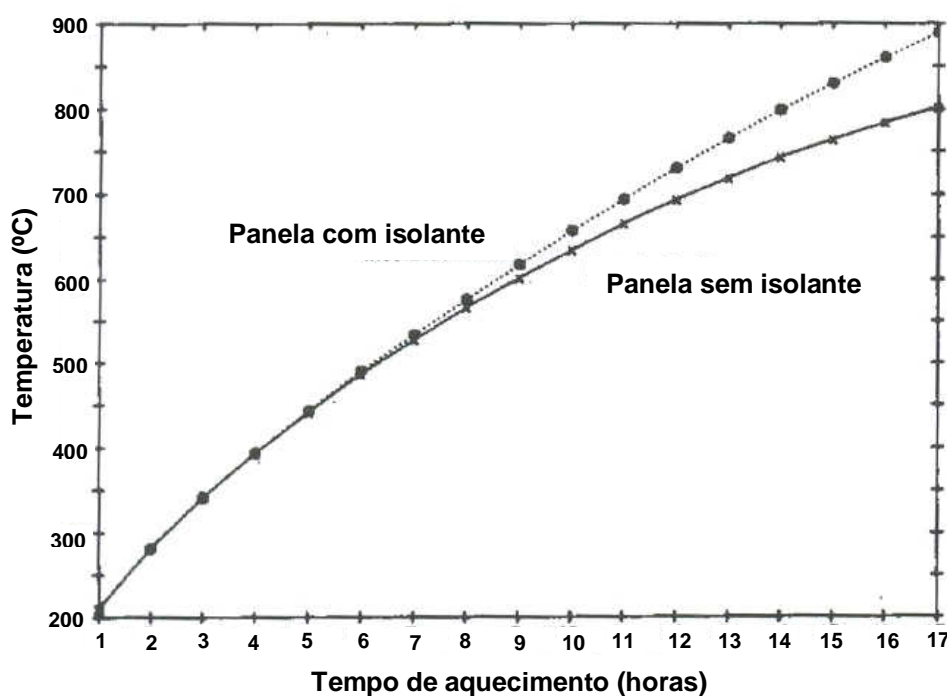


Figura 3.19: Temperatura projetada da face quente de painéis novos durante o aquecimento nas condições isolada e não isolada, segundo Muccardi et al (1987).

Como pode ser observado, a temperatura da face fria sobe mais rápido e a um valor superior, para o caso da panela sem isolante. Isto mostra que as perdas para o ambiente foram maiores para o caso da panela sem isolante. Temperaturas mais elevadas na face quente foram obtidas para o caso da panela com material isolante. Este fato sugere a criação de práticas de aquecimento diferenciadas, especialmente em relação ao tempo, para panelas com e sem isolamento.

3.6 – Estratificação Térmica

Hlinka et al (1981) citado em Fredman (2000) desenvolveram um método para estudar sistemas aço líquido-refratários por meio de modelamento físico em acrílico, usando água aquecida. O método permite a análise de fenômenos de transferência de calor e momento em conjunto. Os autores estudaram a estratificação térmica em panelas durante o lingotamento. Foram encontradas diferenças marcantes entre o comportamento de panelas com uma camada espessa e uma camada fina de escória. A temperatura em um distribuidor abastecido por uma panela com uma camada espessa de escória apresentou um comportamento praticamente constante. Além disso, segundo os autores, foi observado que a estratificação térmica age como um alimentador de material aquecido. Desta forma, o aço quente vindo do seio do banho se mistura ao aço frio que desce pelas paredes da panela. Os autores relatam ainda que este efeito é mais pronunciado durante períodos longos de lingotamento e é atribuído ao fator isolante da camada espessa de escória.

Pan et al (2002) utilizando um modelo físico em escala 1/4 investigaram o fenômeno de estratificação térmica devido à convecção natural do aço líquido na panela. O modelo foi utilizado para validação de um modelo matemático de simulação numérica de escoamento e transferência de calor (CFD). Neste modelo, assumiu-se que a superfície do aço estava coberta por uma camada espessa de escória. Os resultados do modelo matemático são apresentados na Figura 3.20. Nota-se que após 6 minutos de resfriamento, o aço já apresenta uma considerável diferença entre as temperaturas do fundo da panela e do topo.

Rogler et al (2004) estudaram o efeito da estratificação térmica no comportamento do fluxo de gás/líquido, bem como no tempo para se atingir uma mistura completa em panelas de aço. Os autores utilizaram um tanque de acrílico suportado por um esqueleto de aço, e água para simular o aço. Os experimentos foram conduzidos tanto isotermicamente quanto não-isotermicamente. Com base nos testes não-isotérmicos de agitação forçada, os autores

concluem que a presença de gradientes de temperatura elevados ($\approx 40^\circ\text{C}$) entre o topo e no fundo do tanque, podem alterar completamente o padrão de fluxo, quando comparado com a condição isotérmica. Nestas condições, os autores mostram que o tempo de agitação para se atingir uma mistura completa é afetado pela presença de estratificação térmica, e sugerem a utilização de mais de um ponto de injeção de gás inerte para reduzir este tempo.

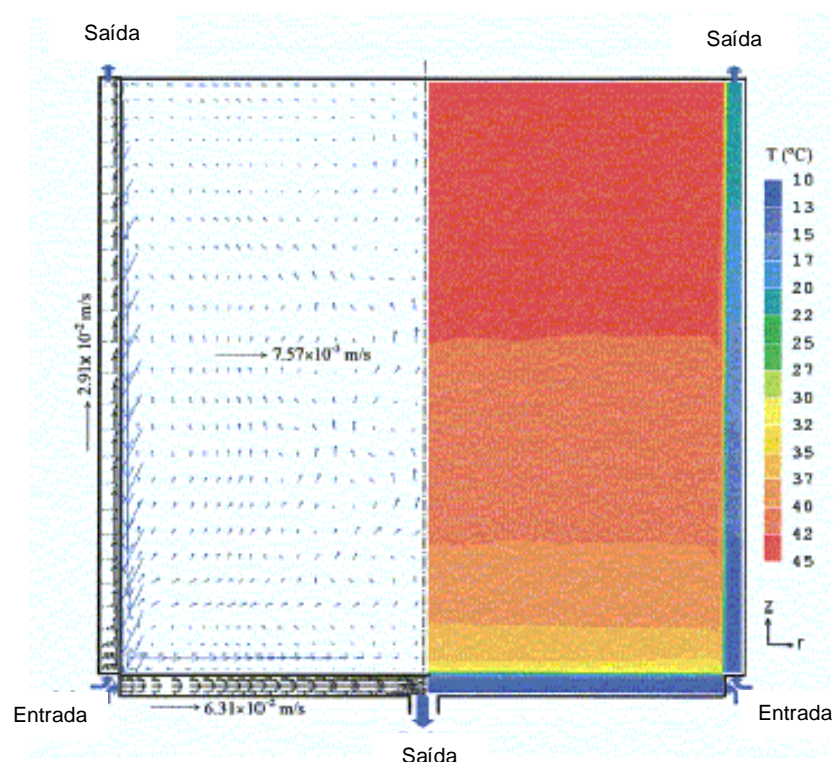


Figura 3.20: Perfil de velocidades (esquerda) e temperaturas (direita), após 6 minutos de resfriamento, segundo Pan et al (2002).

3.7 – Índice de Encharque

É bastante comum em aciarias a utilização do tempo em que a panela fica sem aço para indicar o seu estado térmico. Este método pode levar a conclusões errôneas, pois não reflete o verdadeiro estado de encharque da panela, principalmente quando se realiza algum aquecimento durante o tempo sem aço, como discutido a seguir.

Tomazin et al (1986) estudaram o efeito dos refratários de panela e das práticas no controle da temperatura do aço, utilizando um modelo bidimensional transiente. Na Figura 3.21 são mostrados três perfis de temperatura das camadas refratárias para três condições

diferentes. Como pode ser observado, o perfil de temperaturas da panela fria pré-aquecida, mesmo apresentando uma temperatura da face quente bastante similar a uma panela no ciclo, possui menor energia armazenada nas demais camadas do revestimento refratário.

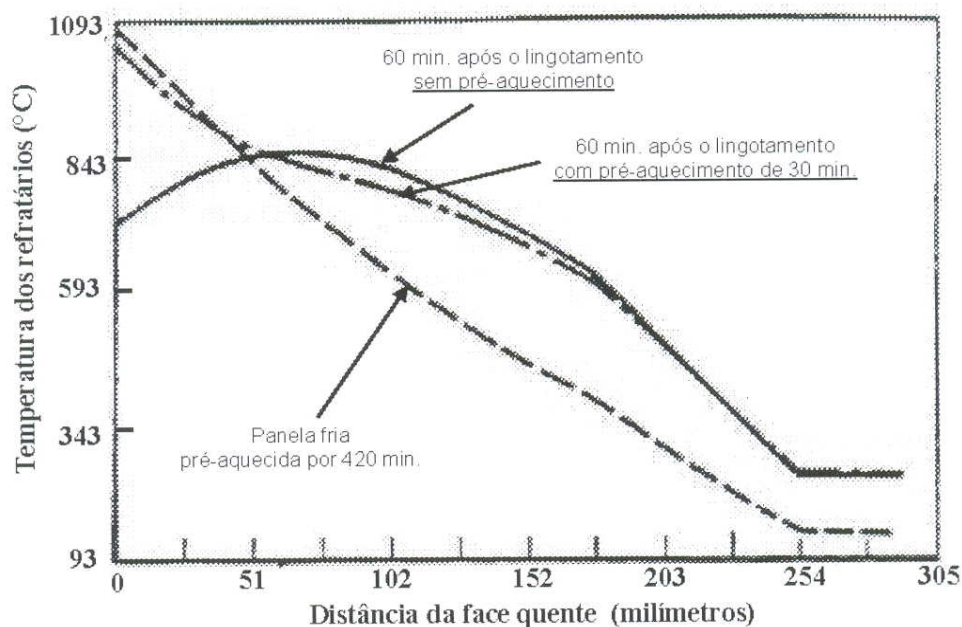


Figura 3.21: Comparação do perfil de temperatura do revestimento refratário para uma panela com um ciclo rápido e uma panela nova aquecida, segundo Tomazin et al (1986).

Ferreira et al (1999 e 2002) sugerem avaliar o índice de encharque do refratário calculando a quantidade de energia armazenada nas camadas refratárias ou converter esta energia armazenada em um decréscimo na temperatura do aço. Quanto maior for a energia armazenada, melhor é o estado térmico da panela e menor a queda de temperatura do aço líquido.

3.8 – Pré-Aquecimento da Panela

Christ et al (1998) discutem os efeitos do aquecimento de panelas de aço. Os autores ressaltam a relevância da condição térmica dos revestimentos refratários no controle da temperatura do aço e discutem a importância da etapa de aquecimento de panelas no desempenho dos tijolos refratários. Conforme citam os autores, os revestimentos refratários, principalmente aqueles utilizados na linha de escória das panelas de aço, apresentam elevados teores de carbono. O carbono, além de conferir resistência ao tijolo, promove sua impermeabilização, dificultando o ataque da escória. Durante o aquecimento

das panelas ocorre a oxidação do carbono devido às altas temperaturas dos gases da queima e à presença de oxigênio. A oxidação do carbono leva a um decréscimo da resistência mecânica do material, podendo causar uma redução sensível na vida útil dos refratários de trabalho.

Através de modelamento da transferência de calor transiente em 3 dimensões, Tetrault et al (2004) compararam o comportamento da temperatura do aço e do revestimento refratário durante os períodos de tratamento e espera com panela cheia para três diferentes condições de pré-aquecimento. Os resultados são apresentados na Figura 3.22 (a e b). Nota-se que maiores temperaturas de chama, durante a etapa de pré-aquecimento, implicam em temperaturas mais altas do refratário e conseqüentemente, do aço líquido após o vazamento.

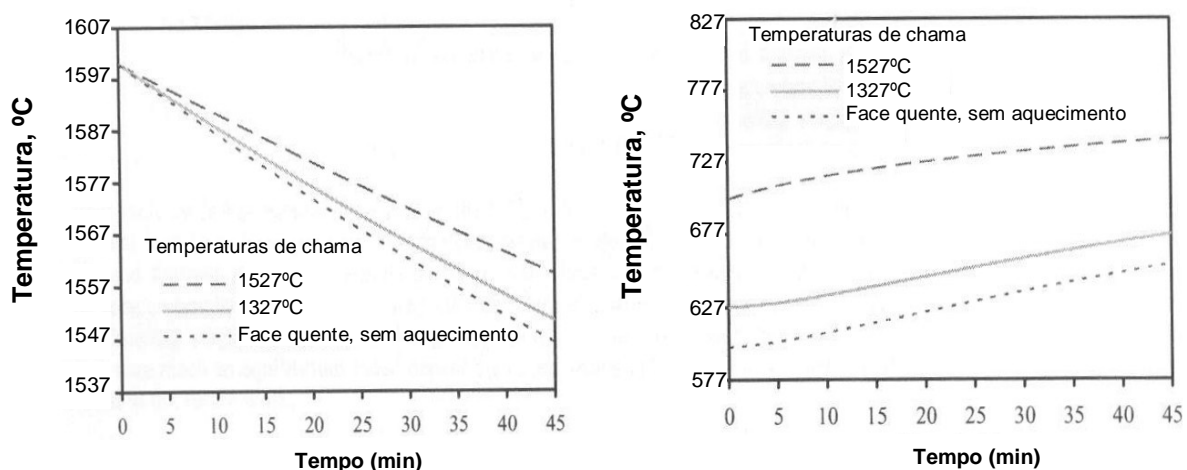


Figura 3.22: Comportamento da temperatura do aço (a) e do revestimento refratário (b) durante o período de espera para diferentes condições de pré-aquecimento, segundo Tetrault et al (2004).

Perkins et al (1986), também consideram que um pré-aquecimento efetivo do revestimento refratário da panela pode reduzir sensivelmente a temperatura de vazamento necessária do convertedor. Os autores, através de modelamento matemático e testes na planta, estudaram diversas condições de pré-aquecimento das panelas refratárias. Ao final deste estudo, foi possível a definição de regras de pré-aquecimento para as panelas. Da mesma forma, Omotani et al (1983) também defendem que o pré-aquecimento resulta em uma significativa redução na queda de temperatura do aço na panela.

Belisário et al (1989) modelaram o ciclo de operação de uma panela de aço. O modelo proposto pelos autores foi dividido em duas partes. A primeira refere-se ao modelo de combustão dos gases para a secagem e aquecimento dos refratários da panela. Na segunda, o modelo descreve termicamente as etapas de vazamento do aço na panela, transporte de panela cheia e etapas de metalurgia secundária e lingotamento contínuo. Com base nos testes realizados com o modelo, os autores sugerem a otimização da potência dos aquecedores através do enriquecimento do ar de combustão com oxigênio.

3.9 – Modelamento da Transferência de Calor em Painéis

Em geral, os problemas de transferência de calor em materiais refratários envolvem geometrias, condições de contorno e propriedades de variáveis com alguma complexidade, e dificilmente podem ser resolvidos analiticamente. Problemas mais complexos podem ser resolvidos por métodos de análise numérica. Além disso, a análise numérica pode ser mais eficiente em termos do tempo requerido para se encontrar uma solução e permiti, com facilidade, a alteração dos parâmetros do problema.

Conforme observado por Kreith et al (2003), os métodos analíticos de solução resolvem as equações diferenciais que regem o problema e podem fornecer uma solução em cada ponto no espaço e no tempo dentro dos limites de contorno do problema. De outra forma, os métodos numéricos fornecem a solução somente em pontos discretos e oferecem apenas uma aproximação para a solução exata, dentro dos limites de contorno do problema. No entanto, ao tratar a solução em somente um número finito de pontos discretos, simplificamos o método para resolução de um sistema de equações algébricas simultâneas, em oposição à resolução da equação diferencial.

Ainda segundo Kreith et al (2003), além da substituição da equação diferencial por um sistema de equações algébricas através de um processo de discretização, existem outras considerações importantes para se obter uma solução numérica completa. Em primeiro lugar, as condições de contorno ou iniciais que foram especificadas para o problema devem também ser discretizadas. Também, sob algumas condições, o método numérico pode fornecer uma solução que oscila no tempo, sendo necessário, saber evitar os problemas de instabilidade da solução.

Seshadri et al (1980) desenvolveram um modelo unidimensional transiente para determinação das perdas e distribuição da temperatura somente através dos refratários de um convertedor LD e painéis de aço. Para solução das equações diferenciais, os autores utilizaram o método numérico das diferenças finitas, que consiste em explicitar a temperatura em função do tempo e de uma variável espacial. Segundo os autores, o modelo reproduz satisfatoriamente a distribuição de temperaturas no revestimento.

Inúmeros outros estudos relacionados aos fenômenos de transferência de calor que ocorrem entre o aço líquido, as paredes refratárias, escória e ambiente vêm sendo realizados com o objetivo de se conhecer e quantificar tais fenômenos que afetam diretamente o comportamento da temperatura do aço ao longo do processo de produção.

Algumas destas contribuições, Watanabe et al (1991), Omotani et al (1983), Hlinka et al (1985), Tomazin et al (1986), Mucciardi et al (1988) e Seshadri et al (1980), propõem modelos para previsão da condição térmica de painéis de aciaria considerando a condução de calor nos revestimentos refratários, a perda térmica no metal líquido, e em alguns casos, a transferência de calor através da camada de escória. Estas contribuições, em sua maioria, baseiam-se em considerações sobre as perdas térmicas do aço líquido para os refratários através das superfícies laterais e do fundo da panela. Em essência, aplicando-se a equação de condução de calor para as camadas de refratários, determina-se o perfil térmico na parede, para as diversas etapas do ciclo. Utilizando-se a equação de conservação de energia, quantifica-se a energia transferida do banho líquido para o revestimento refratário.

Segundo Gupta et al (2004) os modelos podem ser agrupados em quatro grupos:

- modelos térmicos baseados em equações de condução de calor no regime estacionário;
- modelos térmicos baseados em equações de condução de calor em regime transiente;
- modelos térmicos bi e tridimensionais resolvidos através de métodos CFD (fluidodinâmica computacional);
- modelos térmicos baseados em equações empíricas.

A seleção do modelo mais adequado ao objetivo que se pretende alcançar deve ser bastante criteriosa. Deve-se levar em conta a praticidade ou facilidade de implantação do modelo, sua agilidade para gerar respostas e a acurácia dos seus resultados.

Os modelos estacionários são de simples implementação e não requerem longos tempos de computação. Porém, sua validade é limitada a poucos sistemas reais ou à sistemas idealizados.

Os modelos bidimensionais ou tridimensionais transientes, resolvidos com o auxílio de ferramentas de fluido-dinâmica computacional, são bastante complexos. Embora sua acurácia possa ser superior às demais aproximações matemáticas, a necessidade de programas de computador específicos e de elevados tempos de computação, tornam estes modelos inviáveis para aplicações industriais de rotina nas aciarias.

Os modelos empíricos são geralmente de simples equacionamento mas, apresentam validade restrita às condições em que foram concebidos. Alterações nestas condições invalidam o modelo, sendo necessário nova formulação.

Por fim, os modelos térmicos baseados em equações de condução de calor em regime transiente apresentam implementação relativamente simples. Não requerem elevados tempos de computação, quando equações de condução de calor unidimensional são aplicadas. Pereira (1986) simulou o comportamento térmico dos refratários de painéis de aciaria através de modelos bidimensional e unidimensional transientes. De acordo com o autor, os modelos apresentaram boa concordância dentro das condições testadas. A Figura 3.23, que evidencia esta concordância, mostra o perfil de temperaturas resultante dos modelos bidimensional e unidimensional, para diferentes tempos de aquecimento do refratário (6, 12 e 24h).

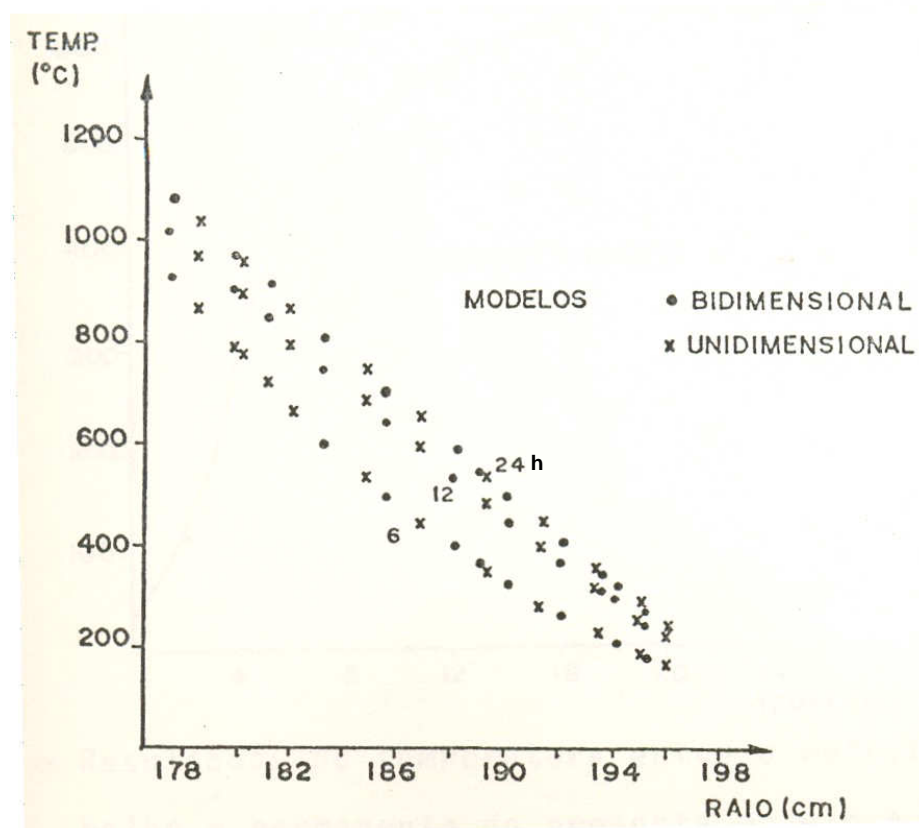


Figura 3.23: Perfil de temperaturas no refratário resultante dos modelos bidimensional e unidimensional para diferentes tempos de aquecimento, segundo Pereira (1986).

A Figura 3.24 apresenta o perfil de temperaturas no refratário de uma panela de aço ao longo da altura, para diferentes tempos de aquecimento (6, 12 e 24h). A figura mostra uma extensa faixa de temperatura uniforme, indicando a condução de calor em uma direção, suposição básica do modelo unidimensional. Este resultado, porém, não deve ser esperado caso a temperatura na superfície do refratário não seja considerada constante ao longo da altura da panela (por exemplo, quando se considera a estratificação térmica e a convecção natural do aço no modelo).

Fredman (2000) fez uma extensa revisão das contribuições sobre modelos de transferência de calor em refratários de panela e previsão da temperatura do aço líquido. Segundo o autor, a maioria das contribuições tomou como base a transferência de calor unidimensional para previsão do perfil de temperaturas no revestimento. Somente em alguns casos, foi utilizada a formulação bidimensional com métodos especiais de resolução. Segundo o autor, a aproximação unidimensional tem sido um método bastante aceito entre os pesquisadores.

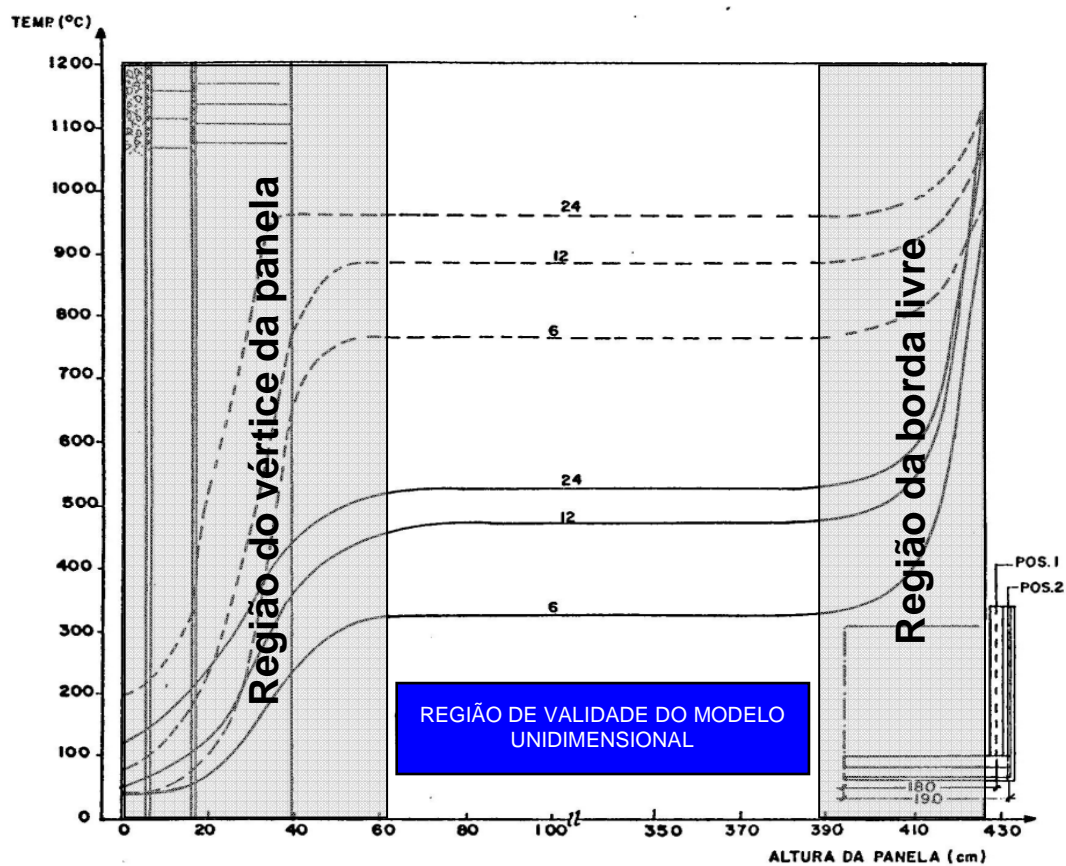


Figura 3.24: Perfil de temperatura no refratário ao longo da altura da panela na etapa de aquecimento, segundo Pereira (1986).

4 – METODOLOGIA

No presente capítulo será apresentado o desenvolvimento do modelo baseado em equações de transferência de calor para aquecimento e resfriamento do refratário de panela na condição vazia e aquecimento do refratário na condição de panela cheia.

Serão apresentadas as considerações globais e de construção adotadas para a descrição e solução do problema, discutindo as condições de contorno e iniciais. Da mesma forma, as equações discretizadas para o sistema considerado também serão discutidas.

Para discretização das equações diferenciais foi escolhido o método de diferenças finitas com a abordagem do volume de controle. Esta abordagem, que considera o balanço de energia em um volume pequeno, porém finito, dentro dos limites de contorno do problema, foi escolhida porque minimiza a complexidade matemática e promove melhor entendimento físico do problema. As condições para convergência do modelo são apresentadas no ANEXO VI.

Será também apresentada a metodologia experimental adotada na calibração do modelo.

4.1 – Modelo Matemático

Um modelo transiente foi desenvolvido para simular o comportamento térmico de uma panela de aciaria quando submetida a determinados ciclos de trabalho.

Foram desenvolvidos três modelos, aqui designados de sub-modelos, que juntos descrevem todo o ciclo operacional das panelas.

- Sub-modelo 1: etapas de aquecimento das panelas (aquecimento de panela nova e aquecimento de panelas fora do ciclo);

- Sub-modelo 2: etapas de panela cheia (tratamento, transporte, vazamento do convertedor e lingotamento);

- Sub-modelo 3: etapas de panela vazia (remoção de escória, manutenção e transporte).

4.1.1 – Considerações Físicas e Construtivas

No desenvolvimento do modelo, foram feitas as seguintes considerações:

- A panela de aço foi considerada cilíndrica;
- Não foram consideradas no modelo as regiões de interseção do fundo da panela com a lateral e a região da borda livre. A região considerada no modelo para cálculo da energia armazenada está representada pela área hachurada na Figura 4.1;
- Foram utilizadas coordenadas cilíndricas para a parede lateral da panela, e coordenadas retangulares para o fundo;
- A espessura do refratário foi considerada constante ao longo da parede refratária da panela, desconsiderando desta forma as diferenças previstas no projeto do revestimento e quaisquer imperfeições de montagem;
- Foi desconsiderada a influência de escória e/ou cascão aderidos na parede do refratário;
- Foi considerado fluxo de calor unidimensional, buscando a simplificação do modelo, para se permitir sua utilização em tempo real na aciaria.

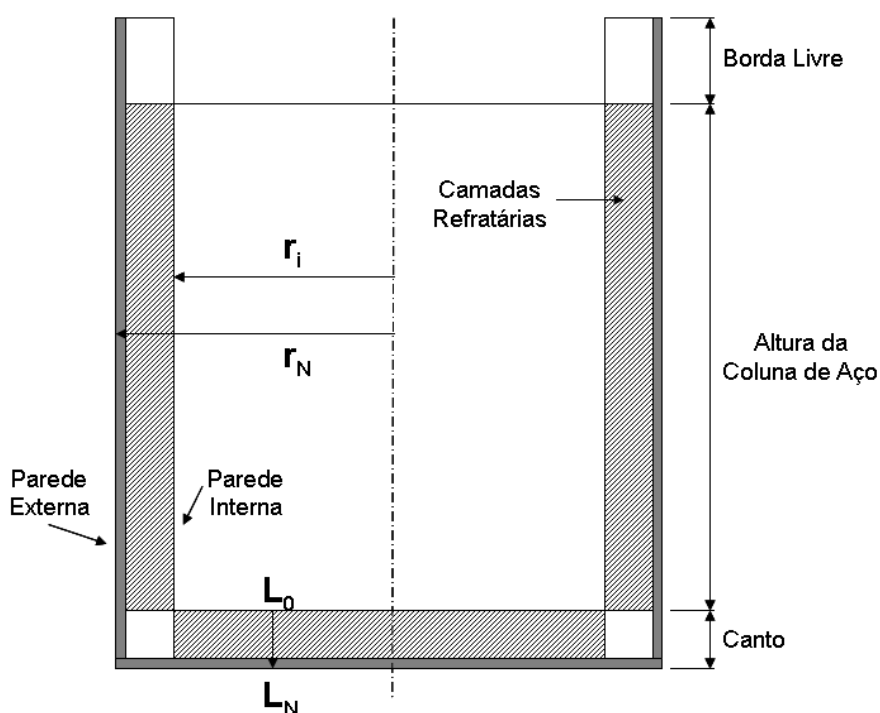


Figura 4.1: Desenho esquemático do sistema considerado.

O modelo permite a análise de até cinco materiais, quatro refratários e a carcaça de aço. No presente trabalho, foi estudada a configuração existente nas painéis da aciaria da Gerdau Açominas, conforme mostra a Figura 4.2.

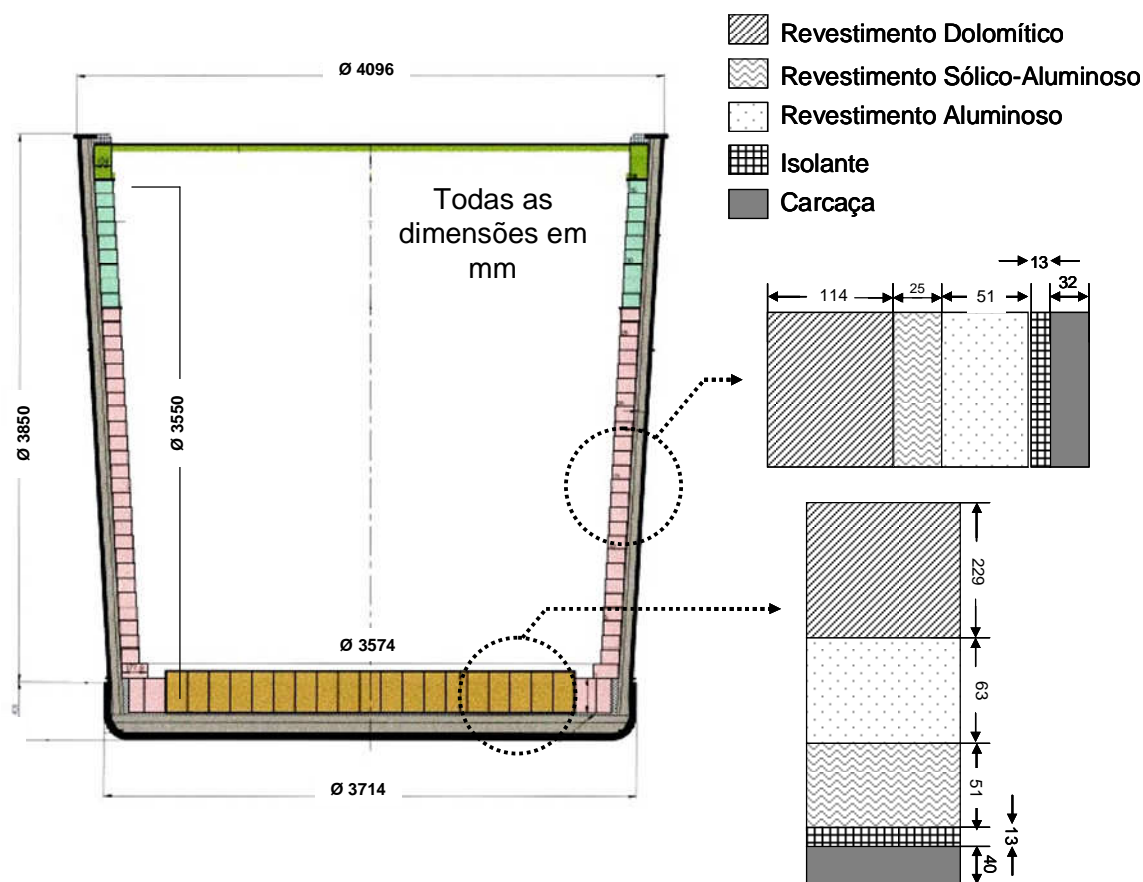


Figura 4.2: Desenho esquemático da panela destacando os materiais considerados no modelo com as respectivas dimensões. Adaptado de LWB Refractories (2005).

4.1.2 – Hipóteses Globais

As seguintes considerações foram feitas no desenvolvimento do modelo:

- Fluxo de calor unidimensional, considerando a variação de temperatura como uma função do raio e do tempo para a parede lateral (coordenadas cilíndricas) e como função da espessura e do tempo para o fundo da panela (coordenadas cartesianas);
- A convecção natural do aço líquido dentro da panela foi desprezada, assim como a estratificação térmica;
- A temperatura ambiente foi considerada constante e igual a 30°C;

- As trocas térmicas da carcaça da panela com o ambiente foram consideradas por convecção natural e radiação;
- Foi considerado contato perfeito entre as camadas refratárias, desprezando todas as resistências relacionadas;
- A condutividade térmica dos materiais refratários foi avaliada em função da temperatura.

4.2 – Formulação do Problema e Condições de Contorno

A condução unidimensional de calor em regime transiente sem geração interna de calor em coordenadas cilíndricas é descrita pela equação diferencial abaixo:

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) \quad (4.1)$$

Em coordenadas retangulares a equação diferencial é:

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) \quad (4.2)$$

Onde,

T: temperatura, (K)

t: tempo, (s)

ρ : densidade dos materiais, (kg/m³)

C_p : calor específico dos materiais, (J/kgK)

k: condutividade térmica dos materiais, (Wm/K)

r: raio, (m)

As condições iniciais e de contorno adotadas no modelo, conforme Figura 4.3, são descritas para cada sub-modelo nos capítulos seguintes.

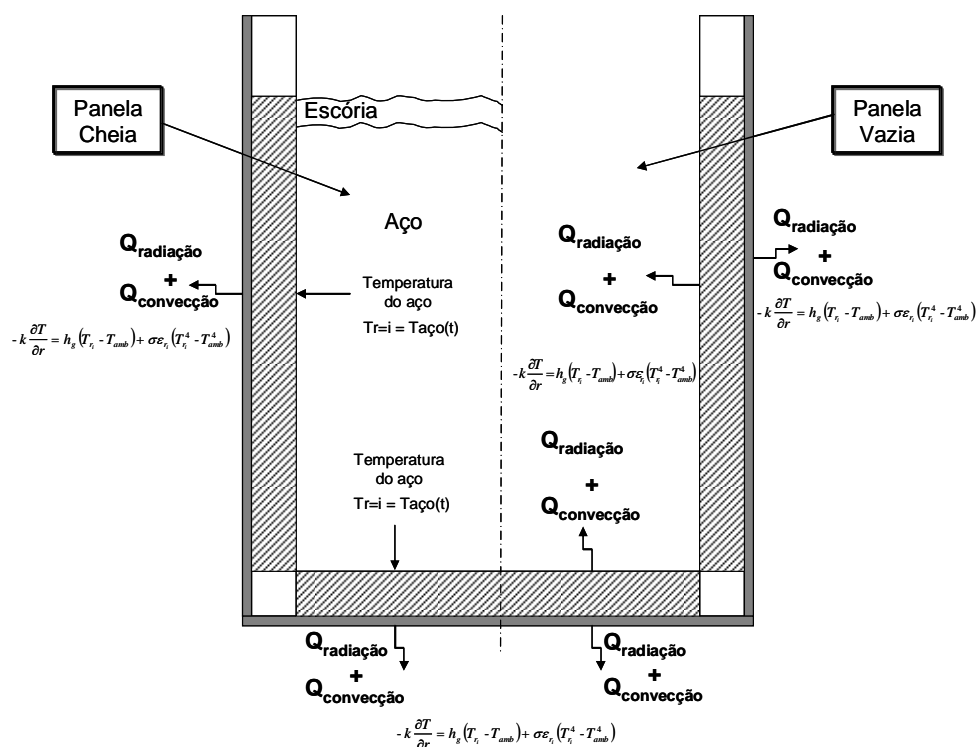


Figura 4.3: Representação do modelo para as condições de panela cheia e panela vazia.

4.2.1 – Modelo para o Processo de Aquecimento da Panela

- Sub-modelo 1 (etapa de aquecimento)

Condição inicial:

$$\text{em } t = 0, T_{(r)} = \text{temperatura ambiente}; \forall r. \quad (4.3)$$

Condições de contorno:

CC1: Convecção natural e radiação entre o ambiente e a carcaça da panela:

$$-k \frac{\partial T}{\partial r} = h_{amb} (T_{r_N} - T_{amb}) + \sigma \epsilon_{r_N} (T_{r_N}^4 - T_{amb}^4) \quad (4.4)$$

CC2: Convecção natural entre os gases da combustão e as paredes internas.

Radiação entre as paredes refratárias e os gases da combustão:

$$-k \frac{\partial T}{\partial r} = h_g (T_{r_i} - T_{amb}) + \sigma \epsilon_{r_i} (T_{r_i}^4 - T_{amb}^4) \quad (4.5)$$

4.2.2 – Modelo para os Processos de Panela Cheia

- Sub-modelo 2 (etapa de panela cheia)

Condição inicial:

$$T_{(r)} = \text{Perfil de temperatura da etapa anterior}; \quad (4.6)$$

Condições de contorno:

CC3: Convecção natural e radiação entre o ambiente e a carcaça da panela:

$$-k \frac{\partial T}{\partial r} = h_{amb} (T_{r_N} - T_{amb}) + \sigma \varepsilon_{r_N} (T_{r_N}^4 - T_{amb}^4) \quad (4.7)$$

CC4: Temperatura da interface metal-refratário igual à temperatura do aço na condição de panela cheia:

$$T_{r=1} = T_{aço}(t) \quad (4.8)$$

A temperatura inicial do aço na panela foi igual a 1600°C, em todos os casos simulados. Esta temperatura foi corrigida em função do tempo até um limite mínimo de 1580°C, que é a média das temperaturas dos aços tratados nas estações de metalurgia secundária da Gerdau Açominas. O modelo permite a alteração da temperatura inicial e mínima do aço na panela.

A equação para ajuste da temperatura do aço em função do tempo foi formulada empiricamente, conforme ANEXO IV.

Os processos de vazamento do convertedor (panela enchendo) e lingotamento do aço (panela esvaziando) foram considerados como etapas em que o aço permanece em contato com o revestimento todo o tempo, ou seja, ambas são consideradas operações com panela cheia. Esta simplificação, que desconsidera a variação da temperatura do revestimento ao longo da altura da panela, deverá ser mais bem estudada em trabalhos

futuros, pois pode afetar os resultados de maneira sensível principalmente se a etapa de lingotamento for efetuada sem uma tampa refratária na panela.

4.2.3 – Modelo para os Processos de Panela Vazia

- Sub-modelo 3 (etapa de panela vazia)

Condição inicial:

$$T_{(t)} = \text{Perfil de temperatura da etapa anterior}; \quad (4.9)$$

Condições de contorno:

CC5: Convecção natural e radiação entre o ambiente e a carcaça da panela:

$$-k \frac{\partial T}{\partial r} = h_{amb} (T_{r_N} - T_{amb}) + \sigma \varepsilon_{r_N} (T_{r_N}^4 - T_{amb}^4) \quad (4.10)$$

CC6: Convecção natural entre o ambiente e as paredes internas. Radiação entre as paredes internas e o ambiente, para a condição de panela vazia:

$$-k \frac{\partial T}{\partial r} = h_g (T_{r_i} - T_{amb}) + \sigma \varepsilon_{r_i} (T_{r_i}^4 - T_{amb}^4) \quad (4.11)$$

4.3 – Discretização das Equações Diferenciais

A seguir são apresentadas as equações discretizadas utilizadas nos sub-modelos de panela cheia e vazia.

– Parede Lateral - Nós Internos

$$T_{i,m+1} = T_{i,m} + \frac{\Delta t}{\rho \cdot C_p \cdot r \cdot \Delta r} \left[\frac{K_d \cdot r}{\Delta r} (T_{i+1,m} - T_{i,m}) + \frac{K_d}{2} (T_{i+1,m} - T_{i,m}) + \frac{K_e \cdot r}{\Delta r} (T_{i-1,m} - T_{i,m}) + \frac{K_e}{2} (T_{i,m} - T_{i-1,m}) \right] \quad (4.12)$$

Onde,

$T_{i,m+1}$: temperatura do nó i no intervalo de tempo futuro, (K);

$T_{i,m}$: temperatura do nó i no instante atual, (K);

$T_{i+1,m}$: temperatura do nó $i+1$ no instante atual, (K);

$T_{i-1,m}$: temperatura do nó $i-1$ no instante atual, (K);

Δt : intervalo de tempo, (s);

Δr : incremento na direção radial, (m);

r : raio, (m);

K_d : média harmônica da condutividade térmica dos materiais dos nós i e $i+1$, (W/mK);

K_e : média harmônica da condutividade térmica dos materiais dos nós i e $i-1$, (W/mK);

– *Parede Lateral - Condição de Contorno Face Externa (Carcaça da Panela)*

$$T_{N,m+1} = T_{N,m} + \frac{2 \cdot \Delta t}{\rho \cdot Cp \cdot \Delta r} \left[\frac{K_e}{\Delta r} (T_{N-1,m} - T_{N,m}) + \frac{K_e}{2 \cdot r} (T_{N,m} - T_{N-1,m}) + h_\infty (T_\infty - T_{N,m}) + \varepsilon_N \cdot \sigma (T_\infty^4 - T_{N,m}^4) \right] \quad (4.13)$$

Onde,

$T_{N,m+1}$: temperatura do último, N , nó no intervalo de tempo futuro, (K);

$T_{N,m}$: temperatura do último, N , no instante atual, (K);

$T_{N-1,m}$: temperatura do penúltimo, $N-1$, no instante atual, (K);

T_∞ : temperatura do ar, (K);

h_∞ : coeficiente de transferência de calor por convecção entre o ar e a carcaça metálica, (W/m²K);

ε_N : emissividade da carcaça metálica;

σ : constante de Stefan-Boltzman, (W/m²K⁴).

– *Parede Lateral - Condição de Contorno Face Interna Panela Vazia (Aquecimento)*

$$T_{1,m+1} = T_{1,m} + \frac{2 \cdot \Delta t}{\rho \cdot Cp \cdot \Delta r} \left[\frac{K_d}{\Delta r} (T_{2,m} - T_{1,m}) + \frac{K_d}{2 \cdot r} (T_{2,m} - T_{1,m}) + h_g (T_g - T_1) + \varepsilon_g \cdot \sigma (T_g^4 - T_1^4) \right] \quad (4.14)$$

Onde,

$T_{1,m}$: temperatura do primeiro nó, 1, nó no intervalo de tempo futuro, (K);

$T_{2,m}$: temperatura do segundo nó, 2, nó no intervalo de tempo futuro, (K);

h_{∞} : coeficiente de transferência de calor por convecção entre o ar e a superfície refratária, (W/m²K);

ε_g : emissividade do gás;

– *Parede Lateral - Condição de Contorno Face Interna Panela Vazia (Resfriando)*

$$T_{1,m+1} = T_{1,m} + \frac{2 \cdot \Delta t}{\rho \cdot Cp \cdot \Delta r} \left[\frac{K_d}{\Delta r} (T_{2,m} - T_{1,m}) + \frac{K_d}{2 \cdot r} (T_{2,m} - T_{1,m}) + h_{\infty} (T_{\infty} - T_1) + \varepsilon_{\infty} \cdot \sigma (T_{\infty}^4 - T_1^4) \right] \quad (4.15)$$

– *Fundo da Panela - Nós Internos*

$$T_{i,m+1} = T_{i,m} + \frac{\Delta t}{\rho \cdot Cp \cdot \Delta x^2} \left[K_d (T_{i+1,m} - T_{i,m}) + K_e (T_{i-1,m} - T_{i,m}) \right] \quad (4.16)$$

– *Fundo da Panela - Condição de Contorno Face Externa (Carcaça da Panela)*

$$T_{N,m+1} = T_{N,m} + \frac{2 \cdot \Delta t}{\rho \cdot Cp \cdot \Delta x} \left[\frac{K_e}{\Delta x} (T_{N-1,m} - T_{N,m}) + h_{\infty} (T_{\infty} - T_N) + \varepsilon_N \cdot \sigma (T_{\infty}^4 - T_N^4) \right] \quad (4.17)$$

– *Fundo da Panela - Condição de Contorno Face Interna Panela Vazia (Aquecimento)*

$$T_{1,m+1} = T_{1,m} + \frac{2 \cdot \Delta t}{\rho \cdot Cp \cdot \Delta x} \left\{ \frac{K_d}{\Delta x} (T_{2,m} - T_{1,m}) + h_g (T_g - T_1) + \varepsilon_g \cdot \sigma (T_g^4 - T_1^4) \right\} \quad (4.18)$$

– *Fundo da Panela - Condição de Contorno Face Interna Panela Vazia (Transporte)*

$$T_{1,m+1} = T_{1,m} + \frac{2 \cdot \Delta t}{\rho \cdot Cp \cdot \Delta x} \left\{ \frac{K_d}{\Delta x} (T_{2,m} - T_{1,m}) + h_{\infty} (T_{\infty} - T_1) + \varepsilon_{\infty} \cdot \sigma (T_{\infty}^4 - T_1^4) \right\} \quad (4.19)$$

Os valores das propriedades termofísicas dos materiais e dos coeficientes de transferência de calor adotados para calibração do modelo são apresentados no ANEXO I.

4.4 – Condutividade Térmica

No presente trabalho as condutividades térmicas dos materiais refratários foram consideradas como função da temperatura e, portanto, como função do raio da panela. Para ajuste da condutividade térmica ao longo da espessura do refratário foi utilizada a média harmônica, conforme sugerido por Patankar (1980). Desta forma, a condutividade térmica apropriada ao fluxo de calor na face esquerda do volume de controle é:

$$K_e \equiv \frac{2 \cdot K_i \cdot K_{i-1}}{K_i + K_{i-1}} \quad (4.20)$$

De forma similar, na face direita foi utilizada a equação:

$$K_d \equiv \frac{2 \cdot K_i \cdot K_{i+1}}{K_i + K_{i+1}} \quad (4.21)$$

4.5 – Avaliação da Queda de Temperatura do Aço Líquido após o Vazamento

Para avaliação da queda de temperatura do aço líquido após o vazamento, foi utilizada a abordagem sugerida por Ferreira et al (2002), em que se calcula a quantidade de energia necessária para o revestimento atingir um perfil de temperaturas de referência. O perfil de referência utilizado neste cálculo é o perfil de temperaturas estabilizado após a etapa de lingotamento contínuo. Assim, esta diferença de energia armazenada no refratário é convertida em um decréscimo equivalente na temperatura do aço líquido. Nesta aproximação, não são consideradas as perdas térmicas do aço por radiação, por dissolução de ligas e fundentes ou rinsagem com gases inertes.

Desta forma, haverá uma queda na temperatura do aço líquido na panela proporcional ao aumento na temperatura do revestimento refratário, conforme as Equações 4.22 e 4.23.

$$Q_R = Q_{aço} \quad (4.22)$$

Onde,

Q_R : quantidade de energia armazenada no revestimento refratário, (J);

$Q_{aço}$: quantidade de energia cedida pelo aço líquido para o refratário, (J).

$$\Delta T_{aço} = \frac{\sum_i^N (m_R \cdot C_{pR} \cdot \Delta T_R)}{m_{aço} \cdot C_{paço}} \quad (4.23)$$

Onde,

$\Delta T_{aço}$: variação na temperatura do aço líquido correspondente ao acréscimo na temperatura do refratário, (K);

ΔT_R : diferença de temperatura em cada nó, entre o perfil de referência o um perfil qualquer, (K);

m_R : massa do refratário correspondente ao volume de controle, (kg);

$m_{aço}$: massa do aço líquido, (kg);

C_{pR} : calor específico do refratário, (J/kgK);

$C_{paço}$: calor específico do aço líquido, (J/kgK).

O ciclo de referência é o ciclo operacional desejável de uma panela de aço na aciaria da Gerdau Acominas, que leva a resultados repetitivos com relação à temperatura do aço líquido nos processos de lingotamento. Este ciclo é apresentado na Tabela IV.1. Este ciclo não é válido para panelas novas ou frias. Estas são atualmente pré-aquecidas por 24 horas antes de receber a primeira corrida de aço.

Tabela IV.1: Etapas do ciclo operacional de referência utilizado no modelo.

Etapas do Ciclo	Tempo com aço (min)	Tempo sem aço (min)
Pré-aquecimento	-	12
Espera para vazamento	-	10
Vazamento do aço	6	-
Transporte	20	-
Metalurgia secundária	50	-
Transporte	20	-
Lingotamento	70	-
Remoção de escória	-	10
Preparação de panela	-	50

4.6 – Método Computacional

A solução das equações diferenciais foi baseada no método de diferenças finitas com formulação explícita. Desta forma, as equações algébricas mostradas no item 4.3, são resolvidas a partir das temperaturas definidas pelas condições iniciais de cada sub-modelo. A cada intervalo de tempo (Δt) as temperaturas são atualizadas e armazenadas para o cálculo no instante seguinte. A Figura 4.4 mostra o fluxograma do algoritmo computacional desenvolvido para solução do problema.

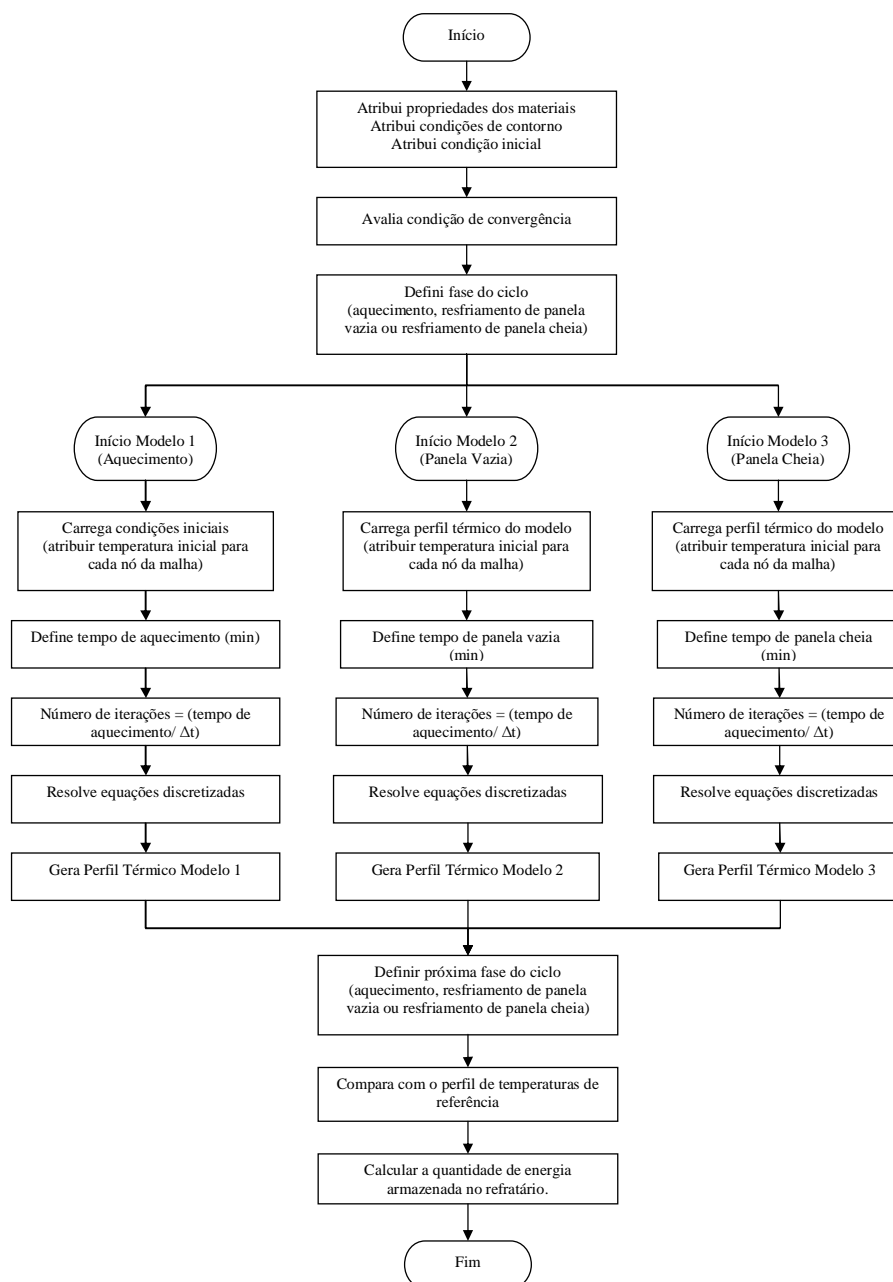


Figura 4.4: Fluxograma esquemático de funcionamento do modelo matemático.

Assim, conhecendo-se as temperaturas de todos os nós em um determinado instante inicial, calculam-se as temperaturas destes nós para o instante seguinte. As propriedades dos materiais refratários que são dependentes da temperatura são atualizadas a cada avanço no tempo.

O ANEXO IV mostra a metodologia e os critérios utilizados para definição do número de nós da malha utilizada para discretização do sistema. O ANEXO V apresenta a metodologia e os critérios utilizados para definição do intervalo de tempo (Δt), que representa o avanço do modelo no tempo, em direção à solução.

4.7 – Calibração do Modelo

A calibração do modelo matemático consiste no ajuste de suas variáveis, tais como os coeficientes de transferência de calor por radiação e convecção, de forma que este possa reproduzir através os resultados medidos na planta.

Durante a etapa de aquecimento, foram realizadas medições das temperaturas ao longo do tempo, usando termopares instalados no revestimento refratário. Para a avaliação da temperatura da superfície do revestimento durante a etapa de resfriamento foi adotada a técnica de termografia.

Os resultados obtidos através da simulação numérica foram, então, ajustados aos dados das medições experimentais realizadas na aciaria da Gerdau Açominas

4.7.1 – Instrumentação da Panela

Com o objetivo de se determinar o comportamento das temperaturas ao longo das camadas refratárias durante o processo de aquecimento, uma panela foi instrumentada utilizando-se termopares posicionados conforme ilustra a Figura 4.5. Os termopares foram instalados a aproximadamente 50% da altura da panela. Foram utilizados os orifícios preexistentes na carcaça da panela, não sendo necessário, portanto, a perfuração da chapa metálica. O número de termopares foi planejado de maneira a ter instalado pelo menos um termopar em cada camada refratária. O termopar posicionado no tijolo de trabalho foi instalado a uma distância de aproximadamente 80% de sua espessura, afastado da face quente. Esta posição visa atender os requisitos de segurança da operação.

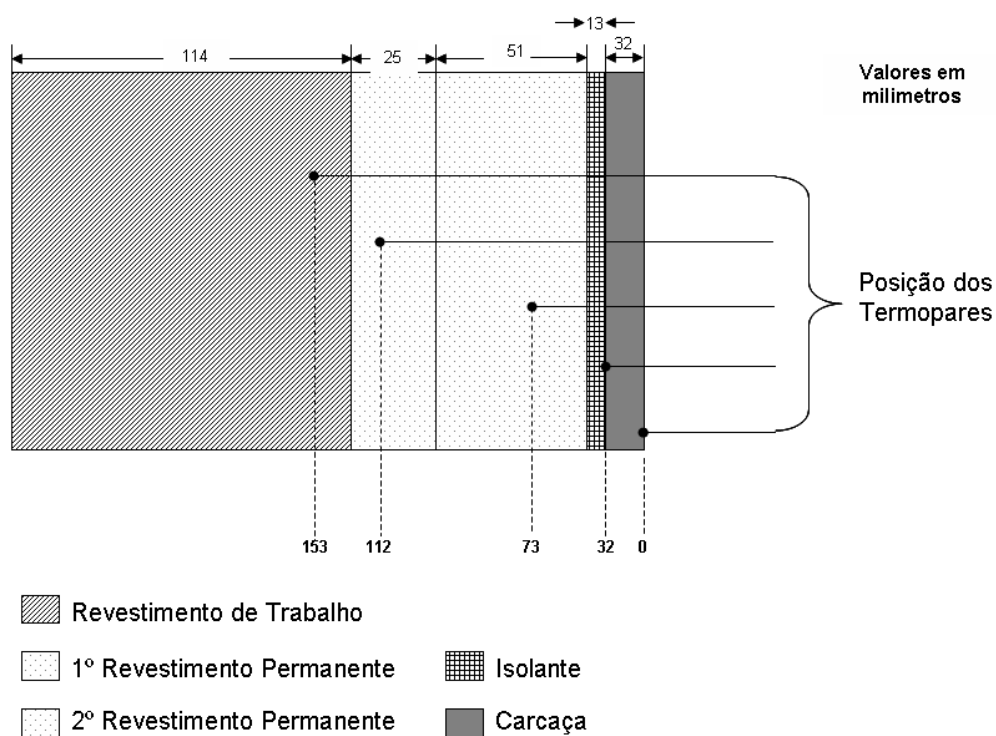


Figura 4.5: Desenho esquemático do posicionamento dos termopares instalados na placa instrumentada.

As Figuras 4.6 e 4.7 mostram uma visão externa da disposição dos termopares na placa de aço e o aparelho utilizado para armazenar os dados coletados.



Figura 4.6: Visão externa da instalação e posicionamento dos termopares instalados na placa instrumentada.



Figura 4.7: Visão externa da panela instrumentada com registrador de dados.

Os termopares utilizados foram do tipo K com capa metálica e isolante térmico. Para aquisição dos dados foi utilizado um registrador Yokogawa modelo DX 220-3-2. O registrador armazena os valores de temperatura lidos pelos cinco termopares, ficando ao lado da panela. Foi utilizado um intervalo de aquisição de dados de 30 minutos, durante 24 horas de aquecimento. O intervalo de aquisição dos dados foi escolhido com base no trabalho desenvolvido por Pereira (1986).

Foram realizados experimentos em painéis com revestimento aluminoso (panela 16) e dolomítico (panela 5). Não houve alteração no procedimento ou posicionamento dos termopares das paredes laterais nas duas medições. Não foram realizadas medições no fundo da panela devido às restrições de segurança.

A prática padrão na aciaria da Gerdau Acominas permitia a utilização de painéis tanto aluminosos, para aços acalmados ao alumínio, quanto dolomíticos, para aços acalmados ao silício. Atualmente, todas as painéis são revestidas com material refratário dolomítico na sua linha de metal. Por esta razão, somente os dados obtidos para as painéis dolomíticas foram utilizados para calibrar o modelo.

Os resultados das temperaturas medidas durante os experimentos na etapa de aquecimento da panela nova estão apresentados nas Figuras 4.8 e 4.9.

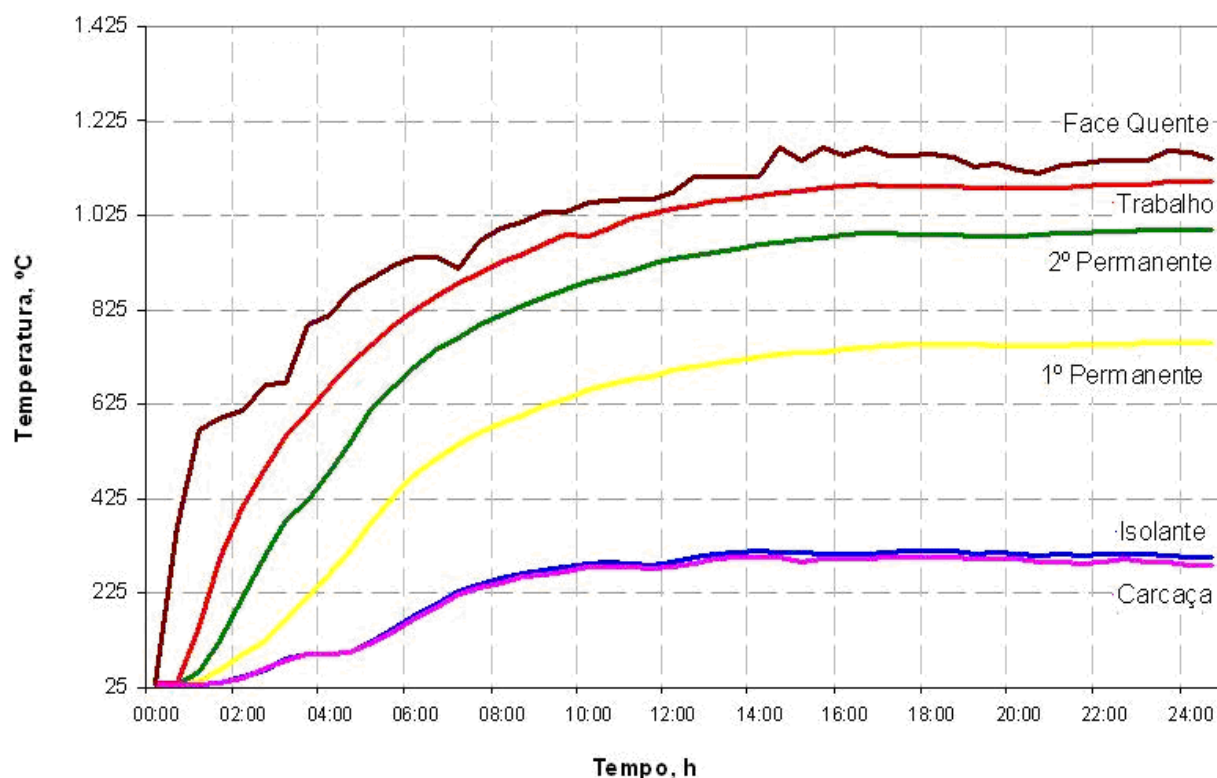


Figura 4.8: Evolução da temperatura das diversas camadas refratárias durante o aquecimento da panela com revestimento aluminoso.

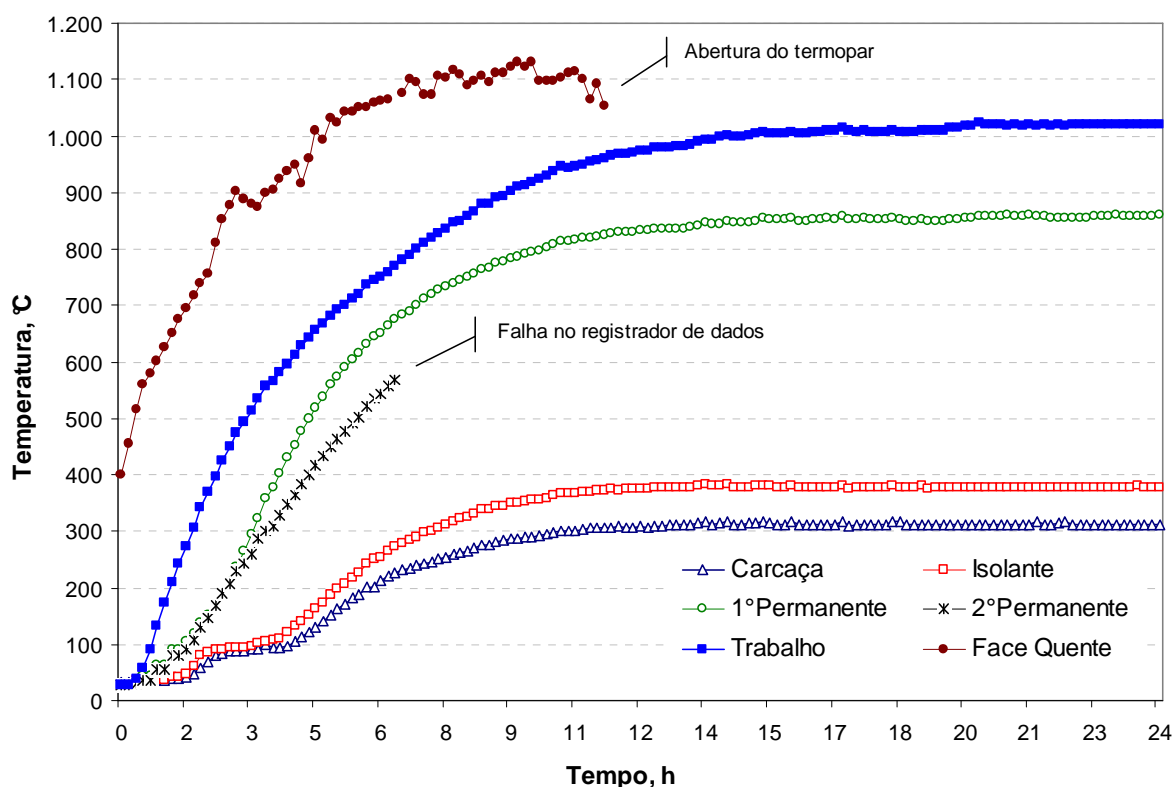


Figura 4.9: Evolução da temperatura das diversas camadas refratárias durante o aquecimento da panela com revestimento dolomítico.

4.7.2 – Ajuste do Modelo de Aquecimento

Com base nos dados experimentais, obtidos através da instrumentação da panela, foi possível calibrar o modelo matemático de maneira que este representasse razoavelmente o processo de aquecimento do refratário. Partindo-se dos coeficientes de transferência de calor por radiação e convecção fornecidos por Rodrigues (1998) e Hlinka et al (1985), foram realizadas simulações no modelo até que seus resultados mostrassem boa aproximação aos dados da medição na planta.

A Figura 4.10 mostra o ajuste entre os dados experimentais e os obtidos através do modelo para as diferentes camadas de refratário ao longo da etapa de aquecimento. As linhas contínuas representam os perfis obtidos através do modelo e os pontos indicam os dados experimentais nas posições avaliadas, conforme ilustra a Figura 4.5

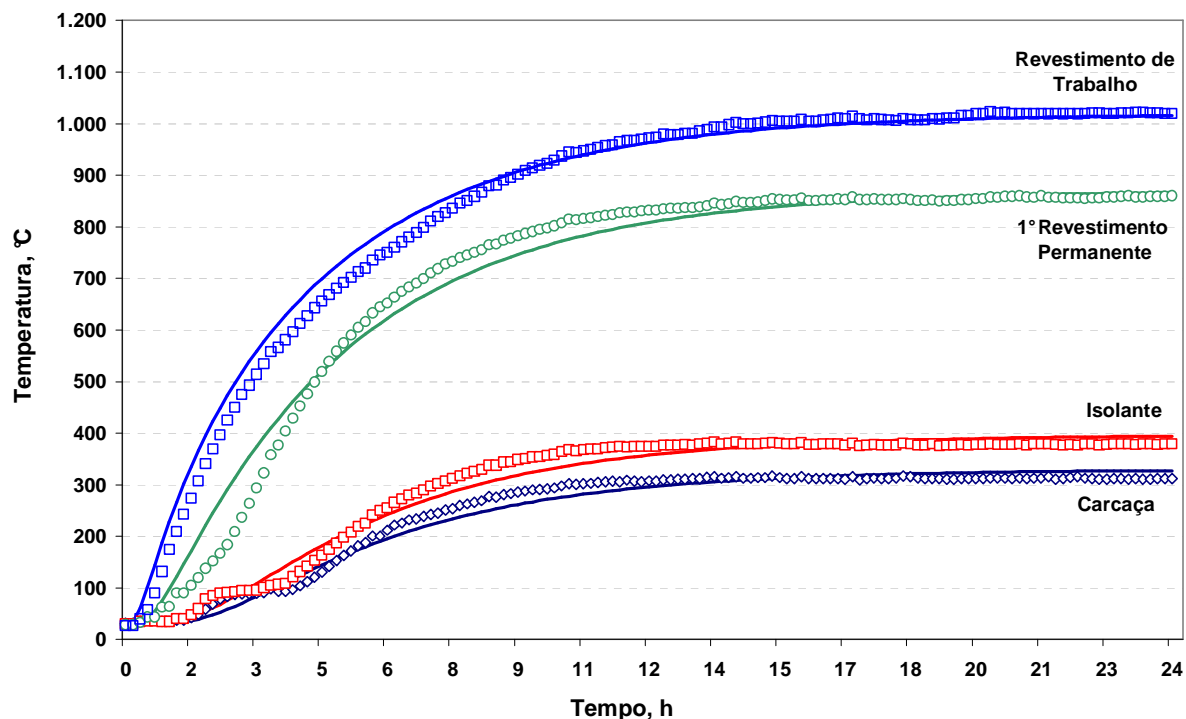


Figura 4.10: Evolução da temperatura dos refratários com o tempo, mostrando o ajuste do modelo com os dados experimentais para a etapa de aquecimento para diferentes camadas do revestimento lateral.

Percebe-se um comportamento não esperado nas temperaturas medidas pelos termopares no início do aquecimento. A expansão dos tijolos refratários resulta na compactação do material isolante, que apresenta baixa resistência à compressão, alterando suas propriedades físicas. Também durante este momento, ocorre a evaporação dos materiais voláteis presentes no refratário.

Até aproximadamente 13 horas de aquecimento, a diferença máxima de temperatura chegou a aproximadamente 100 °C em alguns casos. Após as 13 horas de aquecimento, a diferença máxima de temperatura entre os valores medidos e os calculados pelo modelo foi de apenas 16 °C. De maneira geral, os dados experimentais são reproduzidos com boa concordância pelo modelo matemático. O erro máximo obtido após a calibração da etapa de 24 horas de aquecimento foi de 5% em relação à temperatura medida.

4.7.3 – Termografia das Paredes Refratárias

A calibração do modelo para a etapa de resfriamento foi realizada através da aproximação das temperaturas calculadas com as medidas na parede lateral interna e fundo da panela. Estas temperaturas foram medidas através da técnica de termografia, utilizando-se um termógrafo FLIR THERMA T65.

Uma panela foi termografada durante um tempo de 120 minutos de resfriamento após a etapa de lingotamento contínuo. Este é o tempo médio que uma panela permanece sem receber aço antes de sair do ciclo normal de produção na aciaria da Gerdau Açominas.

Durante os primeiros 15 minutos, foram registradas imagens a cada 22 segundos. Nos 50 minutos seguintes, as imagens foram registradas a cada 90 segundos e, a partir deste momento, a cada 300 segundos. Os intervalos foram escolhidos de maneira a permitir o armazenamento de uma maior quantidade de imagens nos primeiros instantes do resfriamento da panela, em que se esperava uma queda mais acentuada da temperatura da superfície do refratário. Ao mesmo tempo, os intervalos não poderiam ser excessivamente curtos a ponto de comprometer a capacidade de armazenamento do termógrafo utilizado.

O aparelho ficou posicionado a uma distância de aproximadamente 8 metros da panela, de modo a preservar a integridade do equipamento. A emissividade adotada da parede refratária foi de 0,80, conforme Mundim et al (1985).

As Figuras 4.11 até 4.15 mostram as imagens registradas pelo termógrafo em diferentes momentos durante o resfriamento da panela. Foram registradas as temperaturas mínima, máxima e média das regiões delimitadas na parede lateral e no fundo da panela. A região denominada Ar1 representa a área da parede lateral que foi avaliada, e a região Ar2 representa o fundo da panela. Antes da realização das medições, a escória remanescente na panela após o lingotamento foi removida, para reduzir a interferência da presença deste material, que possui emissividade mais baixa que o refratário.

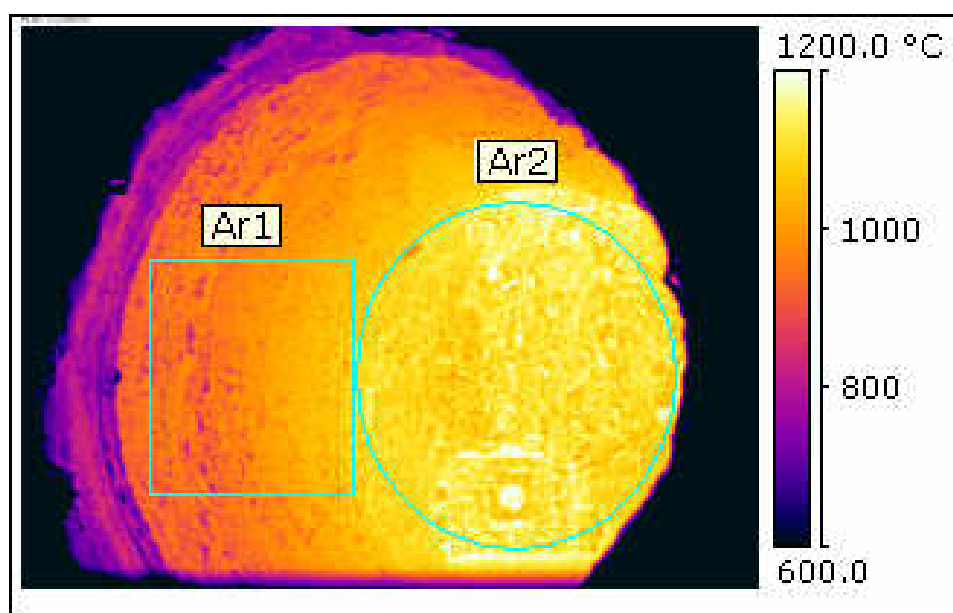


Figura 4.11: Imagem do termógrafo registrada no início do resfriamento do revestimento refratário, onde Ar1 representa a parede lateral e Ar2 o fundo da panela.

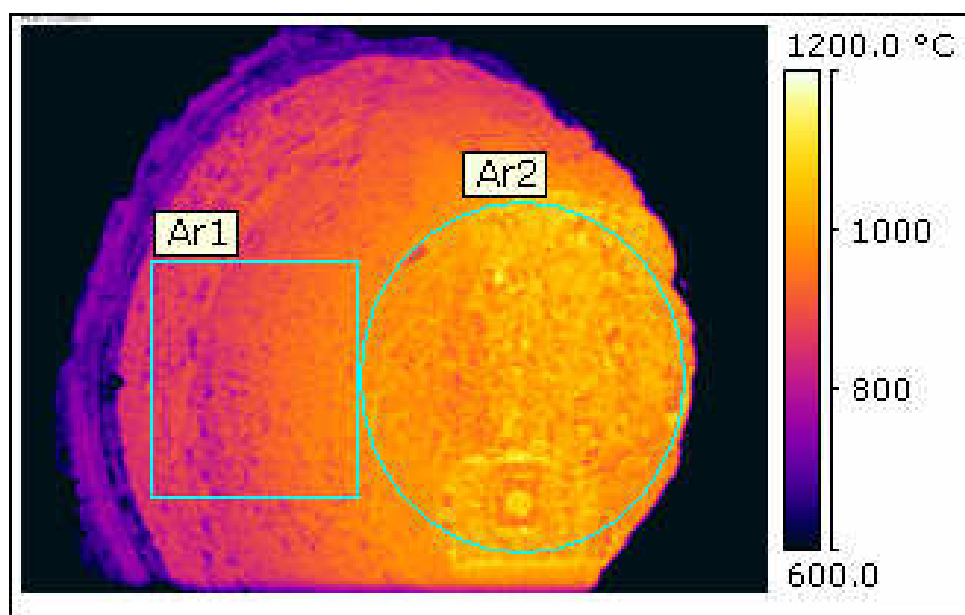


Figura 4.12: Imagem do termógrafo registrada após 15 minutos de resfriamento do revestimento refratário, onde Ar1 representa a parede lateral e Ar2 o fundo da panela.

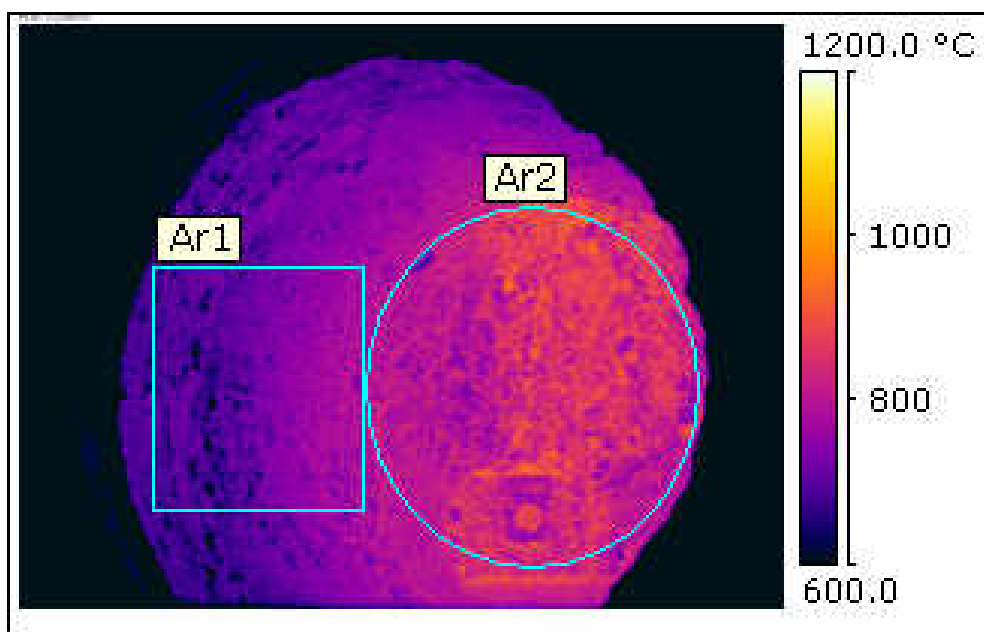


Figura 4.13: Imagem do termógrafo registrada após 1 hora de resfriamento do revestimento refratário, onde Ar1 representa a parede lateral e Ar2 o fundo da panela.

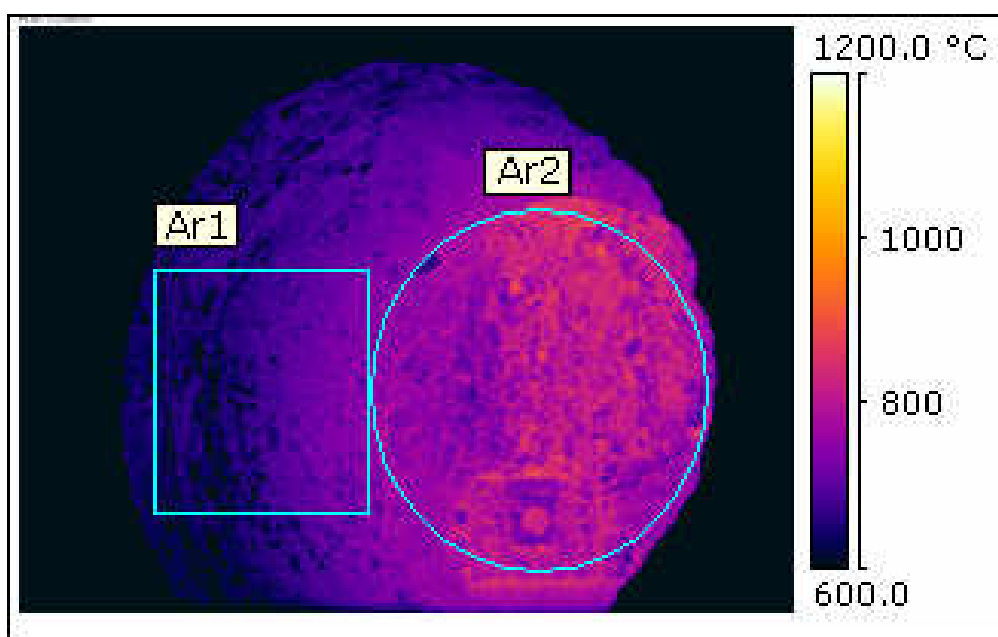


Figura 4.14: Imagem do termógrafo registrada após 1,5 hora de resfriamento do revestimento refratário, onde Ar1 representa a parede lateral e Ar2 o fundo da panela.

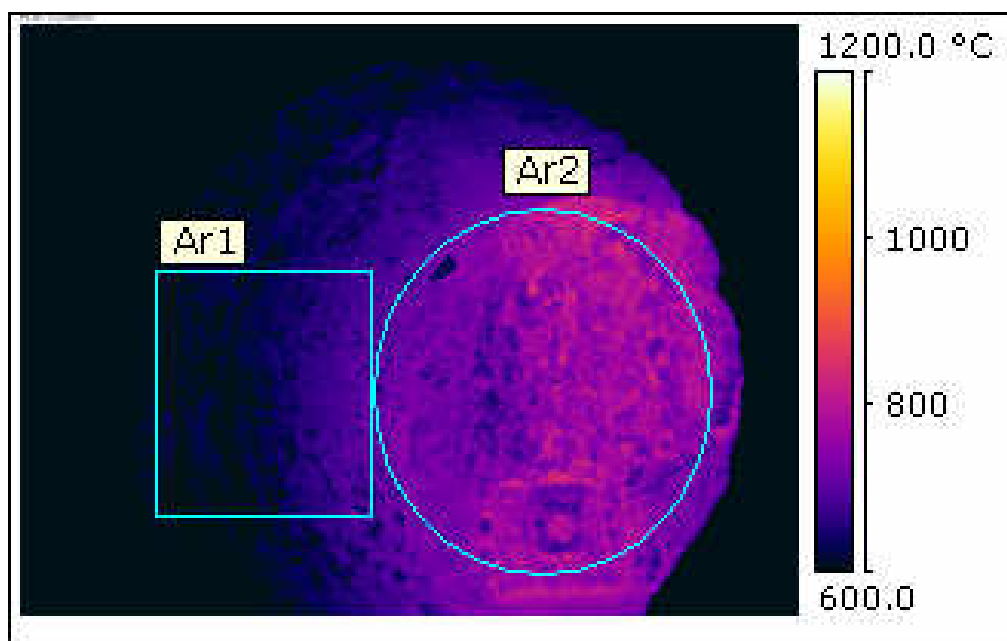


Figura 4.15: Imagem do termógrafo registrada após 2 horas de resfriamento do revestimento refratário, onde Ar1 representa a parede lateral e Ar2 o fundo da panela.

Com base nos dados de temperatura da parede refratária da panela, obtidos através da termografia, foi possível calibrar o modelo matemático de maneira que este representasse razoavelmente o processo de resfriamento do refratário.

As Figuras 4.16 e 4.17 apresentam a comparação entre os dados experimentais e os obtidos através do modelo, do perfil de temperatura da face quente do refratário, ao longo da etapa de resfriamento. Em ambas as figuras, a linha contínua representa o perfil obtido através do modelo e os círculos vazados indicam os dados experimentais do refratário da panela medidas pelo termógrafo.

Nota-se que os dados experimentais são reproduzidos com boa concordância pelo modelo matemático. O erro máximo obtido após a calibração foi de 2,5%. O valor do coeficiente de transferência de calor por convecção adotado para calibração do modelo foi igual a $15 \text{ W/m}^2\text{K}$. Ferreira et al (1999) utilizaram $16 \text{ W/m}^2\text{K}$ para calibração do modelo. Os demais parâmetros utilizados na calibração do modelo são apresentados no ANEXO I.

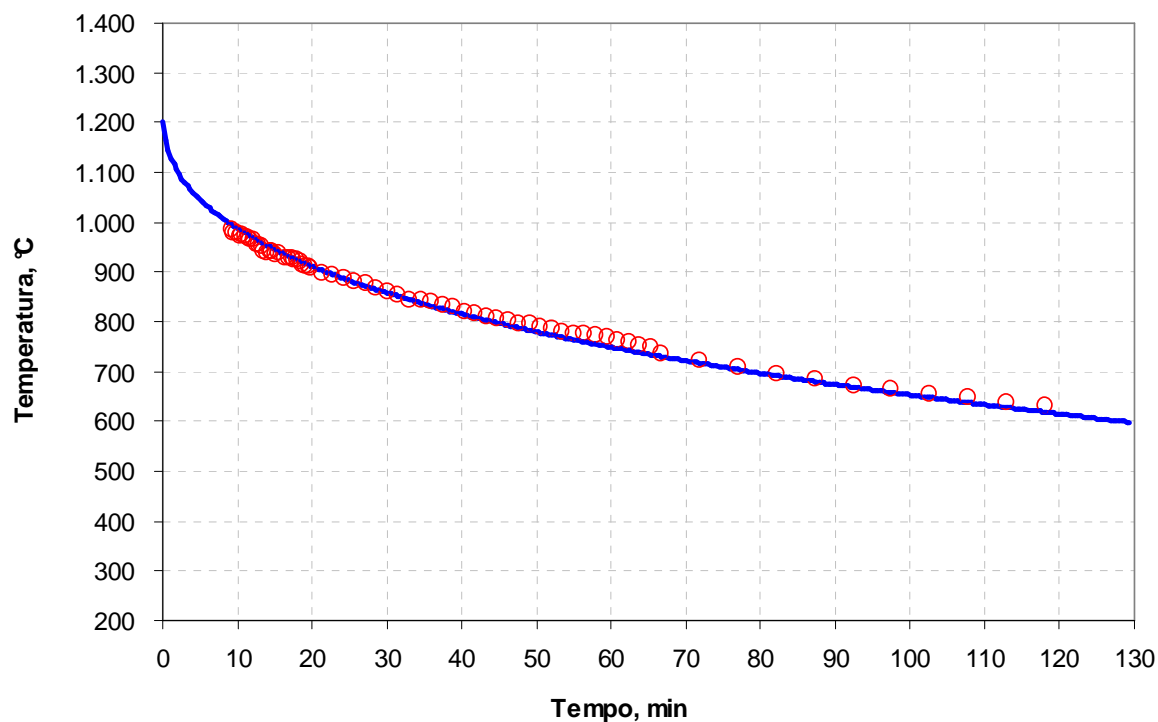


Figura 4.16: Evolução da temperatura do refratário da parede lateral com o tempo, mostrando o ajuste do modelo com os dados experimentais para a etapa de resfriamento.

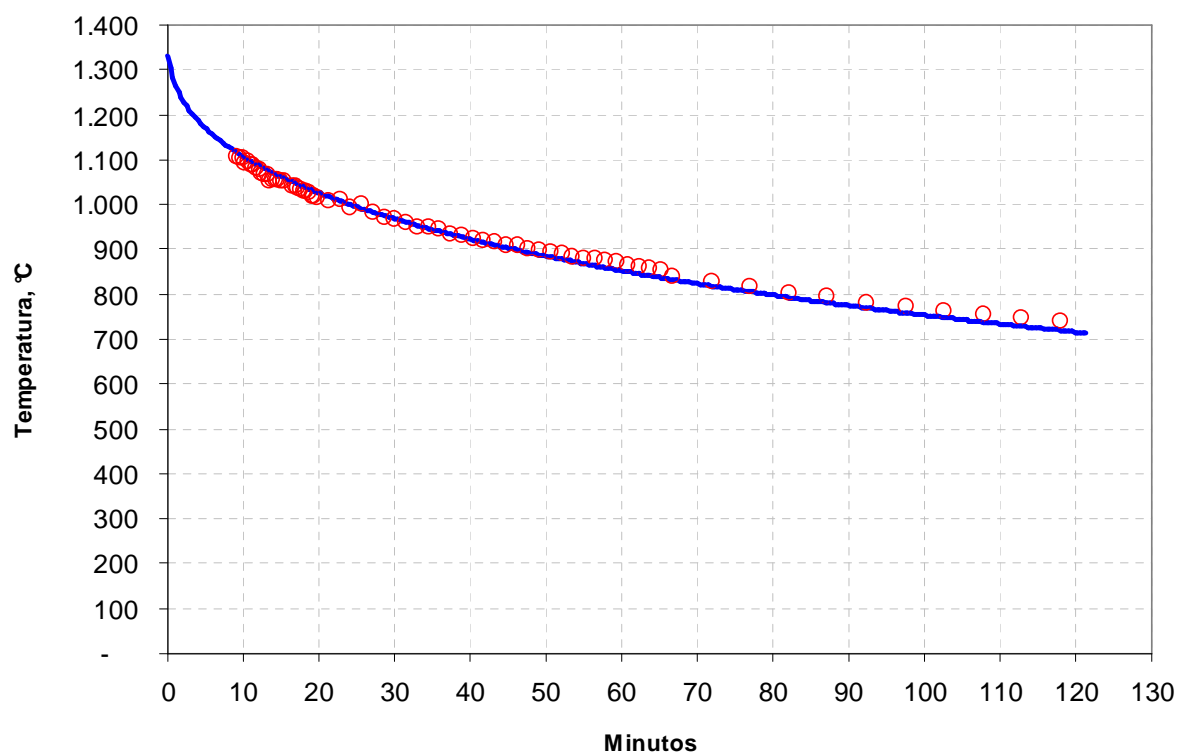


Figura 4.17: Evolução da temperatura do refratário do fundo da panela com o tempo, mostrando o ajuste do modelo com os dados experimentais para a etapa de resfriamento.

5 – RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo são apresentados os resultados das simulações realizadas com os parâmetros críticos que influem no comportamento térmico do revestimento refratário de painéis de aciaria, buscando-se fazer uma análise dos principais aspectos e impactos na operação.

Foi investigada a influência, no perfil de temperaturas do refratário, do tempo de aquecimento de painéis novos ou fora do ciclo, do desgaste do revestimento, tempo de espera para vazamento, tempo de aquecimento intermediário, tempo de panela vazia e do uso de materiais isolantes. Também foi avaliado o número de ciclos operacionais necessários para se atingir um estado térmico estável no revestimento da panela. Em diversos casos, também foi avaliada a influência destes parâmetros na queda de temperatura do aço líquido após o vazamento.

5.1 – Tempo de Aquecimento de Painéis Novos ou Fora do Ciclo

Atualmente, na aciaria da Gerdau Açominas, a etapa de aquecimento de uma panela nova é realizada em 24 horas. Foram avaliados os perfis de temperatura do refratário para os tempos de 4, 6, 12 e 24 horas. Estes perfis são apresentados na Figura 5.1.

A Figura 5.2, mostra a evolução da temperatura do refratário para diversas camadas ao longo do tempo de aquecimento padrão atual de 24 horas, partindo-se da temperatura ambiente. Nota-se que a temperatura da face quente (0 mm) aumenta rapidamente durante as primeiras 6 horas de aquecimento. No entanto, as temperaturas do revestimento permanente (162 mm) e da carcaça (235 mm) chegam a aproximadamente 700°C e 300 °C, respectivamente, em 12 horas de aquecimento.

Para o aquecimento de painéis frias, porém já secas, Tomazin et al (1986) recomendam que a temperatura da carcaça ultrapasse pelo menos 100 °C. Com base nos resultados da simulação, mostrados na Figura 5.1, a temperatura da carcaça ultrapassa 100°C após 4 horas de aquecimento. Quando se compara os tempos de aquecimento de 4 e 24 horas, existe uma diferença de aproximadamente 200 °C na temperatura da carcaça.

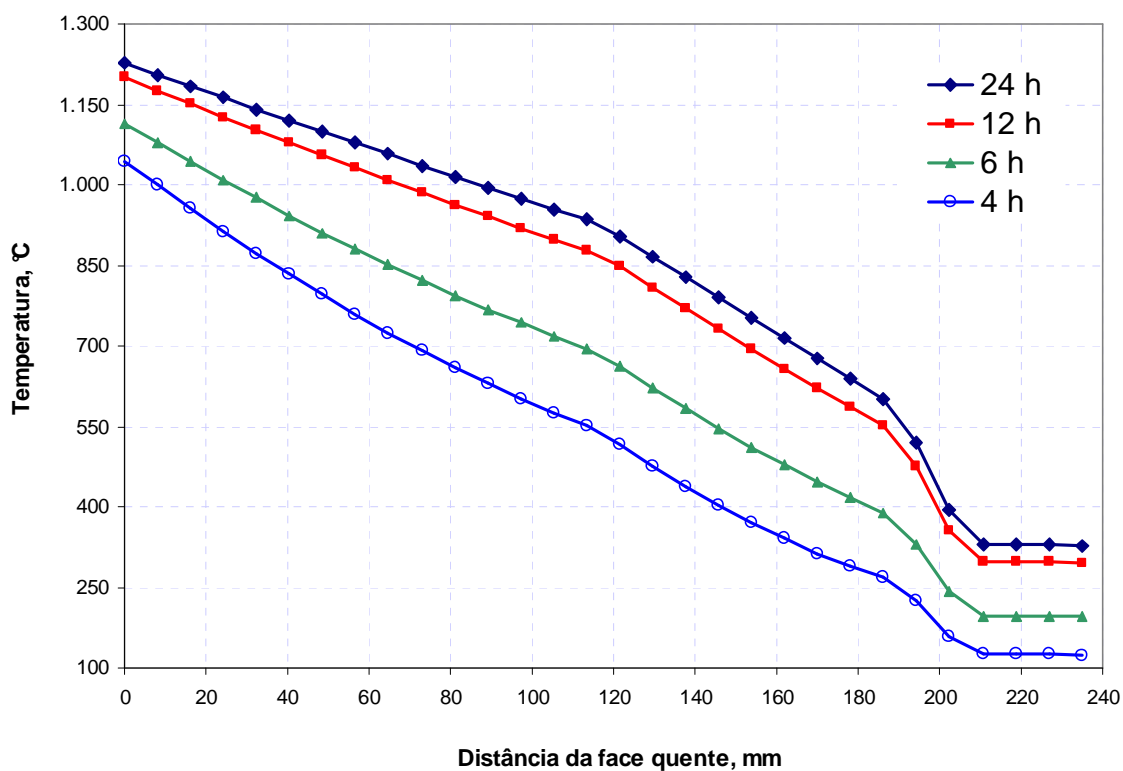


Figura 5.1: Perfil de temperaturas do refratário ao final de diferentes tempos de aquecimento de uma panela nova.

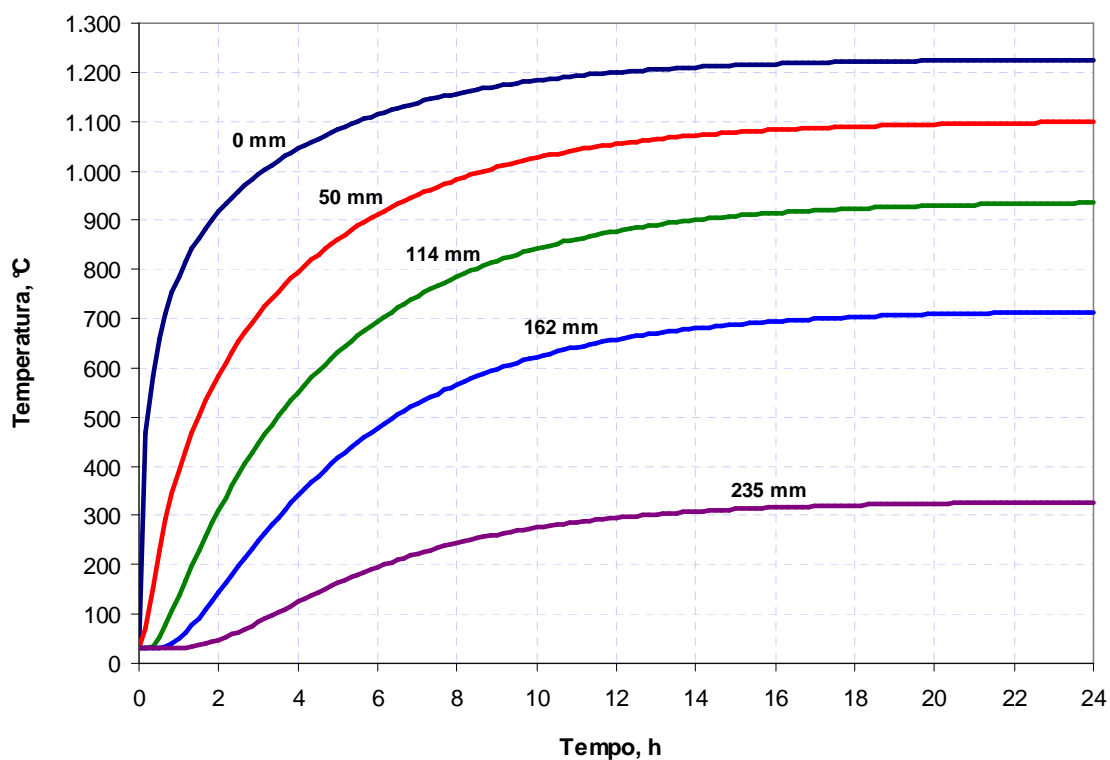


Figura 5.2: Evolução da temperatura do refratário durante o período de aquecimento de panelas novas ou fora do ciclo para diferentes distâncias da face quente.

Esta diferença no perfil de temperaturas foi avaliada comparando-se a queda de temperatura do aço prevista após o vazamento. Esta queda de temperatura é avaliada conforme item 4.5, comparando-se o perfil de temperaturas obtido com o perfil estabilizado após a etapa de lingotamento do aço. A Figura 5.3 apresenta os resultados para diversos tempos de aquecimento de uma panela fria. Nota-se que a queda de temperatura do aço seria aproximadamente 7 vezes maior no caso de 4 horas de aquecimento quando comparada ao aquecimento de 24 horas. Desta forma, caso fosse aceita a recomendação feita por de Tomazin et al (1986), seria necessário elevar as temperaturas de vazamento do convertedor em pelo menos 130 °C, elevando absurdamente os custos atrelados à esta prática.

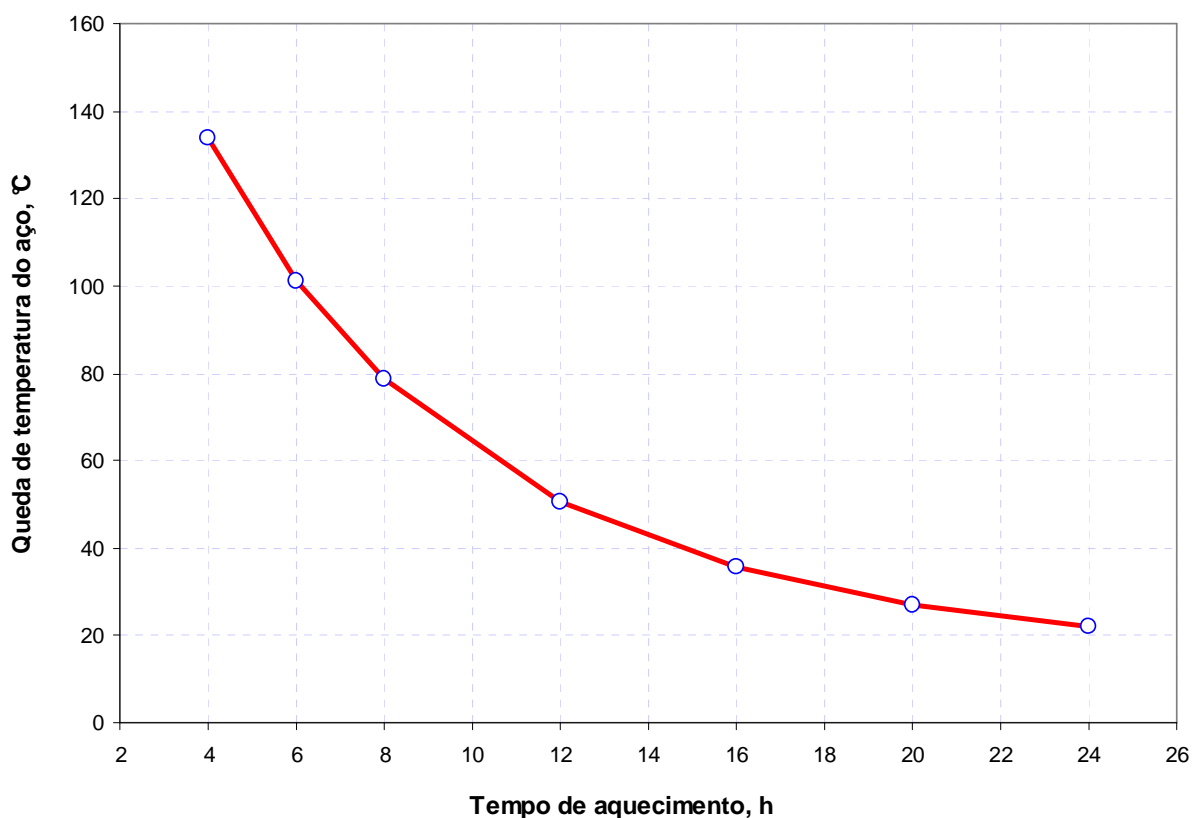


Figura 5.3: Influência do tempo de aquecimento de uma panela nova na queda de temperatura do aço líquido após o vazamento do convertedor.

5.2 – Tempo para Atingir o Estado Térmico Estável

Para avaliação do tempo necessário para o refratário atingir um estado térmico estável, as simulações foram realizadas considerando-se uma panela nova com uma

camada de 13 mm de revestimento isolante, conforme projeto padrão das painelas da Gerdau Acominas.

Os demais tempos das operações com a panela também foram considerados conforme o padrão atual para um ciclo típico de graus de aço para o lingotamento contínuo, como mostrado na Tabela IV.1.

As Figuras 5.4 e 5.5 apresentam os resultados dos cinco primeiros ciclos de operação para o refratário da lateral e fundo da panela respectivamente. Percebe-se que no caso da lateral da panela, Figura 5.4, a temperatura do revestimento refratário passa a se comportar de forma repetitiva a partir do terceiro ciclo de operação, indicando que atingiu um estado térmico estável. Este comportamento condiz com os resultados obtidos por Morrow et al (1985), Tomazin et al (1986), Minion et al (1986), Ferreira et al (1999 e 2002), Belisário et al (1989), Hlinka et al (1985) e Volkova et al (2003), sendo que os dois últimos consideram que o refratário atinge um estado térmico estável a partir do quarto ciclo.

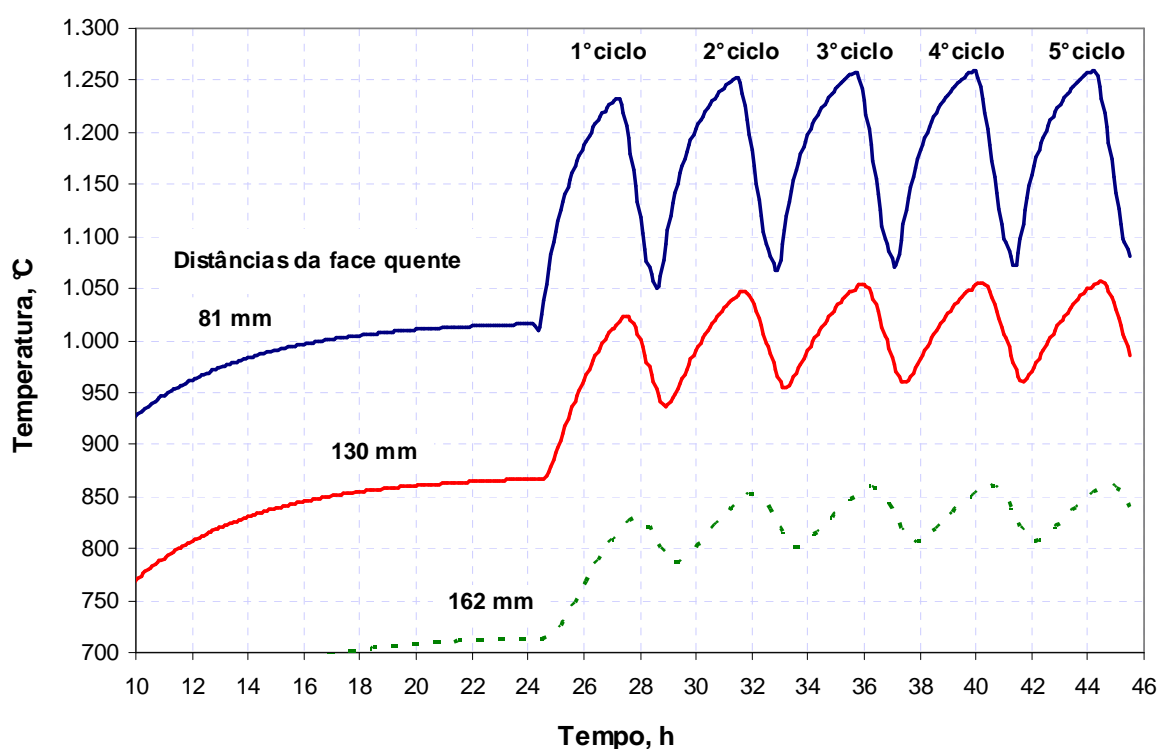


Figura 5.4: Evolução da temperatura do refratário com o tempo para diferentes posições da parede lateral.

Para o revestimento do fundo da panela, como mostra a Figura 5.5, mesmo após o quarto ciclo de operação o refratário não atingiu um estado térmico estável. Resultado similar foi encontrado por Pereira (1986) na etapa de aquecimento da panela nova. Em seu trabalho, o autor comenta que embora a parede lateral tenha atingido um regime estável, o revestimento do fundo da panela parecia distante dele.

Ferreira et al (2002) também reportaram comportamentos diferentes entre a parede lateral e o fundo da panela. Os autores atribuem esta variação no comportamento à diferença entre a espessura do fundo e lateral da panela e à dificuldade de troca térmica da região do fundo com o ambiente.

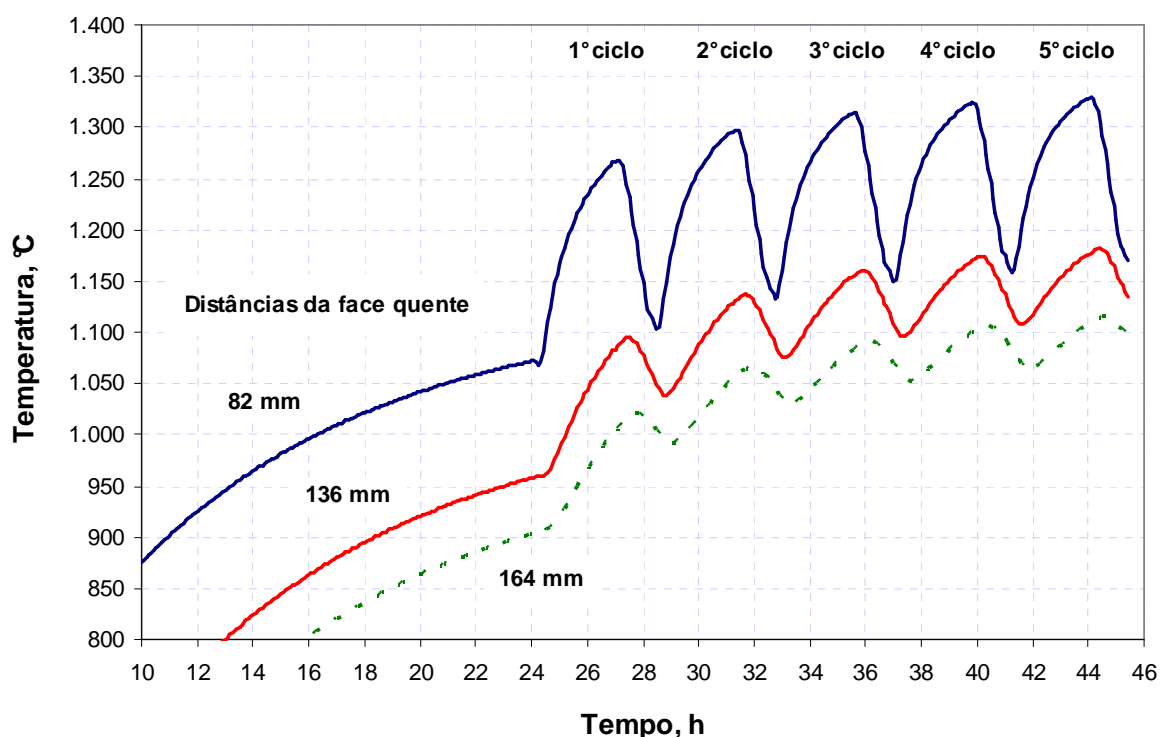


Figura 5.5: Evolução da temperatura do refratário com o tempo para diferentes posições do refratário do fundo da panela.

A prática padrão na aciaria da Gerdau Acominas prevê o tratamento diferenciado para os primeiros três ciclos de operação das panelas novas ou reformadas através do aumento da temperatura de vazamento do convertedor. Belisário et al (1989) também sugerem uma prática diferenciada de aquecimentos intermediários nos primeiros ciclos de operação. Segundo os autores, o tempo de aquecimento intermediário para as primeiras

corridas da panela deveria ser de 60 minutos, sendo reduzido para 40 minutos após a terceira corrida.

5.3 – Efeito do Desgaste do Revestimento Refratário

Para avaliação do efeito do desgaste do revestimento refratário no perfil de temperaturas antes do vazamento, foi adotada na simulação para o refratário de trabalho, uma espessura igual a 50% da espessura original.

Foram simuladas as etapas de aquecimento da panela a partir da temperatura ambiente bem como todas as demais operações, conforme padrão apresentado na Tabela IV.1. A Figura 5.6 apresenta os resultados obtidos até o quinto ciclo de operação da panela.

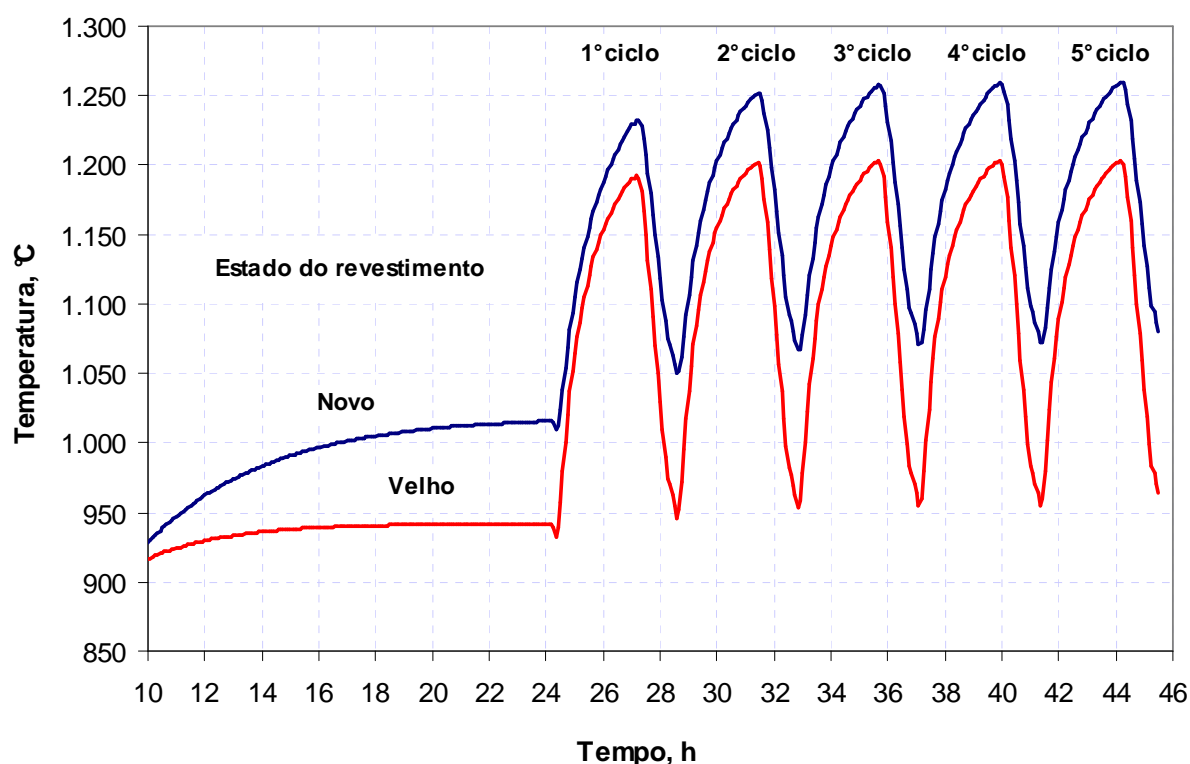


Figura 5.6: Evolução da temperatura do refratário com o tempo para uma panela nova e outra com 50% da espessura original do revestimento de trabalho.

Pode-se notar que no caso do revestimento velho o número de ciclos necessários para se atingir o estado térmico estável passou de três para dois, devido à menor espessura deste revestimento. Embora o estado térmico estável seja atingido mais rapidamente, este

se dá a uma temperatura mais baixa quando se compara com o revestimento com a espessura original. Isto se deve ao fato da quantidade de energia armazenada no revestimento menos espesso e, portanto, com menor massa, ser menor do que aquela armazenada no revestimento novo.

Ferreira et al (2004), através de simulação numérica do escoamento e transferência de calor (CFD), simularam o comportamento térmico de painéis de aciaria com diferentes espessuras de revestimento refratário. Os autores compararam o comportamento térmico de uma panela nova com 220 mm de espessura e outra desgastada, com 80 mm a menos no revestimento de trabalho. Os resultados mostraram que a panela nova armazena uma quantidade de energia 50% maior que a panela desgastada. Com base nisso, os autores recomendam aumentar o superaquecimento do aço nas primeiras corridas das painéis novas, visando suprir as maiores perdas térmicas.

Vatavuk (1989) também simulou a influência do desgaste do revestimento refratário utilizando um modelo unidimensional transiente. O autor comparou a perda térmica do aço após uma hora do início de vazamento para um revestimento novo e para um revestimento com 45% de desgaste no refratário de trabalho. Segundo o autor, na condição da panela desgastada, a queda de temperatura do aço após o vazamento foi 2 °C maior quando se compara com um revestimento novo.

5.4 – Efeito do Tempo de Aquecimento Intermediário

Para investigar o efeito do tempo de aquecimento intermediário no perfil de temperatura do refratário, foram feitas simulações no modelo para quatro tempos diferentes.

Os resultados das simulações são apresentados na Figura 5.7. É possível notar que até aproximadamente 65 mm da face quente, a temperatura do refratário aumenta com o aumento do tempo de aquecimento intermediário.

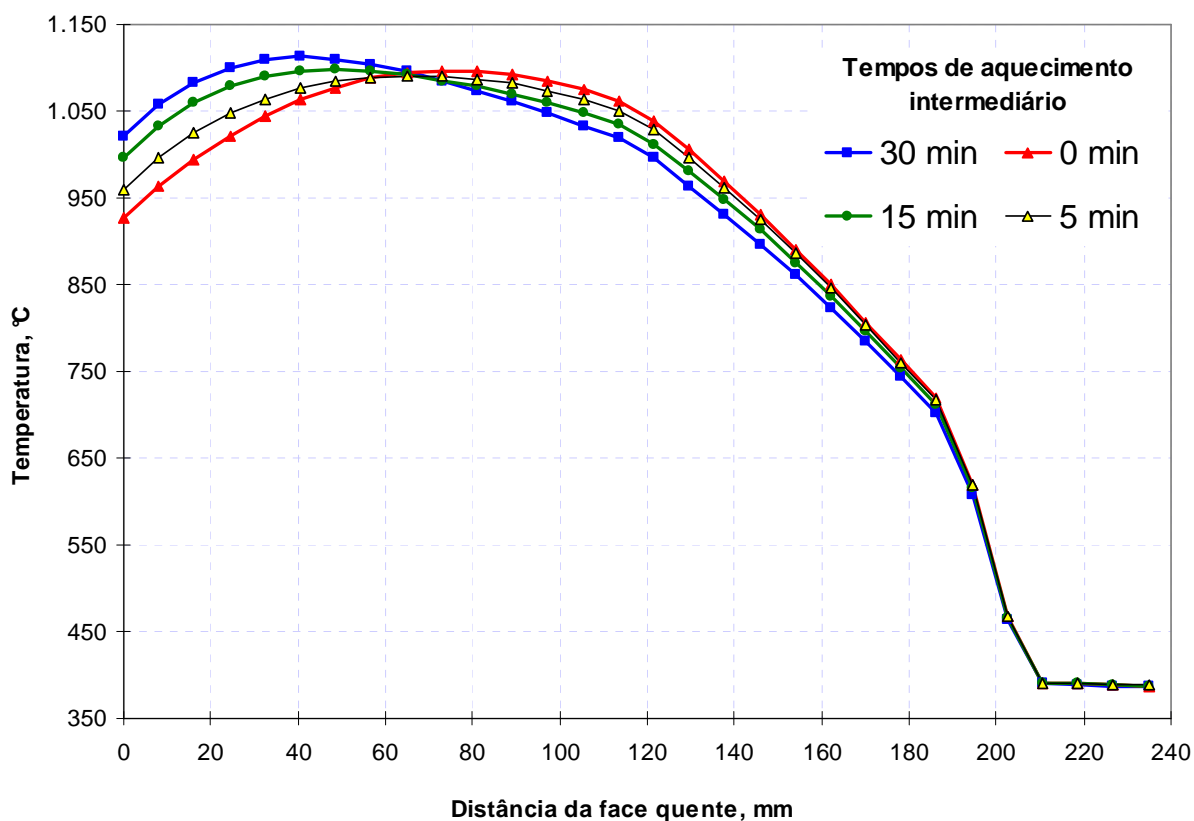


Figura 5.7: Perfil de temperaturas do refratário antes do vazamento para diferentes tempos de aquecimento intermediário.

Se for considerado o revestimento de trabalho até aproximadamente 65 mm da face quente, a queda de temperatura do aço líquido é 4,4 °C menor quando o tempo de aquecimento intermediário é de 30 min e aproximadamente 3 °C quando o tempo é de 15 min. Quando se considera toda a extensão do revestimento da panela, a influência do tempo de aquecimento é menor.

A partir de 65 mm da face quente, o aquecimento já não tem efeito na elevação da temperatura das camadas refratárias. Ao contrário, como a quantidade de energia fornecida pela chama durante o aquecimento é menor que a quantidade já armazenada no revestimento, o aumento do tempo de aquecimento leva à diminuição da temperatura das camadas mais internas.

Neste caso, quando se considera todas as camadas do revestimento, a queda de temperatura do aço líquido, quando não é feito o aquecimento intermediário, é de menos de 1 °C se comparada à condição de aquecimento de 30 min.

Assim, para longos tempos de aquecimento intermediário, a energia total armazenada no revestimento diminui com o tempo. Nas simulações com o ciclo padrão e longos tempos de aquecimento intermediário, os resultados foram 2,6 °C e 4 °C a mais de queda de temperatura no aço líquido para os tempo de 120 e 300 min respectivamente, quando se compara com a condição sem aquecimento.

No entanto, para o caso de ciclos de operação com longos tempos de panela vazia, o tempo de aquecimento intermediário é fundamental para reduzir a queda de temperatura do aço líquido após o vazamento. A Figura 5.8 mostra os resultados para a simulação realizada para um ciclo com 180 minutos de panela vazia e diversos tempos de aquecimento intermediário. Nota-se que embora a temperatura do revestimento a partir de aproximadamente 155 mm da face quente seja reduzida à medida que se aumenta o tempo de aquecimento, o revestimento mais próximo da chama sofre um aumento de temperatura bastante significativo.

A Figura 5.9 mostra o efeito destas variações de temperatura do revestimento na queda de temperatura do aço após o vazamento. Com 300 min de aquecimento, é possível reduzir em até 30 °C a queda de temperatura do aço.

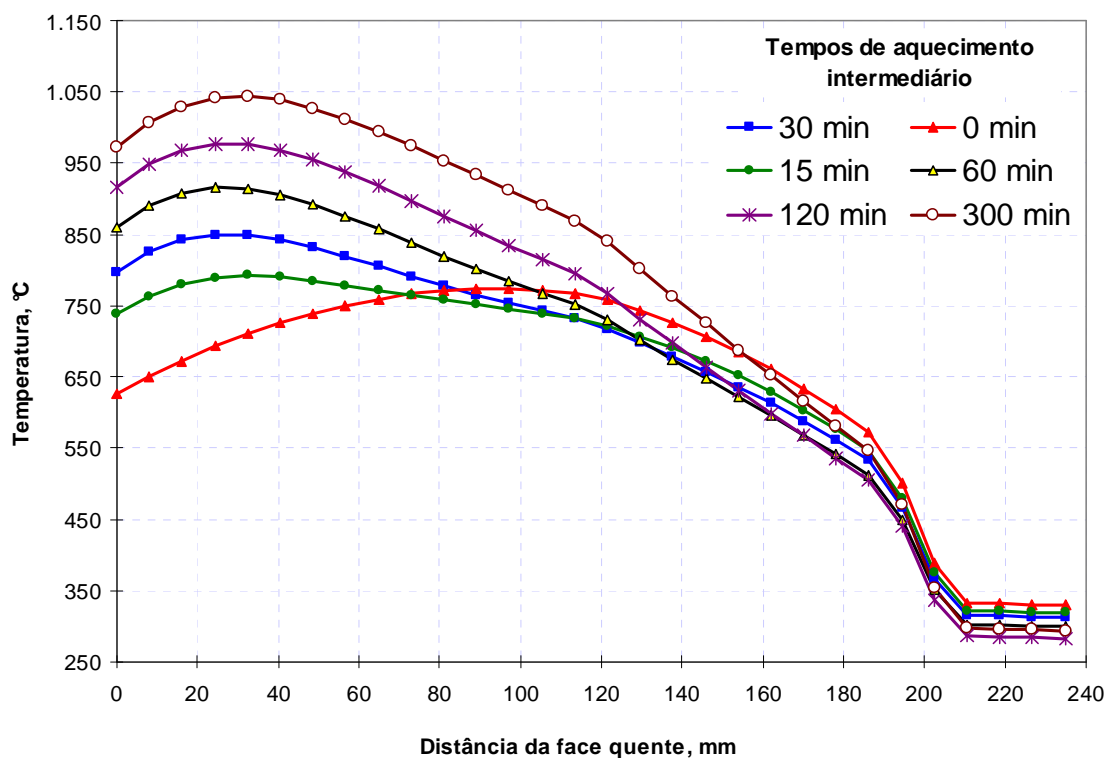


Figura 5.8: Perfil de temperaturas do refratário antes do vazamento para diferentes tempos de aquecimento intermediário na condição de ciclo operacional com 180 min de panela vazia.

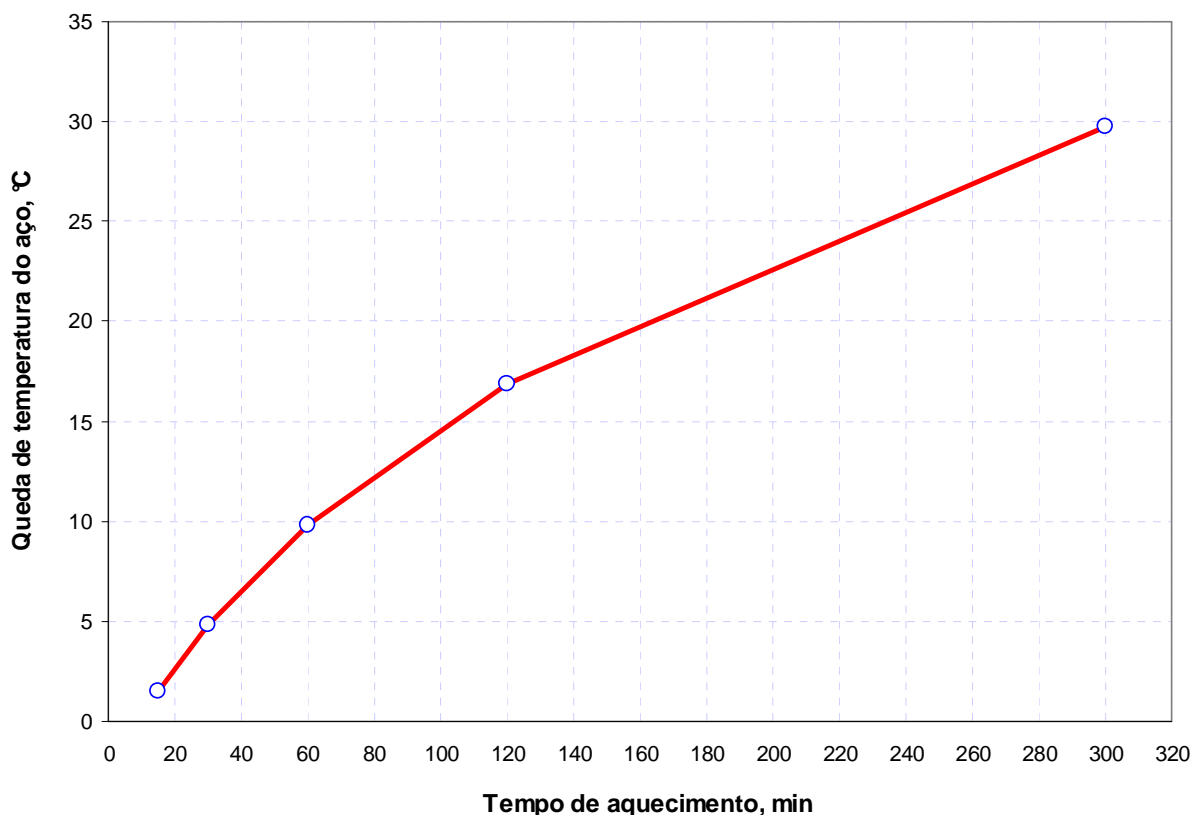


Figura 5.9: Influência do tempo de aquecimento intermediário na queda de temperatura do aço após o vazamento do convertidor na condição de ciclo operacional com 180 min de panela vazia.

Portanto, pode-se concluir que o tempo de aquecimento intermediário é fundamental para reduzir a queda de temperatura do aço líquido após o vazamento, quando os tempos de panela vazia são longos; e dispensável quando este tempo é curto. De outra maneira, uma boa gestão das panelas durante a operação, garantindo um tempo sem aço curto, pode diminuir ou eliminar a necessidade do aquecimento intermediário, reduzindo todos os custos atrelados a esta operação.

5.5 – Efeito do Tempo de Espera para Vazamento

Para análise desta etapa do processo, foram simuladas quatro condições de espera para vazamento, sendo que em todos os casos, o perfil de temperaturas inicial foi sempre aquele estável ao final da etapa de lingotamento, obtido após o terceiro ciclo operacional padrão da panela. A partir deste perfil, a panela foi resfriada durante 60 minutos e aquecida por 12 minutos, conforme o padrão apresentado na Tabela IV.1.

Na Figura 5.10 são apresentados os perfis de temperatura do revestimento refratário da lateral da panela imediatamente antes da etapa de vazamento do convertedor. O perfil de temperaturas apresentado para a condição de tempo de espera para vazamento igual a zero é equivalente ao obtido ao final da etapa de aquecimento intermediário.

Após o período de 30 minutos de espera, a temperatura máxima apresentada no refratário é de 1040 °C e ocorre aproximadamente a 73 mm da face quente. Havendo redução de 58 °C neste ponto em relação ao início da transferência para vazamento.

Percebe-se que a região que mais sofre a influência do tempo de espera para vazamento é a que está até 30 mm da face quente. Esta região, que corresponde a aproximadamente 1/3 do revestimento de trabalho, sofre grandes perdas de temperatura com o tempo resfriamento, conforme também foi observado por Pereira (1986).

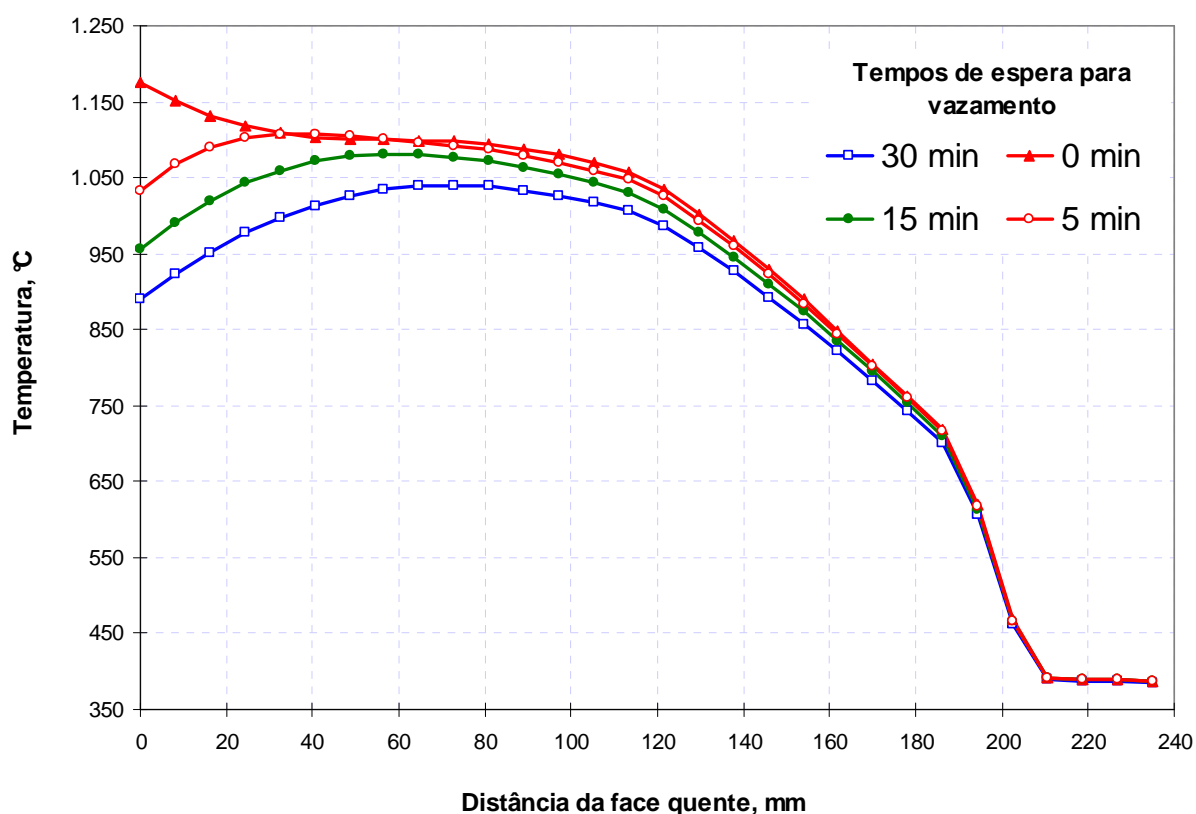


Figura 5.10: Perfil de temperaturas do refratário antes do vazamento para diferentes tempos de espera com 12 min de aquecimento intermediário.

A Figura 5.11 mostra os perfis de temperatura do revestimento refratário da lateral da panela imediatamente antes da etapa de vazamento do convertedor quando não se considera o tempo de aquecimento intermediário (12 minutos). Quando se compara os resultados apresentados nas Figuras 5.7 e 5.11, é possível constatar que toda energia armazenada no revestimento devido ao aquecimento é perdida quando o tempo de espera para vazamento é superior a aproximadamente 20 minutos.

Este fato pode ser melhor visualizado na Figura 5.12, que mostra os perfis de temperatura do revestimento em função do raio. As simulações foram conduzidas partindo-se do perfil estabilizado de final de lingotamento, com 60 min de resfriamento e diferentes tempos de espera para vazamento com e sem aquecimento intermediário de 12 minutos.

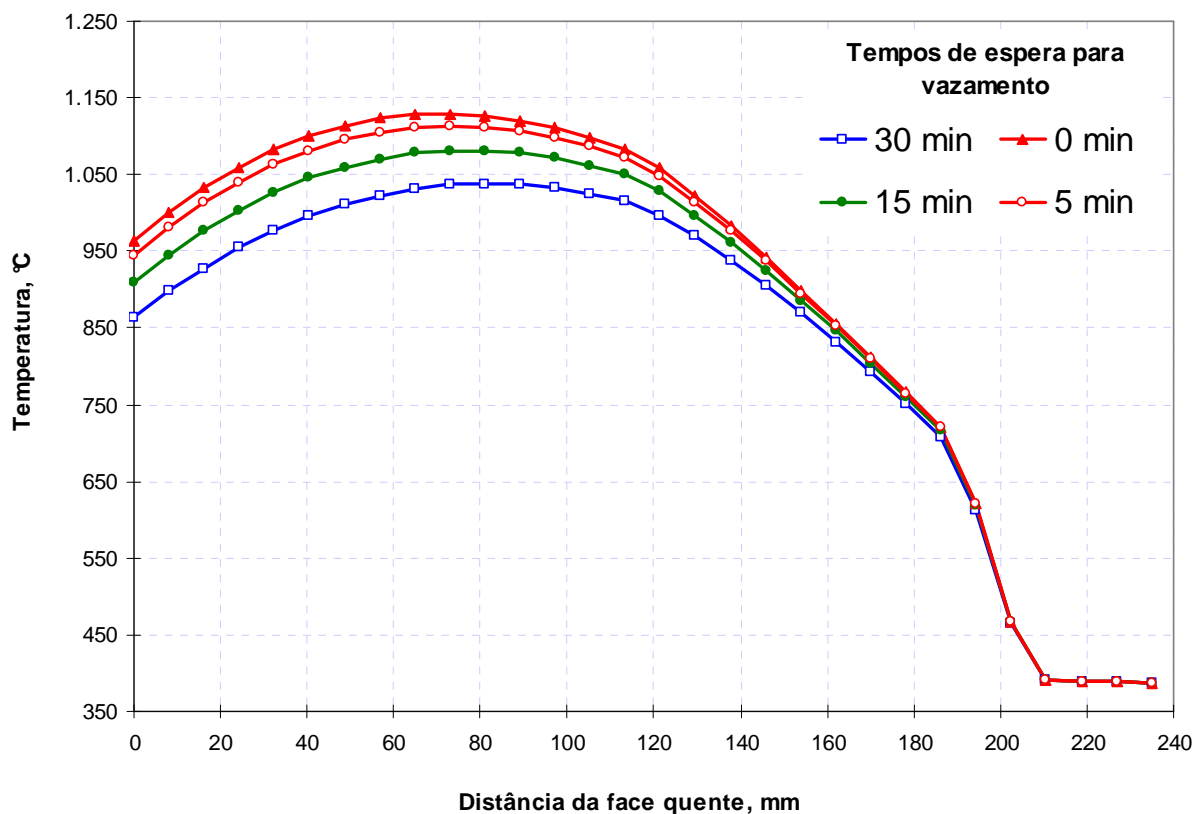


Figura 5.11: Perfil de temperaturas do refratário antes do vazamento para diferentes tempos de espera, sem aquecimento intermediário.

Pode-se notar que quando o tempo de espera para vazamento é superior a aproximadamente 20 min, praticamente toda a energia armazenada no refratário na etapa de aquecimento intermediário foi perdida.

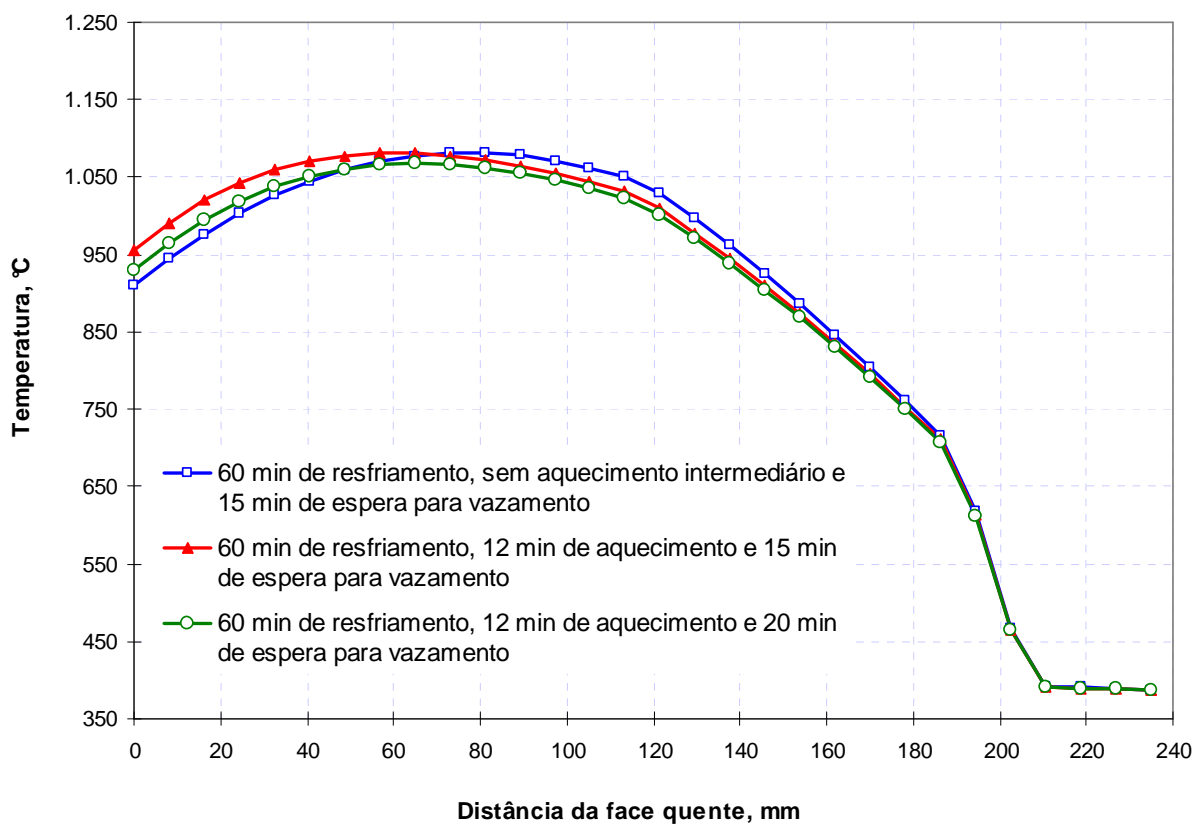


Figura 5.12: Perfil de temperaturas do refratário antes do vazamento para a condição de 15 min de espera para vazamento com e sem aquecimento intermediário.

A Figura 5.13 apresenta a influência do tempo de espera para vazamento na queda de temperatura do aço. Para um tempo de espera para vazamento igual a 30 min, a perda de temperatura esperada do aço líquido após o vazamento é de aproximadamente 15 °C. Este valor diminui para menos de 3 °C quando o tempo de espera para vazamento é reduzido para 5 minutos.

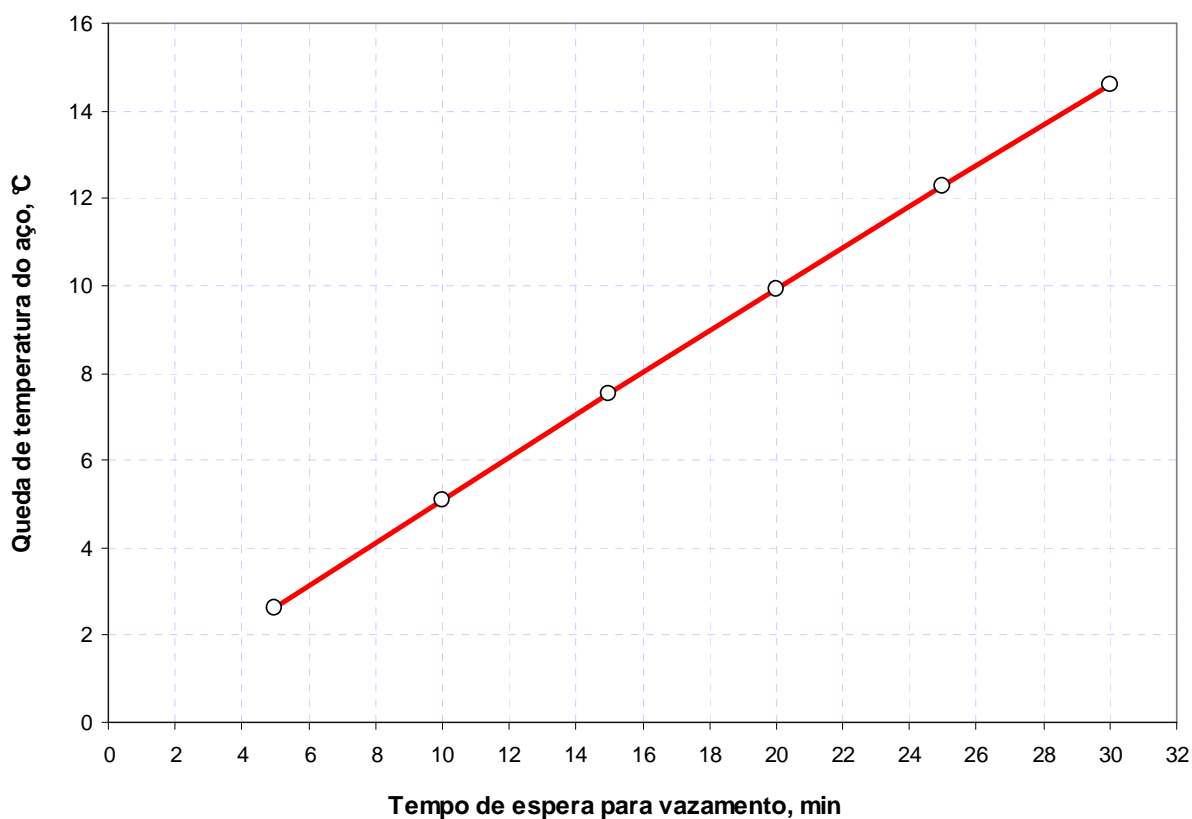


Figura 5.13: Influência do tempo de espera para vazamento na queda de temperatura do aço líquido após o vazamento do convertedor.

5.6 – Efeito da Utilização de Materiais Isolantes

Para avaliação do efeito do uso de materiais isolantes entre a carcaça e o revestimento permanente, foram simuladas todas as etapas que compõem o ciclo operacional da panela, desde o aquecimento do revestimento novo até a espera para vazamento.

A Figura 5.14 mostra a evolução da temperatura da carcaça ao longo do tempo de aquecimento para uma panela com isolante e outra sem. Conforme observado por Mucciardi et al (1987), a temperatura da carcaça da panela sem isolante sobe mais rapidamente que a da panela com isolante. Além disso, a panela sem isolante atinge um valor significativamente mais alto (aproximadamente 45 °C) ao final do aquecimento. Este fato é especialmente importante quando se consideram as deformações na estrutura da carcaça devido às elevadas temperaturas de trabalho, podendo causar a redução da vida útil do equipamento. Neste sentido, o uso de materiais isolantes se torna bastante interessante.

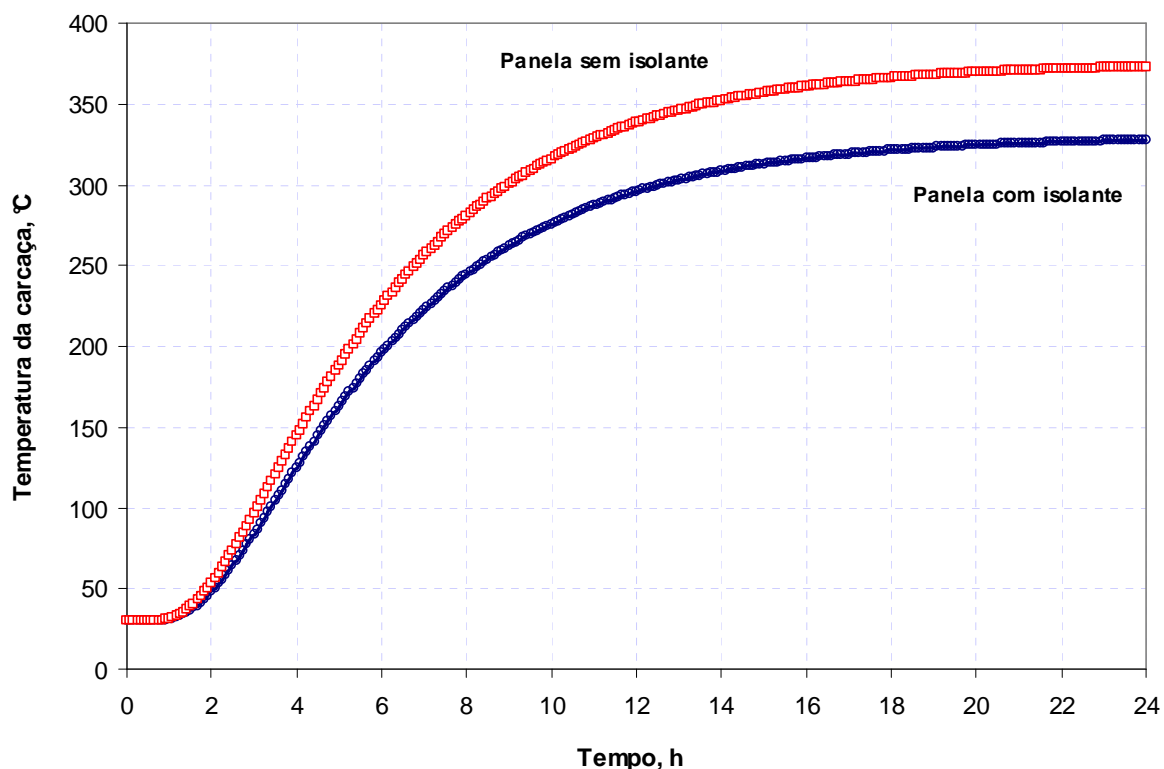


Figura 5.14: Evolução da temperatura da face fria (carcaça) durante o tempo de aquecimento de painéis com e sem o revestimento isolante.

Embora Mundim et al (1985) corroborem com o exposto acima, estes relataram que o uso de materiais isolantes não afeta as perdas térmicas do aço líquido. A fim de investigar a influência do uso de materiais isolantes na queda de temperatura do aço após o vazamento, foram conduzidas diversas simulações no modelo.

A Figura 5.15 mostra a evolução da temperatura do revestimento de trabalho, a 81 mm da face quente, ao longo do tempo de aquecimento. São apresentadas as curvas para uma panela com isolante e outra sem a presença deste material. Pode-se notar que diferentemente do ocorrido com a carcaça, a temperatura do revestimento de trabalho da panela com isolante sobe mais rapidamente que a da panela sem isolante. Nota-se também, que a panela com isolante atinge um valor significativamente mais alto (aproximadamente 55 °C) ao final do período de aquecimento.

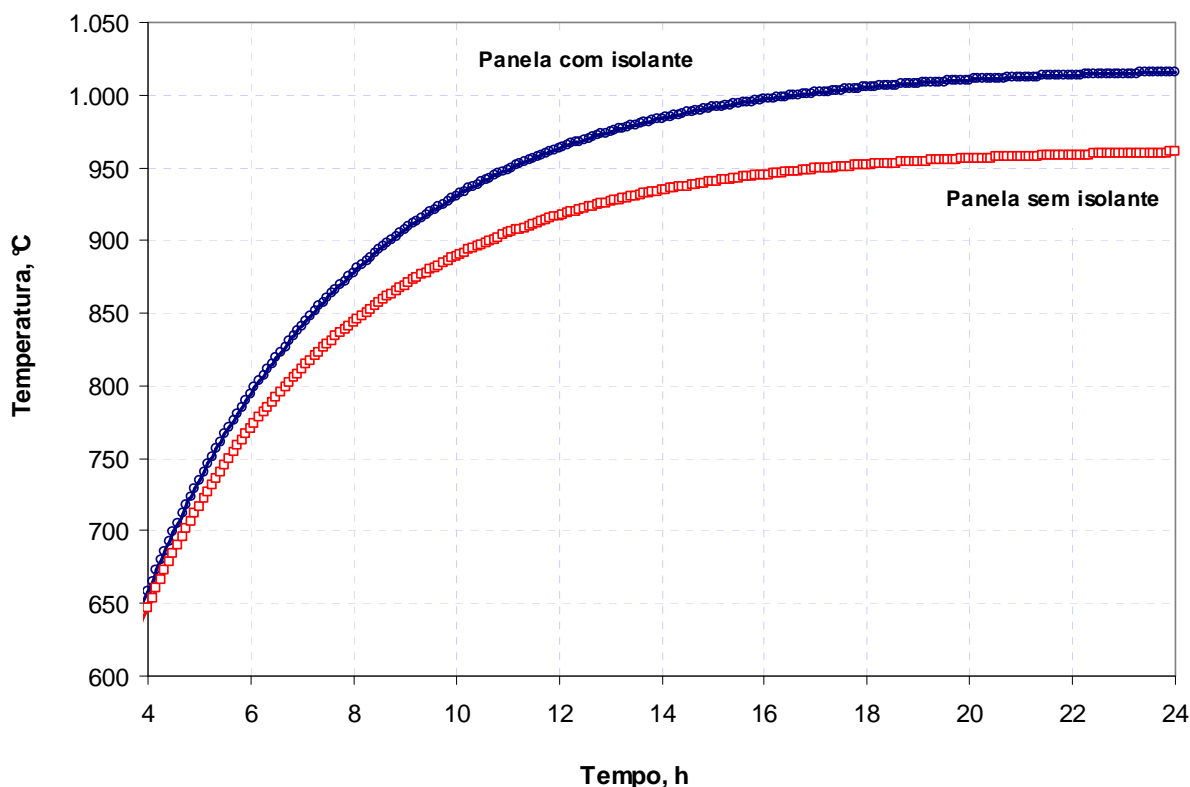


Figura 5.15: Evolução da temperatura do refratário a 81 mm da face quente, durante o tempo de aquecimento de painéis com e sem o revestimento isolante.

O mesmo pode ser visto na Figura 5.16, que apresenta a evolução da temperatura de diversas posições do revestimento refratário ao longo do tempo de aquecimento. Para as posições próximas à face quente, o comportamento da temperatura do refratário das painéis com isolante, comparada ao comportamento daquelas sem este material, mostra que a utilização do revestimento isolante é também interessante para se aumentar a quantidade de energia armazenada no refratário.

A Figura 5.17 apresenta os resultados das simulações das etapas de aquecimento da panela a partir da temperatura ambiente bem como todas as demais operações conforme padrão apresentado na Tabela IV.1. São apresentados os resultados obtidos até o quinto ciclo de operação de painéis com e sem o revestimento isolante. Nota-se que a utilização de materiais isolantes não altera o número de ciclos necessários para se atingir um estado térmico estável. Porém, fica clara a influência destes materiais na quantidade de energia absorvida pelo refratário.

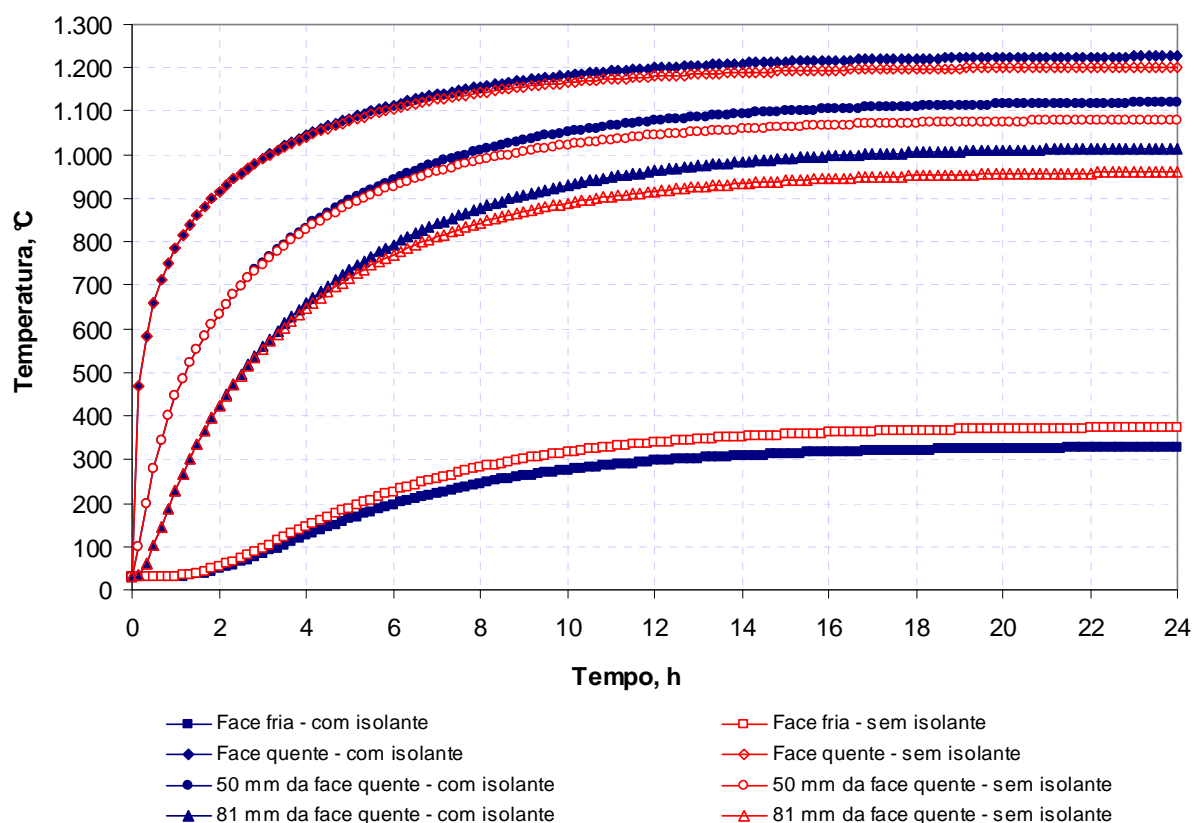


Figura 5.16: Evolução da temperatura do refratário durante o tempo de aquecimento de painéis com e sem o revestimento isolante para diferentes posições a partir da face quente.

Comparando o perfil de temperaturas antes do vazamento para as duas situações, com e sem isolante, pode-se esperar uma redução na queda de temperatura do aço líquido após o vazamento de aproximadamente 14 °C, quando se utiliza o revestimento isolante. Portanto, fica evidente que a utilização destes materiais, conjugados com uma boa gestão de painéis, pode reduzir as perdas térmicas do aço líquido ao longo do seu processo de produção.

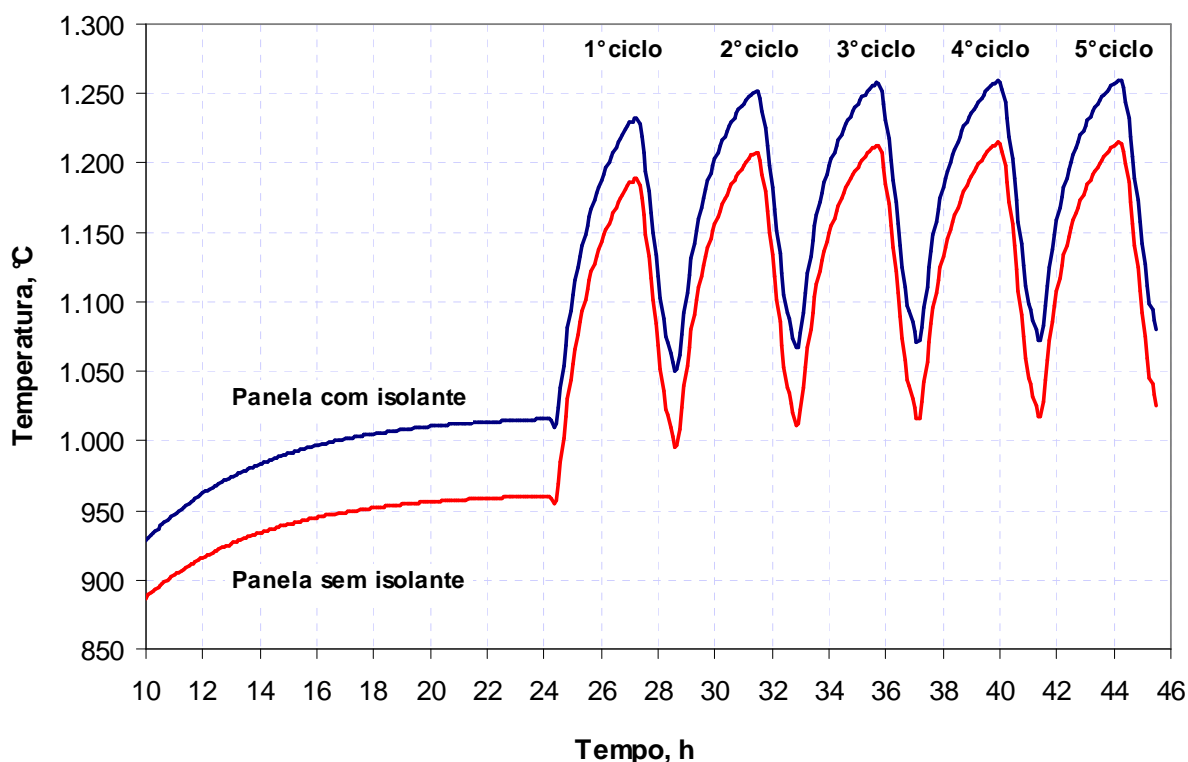


Figura 5.17: Evolução da temperatura do refratário a 81 mm da face quente, durante o tempo de operação de painéis com e sem o revestimento isolante.

5.7 – Efeito do Tempo de Ciclo

O tempo em que a panela fica sem contato direto com o aço é chamado de tempo de ciclo da panela. Este período em que a panela permanece vazia é ainda o principal indicador do estado térmico das painéis em muitas aciarias.

Para identificar a influência do tempo de ciclo no perfil térmico do refratário, foram realizadas simulações no modelo considerando diversos tempos de panela vazia. No primeiro caso, logo após o tempo de panela vazia (tempo de ciclo) foram simulados 12 min de aquecimento, seguidos de 10 min para espera de vazamento. No segundo caso, não houve nenhum aquecimento intermediário sendo, portanto, o tempo de ciclo seguido somente pelo tempo de 10 min para espera para vazamento.

Foram simulados os tempos de 60, 90, 120, 200, 300 e 500 min, compreendendo ciclos curtos, médios e longos de panela vazia. As Figuras 5.18 e 5.19 mostram os

resultados obtidos para todos os ciclos para os dois casos, com e sem aquecimento intermediário, respectivamente.

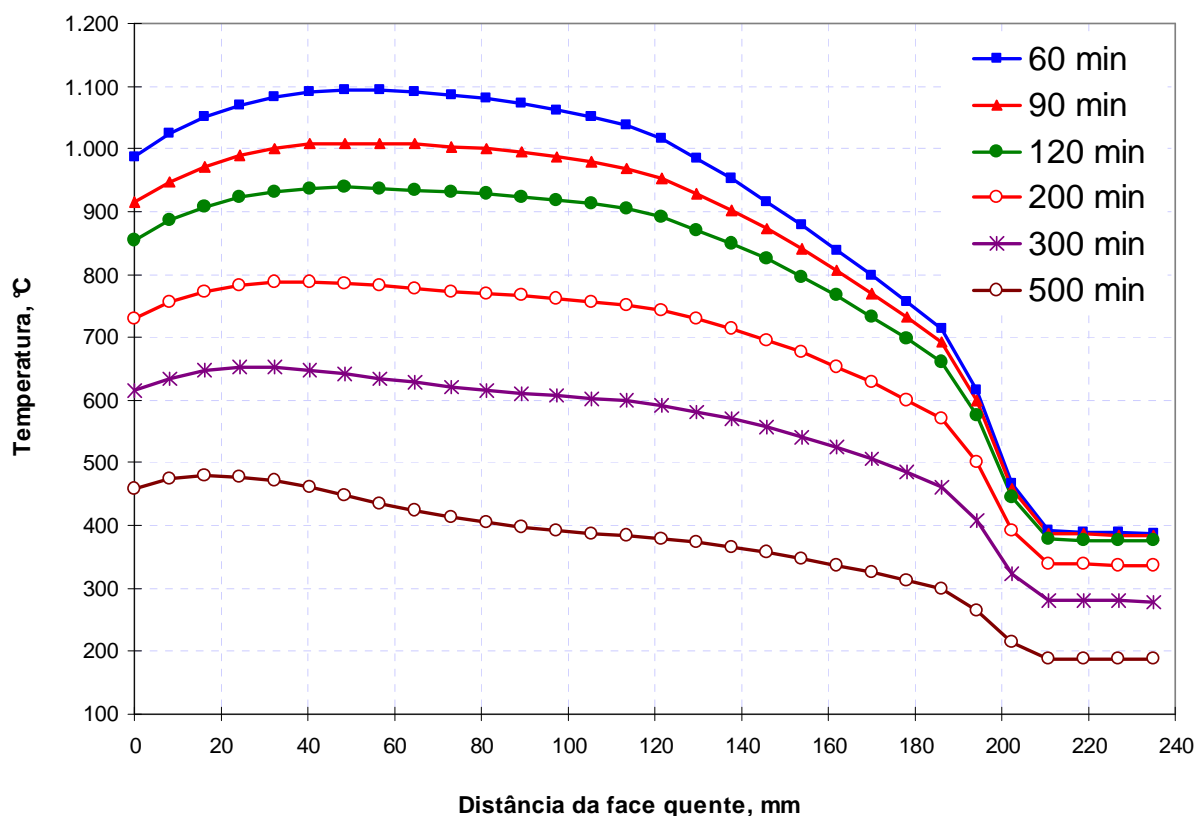


Figura 5.18: Perfil de temperaturas do refratário antes do vazamento para diferentes tempos de ciclo (panela vazia) com aquecimento intermediário.

Percebe-se que à medida que se aumenta o tempo de panela vazia, a temperatura do revestimento decresce em todas as suas camadas, atingindo um valor máximo de 388 °C quando o tempo de ciclo é igual a 500 min e não se realiza o aquecimento intermediário. Até 120 min de panela vazia, não há variação significativa na temperatura da carcaça, que se mantém a aproximadamente 384 °C.

Comparando as Figuras 5.18 e 5.19, pode-se notar que, a partir de aproximadamente 80 mm de distância da face quente do refratário, não se percebe variações significativas de temperatura por conta do aquecimento intermediário de 12 minutos. Portanto, para longos tempos de ciclo, a panela deve receber um aquecimento especial antes de retornar à operação, de maneira a evitar perdas térmicas significativas após o vazamento ou a necessidade de elevadas temperaturas no final do sopro do

convertedor. Conforme discutido no item 5.4, nestes casos, o tempo de aquecimento intermediário não deve ser inferior a 300 minutos.

Na aciaria da Gerdau Açominas, uma panela é considerada no ciclo, ou seja, ainda quente, quando o tempo em que esta ficou vazia for menor ou igual a 120 min. Para avaliar o efeito da utilização de uma panela fora do ciclo, foram simuladas as quedas de temperatura do aço líquido esperadas para dois tempos de panela vazia. Estes tempos foram comparados com um tempo curto, portanto ideal, de panela vazia. Os resultados mostram que quando o tempo de ciclo atinge os 120 min, a queda de temperatura do aço líquido é de aproximadamente 26 °C maior que a queda de temperatura do ciclo curto de 60 min. Quando o ciclo atinge 200 min, a queda de temperatura do aço esperada passa para 72 °C a mais se comparada com o ciclo curto.

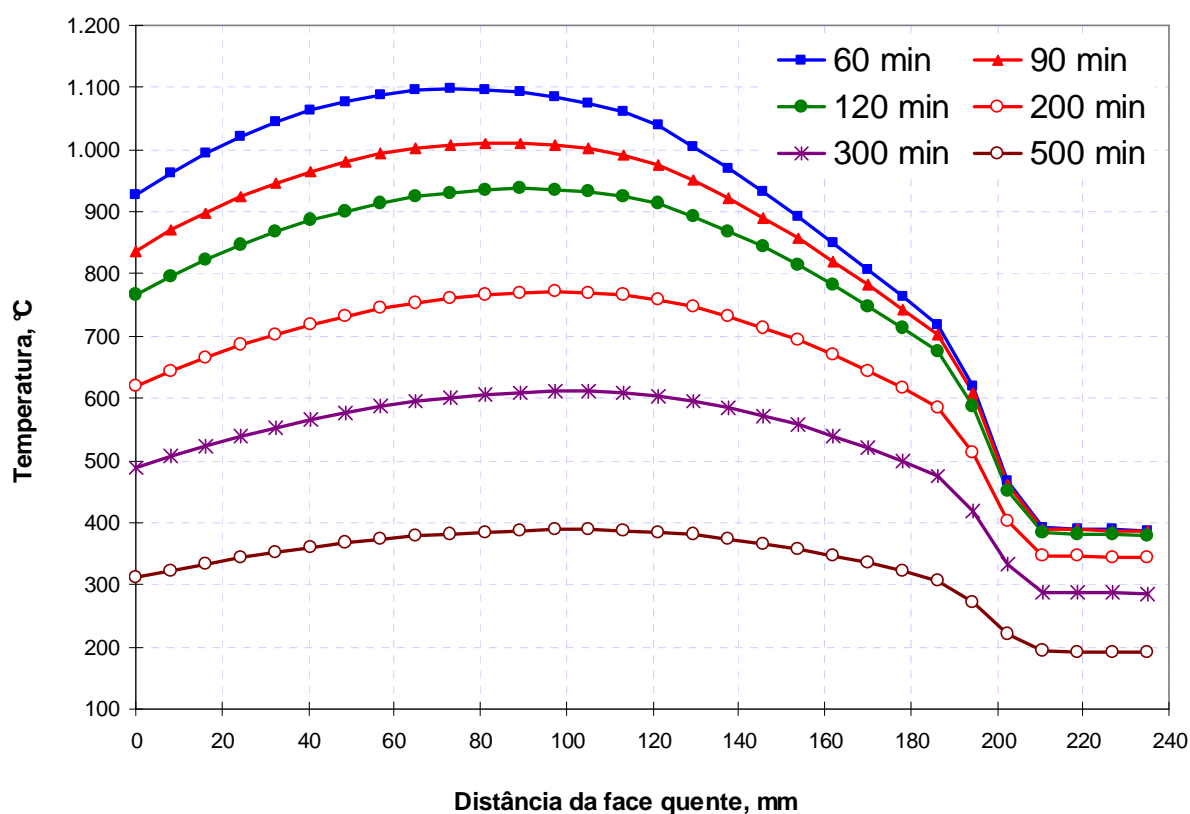


Figura 5.19: Perfil de temperaturas do refratário antes do vazamento para diferentes tempos de ciclo (panela vazia) sem aquecimento intermediário.

5.8 – Temperatura do Refratário ao Longo do Processo

A fim de se investigar a influência conjunta de alguns dos parâmetros analisados anteriormente, foram realizadas simulações com o modelo matemático de forma a comparar o perfil de temperaturas de uma panela fria aquecida por 420 minutos, que corresponde ao tempo mínimo de aquecimento, necessário para se elevar a temperatura da face quente ao máximo, conforme os dados experimentais mostrados na Figura 4.9, e uma panela no ciclo, resfriada por 70 minutos nas condições com e sem aquecimento intermediário.

A Figura 5.20 apresenta os resultados obtidos nas simulações. Percebe-se que a panela que sofreu o aquecimento de 420 minutos, caso 3, tem praticamente a mesma temperatura na face quente da panela que foi resfriada por 70 minutos e aquecida por 12 minutos, caso 2. Entretanto, embora as temperaturas na face quente sejam bem próximas, as temperaturas são bastante diferentes a partir de aproximadamente 18 mm deste ponto. Esta diferença nas temperaturas ao longo do revestimento corresponde a aproximadamente 90 °C a mais na queda de temperatura do aço após o vazamento.

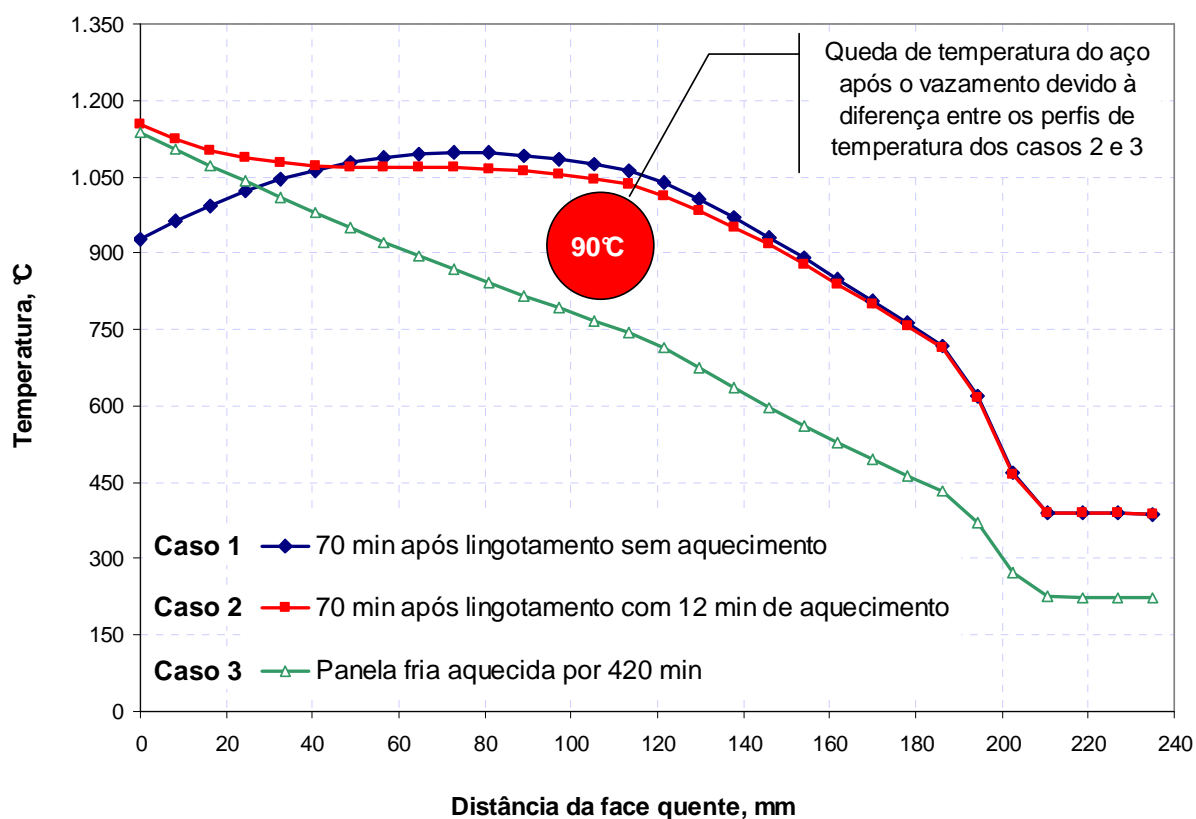


Figura 5.20: Perfil de temperaturas do refratário antes do vazamento para diferentes condições operacionais, mostrando a queda prevista de temperatura do aço líquido após o vazamento.

Por outro lado, quando se compara os casos 1 e 3, mesmo apresentando temperaturas na face quente completamente diferentes (1.152 °C e 927 °C), devido à realização do aquecimento intermediário no caso 1, a queda de temperatura do aço após o vazamento é praticamente a mesma, divergindo em menos de 1,5 °C.

Portanto, a prática de utilização de painéis com base somente na temperatura da face quente, pode levar a avaliações completamente erradas com relação à verdadeira condição térmica do revestimento refratário. Tomazin et al (1986) concluem que a temperatura da face quente não é suficiente para identificar a condição térmica da panela e não existem parâmetros simples que possam retratar esta condição.

5.9 – Relevância dos Resultados

A estabilização e a melhoria dos processos produtivos tem sido objeto de diversos estudos, conduzidos na Gerdau Açominas. Com a constante elevação do custo da energia, grande esforço tem sido direcionado para o seu uso racional. Este trabalho busca sustentar estes objetivos, proporcionando um melhor entendimento dos fenômenos envolvidos, permitindo a utilização eficiente dos recursos existentes.

Com base nos resultados deste trabalho, espera-se uma melhoria significativa no controle de temperatura do aço ao longo do processo de produção. Uma redução na ocorrência de painéis frias no lingotamento contínuo pode representar um ganho de até 0,7 pontos percentuais no rendimento, o que significa, aproximadamente, um ganho de 7.000 toneladas de aço por ano. A redução das temperaturas de vazamento do convertedor implica na redução no consumo de ligas, no aumento da expectativa de vida do revestimento refratário do convertedor e na possibilidade de aumento da proporção de sucata na carga, com conseqüente redução no consumo de oxigênio e fundentes.

6 – CONCLUSÕES

Partindo-se das equações diferenciais que representam o balanço de energia em um sistema, desenvolveu-se um modelo matemático unidimensional transiente para simulação do ciclo térmico de uma panela de aciaria, visando prever o perfil de temperaturas em qualquer etapa de seu ciclo operacional.

Após a calibração, o modelo representa com boa aproximação as condições reais que ocorrem na planta.

Constatou-se que na etapa de aquecimento de panelas novas ou fora do ciclo, a temperatura dos refratários próximos à face quente aumenta rapidamente durante as primeiras 6 horas de aquecimento. Quando o tempo de aquecimento é de 24 horas, a queda de temperatura do aço após o vazamento foi reduzida em aproximadamente 80 °C quando comparada com a queda de temperatura para um tempo de aquecimento de apenas 6 horas.

O refratário da parede lateral atingiu um estado térmico estável após o 3º ciclo operacional, enquanto o fundo, devido à sua maior espessura, continuou a atingir valores mais altos de temperatura mesmo após o 4º ciclo de operação.

Na avaliação do efeito do desgaste do refratário constatou-se que o mais desgastado e, portanto menos espesso, atingiu o estado térmico estável após o 2º ciclo operacional, porém com temperaturas mais baixas que aquelas encontradas para o revestimento original.

Para longos tempos de panela vazia, o tempo de aquecimento intermediário é fundamental para reduzir a queda de temperatura do aço líquido após o vazamento. Porém, pode-se dizer que, com uma boa gestão das panelas em operação, de modo a reduzir os tempos sem aço, é possível eliminar a necessidade do aquecimento intermediário.

A região mais afetada pelo tempo de espera para vazamento ficou compreendida entre a face quente e aproximadamente 35 mm desta. Quando o tempo de espera foi superior a 15 min, praticamente toda a energia armazenada na etapa de aquecimento intermediário foi perdida.

Durante a etapa de aquecimento, a temperatura da carcaça da panela subiu mais rapidamente e atingiu um valor 45 °C mais alto quando a panela estava sem o revestimento isolante. Foi constatado também que o uso de materiais isolantes aumentou a quantidade de energia armazenada no revestimento.

À medida que se aumentou o tempo de panela vazia, a temperatura do revestimento decresceu em todas as suas camadas, atingindo um valor máximo de 388 °C quando o tempo de ciclo foi igual a 500 min e não se realizou aquecimento intermediário. Até 120 min de panela vazia, não houve variação significativa na temperatura da carcaça, que se manteve a aproximadamente 384 °C. A queda de temperatura do aço líquido foi de aproximadamente 26 °C a mais que a queda de temperatura do ciclo curto de 60 min. Quando o ciclo atingiu 200 min, a queda de temperatura do aço passou para 72 °C a mais se comparada com a do ciclo curto.

O modelo proposto pode ser usado como ferramenta para a definição de parâmetros de projetos de engenharia e também na otimização de parâmetros operacionais.

O modelo permite obter informações sobre a condição térmica das panelas, possibilitando aos engenheiros de desenvolvimento conduzir de forma eficaz trabalhos experimentais no sentido de aumento de produtividade das aciarias.

7 – SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A partir dos resultados obtidos, são apresentadas as seguintes sugestões para continuidade dos trabalhos:

- Propor um índice que represente o estado térmico das painelas;
- Implantar o cálculo da condição das painelas em tempo real de produção, permitindo uma gestão mais eficiente das painelas;
- Acoplar ao modelo um sistema de rastreamento de painelas de forma a identificar a duração de cada etapa do processo, visando reduzir a necessidade de entrada manual de dados no modelo;
- Estudar a simplificação que considera as etapas de vazamento e lingotamento como etapas de painela 100% cheia, permitindo avaliar a influência do tempo de lingotamento.
- Explorar o modelo para o estudo de outros materiais refratários e isolantes, buscando alternativas mais vantajosas para a aciaria;
- Definir regras para a etapa de pré-aquecimento, visando identificar as melhores práticas e a estabilização dos processos;
- Modelar a painela em duas dimensões, permitindo avaliar a influência do uso de tampas de painela, durante o tempo sem aço.

8 – REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ALBERNY, R., et al. Heat Losses from Liquid Steel in the Ladle and in the Tundish of a Continuous Casting Installation. In: Mathematical Process Models in Iron and Steelmaking, Proceedings, Amsterdam, p. 151-156. The Metals Society, 1973.

ANDRADE, H. L., et al. O SISTEMA DE TAMPA DE PAINEL ARTICULADA DA STELCO – UMA TECNOLOGIA DE ALTA EFICIÊNCIA ENERGÉTICA. In: Anais do 31º Seminário de Fusão, Refino e Solidificação dos Metais, Vitória, 2000.

BELISÁRIO, P. L. MODELO MATEMÁTICO PARA A SIMULAÇÃO DO CICLO TÉRMICO DE UMA PAINEL DE ACIARIA DA COSIPA. In: Seminário COAÇO – COREF, Rio de Janeiro, 1989.

BRIMACOMBE, J., K., SORIMACHI, K., Crack Formation in the Continuous Casting of Steel. Metallurgical Transactions, Volume 8B, September 1977.

BRIMACOMBE, J., K., et al. Formation of Longitudinal, Midface Cracks in the Continuously-Cast Slabs. Metallurgical Transactions, Volume 10B, June 1979.

CHRIST, F. S., et al. MELHORIA DOS AQUECEDORES DE PAINEL DA GERDAU AÇOS FINOS PIRATINI. In: Anais do 30º Seminário de Fusão, Refino e Solidificação dos Metais, Belo Horizonte, 1998.

FERREIRA, N. F., et al. ANÁLISE DE FATORES OPERACIONAIS DE PAINEL DA ACIARIA DA GERDAU – AÇOS FINOS PIRATINI UTILIZANDO UM MODELO MATEMÁTICO. In: Anais do 12º Seminário de Aciaria do IAS, Buenos Aires, 1999.

FERREIRA, N. F., et al. INFLUÊNCIA DO DESGASTE DE PAINELAS SOBRE AS PERDAS TÉRMICAS DO AÇO LÍQUIDO. In: Anais do 35º Seminário de Fusão, Refino e Solidificação dos Metais, Salvador, 2004.

FERREIRA, N. F., et al. O MODELO MATEMÁTICO DAS PAINELAS DA CST. In: Anais do 33º Seminário de Fusão, Refino e Solidificação dos Metais, Santos, 2002.

- FREDMAN, T. P. Heat Transfer in Steelmaking Ladle Refractories and Steel Temperature. Scandinavian Journal of Metallurgy, Volume 29, p.232-258, 2000.
- GASTÓN, A., et al. Thermal Modeling of Casting Ladles: High-Alumina, Dolomite, Magnesite and Magnesi-Graphite Refractories. Iron & Steelmaker, Volume 36, p.S211-S214, September 1996.
- GRIP, C. E., et al. Determination of Thermal Stratification and Emptying Flow in Ladles by Continuous Temperature Measurement and Tracer Addition. ISIJ International, Volume 36, p.S211-S214, September 1996.
- GUPTA, N., CHANDRA, S. Temperature Prediction for Controlling Casting Superheat Temperature. ISIJ International, Volume 44, p.1517-1526, June 2004.
- GUZELA, D. N. MODELO MATEMÁTICO PARA DETERMINAÇÃO DA QUEDA DE TEMPERATURA DO AÇO NO VAZAMENTO DE CORRIDAS EM CONVERTEDORES LD. In: Seminário COAÇO – COREF, São Paulo, 1985.
- HLINKA, J. W., et al. A Model for Predicting the Thermal History of a Ladle of Steel. In: 68th Steelmaking Conference Proc. Iron & Steel Society, 1985.
- JOGLER, J. P., et al. Modeling of Ladle Bubbling for the Elimination of Thermal Stratification. Iron & Steel Technologies Transactions, April 2004.
- KONISHI, J., et al. Modeling the Formation of Longitudinal Facial Cracks During Continuous Casting of Hypoperitectic Steel. Metallurgical Transactions, Volume 33B, June 2002.
- KREITH, F., et al., Princípios de Transferência de Calor, Editora Thomson, sexta edição, São Paulo, 2003.
- LIMA, M. A., FIGUEIRA, R. M. CIRCULAÇÃO DO METAL LÍQUIDO EM UMA PAINEL DE ACIARIA SUJEITA ÀS PERDAS TÉRMICAS DURANTE O VAZAMENTO. In: Anais do 40º Congresso Anual da ABM, Rio de Janeiro, 1985.

- MATOS, M., CARVALHO, J. L. R., ETRUSCO, G., ANDRADE, S. L., RAMOS, H. N. O.,
Tecnologia de Fabricação do Aço Líquido. 2. ed. Belo Horizonte: UFMG, 1983.
- MINION, R. L., LECKIE, C. F. Steel Temperature Control in the Ladle in a High Productivity
BOF Shop. Stelco Inc., Canada, 1986.
- MORROW, G. D., et al. Thermal Modeling in Melt Shop Applications: Theory and Practice.
Ceramic Bulletin, Volume 64, n. 7, p.1007-1012, August 1985.
- MUCCIARDI, F., et al. Thermal Cycling of Ladles at Stelco McMaster Works. Iron & Steel
Engineer, p.24-30, December 1987.
- MUNDIM, M. J., et al. ANÁLISE TÉRMICA DA PANELA DE AÇO. In: Anais do 40º
Congresso Anual da ABM, Rio de Janeiro, 1985.
- OMOTANI, M. A., et al. Ladle Temperature Control During Continuous Casting. Iron &
Steelmaker, p.29-35, October 1983.
- OLIVEIRA, R. N. B., et al. PERDAS TÉRMICAS EM PANELAS DE AÇO E CONVERTEDOR
LD. In: Anais do 35º Congresso Anual da ABM, São Paulo, 1980.
- PAN, Y. BJÖRKMAN, B. Physical and Mathematical Modeling of Thermal Stratification
Phenomena in Steel ladles. ISIJ International, Volume 42, n. 6, p.614-623, February 2002.
- PATANKAR, S. V., Numerical Heat Transfer and Fluid Flow, Editora McGrill, terceira edição,
São Paulo, 1980.
- PEREIRA, C. L., Modelamento Matemático do Perfil Térmico do Revestimento Refratário de
Painéis de Aço. Dissertação de Mestrado, Curso de Pós-Graduação em Engenharia
Metalúrgica e de Minas. Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte, Março de
1986.
- PERKINS, A., et al. Improvements to Liquid Steel Temperature Control in the Ladle and
Tundish. Scaninject IV, Lulea, June, 2004.

RAJÃO, C. T., et al. PERDAS TÉRMICAS EM PANEAS DE AÇO – RESFRIAMENTO DO METAL. In: Seminário COAÇO – COREF - COFOR, Rio de Janeiro, 1989.

RODRIGUES, E. F., Análise e Simulação de um Ciclo de Painela de Aciaria. Tese de Doutorado, Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas. Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte, Junho de 1998.

SZEKERES, E. S. Strand Solidification: Part I – Shell Development. Brimacombe Continuous Casting Course, Volume II, May 2005.

SESHADRI, V., et al. PERDAS TÉRMICAS EM PANEAS DE AÇO E CONVERTEDOR - LD. In: Anais do XXXV Congresso Anual da ABM, São Paulo, Julho de 1980.

TETRAULT, C., et al. CFD Analysis of Thermal Behavior of Refractory in Steel Ladle Cycling. AISTech 2004 Proceedings, Volume I, 2004.

TOMAZIN, C. E., et al. The Effect of Ladle Refractories and Practices on Steel Temperature Control. Iron & Steelmaker, p.28-34, June 1986.

VATAVUK, P. INFLUÊNCIA DOS TEMPOS DE ESPERA DE UMA PAINELA SOBRE AS PERDAS TÉRMICAS DO AÇO LÍQUIDO. In: Anais do Seminário de Aciaria, Refratários e Fornos Elétricos, Rio de Janeiro, Dezembro de 1989.

VOLKOVA, O., JANKE, D. Modelling of Temperature in Refractories Ladle Lining for Steelmaking. ISIJ International, Volume 43, p.1185-1190, March 2003.

ANEXO I – PROPRIEDADES TERMOFÍSICAS DOS MATERIAIS REFRAATÓRIOS UTILIZADOS NO MODELO

A seguir são fornecidas as propriedades dos materiais utilizados no modelo matemático. Todos os dados dos materiais refratários apresentados abaixo foram fornecidos pelos fabricantes.

O programa permite a simulação de até 5 camadas de materiais, sendo 4 materiais refratários mais a carcaça de aço da panela. É possível simular a utilização de materiais diferentes no fundo e lateral da panela. Nas simulações apresentadas neste trabalho, os materiais do fundo e lateral da panela foram os mesmos. Este é o projeto utilizado nas panelas de aço da Aciaria da Gerdau Acominas. A Figura I.1 mostra esquematicamente, para a lateral da panela, os materiais utilizados nas simulações realizadas neste trabalho.



Figura I.1: Nomeclatura das diversas camadas refratárias da lateral da panela.

1. Coeficiente de Condutividade Térmica

O programa utiliza as equações de regressão apresentadas nas figuras abaixo, para cálculo da condutividade térmica de cada material refratário em função da temperatura, onde K é a condutividade térmica e T é a temperatura. Tais equações foram obtidas ajustando-se uma curva aos dados fornecidos pelo fabricante. As equações permitem que o modelo determine o valor adequado para a condutividade térmica para cada ponto do refratário baseado na temperatura daquele ponto.

- Aço

Considerou-se a condutividade térmica do aço (carcaça metálica) constante e igual a 52,0 W/m°C, fornecida por Gupta et al (2004).

- Isolante

A Figura I.2 apresenta os valores da condutividade térmica do material isolante utilizado no modelo em função da temperatura.

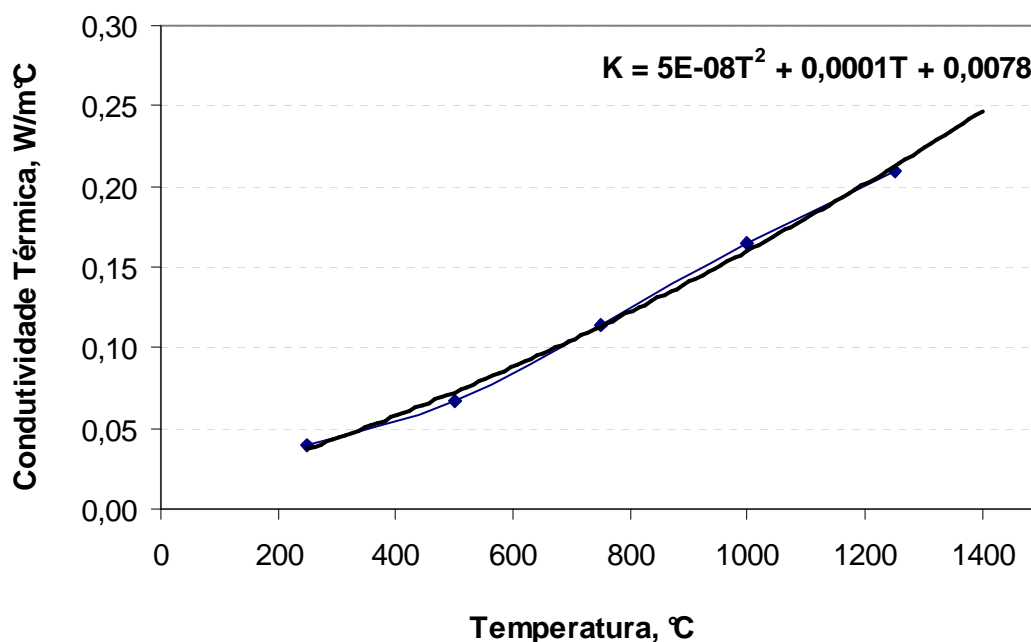


Figura I.2: Condutividade térmica do material isolante em função da temperatura. Dados fornecidos pelo fabricante.

- Revestimentos Permanentes

As Figura I.3 e I.4 apresentam os valores da condutividade térmica dos materiais utilizados como revestimento permanente em função da temperatura.

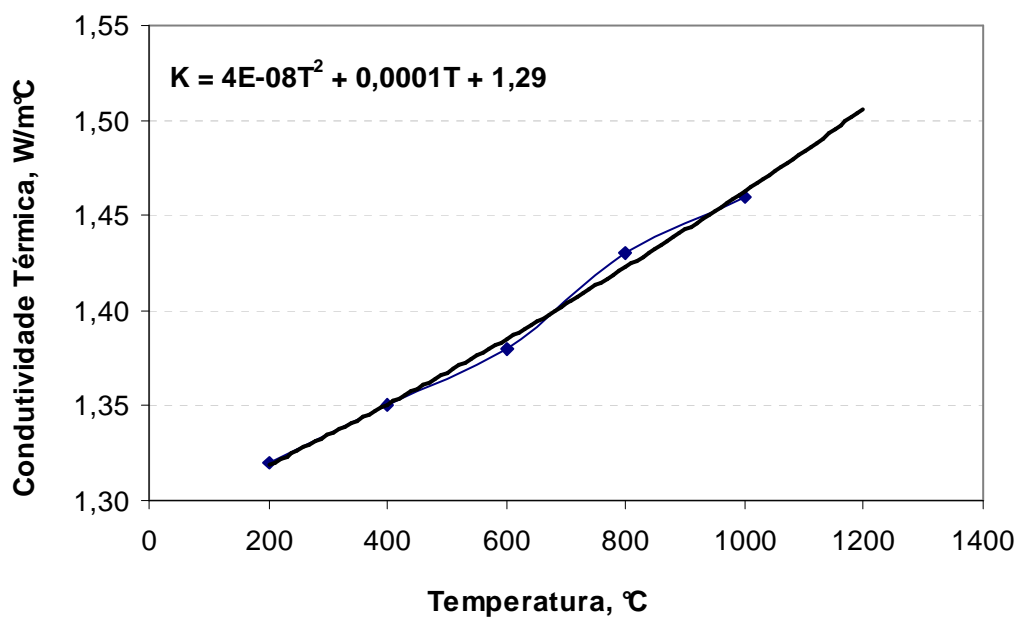


Figura I.3: Condutividade térmica do revestimento permanente sílico-aluminoso em função da temperatura. Dados fornecidos pelo fabricante.

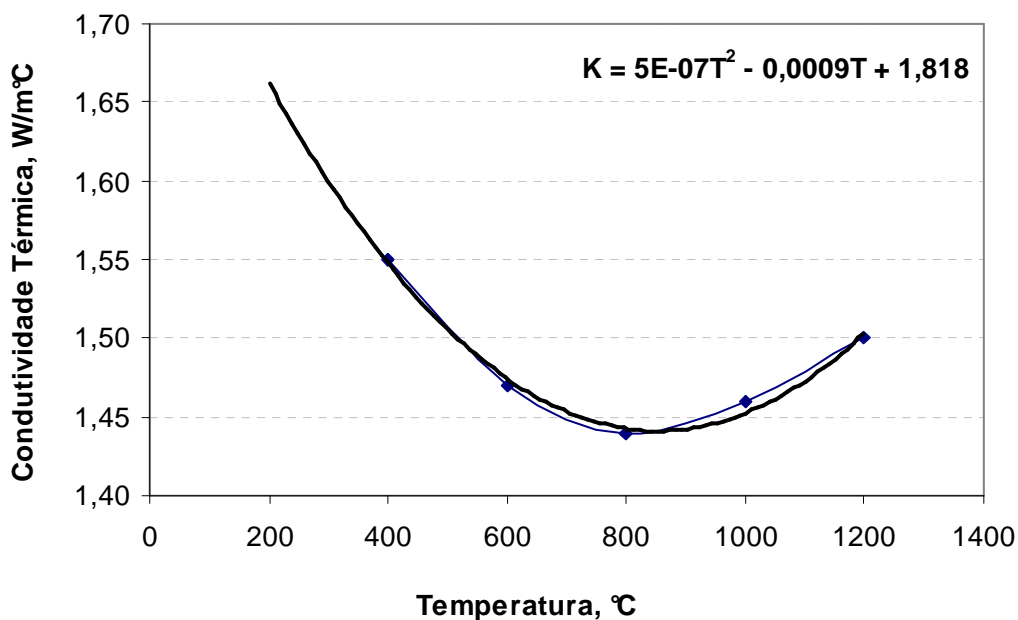


Figura I.4: Condutividade térmica do revestimento permanente aluminoso em função da temperatura. Dados fornecidos pelo fabricante.

- Revestimento de Trabalho

A Figura I.5 apresenta os valores da condutividade térmica do revestimento de trabalho em função da temperatura.

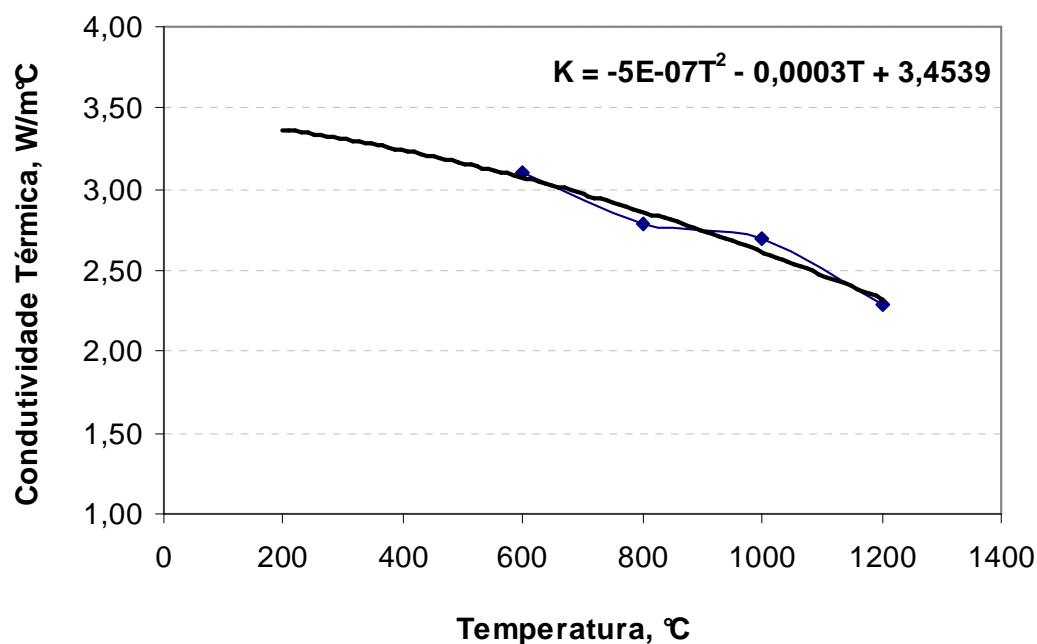


Figura I.5: Condutividade térmica do revestimento de trabalho em função da temperatura. Dados fornecidos pelo fabricante.

2. Calor Específico

A Tabela I.1 mostra os valores de calor específico adotados no modelo matemático para os diversos materiais. Devido à dificuldade de obtenção de dados confiáveis, dos materiais utilizados atualmente como revestimento, em nenhum dos casos, foram consideradas variações nos valores de calor específico em função da temperatura.

Tabela I.1: Calor específico dos materiais utilizados no modelo.

MATERIAL	CALOR ESPECÍFICO, J/Kg°C	REFERÊNCIA
Aço	552	Gupta et al (2004)
Isolante	1068	Pereira (1986)
Refratário permanente (Aluminoso)	1000	Magnesita S.A.
Refratário permanente (Sílico-Aluminoso)	950	Magnesita S.A.
Refratário de trabalho (Dolomítico)	1000	Magnesita S.A.

3. Densidade

A Tabela I.2 mostra os valores de densidade adotados no modelo matemático para os diversos materiais.

Tabela I.2: Valores de densidade dos materiais utilizados no modelo

MATERIAL	DENSIDADE, Kg/m³	REFERÊNCIA
Aço	7800	Gupta et al (2004)
Isolante	128	Pereira (1986)
Refratário permanente (Aluminoso)	2560	Magnesita S.A.
Refratário permanente (Sílico-Aluminoso)	2400	Magnesita S.A.
Refratário de trabalho (Dolomítico)	3000	Magnesita S.A.

4. Emissividade

Os valores de emissividade dos diversos materiais utilizados no modelo matemático são apresentados na Tabela I.3.

Tabela I.3: Valores de emissividade dos materiais utilizados no modelo

MATERIAL	EMISSIVIDADE	REFERÊNCIA
Aço	0,80	Pereira (1986)
Refratário de trabalho (Dolomítico)	0,38	Mundim et al (1985)

ANEXO II – TELAS DO PROGRAMA

A seguir são apresentadas as telas do programa de computador desenvolvido para implementação do modelo matemático.

O programa permite a interação dos diferentes sub-modelos, através da consideração do perfil de temperaturas resultante da simulação de um sub-modelo como condição inicial para outro. Ao final das simulações é permitido o armazenamento dos resultados em arquivos com as temperaturas em cada nó de controle.

A Figura II.1 mostra a tela principal do programa contendo as opções básicas do modelo. Nesta tela é possível definir a etapa do processo a ser simulada, bem como o tempo de simulação.

Dados de Entrada | Camadas | Resultados

Dados Cálculo

Número de Nós da Malha: 30

Modelo de Cálculo

Panela Carregada com Aço

Panela Vazia - Resfriando

Panela Vazia - Aquecendo

Tempo (min): 1440

Tempo Impressão (min): 10

Condições Iniciais

Intervalo de Tempo: 1

Temperaturas

Temperatura do Ar: 30

Temperatura do Gás: 1390

Dados do Aço

Calor Específico do Aço: 780

Massa de Aço Líquido: 212000

Temperatura Mínima do Aço: 1580

Temperatura Inicial do Aço: 1600

Coeficientes de Transferência de Calor por Convecção

Carcaça / Ar: 22.5

Refratário / Ar: 15

Refratário / Gás: 47

Valores Iniciais dos Nós

Dados Iniciais Nós da Lateral | Dados Iniciais Nós do Fundo

Nó-1	Nó-2	Nó-3	Nó-4	Nó-5	Nó-6	Nó-7	Nó-8	Nó-9	Nó-10	Nó-11
30	30	30	30	30	30	30	30	30	30	30

Figura II.1: Tela principal do programa mostrando os parâmetros ajustáveis.

A Figura II.2, mostra a tela de entrada dos dados dos materiais utilizados como revestimento;

A Figura II.3, mostra a tela de resultados do modelo.

Camadas da Lateral

Materiais	Espessura (m)	Calor Específico (J/Kg°C)	Densidade (Kg/m³)	VARIÁVEIS		
				Condutividade Térmica $K = f(T)t=0$ (Wm/°C)		
				C1	C2	C3
Material 1	0.114	1000	3000	-5E-7	-0.0003	3.454
Material 2	0.025	950	2400	5E-7	-0.0009	1.818
Material 3	0.051	1000	2560	4E-8	0.0001	1.29
Material 4	0.013	1068	128	5E-8	0.0001	0.0078
Material 5 aço	0.032	552	7800	0	0	52

Camadas do Fundo

Materiais	Espessura (m)	Calor Específico (J/Kg°C)	Densidade (Kg/m³)	VARIÁVEIS		
				Condutividade Térmica $K = f(T)t=0$ (Wm/°C)		
				C1	C2	C3
Material 1	0.229	1000	3000	-5E-7	-0.0003	3.454
Material 2	0.063	950	2400	5E-7	-0.0009	1.818
Material 3	0.051	1000	2560	4E-8	0.0001	1.29
Material 4	0.013	1068	128	5E-8	0.0001	0.0078
Material 5 aço	0.0395	552	7800	0	0	52

Figura II.2: Tela do programa mostrando os dados termofísicos utilizados nas simulações.

Cálculo Lateral

	0	1.80	1.81	1.82	1.83	1.84	1.84	1.85	1.86	1.87
30.000	30.000	30.000	30.000	30.000	30.000	30.000	30.000	30.000	30.000	30.000
10	1594.992	1298.263	1018.765	770.065	560.943	394.688	269.633	180.567	120.447	81.950
20	1589.992	1379.509	1175.354	982.902	806.574	649.539	513.591	399.177	305.568	231.129
30	1584.992	1413.334	1245.168	1083.549	931.171	790.237	662.372	548.596	449.338	364.488
40	1580.000	1431.666	1285.836	1144.372	1009.069	881.614	763.290	655.127	557.793	471.633
50	1580.000	1446.635	1315.360	1187.600	1064.685	947.813	838.018	736.150	642.860	558.596
60	1580.000	1458.333	1338.369	1221.298	1108.126	999.847	897.325	801.296	712.359	630.972
70	1580.000	1467.737	1356.942	1248.543	1143.422	1042.394	946.196	855.472	770.766	692.513
80	1580.000	1475.543	1372.366	1271.251	1172.945	1078.147	987.492	901.549	820.807	745.672
Painela Carregada com Aço - 144 min	1580.000	1506.270	1433.242	1361.275	1290.718	1221.905	1155.149	1090.746	1028.965	970.000

Figura II.3: Tela do programa mostrando os resultados da simulação.

ANEXO III – DETERMINAÇÃO DA TAXA DE QUEDA DE TEMPERATURA DO AÇO LÍQUIDO DURANTE O PERÍODO COM AÇO

Durante o período com aço (transportes, vazamento e lingotamento), as condições de contorno utilizadas para a face quente (em contato com o aço), foram:

$$T_{r-i} = T_{\text{aço}}(t) \text{ as paredes laterais e,}$$

$$T_{L-i} = T_{\text{aço}}(t) \text{ para o fundo da panela.}$$

Para avaliar a temperatura do aço ao longo do processo de produção, foi sugerida a construção de um modelo estatístico que representasse esta temperatura. Para tanto, foram selecionados dados de temperatura de liberação do convertedor, temperatura de chegada no forno panela e do tempo de tráfego entre os dois equipamentos. Foram escolhidas corridas aleatórias de um mesmo grau de aço alto carbono, com o intuito de reduzir a dispersão dos dados. Esta estratégia foi adotada para minimizar as variações que seriam agregadas ao modelo devido à existência de diferenças entre as taxas de queda de temperatura do aço entre aços de alto teor de carbono e baixo teor de carbono, além da diferença entre as adições de ligas dos diversos tipos de aço.

A Figura III.1 apresenta parte de uma carta de controle para valores individuais dos dados da taxa de queda de temperatura do aço líquido. Todas as ocorrências especiais, como atrasos e defeitos em equipamentos, foram removidas do banco de dados. Com os dados selecionados, foi possível definir taxa de queda de temperatura média. A Equação IV.1 abaixo foi utilizada no modelo.

$$T_{0,m+1} = TempAço \left(\frac{0,5\Delta t}{60} \right) \quad (IV.1)$$

Onde, $TempAço$ é a temperatura atual do aço líquido em °C, Δt é o intervalo de tempo parametrizado, em segundos, e $T_{0,m+1}$ é a temperatura do aço líquido, em °C, no momento posterior.

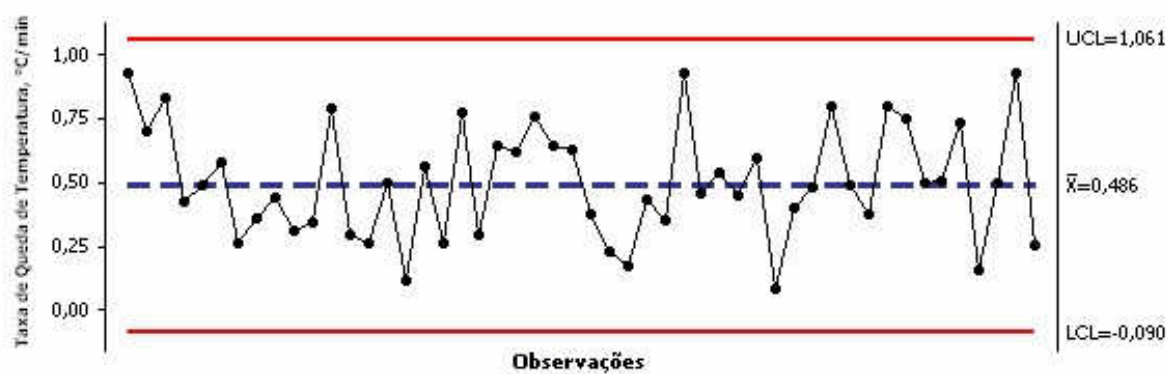


Figura III.1: Carta de controle dos dados da taxa de queda de temperatura do aço líquido.

ANEXO IV – ANÁLISE DO NÚMERO MÍNIMO DE NÓS DA MALHA

Para avaliar a influência do número de nós da malha, foi estabelecido um intervalo de tempo arbitrário de 0,1 segundo. O número de iterações foi definido como 1000.

O programa foi executado com 20, 30, 40 e 80 nós para a condição de panela cheia e temperatura do aço fixada em 1600°C. A Figura IV. 1 mostra os resultados obtidos.

Nota-se que para números de nós na malha iguais a 30, 40 e 80, as curvas têm boa aproximação, estando praticamente sobrepostas. Isto mostra que a estruturação do programa com uma malha mais refinada de 80 nós, não conduziria a ganhos na precisão dos resultados e haveria um acréscimo significativo no tempo de computação.

Com base nesta análise, o número de nós da malha para estruturação do programa, tanto para a parede quanto para o fundo da panela, foi definido como igual a 30, que é o menor número de nós que assegura uma boa precisão dos resultados.

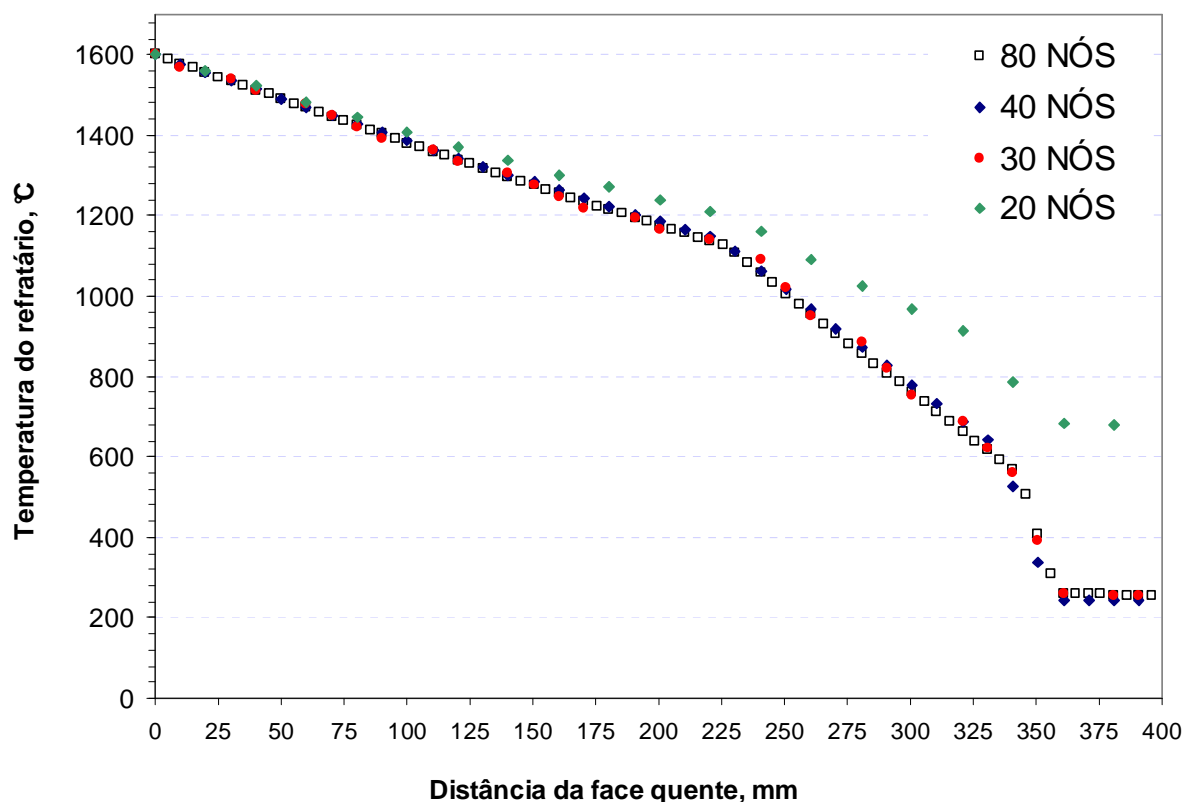


Figura IV.1: Perfil de temperaturas do fundo da panela após 1000 iterações em um intervalo de tempo igual a 0,1 segundo para diferentes números de nós na malha.

ANEXO V – CRITÉRIOS DE CONVERGÊNCIA DO MODELO

Para que se possa confiar nos resultados obtidos quando se aplica o método de diferenças finitas explícito, é fundamental que estes se apresentem de maneira lógica e repetitiva. Esta condição pode ser obtida aplicando-se os critérios de convergência, que identifica o máximo intervalo de tempo Δt para cada iteração, baseado no tamanho da malha e nas propriedades termofísicas dos materiais.

Para o caso da transferência de calor unidimensional, com condição de contorno de convecção, o critério de convergência do método de solução escolhido pode ser formulado como segue, conforme sugere Kreith et al (2003):

$$\Delta t \leq \frac{\rho_{\min} \cdot C_{p\min} \cdot \Delta r}{2} \left(\frac{1}{h_{\max}} + \frac{\Delta r}{K_{\max}} \right) \quad (\text{VI.1})$$

Se forem consideradas, a condutividade térmica, K (Wm/K), a densidade, ρ (kg/m³), e o calor específico, C_p (J/kgK), constantes, uma análise na Equação VI.1, que representa a condição mais rigorosa, indica que para um valor determinado de Δr (espaçamento da malha, m), o intervalo de tempo máximo, em segundos, permitido para que se atinja a convergência da solução, é obtido quando h (coeficiente de transferência de calor por convecção, W/mK) e K são máximos e C_p e ρ são mínimos.

Com o intuito de avaliar a influencia do intervalo de tempo Δt na precisão dos resultados obtidos através do modelo, foram comparados os intervalos de 0,01, 0,05, 0,10, 0,50 e 1,00s, além do tempo máximo para convergência 1,5s, obtido através da Equação VI.1. O número de nós na malha foi mantido constante e igual a 30. Foi simulado um intervalo de 1000 minutos no programa na condição de panela cheia e temperatura do aço líquido fixa em 1600°C. A Figura VI.1 mostra os resultados obtidos nas simulações.

Baseado nos resultados mostrados na Figura V.1, o intervalo de tempo adotado no programa foi definido como igual a 1,5 segundos, que é o maior intervalo de tempo que garante a convergência do modelo.

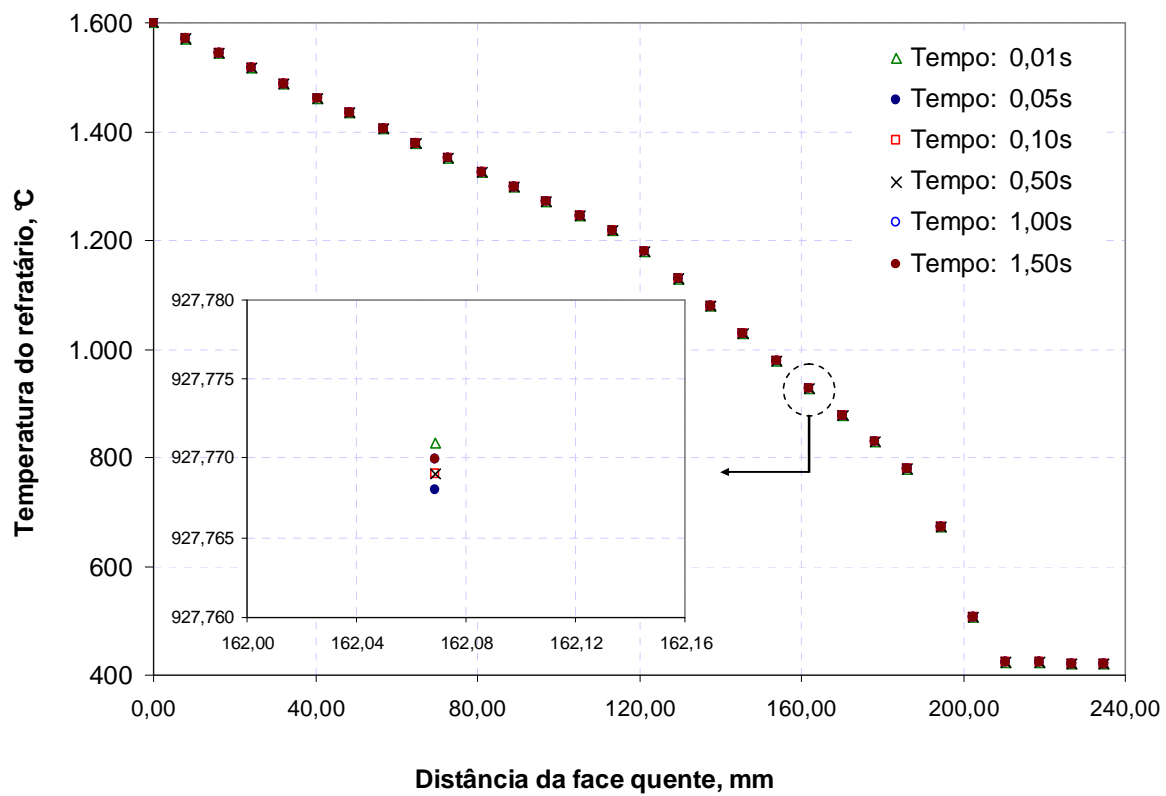


Figura V.1: Perfil de temperaturas do fundo da panela após 1000 iterações em uma malha com 30 nós para diferentes intervalos de tempo.