

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO E DO DESPORTO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
Escola de Engenharia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais –
PPGEM

**CONTROLE DA TEMPERATURA DO AÇO LÍQUIDO
EM UMA ACIARIA ELÉTRICA**

Ney Francisco Ferreira

Tese de Doutorado

Porto Alegre, abril de 2000

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO E DO DESPORTO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
Escola de Engenharia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais –
PPGEM

**CONTROLE DA TEMPERATURA DO AÇO LÍQUIDO
EM UMA ACIARIA ELÉTRICA**

Ney Francisco Ferreira
MSc. Engenheiro Mecânico

Trabalho realizado no Departamento de Metalurgia da Escola de Engenharia da UFRGS, dentro do Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – PPGEM, como parte dos requisitos para a obtenção do título de Doutor em Engenharia.

Área de Concentração: Ciência dos Materiais

Porto Alegre, abril de 2000

Esta tese foi julgada adequada para obtenção do título de Doutor em Engenharia, área de concentração: Ciência dos Materiais e aprovada em sua forma final, pelo Orientador e pela Banca Examinadora do Curso de Pós-Graduação.

Orientador: Prof. Dr. Telmo Roberto Strohaecker

Co-orientador: Prof. Dr. Antônio Cezar Faria Vilela

Banca Examinadora:

Dr. Joaquin Bas Guirao GERDAU / Aços Finos Piratini

Dr. Juan Garcia de Blas COPPE / UFRJ

Dr. Arno Müller..... PPGEM / UFRGS

Dr. Marcus Vinicius Andrade Bianchi PROMEC / UFRGS

Dr. Jaime Alvares Spim Junior..... PPGEM / UFRGS

Prof. Dr. Telmo Roberto Strohaecker

AGRADECIMENTOS

Deixo os meus agradecimentos a todos que participaram deste trabalho.

Aos professores Telmo Roberto Strohaecker e Antonio Cezar Faria Vilela pela oportunidade e confiança depositada no trabalho da equipe envolvida no projeto de pesquisa que deu origem a esta tese. Além disso, agradeço pela orientação, apoio e formação.

À Fundação CAPES pela concessão da bolsa de estudo.

À GERDAU – Aços Finos Piratini – pelo apoio dado ao trabalho de pesquisa e por acreditarem na cooperação técnica com a Universidade. Não devo esquecer a receptividade e a forma aberta com que a equipe foi sempre tratada, tornando a aciaria uma extensão da Universidade. Essa abertura possibilitou a convivência dos pesquisadores com a realidade do problema, tornando mais práticas e rápidas as soluções.

A toda equipe da aciaria da GERDAU – Aços Finos Piratini – que participou desse trabalho, em especial ao Engenheiro André Mendes Wollmann. Estendo os meus agradecimentos às equipes de Engenharia e Informática.

Aos colegas dos Laboratórios de Metalurgia Física e de Siderurgia pela amizade.

Aos professores Carlos Perez Bergmann e Carlos Alberto Mendes Moraes pela forma prestativa com que se dispuseram a auxiliar na elaboração final da tese.

Esse trabalho foi desenvolvido em equipe, devendo ser prestados os maiores agradecimentos aos colegas Fernando da Silva Christ, Lucas Luis Gutkoski e Luciano Ricardo Maciel Silva.

Agradeço também aos meus pais, Nestor Moraes Ferreira e Dolfina Nava Ferreira, por terem me possibilitado alcançar esse objetivo, e à Fabiana Zanchett pelo amor, compreensão e amizade.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	1
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	4
2.1	IMPORTÂNCIA DO CONTROLE DA TEMPERATURA DO AÇO LÍQUIDO	4
2.1.1	<i>Metalúrgico</i>	5
2.1.2	<i>Operacional</i>	8
2.1.3	<i>Econômico</i>	10
2.2	PROCESSO ESTUDADO	10
2.3	PERDAS ATRAVÉS DA ESCÓRIA	11
2.3.1	<i>Altura de escória</i>	12
2.3.2	<i>Pós de cobertura</i>	13
2.3.3	<i>Tampa</i>	13
2.3.4	<i>Etapas do Processo</i>	14
2.4	PERDAS PARA OS REFRATÁRIOS	14
2.4.1	<i>Influência dos diferentes tipos de refratário</i>	16
2.4.2	<i>Desgaste das paredes refratárias</i>	19
2.4.3	<i>Importância dos materiais isolantes</i>	21
2.5	ESTRATIFICAÇÃO TÉRMICA	22
2.5.1	<i>Fator isolante da escória</i>	26
2.6	CICLO DE PANEAS	27
2.6.1	<i>Equilíbrio térmico da panela com o ciclo</i>	27
2.6.2	<i>Índice de Encharque</i>	28
2.6.3	<i>Tempo sem aço</i>	30
2.6.4	<i>Pré-aquecimento de panelas</i>	31
2.6.5	<i>Utilização de tampa</i>	38
2.7	TRABALHOS APLICADOS	41
3	OBSERVAÇÃO DO PROCESSO	49
3.1	PERDAS TÉRMICAS	49
3.1.1	<i>Perda térmica dos materiais refratários de panela e distribuidor</i>	49
3.1.2	<i>Perda térmica do aço líquido</i>	50
3.1.3	<i>Perdas térmicas do aço líquido durante o processo</i>	50
3.2	DISPERSÃO DE TEMPERATURAS	53
3.2.1	<i>Dispersão durante o Lingotamento Contínuo</i>	54
3.2.2	<i>Propagação das dispersões de temperatura</i>	55
3.3	CONTROLE	56
3.4	ANÁLISE CRÍTICA - CAUSAS DO DESCONTROLE DA TEMPERATURA	57
3.4.1	<i>Descontrole das perdas térmicas</i>	57
3.4.2	<i>Interrupções do processo</i>	57
3.4.3	<i>Imprecisão das medidas de temperatura</i>	58
3.4.4	<i>Falta de confiabilidade das informações</i>	58
3.4.5	<i>Modelo térmico ineficiente</i>	58
3.4.6	<i>Descontrole do tempo</i>	59
4	MATERIAIS E MÉTODOS	60
4.1	SISTEMA SUPERVISOR DO PROCESSO - SSP	60
4.1.1	<i>Módulo de Aquisição</i>	60
4.1.2	<i>Módulo de Análise</i>	62
4.2	SISTEMA DE AQUECIMENTO DAS VÁLVULAS SUBMERSAS	65
4.2.1	<i>Sistemas de aquecimento</i>	66
4.2.2	<i>Projeto do ejetor</i>	66
4.2.3	<i>Instrumentação das válvulas</i>	66
4.2.4	<i>Termografia das paredes refratárias</i>	67
4.2.5	<i>Vazão de gás e nível de ruído</i>	67

4.2.6	<i>Ensaaios</i>	67
4.2.7	<i>Requisitos de um bom aquecimento de válvula</i>	68
4.3	REGRAS PARA O AQUECIMENTO DE PANEAS	69
4.3.1	<i>Modelo matemático</i>	70
4.3.2	<i>Medições de campo</i>	74
4.3.3	<i>Metodologia</i>	75
4.3.4	<i>Simulação do ciclo</i>	76
4.4	DESENVOLVIMENTO DE UM MODELO TÉRMICO	77
4.4.1	<i>Perdas na desgaseificação</i>	77
4.4.2	<i>Perdas no lingotamento</i>	78
5	RESULTADOS E DISCUSSÃO	83
5.1	SISTEMA SUPERVISOR DO PROCESSO - SSP	83
5.1.1	<i>Identificação das causas principais de corridas frias</i>	83
5.1.2	<i>Levantamento de dados do processo</i>	86
5.1.3	<i>Integração das informações de todo o processo</i>	86
5.2	SISTEMA DE AQUECIMENTO DAS VÁLVULAS SUBMERSAS	86
5.2.1	<i>Comparação dos ejetores</i>	87
5.2.2	<i>Aquecimento do colo</i>	87
5.2.3	<i>Homogeneidade e repetitividade do aquecimento</i>	88
5.2.4	<i>Descarbonetação do material refratário</i>	90
5.2.5	<i>Aquecimento interno do distribuidor</i>	91
5.2.6	<i>Nível de ruído</i>	91
5.2.7	<i>Economia de gás</i>	91
5.3	REGRAS PARA O AQUECIMENTO DE PANEAS	92
5.3.1	<i>Calibração do modelo matemático</i>	92
5.3.2	<i>Equalização térmica das painelas com o ciclo</i>	94
5.3.3	<i>Definição de um Índice de Encharque (IE) de painelas</i>	95
5.3.4	<i>Perdas térmicas para os refratários durante o tempo com aço</i>	98
5.3.5	<i>Espera para o vazamento</i>	100
5.3.6	<i>Definição de um IE mínimo para o vazamento</i>	101
5.3.7	<i>Relação entre resfriamento e aquecimento</i>	104
5.4	MODELO TÉRMICO	105
5.4.1	<i>Taxas de resfriamento medidas durante a etapa de desgaseificação</i>	105
5.4.2	<i>Previsão das perdas durante a etapa de Desgaseificação</i>	107
5.4.3	<i>Perdas durante o lingotamento contínuo</i>	107
6	CONCLUSÕES	110
7	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	113
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	114
	ANEXO A – TELAS DO MODELO MATEMÁTICO	117
	ANEXO B – PROPRIEDADES DOS MATERIAIS	123

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Fenômenos envolvidos na fabricação do aço.....	5
Figura 2 – a) desenho esquemático da frente de solidificação; b) zonas na estrutura solidificada.....	5
Figura 3 –Influência da temperatura de lingotamento na formação da zona equiaxial.....	6
Figura 4 – Representação esquemática da influência da temperatura de lingotamento no índice de macro-inclusões.....	8
Figura 5 – Relação entre a temperatura e a viscosidade para metais líquidos.....	8
Figura 6 – Desenho esquemático do ciclo estudado.....	11
Figura 7 - Relação entre as perdas térmicas pela escória medidas utilizando termografia e as taxas de resfriamento do aço líquido.....	12
Figura 8 – Taxas calculadas de perdas térmicas pela escória após o vazamento na panela.....	13
Figura 9 – Comportamento térmico de um sistema aço líquido/panela com capacidade de 90 toneladas. a) efeito da temperatura de vazamento sobre o resfriamento do aço na panela pré-aquecida a uma temperatura de 400°C; b) taxas de perda de calor do aço líquido para as paredes refratárias (parede e fundo) e através da escória com um pré-aquecimento de 400°C e uma temperatura de vazamento de 1650°C.....	15
Figura 10 – Influência dos refratários sobre a temperatura do aço líquido.....	18
Figura 11 – Comportamento da temperatura do aço líquido em painéis com refratários dolomíticos e aluminosos.....	19
Figura 12 – Variação da temperatura do aço líquido em painéis com diferentes desgastes.....	20
Figura 13 – Correntes convectivas durante o esvaziamento da panela para duas espessuras de escória.....	23
Figura 14 – a) Desenho esquemático do modelo de estratificação, b) Efeito da estratificação na temperatura de saída do aço da panela.....	24
Figura 15 – Efeito do tempo de enchimento sobre as temperaturas do aço dentro de um distribuidor de 20 toneladas pré-aquecido.....	25
Figura 16 – Relação entre o tempo de esvaziamento da panela com a espessura mínima de escória para obtenção de temperaturas constantes no distribuidor.....	26
Figura 17 – Influência da altura de escória e da utilização de tampa sobre a temperatura do aço no final do esvaziamento da panela.....	27
Figura 18 – Comparação dos perfis térmicos no interior das camadas refratárias de painéis com baixo tempo sem aço e painéis frias pré-aquecidas.....	29
Figura 19 – Efeito do pré-aquecimento sobre a temperatura de vazamento.....	32
Figura 20 – Efeito da temperatura de pré-aquecimento sobre a temperatura do aço líquido durante o ciclo.....	32
Figura 21 – Influência do tempo de panela vazia sobre a temperatura média das paredes refratárias (lateral)....	34

Figura 22 – Influência da vazão de combustível sobre a temperatura média da parede refratária.	34
Figura 23 – Relação entre o tempo de aquecimento e a temperatura média máxima possível da parede.....	35
Figura 24 – Relação entre o tempo de resfriamento de panela e o necessário de aquecimento para produzir diferentes temperaturas médias no vazamento.	35
Figura 25 – Energia armazenada nas camadas refratárias em função do tempo de pré-aquecimento.	36
Figura 26 – Relação entre a temperatura da face quente, da chapa externa e do tempo de resfriamento da panela com a compensação da temperatura de vazamento.	37
Figura 27 – Variação do conteúdo de energia nas camadas refratárias em função do tempo de pré-aquecimento e da temperatura de chama.	38
Figura 28 – Efeito na temperatura de vazamento causado pelas perdas térmicas de uma panela vazia durante o transporte considerando a condição com tampa e sem tampa.	39
Figura 29 – Efeito da utilização de tampa e de aquecedor na espera da panela para o vazamento.	40
Figura 30 – Efeito do tempo sem aço e da utilização de tampa sobre a temperatura do aço na panela calculada para o meio do lingotamento.	41
Figura 31 – Módulos do modelo térmico de vazamento.	42
Figura 32 - Temperaturas do aço líquido previstas e medidas durante o processo.....	44
Figura 33 - Percentual de temperaturas calculadas para o distribuidor pelo modelo preditivo que apresentaram um erro máximo de $\pm 7^{\circ}\text{C}$	45
Figura 34 – Percentual de corridas com erro máximo de $\pm 15^{\circ}\text{C}$ na temperatura de chegada à estação de refino secundário (média mensal).	46
Figura 35 – Média e desvio padrão da diferença entre a temperatura real e a objetivada no distribuidor.	47
Figura 36 – Erro absoluto da temperatura média prevista pelo modelo.	48
Figura 37 – Comportamento da temperatura do aço líquido durante o processo da aciaria.	51
Figura 38 – Definição de dispersão de temperatura para as três etapas do processo.	54
Figura 39 – Definição e nomenclatura das diferentes faixas de dispersão das temperaturas durante o Lingotamento Contínuo.....	54
Figura 40 – Comportamento da temperatura do aço líquido dentro de uma etapa do processo.	55
Figura 41 – Organograma do trabalho – atividades e equipe envolvida.....	60
Figura 42 – Exemplo de variáveis, eventos e índices de ajuste do processo.	62
Figura 43 – Ícones de chamada para as diferentes telas do Sistema Supervisor do Processo.	63
Figura 44 –Tela da etapa de aquecimento de panelas.....	63
Figura 45 – Histórico de acompanhamento das panelas.....	64
Figura 46 – Tela da etapa do Forno-panela.	64

Figura 47 – Histórico da operação do forno-Panela.	65
Figura 48 – Sistemas de aquecimento das válvulas submersas.	66
Figura 49 – Configurações da instrumentação das válvulas mostrando a posição dos termopares.	67
Figura 50 – Desenho esquemático dos ensaios realizados.	68
Figura 51 – Desenho esquemático do sistema modelado.	70
Figura 52 – Interface do modelo matemático.	73
Figura 53 – Esquema de posicionamento dos termopares dentro das paredes refratárias.	74
Figura 54 – a) Desenho esquemático do posicionamento do termógrafo em relação à panela; b) Exemplo de termografia com a delimitação da área lateral considerada para cálculo da temperatura média.	75
Figura 55 – Perfil térmico após a secagem da panela (condição inicial para a panela nova)	76
Figura 56 – Esquema adotado para as medidas das taxas durante a fase de desgaseificação.	78
Figura 57 – Esquema de funcionamento do modelo estatístico.	79
Figura 58 – Interface do Modelo Estatístico.	81
Figura 59 – Tela de apresentação dos cálculos do modelo estatístico.	82
Figura 60 – Termografia das paredes internas do distribuidor mostrando a detecção de falha em uma das chamas do aquecedor bem como o resultado após a solução do problema.	85
Figura 61 – a) Curvas de aquecimento dos veios laterais do distribuidor; b) termografia das paredes internas realizada durante o aquecimento.	85
Figura 62 – Curvas de aquecimento do corpo das válvulas com os dois diferentes modelos de ejetor.	87
Figura 63 – Curvas de aquecimento dos colos das válvulas aquecidas com chama e com o EJETOR_2.	88
Figura 64 – Curvas de aquecimento da válvula aquecida com chama.	89
Figura 65 – Curvas de aquecimento da válvula aquecida com o ejetor.	90
Figura 66 – Corte da ponta das válvulas aquecidas com os dois diferentes sistemas com destaque para a camada decarbonetada.	90
Figura 67 – Termografias do fundo do distribuidor no momento de enchimento (3 minutos após o final do aquecimento) com a temperatura média da região vizinha aos veios e do colo.	91
Figura 68 – Temperaturas medidas e calculadas pelo modelo matemático para o aquecimento da panela.	92
Figura 69 – Temperaturas de resfriamento da parede interna das panelas medidas com termografia e calculadas pelo modelo matemático.	93
Figura 70 – Temperaturas das camadas refratárias calculadas para os três primeiros ciclos da panela mostrando o momento em que foi considerado o perfil estabilizado para o final do lingotamento contínuo.	94
Figura 71 – Perfil estabilizado para o final do lingotamento contínuo.	94
Figura 72 – Diferentes perfis térmicos nos refratários para um tempo sem aço com e sem aquecimento.	96

Figura 73 – Perfis térmicos das camadas refratárias da panela alterados pelo tempo com aço de 205 minutos....	96
Figura 74 – Cálculo do Índice de Encharque (IE) durante um ciclo térmico completo da panela.....	98
Figura 75 – Comportamento do IE ao longo do tempo com aço para panelas com diferentes encharcamentos iniciais.	99
Figura 76 – Diferença de perda térmica para panelas com diferentes encharques térmicos (perfil B e C da Figura 72).....	100
Figura 77 – Índice de Encharque das panelas durante a espera para o vazamento.	101
Figura 78 – Comportamento do IE durante o aquecimento da panela nova (12 horas) seguido de um resfriamento de 5 minutos.	102
Figura 79 – Comportamento do IE das panelas durante o resfriamento após o final do lingotamento contínuo seguido de aquecimentos de 1, 1,5 e 2 horas.	103
Figura 80 - Comportamento do IE durante o aquecimento da panela nova (6 horas) seguido de um resfriamento de 5 minutos.	103
Figura 81 – Relação entre o tempo de resfriamento e o posterior aquecimento para atingir-se diferentes IEs. ..	104
Figura 82 – Histograma do IE de 137 corridas analisadas.....	105
Figura 83 – Taxas de resfriamento do aço durante o vácuo (TAXA_2).....	106
Figura 84 – Taxas de resfriamento na espera após o vácuo (TAXA_1).....	106
Figura 85 – Percentual de acerto do modelo estatístico para as diferentes faixas de dispersão das temperaturas durante o lingotamento contínuo.	108
Figura 86 – Tela do modelo matemático: opções de cálculo, resultados e salvamento.....	117
Figura 87 – Tela do modelo matemático: temperaturas nos pontos de controle.....	118
Figura 88 – Tela do modelo matemático: perfis térmicos de início e fim da simulação.	119
Figura 89 – Tela do modelo matemático: configuração das camadas.	119
Figura 90 – Tela do modelo matemático: configuração das condições de contorno.	120
Figura 91 – Tela do modelo matemático: perfil inicial.	120
Figura 92 – Tela do modelo matemático: propriedades dos materiais.	121
Figura 93 – Tela do modelo matemático: Temperatura prescrita.	121
Figura 94 – Tela do modelo matemático: Temperaturas para calibração.....	122
Figura 95 – Tela do modelo matemático: Cálculo automático do IE no vazamento.	122
Figura 96 – Nomenclatura das camadas refratárias.....	123
Figura 97 – Condutibilidade térmica do material isolante.....	124
Figura 98 – Condutibilidade térmica do material da camada de proteção.....	125

Figura 99 – Calor específico do material da camada de proteção.	125
Figura 100 - Condutibilidade térmica do material da primeira camada de trabalho.....	126
Figura 101 - Calor específico do material da primeira camada de trabalho.	126
Figura 102 - Condutibilidade térmica do material da segunda camada de trabalho.	127
Figura 103 - Calor específico do material da segunda camada de trabalho.....	127

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Propriedades térmicas para diferentes tipos de refratários.....	18
Tabela 2 – Propriedades térmicas para diferentes tipos de refratários.....	19
Tabela 3 – Referência a trabalhos que determinaram o número de ciclos necessários para atingir o equilíbrio da panela com o ciclo.....	28
Tabela 4 – Ajuste para a temperatura de 170 toneladas de aço contida em uma panela com diferentes tempos de resfriamento.....	31
Tabela 5 – Ensaio realizados.....	68
Tabela 6 – Situações simuladas e as condições de contorno aplicadas.....	72
Tabela 7 – Duração das etapas do ciclo simulado.....	77
Tabela 8 – Temperatura de partida do colo das válvulas aquecidas com ejetor e chama em diferentes tempos de aquecimento.....	88
Tabela 9 – Parâmetros de convecção e radiação aplicados na calibração da simulação do aquecimento da panela.	92
Tabela 10 – Parâmetros de convecção e radiação aplicados na calibração da simulação do resfriamento da panela.....	93
Tabela 11 – Índice de Encharque das panelas.....	98

RESUMO

A busca da melhoria de produtos siderúrgicos leva uma atenção especial para a área da aciaria. Neste trabalho foram estudados os fatores que dificultam o controle da temperatura do aço líquido dentro das faixas objetivadas para o lingotamento contínuo. Esse descontrole tende a afetar negativamente a qualidade do aço. A exigência crescente é pelo controle em faixas cada vez mais restritas, necessitando para tal, um controle rígido da temperatura nas etapas do refino secundário que antecedem o lingotamento.

Este trabalho buscou identificar as causas do descontrole de temperaturas mediante a observação “in loco” do processo da aciaria e propor soluções tecnológicas específicas, visto que cada aciaria tem as suas peculiaridades. Para tanto, desenvolveu-se um método para garantir a qualidade das informações do processo e a utilização dessas na previsão das perdas térmicas do aço líquido durante a etapa de desgaseificação e lingotamento contínuo. Um modelo matemático das panelas, desenvolvido e calibrado com dados obtidos na planta, é apresentado como uma solução para a estabilização das perdas térmicas que ocorrem para os refratários das panelas. Por fim, um sistema de aquecimento das válvulas submersas do distribuidor do lingotamento contínuo é proposto, ensaiado e aprovado com ótimos resultados. Todas as soluções encontradas estão sendo diretamente implementadas na aciaria.

ABSTRACT

The quality improvement of the steel products must concentrate a special attention on the steelmaking plant. In this work, factors that bring difficulties to the temperature control of the liquid steel among aimed thermal ranges for the continuous casting were studied. Such out of control situation tends to affect negatively the steel quality, and the temperature control in much more restricted ranges has been a growing requirement in the stages of steelmaking process, specially on ladle refining, prior to the continuous casting process.

The present work was carried out to identify the causes that contribute to the out of control situation by doing an “in loco” observation of the steelmaking process. Also, the work proposes specific technological solutions, because each steel plant has its particular characteristics. As a result of that, a method was developed to guarantee the quality of the information from the process, and by using that information to predict of the liquid steel thermal losses during the degaseification and continuous casting stage. A mathematic model of the ladles, which was developed and calibrated with data obtained in the steel plant, is presented as a solution to the thermal losses stabilization that may occur through the ladle walls. Finally, a heating system of the submerged entry nozzles from the continuous casting tundish is proposed, experimented and approved with excellent results. All the encountered solutions have been implemented in the steel plant.

1 INTRODUÇÃO

Existe uma exigência crescente do mercado por produtos com alta qualidade a um baixo custo. Este mercado competitivo vem crescendo também na área siderúrgica onde o desenvolvimento de outras áreas, tal como a automobilística, aumenta a exigência por aços de qualidade. Neste cenário se insere a GERDAU - Aços Finos Piratini - que, produzindo aços especiais, abastece um exigente mercado e que, por isso, vem procurando melhorar tecnologicamente a sua produção através de convênios firmados com universidades.

O aumento na qualidade de produtos na aciaria passa pelo controle da composição química do aço, sua limpeza através da redução de inclusões e pelo controle do sobreaquecimento do aço durante o lingotamento contínuo. A redução do custo de produção, por sua vez, é alcançada pelo aumento do rendimento metálico e a redução no consumo de energia, refratários, eletrodos e ligas. Todos esses fatores produtivos são diretamente afetados pelo controle da temperatura do aço líquido.

Temperaturas elevadas do aço no distribuidor do lingotamento contínuo provocam alterações na estrutura formada durante a solidificação, favorecendo o aumento da zona colunar e a redução da zona equiaxial, resultando em severas macrosegregações, porosidades na região central do lingote e formação de trincas. Outra consequência do superaquecimento do aço é a redução nas velocidades de lingotamento, resultando no atraso da produção e até, a ocorrência de perfuração na parede solidificada do tarugo (break-out). Altas temperaturas também aceleram a cinética de reação com os materiais refratários aumentando o desgaste dos mesmos e dificultando a limpeza do aço, sem contar o desperdício de energia e eletrodos.

As temperaturas baixas também causam problemas no lingotamento contínuo. A solidificação do aço na válvula do distribuidor (freezing) é o problema operacional mais notado, cujo efeito imediato é o atraso na produção e, eventualmente, a perda de aço no distribuidor e/ou na panela (redução do rendimento metálico). A viscosidade do aço é reduzida em temperaturas baixas, dificultando a flotação das inclusões e prejudicando a limpeza do aço. Além disso, aumenta a deposição de inclusões na válvula de passagem do distribuidor para o molde (clogging), podendo causar a contaminação do aço com macro-inclusões.

Com o objetivo de melhor controlar os fenômenos de perdas térmicas do aço líquido, foi desenvolvido um trabalho de cooperação entre a GERDAU - Aços Finos Piratini e a

Universidade Federal do Rio Grande do Sul através dos Laboratórios de Siderurgia (LASID) e de Metalurgia Física (LAMEF) intitulado “Avaliação das Perdas Térmicas do Aço Líquido na Aciaria da Aços Finos Piratini”. Neste projeto foi aplicada a metodologia a ser apresentada nessa tese.

O fator mais importante que governa a temperatura no distribuidor é a temperatura do aço que sai da panela e que, por sua vez, depende das etapas que antecedem o lingotamento. Assim, o controle precisa ocorrer em todo o processo, principalmente a partir do último ponto de ajuste da temperatura que, no caso, é o forno-panela.

A eficiência do controle das temperaturas pode ser quantificada pela diferença entre as temperaturas medidas e objetivadas, denominada de dispersão de temperatura. Quanto menos dispersas estiverem as temperaturas, melhor controlado estará o processo. Para cada etapa existem temperaturas objetivadas que são previstas antecipadamente pelo modelo térmico do processo. Esse modelo dita, a partir do forno-panela, o sobreaquecimento adequado para suprir a temperatura perdida durante a etapa de desgaseificação, transporte e lingotamento contínuo, obtendo-se assim, temperaturas adequadas no lingotamento contínuo. O problema, portanto, é conhecer como ocorrem as perdas térmicas do aço líquido visando melhorar tanto os procedimentos operacionais utilizados quanto o modelo térmico do processo.

O objetivo dessa tese é, a partir do embasamento teórico fornecido pela revisão bibliográfica e da observação “in loco” do processo, identificar as causas principais de descontrole da temperatura em uma aciaria elétrica e, através de uma metodologia específica, propor soluções tecnológicas. Os resultados em termos de ferramental para o processo são:

- um sistema de supervisão do processo que adquira as informações de importância térmica de todas as áreas da aciaria e as armazena automaticamente em um computador;
- um modelo matemático dos fenômenos térmicos das panelas, desenvolvido e calibrado para as condições da aciaria estudada, utilizado para definir regras de aquecimento de panela;
- um modelo térmico baseado na análise estatística dos dados disponibilizados pelo sistema de supervisão;
- um dispositivo de aquecimento das válvulas do distribuidor do lingotamento contínuo.

O trabalho desenvolvido nessa tese teve um cunho prático, visto que os resultados obtidos vêm sendo acolhida dentro da aciaria. O conhecimento e a discussão provenientes

desse trabalho ajudam a aumentar a competitividade da indústria nacional no mercado siderúrgico mundial, o que justifica o desenvolvimento e a pesquisa no país. Além disso, o estreitamento da relação indústria e universidade deu provas de que pode produzir frutos para ambos os lados. Ganha a indústria através da melhoria do seu processo e/ou produto e ganha a universidade que forma profissionais comprometidos com a realidade da indústria nacional. Existem cada vez menos dúvidas quanto ao sucesso potencial dessa relação.

Por fim, deve ser destacada a importância do trabalho em equipe, a integração entre os pesquisadores e os engenheiros da planta e o envolvimento com o pessoal de operação, relações essas que tiveram importância ímpar, não somente nos resultados, como também na definição das metas e na elaboração da metodologia do trabalho.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este capítulo trata inicialmente das implicações do descontrole da temperatura do aço líquido para o produto do lingotamento contínuo, objetivando salientar a importância desse trabalho para o setor siderúrgico. O ciclo produtivo estudado é também apresentado com as necessárias nomenclaturas. A seguir são apresentados os trabalhos que, utilizando diferentes técnicas, tratam do comportamento físico e térmico do aço durante o processo. Salientam-se as diferentes formas da perda térmica e os fatores operacionais que prejudicam o controle da temperatura do aço líquido. Finalmente são apresentados alguns trabalhos de aplicação prática utilizando diferentes ferramentas de controle e os seus resultados.

2.1 IMPORTÂNCIA DO CONTROLE DA TEMPERATURA DO AÇO LÍQUIDO

A substituição do lingotamento convencional para o lingotamento contínuo cresceu substancialmente a partir dos anos 70 e, segundo REIS e CHEVRAND (1998), isso foi motivado inicialmente pela necessidade de aumentar o rendimento metálico ou seja, reduzir as perdas por sucata no processo do lingotamento. Mais recentemente, a produtividade aliada à qualidade do produto passou a ser o fator preponderante para a mudança. Ainda segundo os autores, as exigências de controle de tempo, temperatura e composição química fizeram com que houvesse desenvolvimentos também na metalurgia primária do aço e o surgimento da metalurgia secundária ou de panela, causando o aumento das temperaturas e o tempo de permanência do aço líquido nas panelas. Percebe-se, portanto, que o controle que se faz necessário no lingotamento contínuo aumenta as demandas dos processos que o antecedem.

Na fabricação do aço ocorrem os três fenômenos físicos apresentados na Figura 1. O equilíbrio entre esses fenômenos, que apresentam relações específicas, deve ser obtido mediante o controle isolado de cada um desses. A temperatura influi nas reações químicas que ocorrem entre o aço líquido e a escória e, principalmente, com os materiais refratários. Os fenômenos físicos relacionados ao escoamento do aço líquido também são influenciados pela temperatura.

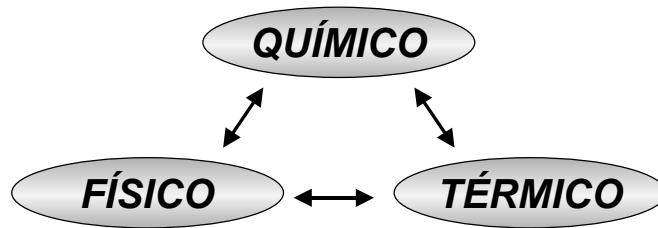


Figura 1 – Fenômenos envolvidos na fabricação do aço.

A temperatura tem importância fundamental em três aspectos da fabricação do aço, quais são: metalúrgico, operacional e econômico.

2.1.1 Metalúrgico

Estrutura bruta de fusão

O conteúdo desse tópico é uma breve compilação do assunto, sendo que maiores detalhes podem ser encontrados em OHNO (1988), SZEKERES (1999), MATOS et al. (1983), IRVING (1993) e SCHREWE (1987).

A temperatura tem forte influência na solidificação do aço dentro do molde e durante as subsequentes zonas de resfriamento. A estrutura de solidificação do aço é dendrítica com segregação do soluto conforme pode ser visualizado na Figura 2.a. A solidificação, portanto, converte um líquido quimicamente uniforme em um sólido não uniforme.

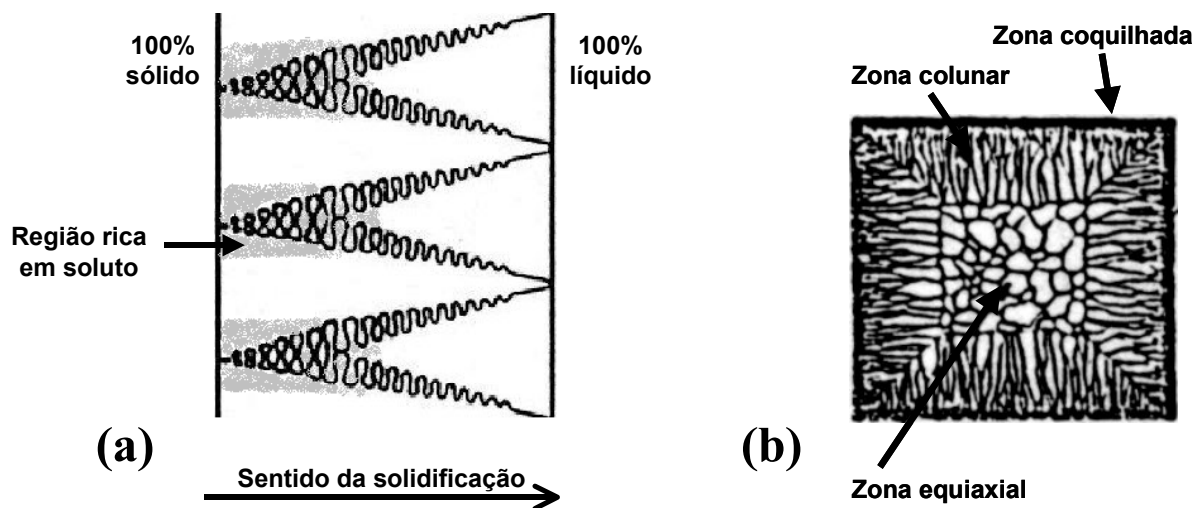


Figura 2 – a) desenho esquemático da frente de solidificação; b) zonas na estrutura solidificada.

Adaptado: SZEKERES, 1999.

As dendritas podem formar três zonas distintas conforme mostrado na Figura 2.b. Na superfície existe a zona coquilhada formada por pequenos grãos resultantes do sub-resfriamento do aço e pela formação de um grande número de núcleos de solidificação. A zona colunar se caracteriza pela formação de grãos alongados alinhados à extração de calor

enquanto que na zona equiaxial, existe a formação de grãos menores e não alongados. A relação entre a zona colunar e a equiaxial formada depende de algumas condições de lingotamento, sendo a principal, o sobreaquecimento do aço. SCHREWE (1987) define o sobreaquecimento como sendo: *o componente de calor que resulta da diferença entre a temperatura liquidus do aço e a sua temperatura na entrada do molde*. Na prática, a temperatura de entrada no molde ou de lingotamento é considerada a medida dentro do distribuidor. A Figura 3 mostra como a temperatura de lingotamento (que tem relação direta com o sobreaquecimento) afeta a formação da zona equiaxial. Segundo LAIT et al. (1982), o aumento da temperatura de lingotamento produz um aumento no comprimento da zona colunar. Vale lembrar que a primeira forma de avaliação da qualidade do produto devido à sua praticidade é pelo tamanho relativo da zona equiaxial.

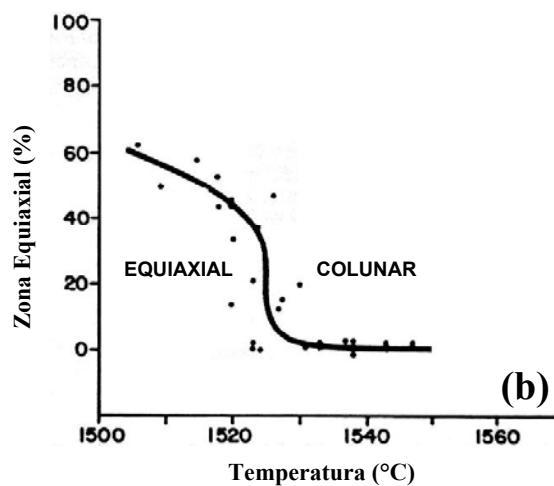


Figura 3 –Influência da temperatura de lingotamento na formação da zona equiaxial.

Fonte: LAIT et al., 1982, p. 5.

Segregação

Ainda segundo LAIT et al. (1982) SZEKERES (1999), MATOS et al. (1983), IRVING (1993) e SCHREWE (1987), a segregação de elementos solutos tais como C, S, P e Mn ocorre em escala micro e macro durante a solidificação. A micro-segregação é a presença de uma fase rica em soluto entre as dendritas provocando a perda de resistência e ductilidade favorecendo o surgimento de trincas internas. A macro-segregação é uma não uniformidade na composição em larga escala e com tendência a ser maior no meio do tarugo. As consequências disso são a não uniformidade das propriedades mecânicas e a porosidade central (teoria do mini-lingote). A severidade da macro-segregação está relacionada com o aumento da zona colunar provocado por elevados sobreaquecimentos do aço no distribuidor.

Em condições normais de lingotamento, o sobreaquecimento deve ser minimizado a fim de reduzir a segregação o que, por sua vez, reduz a incidência de trincas internas e vazios no centro do tarugo e garante uma maior uniformidade das propriedades mecânicas do material em toda a sua seção. Portanto, o controle da temperatura garante um aumento na qualidade do produto final.

Limpeza do aço

BRIMACOMBE (1999), MATOS et al. (1983), IRVING (1993) e SCHREWE (1987) apontam que o nível da limpeza do aço é um parâmetro de qualidade que indica as características de desempenho e processamento do material. Um aço de baixo nível de limpeza é caracterizado pela presença de fases não metálicas na estrutura na forma de óxidos, sulfetos e oxissulfetos chamadas de inclusões.

A geração e a eliminação das inclusões do aço líquido ocorrem desde o princípio do processo de fabricação do aço (forno LD ou elétrico) e se estendem até o processo de solidificação dentro do molde. As inclusões são inicialmente geradas no forno LD ou elétrico podendo ser transferidas à panela durante o vazamento do aço pela passagem de escória. Na panela e no distribuidor as inclusões são geradas devido à exposição do aço (reoxidação), pela erosão dos refratários, pela contaminação das adições, etc. A limpeza do aço, por sua vez, passa pelo controle da passagem de escória do forno para a panela, pela eliminação da reoxidação, pela disponibilização de um tempo para a flotação das inclusões (livre ou forçada com gás inerte), alterações na escória, utilização de barreiras no distribuidor, etc...

É bem conhecida a influência da temperatura de lingotamento na incorporação de inclusões no aço, mostrada esquematicamente por MATOS et al. (1983) na Figura 4. O incremento do índice de inclusões em baixas temperaturas é devido ao aumento 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. Percebe-se que existe uma temperatura adequada para o lingotamento do aço com um índice de limpeza máximo, atendendo as exigências atuais de qualidade.

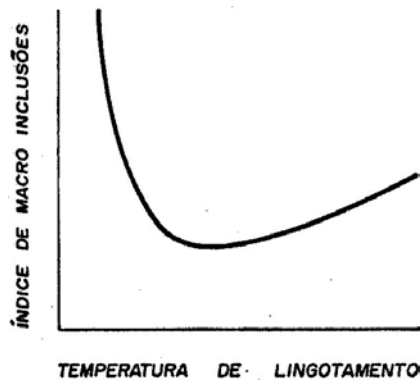


Figura 4 – Representação esquemática da influência da temperatura de lingotamento no índice de macro-inclusões.

Fonte: MATOS et al., 1983, p.95.

SCHREWE (1987) cita que, em aços acalmados ao alumínio, partículas sólidas de alumina podem depositar-se na passagem da válvula que conduz o aço ao molde, reduzindo a vazão e, eventualmente, podendo até mesmo obstruir completamente a passagem. MATOS et al. (1983) colocam como solução a esse problema, além da injeção de argônio pelo tampão do distribuidor e/ou utilização de ligas especiais, um acréscimo na temperatura de lingotamento.

2.1.2 Operacional

Solidificação do aço na passagem da válvula - “freezing”

Segundo MATOS et al. (1983), a viscosidade dos metais cai exponencialmente com a temperatura como pode ser visualizado na Figura 5.

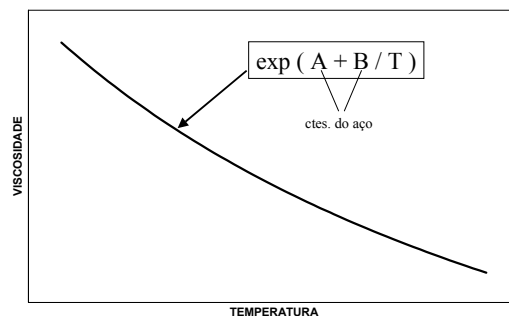


Figura 5 – Relação entre a temperatura e a viscosidade para metais líquidos.

Adaptado: MATOS et al., 1983, p.93.

O aço líquido dentro do distribuidor deve ter uma viscosidade baixa o suficiente para permitir a transferência para o molde sem que ocorra a solidificação do aço na passagem das válvulas, fenômeno comumente chamado de “freezing”. Esse fenômeno geralmente ocorre no início do lingotamento e pode ter como causa, além da temperatura baixa, o aquecimento insuficiente do distribuidor ou um tempo de abertura muito elevado.

As corridas são lingotadas em sequência, sem interrupção da operação da máquina do lingotamento contínuo. São utilizados sobreaquecimentos maiores na primeira corrida de um sequencial visando reduzir o risco de “freezing” na partida da máquina. Durante o processo, e principalmente no final, o “freezing” é causado unicamente pela baixa temperatura do aço dentro do distribuidor. Isso pode ser causado pelas excessivas perdas térmicas dentro do distribuidor (ocasionado pela ausência de pó de cobertura, por exemplo) ou então, à queda progressiva da temperatura de saída da panela, fenômeno a ser discutido mais adiante (ver item 1.5).

Perfuração da pele solidificada do tarugo - “break-out”

A pele solidificada pode ser rompida após a saída do molde, ocorrendo o derramamento da coluna de aço líquido do interior do tarugo ocasionando a parada do veio. Esse fenômeno é chamado de “break-out” ou perfuração e tem a sua incidência aumentada por temperaturas de lingotamento elevadas devido à redução da espessura de pele. Segundo IRVING (1993), a redução da velocidade de lingotamento em temperaturas elevadas aumenta o tempo de solidificação da pele no molde reduzindo, assim, a chance de que o problema ocorra.

Tanto o “freezing” quanto o “break-out” causam a perda do veio, o que pode significar a parada da máquina ou o aumento da duração do lingotamento. A perda de um veio sem a parada da máquina provoca o atraso da produção e prejudica a qualidade do aço que resta ser lingotado uma vez que terá de ocorrer em condições fora do ideal. Com a parada do lingotamento os prejuízos são elevados. Além do atraso da produção pelo tempo necessário para aquecer um novo distribuidor, perde-se a sequência das corridas, consome-se um distribuidor (consumo de refratários e tempo de preparo), ocorre o sucata do aço que fica no distribuidor, o retorno do aço da panela para rea aquecimento no forno-panela ou forno elétrico e a quantidade de aço sucata por despoite é maior. Essa interrupção do processo também representa uma fonte de descontrole da temperatura do aço líquido devido ao descontrole sobre os tempos das etapas das corridas seguintes.

A temperatura de lingotamento necessita ser, portanto, suficientemente alta para evitar o “freezing” e suficientemente baixa para não levar ao “break-out” melhorando, portanto, a produtividade do lingotamento contínuo e do processo da aciaria como um todo.

2.1.3 Econômico

O sobreaquecimento desnecessário do aço líquido representa um desperdício de energia e eletrodo. Além disso, a elevação da temperatura representa um consumo maior de refratários, tanto pela elevação da cinética de reação do aço e da escória com os refratários quanto pelo ataque do arco elétrico.

2.2 PROCESSO ESTUDADO

O processo de aciaria elétrica estudado é apresentado esquematicamente na Figura 6. Faz parte desse processo o ciclo de panelas que pode ser dividido em dois tempos distintos:

Tempo sem aço: compreende as etapas em que a panela permanece vazia e termicamente ela pode estar aquecendo ou resfriando.

Tempo com aço: inicia com o vazamento do aço na panela e termina com a transferência total do aço para o distribuidor.

Como condição para o aquecimento, as panelas podem ser classificadas como novas ou do ciclo. As panelas novas se caracterizam por estarem frias devido à troca, total ou parcial, das camadas refratárias. Essas necessitam ser aquecidas diferentemente para a entrada no ciclo de produção do aço. Já as panelas do ciclo não estão frias devido ao contato recente com o aço líquido, necessitando ou não, dependendo do tempo decorrido desde o último lingotamento da panela (tempo de resfriamento), serem aquecidas para a entrada no ciclo.

O ciclo do aço no processo começa pela fusão de sucata no forno elétrico onde é realizado um refino oxidante e o ajuste da temperatura de vazamento. Após o vazamento do aço líquido na panela, procede-se ao chamado refino secundário que compreende a etapa do Forno-panela, onde é realizado o refino redutor com o ajuste da composição química e temperatura, e a etapa do desgaseificador a vácuo. A última etapa é o lingotamento contínuo onde o aço é transferido ao distribuidor e daí para os moldes do lingotamento contínuo.

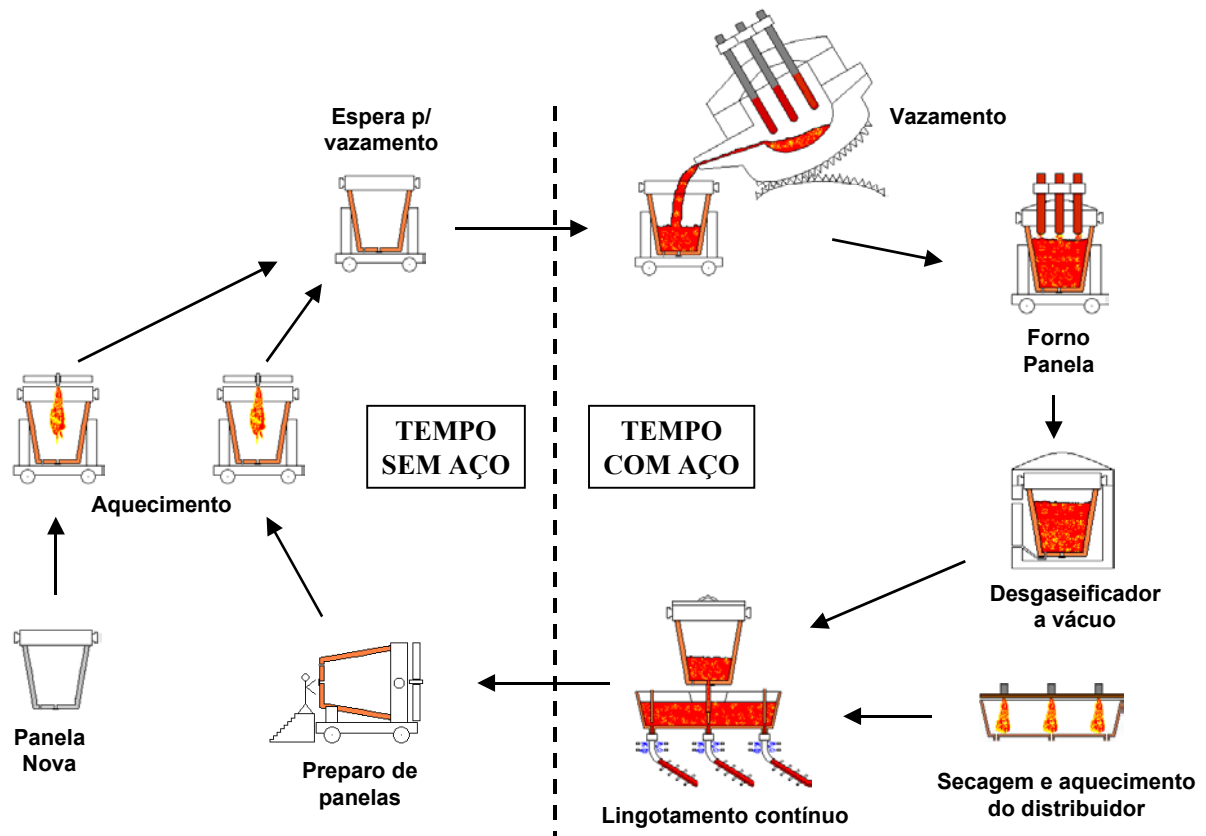


Figura 6 – Desenho esquemático do ciclo estudado.

2.3 PERDAS ATRAVÉS DA ESCÓRIA

Os primeiros trabalhos que tratam das perdas térmicas do aço líquido surgiram no final da década de 60. SZEKELY e LEE (1968) apresentaram uma formulação matemática para o cálculo das perdas térmicas através da escória, destacando a função isolante da escória. Mais tarde, SZEKELY e EVANS (1969) aperfeiçoaram o modelo anterior e apresentaram as perdas pela escória em função de um número grande de parâmetros inerentes ao processo, tais como: a geometria da panela, emissividades, temperatura da escória, propriedades térmicas das paredes refratárias e o pré-aquecimento das panelas. As principais contribuições desse trabalho pioneiro foram: a apresentação da importância da utilização de tampa e do pré-aquecimento na redução das perdas térmicas pela escória.

Experimentalmente BARBER et al. (1995) quantificaram as perdas através da escória a partir da temperatura média da cobertura medida com a técnica de termografia. Essas perdas foram relacionadas com as taxas de resfriamento do aço calculadas a partir das temperaturas medidas com termopares de imersão. Dessa forma, foi possível estabelecer uma relação entre a perda térmica pelo topo da panela com as taxas de resfriamento do aço líquido conforme pode ser visualizado na Figura 7.

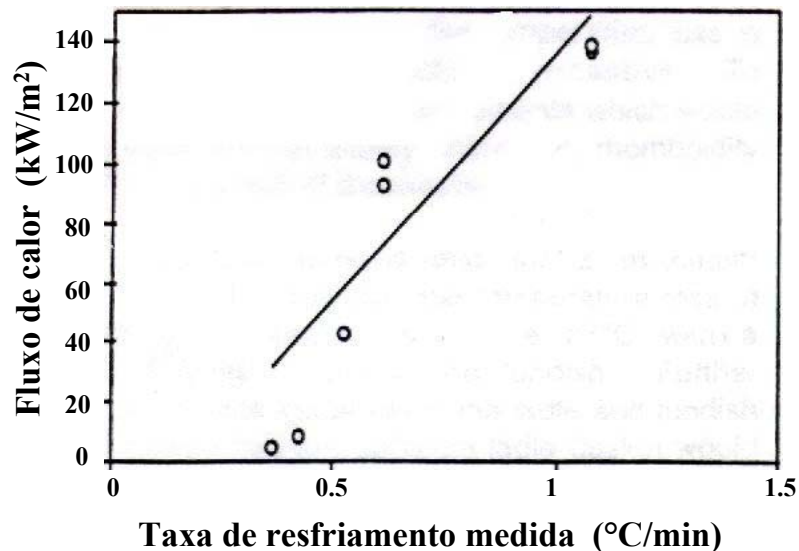


Figura 7 - Relação entre as perdas térmicas pela escória medidas utilizando termografia e as taxas de resfriamento do aço líquido.

Fonte: Barber et al., 1995, p. 3/6.

As perdas térmicas do aço que ocorrem pelo topo da panela através da escória são influenciadas pela altura da escória, pela utilização de pós de cobertura, adoção de tampa e também pela etapa do processo.

2.3.1 Altura de escória

Utilizando um modelo matemático, MUNDIM et al. (1985) concluíram que uma espessura de 50mm de escória reduz à metade as perdas térmicas do aço se comparado à ausência de escória. Já uma espessura de 100mm acarreta uma perda térmica correspondente a 20% da obtida sem a presença de escória.

Na função de isolar termicamente, tanto escória quanto tampa somam seus efeitos e têm aplicação fundamental para a estabilização das temperaturas, principalmente durante o lingotamento contínuo. AUSTIN et al. (1992B) calcularam que a utilização da escória garante um ganho, ou redução de perdas, de 15°C para uma panela com tampa e 40°C para uma panela sem tampa.

BARBER et al. (1995) quantificaram as perdas térmicas utilizando um modelo térmico para as perdas pelo topo em função da altura de escória. A Figura 8 mostra a alteração nas perdas térmicas após o vazamento considerando alturas de escória de 50 e 75mm de espessura. Para ambas, as perdas atingem rapidamente o equilíbrio, que é de 125 kW/m² para espessura de 50 mm e 96 kW/m² para 75 mm.

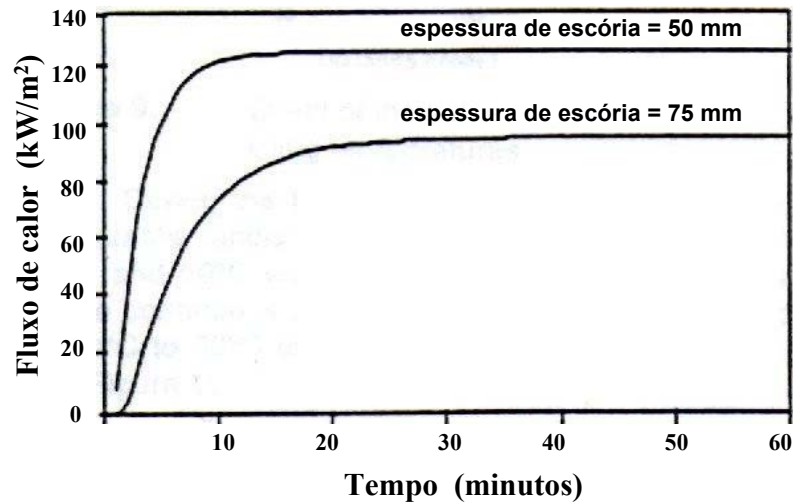


Figura 8 – Taxas calculadas de perdas térmicas pela escória após o vazamento na panela.

Adaptado: Barber et al., 1995, p. 3/6.

RODRIGUES (1998) estudou o comportamento da temperatura do aço através de uma modelagem termofluidodinâmica do ciclo de panela de aciaria e concluiu que, durante o transporte após o vazamento do aço na panela, os fatores determinantes das perdas de calor são dominados pela camada de escória superficial, sendo as perdas pelas paredes de importância muito menor. Dessa forma, a autora comenta: “*a camada de escória influencia de forma crucial o controle do processo*”.

2.3.2 Pós de cobertura

A forma de utilização dos pós de cobertura também foram estudados por BARBER et al. (1995) quanto à sua eficiência na redução das perdas pela escória. Foram analisadas tanto a qualidade quanto a distribuição dos pós sobre a escória. Com um boa distribuição do pó obtêm-se perdas menores que 10 kW/m^2 , eficiência que ROBERTSON e PERKINS (1986) julgam como atenuadora da importância da tampa na redução das perdas pelo topo durante a etapa de lingotamento.

2.3.3 Tampa

Além da utilização de escória e de pós de cobertura para a redução das perdas térmicas do aço pelo topo da panela, uma solução muito simples é a utilização de tampa. TOMAZIN et al. (1986) declararam que a utilização de tampa nas etapas que antecedem o lingotamento não é necessária se substituída por uma adequada camada de escória. Mas a questão é saber qual é a espessura adequada. MUNDIM et al. (1985) verificaram mediante simulação numérica que a tampa pode apresentar eficiência superior a uma camada de escória de 150mm.

Na prática, a utilização de tampa é aplicada conjuntamente com uma camada de escória durante a etapa de lingotamento contínuo a fim de reduzir as perdas e favorecer a estratificação térmica (ver item 2.5).

2.3.4 Etapas do Processo

As perdas pela escória também são influenciadas pelas etapas do processo. Um exemplo citado por BARBER et al. (1997) é a etapa de flotação das inclusões onde a agitação do banho por gás inerte pode provocar a exposição do aço, influenciando fortemente as perdas térmicas (cerca de 2,0 °C/min segundo RODRIGUES (1998)). Outro exemplo citado por BARBER et al. (1997) é a etapa do Forno-panela onde, além da entrada de energia e do tempo de aquecimento (eletrodo ligado), deve-se levar em consideração o efeito da agitação do banho e, conseqüentemente, o grau de exposição, quando se quer calcular as alterações de temperatura do aço.

2.4 PERDAS PARA OS REFRATÁRIOS

Os elevados valores de calor específico e de densidade garantem aos materiais refratários um alto poder de retenção de calor. Assim, o equilíbrio térmico entre as paredes refratárias e o aço líquido vazado nas painelas exige uma troca de calor muito elevada. Esse calor é fornecido pelo aço às custas de reduções na temperatura do banho e depende fortemente da quantidade de energia já contida na panela no momento do vazamento.

OMOTANI et al. (1983) afirmam: “*Até 80% do total das perdas térmicas na panela é conduzida para dentro do refratário*”. Os autores chegaram a essa constatação através da análise das perdas térmicas calculadas por um modelo analítico (Figura 9.b) para uma panela de 90 toneladas em um ciclo de pequena duração (vazamento, espera e lingotamento). Existe um comportamento repetitivo da temperatura do aço líquido durante o ciclo estudado como pode-se ver na Figura 9.a, pouco alterado pela temperatura de vazamento. Existe um rápido declínio da temperatura nos primeiros 10 minutos devido ao contato do aço líquido com as paredes refratárias relativamente frias. Com o aquecimento dos refratários, as menores taxas de perda (Figura 9.b) fazem com que a queda de temperatura assuma um comportamento próximo do estacionário, onde as taxas de resfriamento do aço podem ser quantificadas mais facilmente. Próximo ao final do lingotamento, as taxas de perda se mantêm mas o conteúdo de aço diminui fazendo com que a temperatura volte a cair abruptamente.

Uma panela maior, de 275 toneladas, foi também calculada por OMOTANI et al. (1983) resultando em curvas de resfriamento com a mesma forma descrita acima para uma panela de 90 toneladas mas com taxas de resfriamento menores. Assim, com o aumento na capacidade da panela, maiores tempos de espera e lingotamento podem ser tolerados.

As diferentes perdas de temperatura do aço têm magnitudes variáveis com o tempo do processo conforme pode-se ver na Figura 9.b. A taxa de perda de calor para os refratários é reduzida rapidamente com o passar do tempo enquanto que a perda pela escória cai mais suavemente. Dessa forma, as perdas térmicas pela escória se tornam, proporcionalmente, mais significantes com o passar do tempo. Isso justifica a adoção de práticas de isolamento do aço durante o lingotamento aumentando-se a espessura de escória e utilizando tampa conforme discutido no item 2.3.

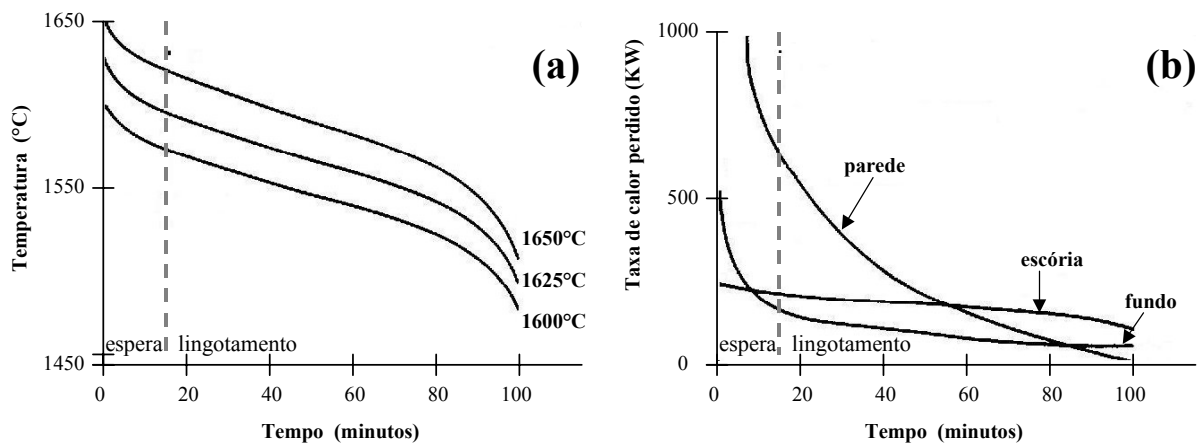


Figura 9 – Comportamento térmico de um sistema aço líquido/panela com capacidade de 90 toneladas. a) efeito da temperatura de vazamento sobre o resfriamento do aço na panela pré-aquecida a uma temperatura de 400°C; b) taxas de perda de calor do aço líquido para as paredes refratárias (parede e fundo) e através da escória com um pré-aquecimento de 400°C e uma temperatura de vazamento de 1650°C.

Adaptado: OMOTANI et al., 1983, p.32.

OMOTANI et al. (1983) concluem em seu trabalho:

“O potencial de conservação de energia e redução na queda de temperatura está relacionado com a energia retornada ao sistema pelo ciclo anterior na forma de refratários aquecidos. Se esta reciclagem de energia é maximizada, a necessidade de pré-aquecimento é reduzida e ambos, temperatura e energia, são conservados. Isto pode ser obtido de duas formas. Primeiro, um rápido retorno da panela ao ciclo reduz a perda de calor pela face quente dos refratários. A segunda possibilidade é a utilização de tampa durante o lingotamento e durante o período em que a panela permanece vazia.”

Percebe-se que existem duas diferentes teorias e explicações para as elevadas perdas térmicas do aço que ocorrem na panela logo após o vazamento. A apresentada por OMOTANI et al. (1983) que declara ser a perda para os refratários a preponderante e a concluída por RODRIGUES (1998) que declara o contrário, serem as perdas pela escória mais importante que as perdas pelos refratários. Essa última tem menor respaldo visto que é a única afirmação nesse sentido.

2.4.1 Influência dos diferentes tipos de refratário

SEGADÃES (1997) define refratários como materiais capazes de suportar temperaturas elevadas. Dentre as diversas formas de classificação, a mais usual é quanto à natureza química, que baseia-se no seu comportamento perante escórias metalúrgicas, classificando-os como ácidos, básicos e neutros. O principal constituinte dos refratários ácidos é a sílica (SiO_2), e dos básicos é a magnésia (MgO). Os neutros são inertes aos dois tipos de escória e materiais como o carbono, a cromite ($\text{FeO.Cr}_2\text{O}_3$) e a forsterite (2MgO.SiO_2) pertencem a esta classe.

As perdas térmicas do aço líquido para os refratários ocorrem devido à troca de calor por convecção. Esse calor migra para o interior dos refratários por condução de forma transiente. A equação da condução unidimensional de calor em coordenadas cartesianas para o regime transitório, condutibilidade térmica constante e sem taxa de transferência interna de calor é apresentada por BEJAN (1996) na equação 1.

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (1)$$

A equação de condução de calor dependente do tempo contém uma grandeza α , a difusibilidade térmica, definida pela equação abaixo:

$$\alpha = \frac{k}{\rho C} \quad [\text{m}^2/\text{s}] \quad (2)$$

onde:

K - condutibilidade térmica [$\text{J} / (\text{s m } ^\circ\text{C})$];

ρ - densidade [kg / m^3];

C – calor específico [$\text{J} / (\text{kg } ^\circ\text{C})$].

O significado físico da difusibilidade é descrito por OZISIK (1990): “... *está associada à propagação do calor no meio, durante as variações de temperatura com o tempo. Quanto*

mais alta a difusibilidade térmica, mais rápida a propagação de calor no meio. Quanto maior for a difusibilidade térmica, menor é o tempo necessário para que o calor penetre no sólido”.

O tipo de refratário utilizado em painéis de aciaria é um dos fatores primordiais sobre as perdas térmicas do aço visto que as suas propriedades determinam a passagem e armazenagem maior ou menor de calor em suas camadas.

Segundo INTERNATIONAL IRON AND STEEL INSTITUTE:

“A necessidade de produzir aços de alta qualidade e transferir o tratamento metalúrgico para a panela resultou em maiores solicitações das camadas refratárias como resultado de uma escória mais agressiva, longos tempos de permanência do aço na panela e ao uso de aquecimento por arco elétrico. A principal consequência disso foi a crescente utilização de materiais refratários básicos visto que resistem mais ao ataque da escória e são mais estáveis quimicamente. Em muitos casos, essa solução necessitou desenvolvimentos no gerenciamento das painéis e a adoção de práticas que levam em conta as necessidades dos refratários básicos (especialmente do ponto de vista térmico).”

Portanto, a crescente utilização da metalurgia de panela ocasionou a necessidade de mudança dos refratários sílico-aluminosos a base de argilas refratárias, também chamados de tijolos queimados (fireclay), para os de alta alumina e básicos ou magnesianos. Essas mudanças obrigaram a alterações no tratamento térmico das painéis visto que os novos materiais são mais condutores e o seu estado térmico tem maior influência sobre a temperatura do aço. Por outro lado, necessitava-se aumentar a vida das painéis devido aos maiores custos dos novos refratários. Isso incentivou uma série de trabalhos que comparam o desempenho térmico de diferentes materiais refratários.

Na cronologia encontrada na literatura acerca das alterações dos tipos de refratários, podemos destacar uma primeira de sílico-aluminosos para os aluminosos. A influência dessa alteração sobre a temperatura do aço líquido é mostrada por OMOTANI et al. (1983) na Figura 10. As propriedades físicas utilizadas são mostradas na Tabela 1. Com o aumento no conteúdo da alumina, a difusibilidade térmica dos tijolos aumenta tornando mais rápida a transferência de calor através dos mesmos, aumentando as perdas térmicas do aço líquido durante o processo.

Tabela 1 – Propriedades térmicas para diferentes tipos de refratários.

MATERIAL REFRATÁRIO	K [W/m°C]	ρ [kg/m ³]	Cp [J/kg°C]	α (x10 ⁻⁸) [m ² /s]
Fireclay	1,05	2100	1005	50
50% alumina	1,26	2400	1005	52
80% alumina	2,51	2900	1047	83

Adaptado: OMOTANI et al., 1983, p.30.

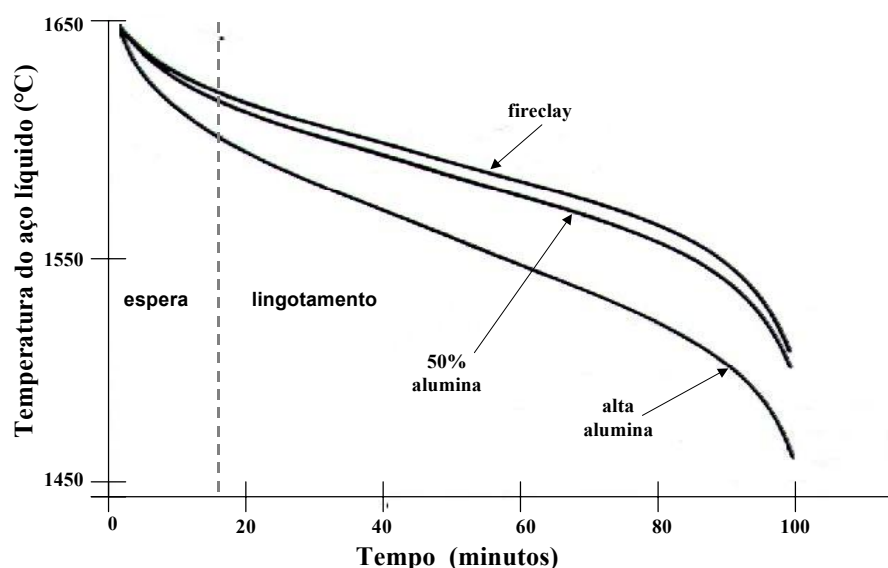


Figura 10 – Influência dos refratários sobre a temperatura do aço líquido.

Fonte: OMOTANI et al., 1983, p.32.

GASTÓN e MEDINA (1996) estudaram a passagem de tijolos de alta alumina para os refratários básicos (magnesianos e dolomíticos). Essa mudança é motivada pela maior estabilidade química com as escórias básicas, pela melhoria na limpeza do aço e por representarem uma redução de custo. Os autores citam também a utilização crescente dos refratários baseados em magnésia e magnésia-grafite por apresentarem alta resistência ao choque térmico e ataque da escória. Os autores compararam o desempenho dos quatro refratários apresentados na Tabela 2. Concluíram que a temperatura de pré-aquecimento, o uso de tampa e o tempo com aço do ciclo são parâmetros essenciais a serem considerados para obtenção de um bom controle de temperatura quando utilizam-se os refratários magnesianos ou magnésia-grafite. Isso porque esses refratários têm difusibilidades que são duas ou três vezes maiores que os de alta alumina e dolomíticos.

Tabela 2 – Propriedades térmicas para diferentes tipos de refratários.

MATERIAL REFRATÁRIO	K [W/m°C]	ρ [kg/m ³]	C [J/kg°C]	α ($\times 10^{-8}$) [m ² /s]
Alta alumina	1,75	2900	1045	58
Dolomita	2,2	2915	1100	69
Magnesita (96%)	4,0	2950	1212	112
MgO-C (10% C)	7,0	2950	1212	196

Adaptado: GASTÓN e MEDINA, 1996, p.30.

Utilizando um modelo matemático, CASTILLEJOS et al. (1997) comparou o comportamento da temperatura do aço líquido após o final do tratamento na panela em panelas com refratários a base de dolomita e alumina. Conforme é mostrado na Figura 11, o aço contido na panela dolomítica exige uma temperatura mais elevada no final do refino. Isso deve ocorrer a fim de compensar as maiores perdas da panela dolomítica provocada pela maior difusibilidade térmica desses materiais em comparação com os de alumina.

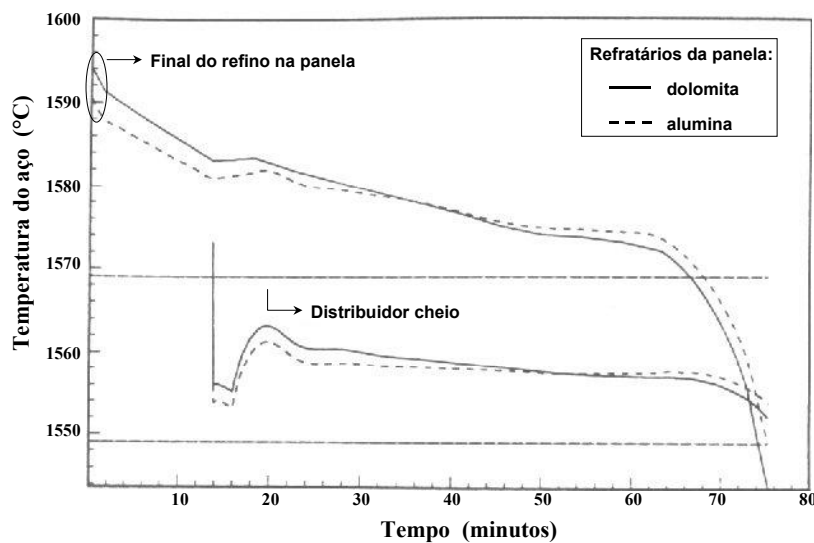


Figura 11 – Comportamento da temperatura do aço líquido em panelas com refratários dolomíticos e aluminosos.

Adaptado: CASTILLEJOS et al., 1997, p. 61.

2.4.2 Desgaste das paredes refratárias

O contato com o aço líquido provoca o desgaste das paredes refratárias e os efeitos desse fenômeno sobre as perdas térmicas foram estudados ou comentados por alguns autores.

TOMAZIN et al. (1986) comentam: “o desgaste dos refratários afetam as perdas térmicas de duas formas. Paredes finas conduzem mais calor para a chapa externa e armazenam menos calor.” Por um lado o desgaste aumenta as perdas térmicas do aço devido

à maior passagem de calor pela parede refratária e por outro o desgaste reduz as perdas devido à menor quantidade de calor necessária para “encharcar” termicamente a panela. Utilizando um modelo matemático os autores compararam as perdas térmicas do aço líquido contido em panelas com e sem desgaste. Concluíram que as perdas são maiores em panelas desgastadas quando as mesmas estão no ciclo (baixo tempo sem aço) e menores quando as panelas estão retornando ao ciclo (estão inicialmente frias e necessitam ser aquecidas). Verificaram também que a diferença entre as perdas para os dois casos é maior quanto maior for o tempo com aço. De forma similar, MUNDIM et al. (1985) ressaltam a importância do desgaste sobre as perdas térmicas do aço líquido através da quantificação das perdas em panelas com e sem desgaste.

AUSTIN et al. (1992B) concluíram, utilizando um modelo matemático, que o desgaste tem uma relação não linear com as perdas térmicas conforme pode ser visualizado na Figura 12. A influência de um desgaste de 50mm é muito próximo ao de uma panela nova enquanto que para um desgaste de 100mm, as perdas acentuam-se rapidamente aumentando a taxa de resfriamento do aço.

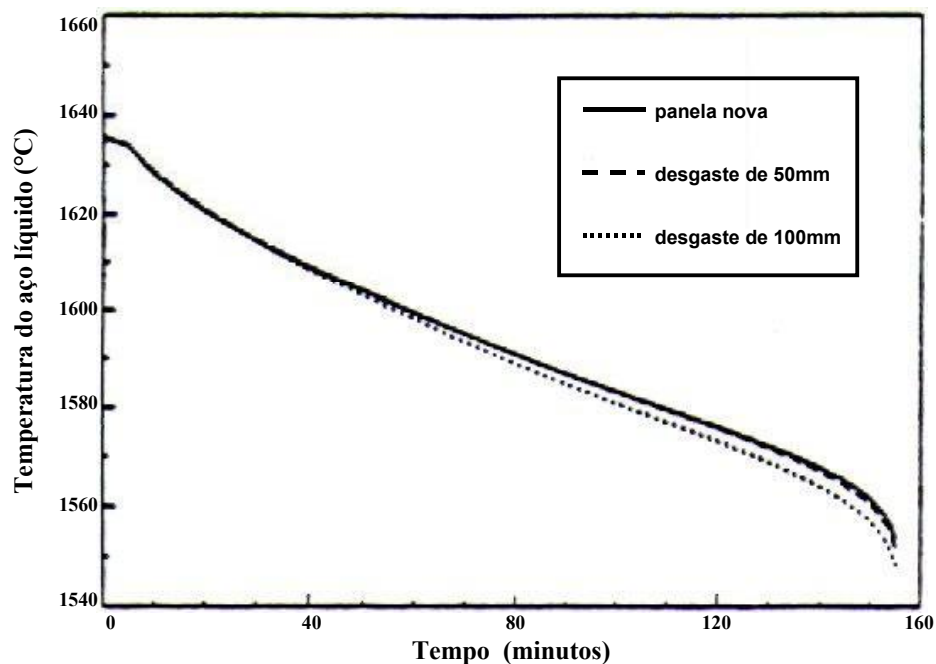


Figura 12 – Variação da temperatura do aço líquido em panelas com diferentes desgastes.

Fonte: AUSTIN et al., 1992, p.323.

O desgaste influi diferentemente dependendo do refratário utilizado. Foi o que constataram MORROW e RUSSELL (1985). A diferença que existe entre o efeito dos três diferentes refratários estudados (fireclay, alumina 70% e básico) sobre a temperatura do aço no final do lingotamento é de 35°C para uma panela nova e de 15°C para uma panela

desgastada após 4 corridas. Ocorre, portanto, uma redução das diferenças entre os efeitos térmicos dos diferentes refratários com o desgaste da panela.

Através de uma simulação numérica, GRIP (1994) verificou para uma panela com espessura total de 210 mm que a onda de calor migra vagarosamente para dentro das camadas refratárias e que somente uma camada de 100mm é afetada durante um ciclo (120 min de tempo com aço). Somente essa zona ativa tem tempo para afetar a temperatura do aço. O restante do material acaba não influenciando e, desta forma, o autor desconsiderou o fator desgaste de painéis em seu modelo preditivo. Já no modelo matemático “on-line” apresentado por ZORYK e REID (1993) é levado em conta o desgaste.

2.4.3 Importância dos materiais isolantes

Com a necessidade de utilização de materiais refratários mais estáveis quimicamente e, porém, com maiores difusibilidades térmicas, passou a existir um grande interesse na utilização de materiais isolantes nas painéis.

MORROW e RUSSEL (1985) estudaram o efeito de um tijolo isolante considerando três diferentes configurações. Concluíram que o material isolante é mais efetivo na manutenção de calor do aço quando colocado entre os tijolos de trabalho e de proteção.

A eficiência dos materiais isolantes na redução das perdas térmicas do aço líquido foi posta em prova por MUNDIM et al. (1985). Os autores concluíram, a partir de simulações numéricas de painéis utilizando um material isolante, que as variações das perdas térmicas e da temperatura do metal são praticamente nulas. Todo o poder isolante da fibra cerâmica, material isolante analisado, é revertido no aquecimento do revestimento refratário. Por outro lado, a temperatura externa da carcaça da panela é reduzida de até 200°C com a utilização de uma camada de 25mm de papel fibra cerâmica. Nessa mesma linha, MUCCIARDI e GRANDILLO (1987) citam que, com a utilização de material isolante, obtêm-se uma redução de 12°C na temperatura da chapa externa das painéis com uma conseqüente redução nas perdas para o ambiente. No entanto, ressaltam a elevação das temperaturas dos tijolos refratários, o que pode afetar a sua integridade física. Em um outro trabalho, MUCCIARDI e GRANDILLO (1991) concluem que os materiais isolantes têm um efeito pequeno sobre as perdas térmicas do aço líquido para as camadas refratárias.

Os resultados favoráveis ao desempenho dos materiais isolantes foram obtidos por BARBER et al. (1995). Os autores simularam uma panela utilizando uma camada isolante entre os tijolos de proteção e a chapa e analisaram a influência dessa configuração sobre a

temperatura do aço líquido. Constataram uma redução de aproximadamente 80°C na temperatura de chapa. Essa redução foi confirmada experimentalmente utilizando-se termopares e, ainda, termografia. Quanto ao efeito sobre a temperatura do aço, foi calculada uma redução acima de 20°C nas perdas térmicas. O melhor resultado, entretanto, foi obtido na prática com a redução no aço retornado do lingotamento por problemas de temperatura baixa.

2.5 ESTRATIFICAÇÃO TÉRMICA

Para obter-se o controle da temperatura do aço líquido durante o processo e, principalmente, durante o lingotamento contínuo, é necessário, além da predição das perdas térmicas do aço líquido, o entendimento e a preocupação com os fenômenos relacionados ao escoamento do aço dentro da panela. GRIP et al. (1999) comentam a respeito:

“A comparação entre as temperaturas medidas e calculadas pelos modelos térmicos indicam que o conhecimento das perdas térmicas não é suficiente para dar uma boa predição da temperatura do aço. A temperatura do aço que sai da panela é também influenciada pelos escoamentos dentro da mesma.”

Existem dois fenômenos distintos relacionados ao fluxo do aço dentro da panela: a estratificação térmica, causada pelo fluxo descendente do aço resfriado pelas paredes da panela, e o fluxo de drenagem provocado pelo esvaziamento da panela. A soma de ambos influencia a temperatura do aço que sai da panela e, conseqüentemente, afeta as temperaturas dentro do distribuidor.

A estratificação térmica do aço é um fenômeno termo-físico que se caracteriza pela formação de zonas com temperaturas diferenciadas dentro da panela. Isso se deve ao resfriamento da camada de aço que fica nas proximidades das paredes refratárias e o conseqüente aumento na densidade provocando um escoamento descendente (convecção natural). Origina-se, daí, um acúmulo de aço com menor temperatura nas camadas mais baixas da panela, separando-se do aço mais quente que fica nas camadas superiores. A importância do estudo da estratificação para o controle da temperatura do aço líquido está relacionada à temperatura de saída do aço da panela, fenômeno que pode causar grandes variações de temperatura dentro do distribuidor. Diversos estudos foram realizados para entender a estratificação e a sua influência sobre a temperatura de saída do aço da panela com relação a diversos parâmetros do processo.

Um dos trabalhos pioneiros no estudo da estratificação foi realizado por HLINKA e MILLER (1970) que, utilizando um modelo físico, simularam o sistema refratário/aço/escória utilizando o sistema acrílico/água/óleo mineral. Através desse modelo físico foi possível visualizar o mecanismo de convecção esquematizado na Figura 13 para duas diferentes espessuras de escória. A escória espessa funciona como um isolante térmico que faz com que o aço estratificado termicamente permaneça sobreaquecido em relação ao restante do aço da panela. Esse aço sobreaquecido garante a manutenção da temperatura dentro do distribuidor com o decorrer do lingotamento, efeito acentuado no final do processo. Assim, uma escória de espessura normal ocasiona a mistura na panela fazendo com que a temperatura de saída da panela caia com o decorrer do esvaziamento. Já com escória espessa e o consequente favorecimento da estratificação, o comportamento da temperatura do aço na saída da panela e, consequentemente no distribuidor, é mais constante, conforme concluído pelos autores.

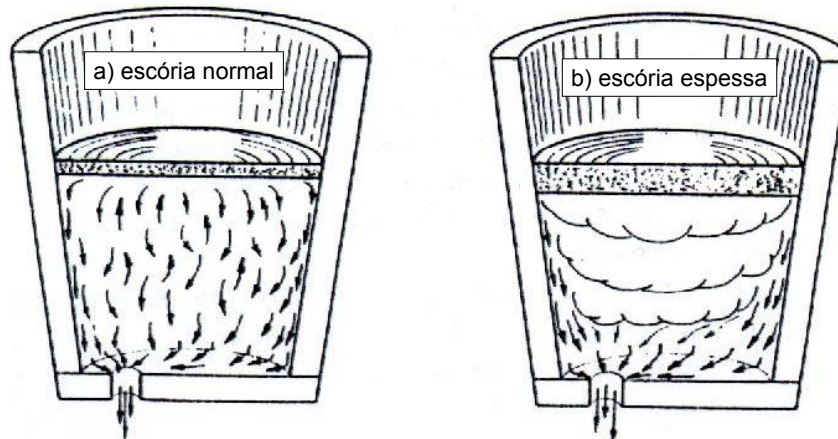


Figura 13 – Correntes convectivas durante o esvaziamento da panela para duas espessuras de escória.

Fonte: HLINKA e MILLER, 1970, p. 124.

Utilizando dois modelos diferentes (físico e matemático), PERKINS et al. (1986) estudaram a influência da estratificação durante o lingotamento sobre a temperatura do jato de saída para o distribuidor. O modelo físico foi utilizado para investigar diferentes aspectos da injeção de gás visando a mistura. Os autores comentam a respeito dos modelos físicos:

“O valor do modelo com água é conveniente e fácil com respeito às medições e observações que podem ser realizadas. A informação obtida dá um entendimento físico do processo envolvido e o modelo com água pode ser utilizado para identificar tendências do comportamento acompanhando mudanças paramétricas”.

Entretanto, PERKINS et al (1986) questionam a utilização do modelo físico como fonte quantitativa de resultados.

ROBERTSON e PERKINS (1986) apresentam um bom exemplo do efeito da estratificação térmica sobre a temperatura de saída da panela e, conseqüentemente, sobre a temperatura no distribuidor durante o lingotamento contínuo. É assumido um modelo de estratificação em que a panela é dividida em três zonas distintas conforme mostrado na Figura 14a. O aço que fica na zona de contorno resfria devido à proximidade com a parede e flui para a zona do reservatório. Nem toda a massa de aço que entra na zona do reservatório permanece nessa posição, havendo daí uma mistura de parte desse aço com a zona central. É proposto, assim, um fator de mistura que é a fração da massa transferida para o reservatório que é misturada com a zona central. Assim, um fator de mistura igual a 1 representa a ausência de estratificação. Pode-se ver na Figura 14b que o fator de mistura pode ter um efeito grande sobre a queda de temperatura de saída do aço da panela durante o esvaziamento. Se a mistura for baixa ($\gamma = 0,3$), a estratificação elevada produz um efeito benéfico mantendo a temperatura quase constante durante os 60 minutos de lingotamento. Entretanto, se a mistura for alta ($\gamma = 0,7$), a temperatura cai sensivelmente caracterizando-se em um descontrole da temperatura dentro do distribuidor.

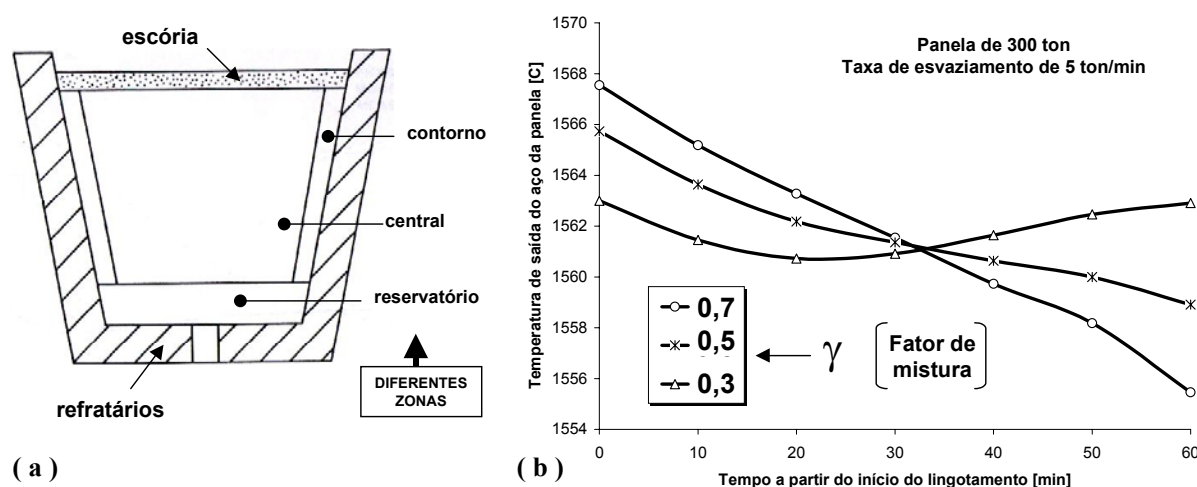


Figura 14 – a) Desenho esquemático do modelo de estratificação, b) Efeito da estratificação na temperatura de saída do aço da panela.

Adaptado: ROBERTSON e PERKINS, 1986, p. 302.

AUSTIN et al. (1992) utilizaram um modelo matemático para analisar o fenômeno da estratificação desconsiderando o resfriamento do aço pela escória. Os autores sugerem uma relação que permite estimar a diferença de temperaturas provocadas pela estratificação dentro da panela em função do tempo de espera para abertura e da taxa de resfriamento do aço devido às perdas térmicas para os refratários. A equação é mostrada abaixo e os autores acrescentam ser uma relação que independe do tamanho da panela.

$$\boxed{\text{DIFERENÇA DE TEMPERATURAS DEVIDO À ESTRATIFICAÇÃO}} = \boxed{\text{TEMPO DE ESPERA PARA O VAZAMENTO}} \times \boxed{\text{TAXA DE RESFRIAMENTO DO AÇO}} \times 2 \quad (3)$$

A taxa na qual é iniciada a transferência do aço da panela para o distribuidor determina a forma do fluxo no fundo da panela. O fluxo de drenagem do aço da panela, dependendo da sua vazão, descaracteriza o efeito da estratificação térmica e, portanto, pode afetar o comportamento da temperatura de saída do aço da panela durante o lingotamento contínuo. ROBERTSON e PERKINS (1986) concluem: “*O efeito resultante dessas mudanças na temperatura de saída é muito difícil de determinar precisamente*”. Na Figura 15 são apresentadas as temperaturas do aço em um distribuidor de 20 toneladas para diferentes tempos de enchimento (1, 2, 3 e 4 minutos). As diferenças observadas têm duas causas: primeiro, o efeito do fluxo de saída do aço da panela somado à estratificação; segundo, as perdas para as paredes refratárias do distribuidor.

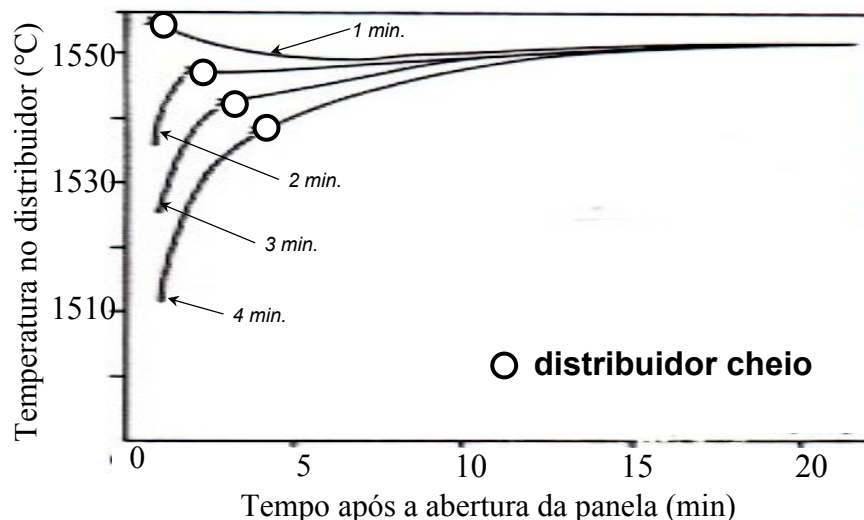


Figura 15 – Efeito do tempo de enchimento sobre as temperaturas do aço dentro de um distribuidor de 20 toneladas pré-aquecido.

Fonte: ROBERTSON e PERKINS, 1986, p. 302.

AUSTIN et al. (1992) concluem, através da utilização de um modelo matemático, que quanto mais rápido for o enchimento do distribuidor menor será a estratificação na panela.

GRIP et al. (1999) estudaram, experimentalmente, a estratificação térmica e os fluxos de drenagem para panelas de diferentes tamanhos através de diferentes modelos utilizando medições de temperatura, medições químicas e traçadores radiativos. Um modelo matemático foi desenvolvido e calibrado com os resultados experimentais. Concluiu-se que diferenças em parâmetros de processo, isto é, fluxos de perda térmica, têm maior influência sobre o comportamento fluido do aço do que diferenças geométricas. Essa constatação também foi citada por ILEGBUSI e SZEKELY (1987) e AUSTIN et al. (1992).

A estratificação é influenciada pelas perdas térmicas para os refratários. Isso foi verificado por RODRIGUES (1998) que calculou a estratificação térmica em uma panela durante o 2º e 9º ciclos após a sua entrada nova. A autora verificou uma maior estratificação na panela com menores temperaturas dos refratários (2º ciclo), ou seja, com maior perda térmica para os refratários.

2.5.1 Fator isolante da escória

Outra importância do fator isolante da escória, além da redução das perdas térmicas, é a de favorecer a estratificação da panela durante o lingotamento contínuo. As perdas através da escória reduzem a temperatura do aço na parte superior da panela, aumentando a densidade do aço e o conseqüente fluxo descendente desse volume. Dessa forma, quanto maior for a isolamento térmica do aço pela borda da panela, quer seja pela escória ou pela utilização de tampa, maior será a estratificação térmica.

Baseados em vários experimentos de laboratório e na planta, HLINKA e MILLER (1970) propõem uma equação simples (Figura 16) que permite calcular a espessura adequada para a produção de uma temperatura estável de saída da panela e substancial constância da temperatura do aço líquido dentro do distribuidor.

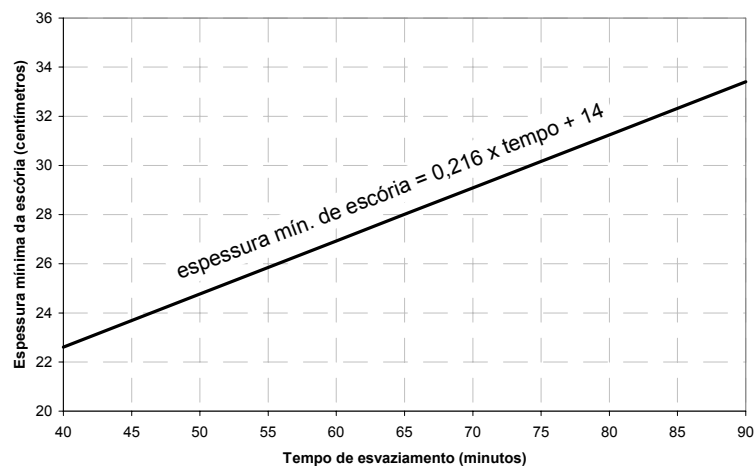


Figura 16 – Relação entre o tempo de esvaziamento da panela com a espessura mínima de escória para obtenção de temperaturas constantes no distribuidor.

Fonte: HLINKA et al., 1970, p. 125.

Em um outro trabalho, HLINKA et al. (1985) apresentaram um estudo realizado com um modelo matemático que quantifica o efeito da utilização de tampa somado ao da espessura de escória sobre a temperatura de saída do aço da panela. A Figura 17 mostra o resultado para a temperatura do aço no final do esvaziamento da panela. Percebe-se que uma panela sem tampa e com uma espessura de escória menor que oito centímetros corre o risco de não ser

completamente esvaziada uma vez que a temperatura final se aproxima da temperatura de líquidus. Nessa situação, deve-se trabalhar com sobreaquecimentos maiores, o que irá provocar altas temperaturas no distribuidor no início do lingotamento. Os autores concluem que a utilização de tampa somado à escória apresentam os melhores desempenhos. Os efeitos de isolamento somados, tampa e escória, favorecem a estratificação e a consequente estabilização da temperatura dentro do distribuidor.

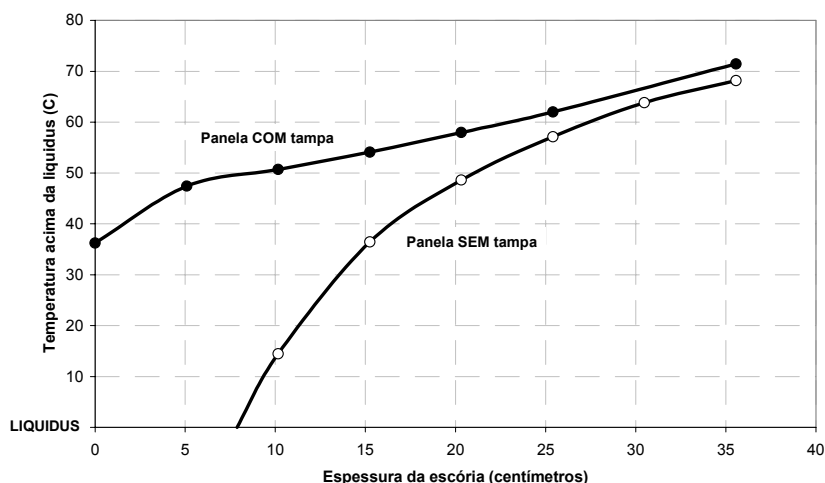


Figura 17 – Influência da altura de escória e da utilização de tampa sobre a temperatura do aço no final do esvaziamento da panela.

Fonte: HLINKA et al., 1985, p. 45.

2.6 CICLO DE PANELAS

Como foi visto até o momento, as perdas térmicas do aço líquido na panela são de duas formas principais: através da escória para o ambiente e para os refratários. As perdas que ocorrem em diferentes corridas através da escória são pouco variáveis, tornando-as mais facilmente previsíveis. O mesmo não pode ser dito das perdas para os refratários, pois dependem do estado térmico das panelas que, por sua vez, é determinado pelo histórico das panelas no ciclo. Dessa forma, o ciclo de panelas tem uma importância fundamental no controle da temperatura do aço líquido.

2.6.1 Equilíbrio térmico da panela com o ciclo

HLINKA et al. (1985) simularam um ciclo de panelas com repetidos tempos de processo e constataram que, após o terceiro ciclo, a temperatura de saída do aço líquido da panela se mantinha constante durante o lingotamento. A esse comportamento foi dado o nome de equalização térmica das panelas. A equalização térmica das panelas se caracteriza também

por apresentar perfis térmicos nas camadas refratárias que se repetem em cada etapa do processo.

Outros trabalhos também verificaram o comportamento repetitivo das panelas no ciclo e constam da Tabela 3. Os equilíbrios dependem das dimensões da panela, quantidade de aço e, principalmente, dos tempos do ciclo.

Tabela 3 – Referência a trabalhos que determinaram o número de ciclos necessários para atingir o equilíbrio da panela com o ciclo.

AUTORES	NÚMERO DE CICLOS
MORROW e RUSSEL (1985)	3
TOMAZIN e UPTON (1986)	4
MUCCIARDI e GRANDILLO (1987)	4
BELISÁRIO et al. (1989)	6
RODRIGUES (1998)	4

AUSTIN et al. (1992) verificaram que o número de ciclos, de 4 a 6, depende da temperatura de aquecimento da panela nova. Uma panela que entra pouco aquecida no ciclo demora mais tempo para atingir o equilíbrio.

O conceito de equilíbrio térmico das panelas com o ciclo é válido para um processo estável, sem interrupções muito longas, como os idealizados nos diferentes trabalhos. As perdas térmicas nos ciclos anteriores ao equilíbrio da panela são maiores e a influência sobre a temperatura do aço é discutida nos trabalhos de HLINKA et al. (1985) e AUSTIN et al. (1992). A solução basicamente passa pelo aumento das temperaturas de sobreaquecimento ou pelo tempo maior de aquecimento das panelas. Essas são soluções básicas para a entrada de panelas novas no ciclo.

2.6.2 Índice de Encharque

A quantificação do estado térmico das panelas é um fator primordial para o controle da temperatura do aço líquido e, portanto, a preocupação em trabalhar-se com um Índice de Encharque não é fato novo.

Analisando os perfis térmicos de uma panela obtidos de um modelo matemático, TOMAZIN et al. (1986) concluem que não existem parâmetros simples que possam ser medidos para monitorar e controlar a quantidade de energia contida nas panelas. Na Figura 18 são mostrados três perfis de temperatura dentro das paredes refratárias resultantes de

diferentes condições. O perfil da panela fria pré-aquecida, mesmo tendo uma temperatura de face quente muito similar a uma panela do ciclo, tem menor energia armazenada no restante das camadas. Os autores concluem que a temperatura da face quente não é suficiente para identificar o estado térmico das panelas, o que pode ser melhorado através da consideração da temperatura da chapa externa e do tempo de resfriamento das panelas.

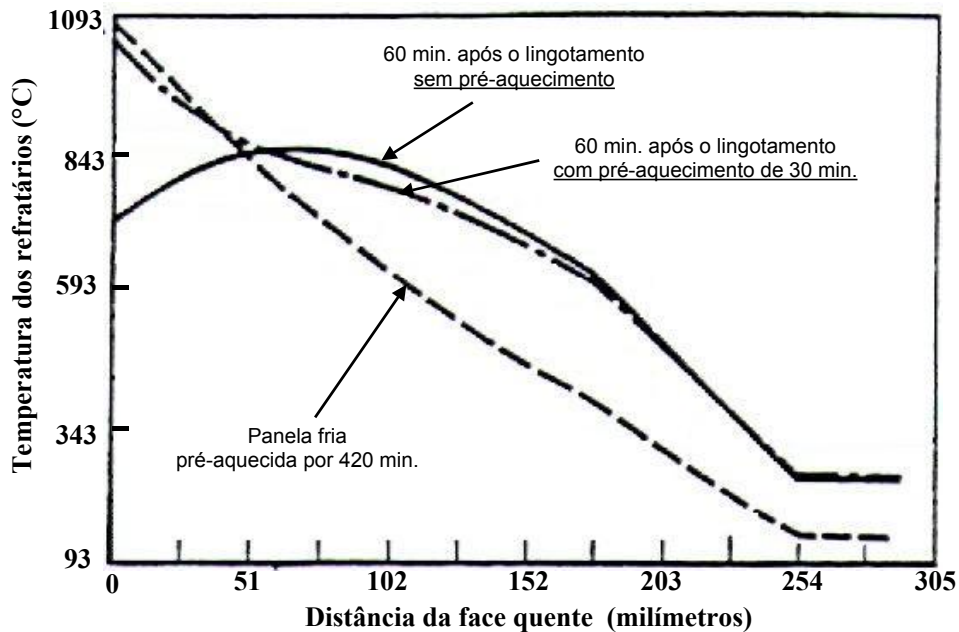


Figura 18 – Comparação dos perfis térmicos no interior das camadas refratárias de panelas com baixo tempo sem aço e panelas frias pré-aquecidas.

Fonte: TOMAZIN et al., 1986, p. 228.

PERKINS et al. (1986), por sua vez, trabalharam com a temperatura média da panela. Os dados foram obtidos experimentalmente através da instrumentação e acompanhamento de uma panela no ciclo, durante nove dias, obtendo o comportamento médio durante o resfriamento e o aquecimento. O objetivo dos autores foi o de estabelecer regras de aquecimento.

Para avaliar um sistema de tampa móvel de panela, MINION e LECKIE (1986) utilizaram como parâmetro a temperatura da face quente medida antes do vazamento.

Já MUCCIARDI e GRANDILLO (1987) utilizaram diretamente a energia contida nas camadas refratárias, que são calculadas por um modelo matemático, como indicativo do estado térmico para avaliação de alguns fatores operacionais.

Com o objetivo de desenvolver um método sem contato de medição do calor contido nas paredes refratárias, RUTQVIST et al. (1990) utilizaram um pirômetro ótico para medir a temperatura e a taxa de resfriamento da face quente da panela antes do vazamento. Os autores

concluem que, utilizando esse método, é possível classificar termicamente as panelas. A implementação dessa idéia, com algumas modificações, foi apresentada por GRIP (1994), cujo trabalho será apresentado com maiores detalhes no item 2.7.

ZORYK e REID (1993), a partir do perfil térmico calculado por um modelo matemático que calcula em tempo real de produção, utilizam a temperatura média da metade interna das camadas refratárias para classificar termicamente as panelas e calcular o sobreaquecimento necessário para o aço a ser vazado. Essa informação também é utilizada na escolha do ordenamento das panelas para o vazamento.

A temperatura média das paredes refratárias foi também utilizada como parâmetro de encharque no modelo matemático apresentado por CASTILLEJOS et al (1997).

2.6.3 Tempo sem aço

As perdas térmicas que ocorrem com a panela durante o tempo sem aço são muito elevadas devido à grande quantidade de energia contida nas camadas refratárias e às elevadas temperaturas da face quente. Existem três formas usuais para reduzir e/ou compensar as perdas durante o tempo sem aço da panela:

- sobreaquecimento do aço para vazamento;
- utilização de tampa;
- utilização de pré-aquecedores.

A utilização de sobreaquecimento no vazamento é a ferramenta operacional básica para a compensação das perdas térmicas do aço para a panela. Mesmo quando existe pré-aquecimento de panelas, esse procedimento é utilizado em menores valores. Na Tabela 4 são apresentados os valores de sobreaquecimento calculados por um modelo matemático em função do tempo de resfriamento sem a utilização de pré-aquecimento, conforme os dados de BARNHARDT e THURNER (1986). Esse procedimento operacional foi adotado na Planta da Bethlehem Steelton e fornece o sobreaquecimento tanto para a temperatura de vazamento quanto para a saída do refino secundário para o lingotamento.

Tabela 4 – Ajuste para a temperatura de 170 toneladas de aço contida em uma panela com diferentes tempos de resfriamento.

Tempo de resfriamento – sem aquecimento - (horas)	Ajuste da temperatura de vazamento (°C)	Ajuste da temperatura de saída para o lingotamento (°C)
Acima de 2	+14	0
4	+19	+6
8	+25	+8
12	+28	+11
14	+31	+14

Fonte: BARNHARDT e THURNER, 1986, p.912.

2.6.4 Pré-aquecimento de panelas

O aquecimento de panelas é indicado imediatamente antes do vazamento do aço com a finalidade de reduzir as subseqüentes perdas térmicas do aço líquido para as camadas refratárias da panela.

SZEKELY e EVANS (1969) estudaram, através de um equacionamento analítico, as trocas térmicas por radiação da escória com as paredes refratárias e a borda livre da panela. Concluíram que o pré-aquecimento das paredes refratárias expostas à radiação da escória tem uma importância significativa na redução das perdas térmicas do aço, uma vez que reduzem o potencial de troca entre a escória e as paredes. Vale lembrar que perdas de energia pela escória revertem em perdas do aço líquido.

A influência da temperatura de pré-aquecimento da panela sobre a temperatura de vazamento do aço líquido (Figura 19) foi avaliada por HLINKA e MILLER (1970) utilizando um modelo físico (água/acrílico) em escala para uma panela de 75 toneladas. O aquecimento da panela foi simulado pela utilização de água aquecida com diferentes temperaturas (temperatura de pré-aquecimento). Segundo esse modelo, panelas aquecidas com temperatura de 1100°C dispensam o sobreaquecimento de 36°C quando comparadas com o vazamento em panelas frias.

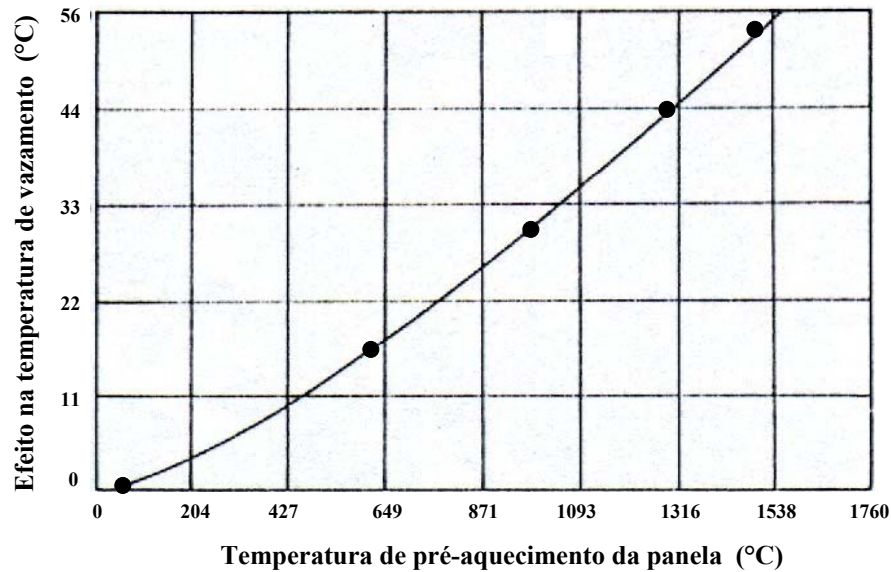


Figura 19 – Efeito do pré-aquecimento sobre a temperatura de vazamento.

Fonte: HLINKA, 1970, p. 128.

A influência do pré-aquecimento se estende sobre o comportamento das temperaturas do aço líquido durante todo o ciclo como demonstrado por OMOTANI et al. (1983) através de uma formulação analítica (Figura 20). Para uma mesma temperatura de vazamento, o comportamento das temperaturas de transferência do aço para o distribuidor dependem do estado térmico da panela que é afetado diretamente pela temperatura de pré-aquecimento.

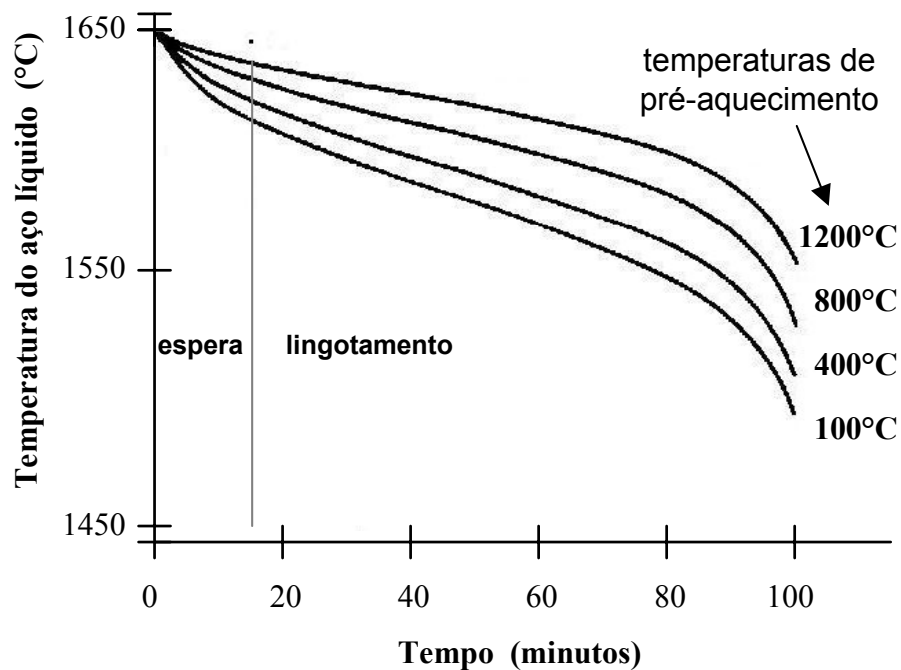


Figura 20 – Efeito da temperatura de pré-aquecimento sobre a temperatura do aço líquido durante o ciclo.

Fonte: OMOTANI et al., 1983, p.33.

HLINKA et al. (1985) colocaram o pré-aquecimento como uma forma de compensar as perdas que ocorrem durante o retorno da panela ao ciclo. Os autores concluíram, através de simulações numéricas, que são necessárias seis horas de aquecimento a uma temperatura de 980°C para que uma panela fria atinja uma condição térmica que resulte em uma temperatura de transferência da panela para o distribuidor similar ao produzido por uma panela equilibrada com o ciclo. Para chegar a esse resultado, os autores consideraram um ciclo hipotético com um tempo de duas horas entre o final do lingotamento e o início do aquecimento (período de resfriamento). HLINKA et al. (1985) comentaram que um procedimento de aquecimento de panelas pode ser desenvolvido com o auxílio de um modelo matemático que simule as etapas do ciclo de panelas. O tempo de resfriamento pode ser relacionado com o tempo necessário de aquecimento a fim de obter um comportamento térmico similar ao de uma panela equilibrada com o ciclo estudado. O modelo pode ser utilizado, também, para determinar as condições desse aquecimento tal como a intensidade da chama.

PERKINS et al. (1986) apresentam um trabalho de padronização do aquecimento de panelas na Usina de Lackenby da British Steel Corporation. Eles comentam:

“A adoção de panelas quentes para o armazenamento de aço líquido através de um eficiente sistema de programação de panelas é pré-requisito para o controle preciso e consistente do processo e é essencial quando a eficiência térmica do processo quer ser otimizada e mantida. Um sistema ideal para a programação de panelas deve utilizar um número mínimo de panelas no ciclo utilizando a considerável capacidade de armazenamento de calor dos refratários mantendo a temperatura do aço líquido durante o esvaziamento. Esse tipo de sistema é, entretanto, difícil de ser mantido na prática por várias razões e para eliminar a necessidade de excessivas temperaturas de vazamento, a utilização de panelas quentes do ciclo devem ser suplementadas pela implantação de aquecedores. A estratégia prática de manipulação das panelas pode ser baseada em regras governadas pelo máximo tempo em que a panela pode permanecer vazia antes da sua reutilização e o mínimo tempo de pré-aquecimento requerido para restaurar o conteúdo de calor da panela perdido por longos períodos vazia.”

Assim, PERKINS et al. (1986) apresentam uma forma experimental de gerar padrões de aquecimento de panelas. Para tanto, instrumentaram com termopares uma panela e acompanharam as temperaturas dos refratários durante nove dias. O Índice de Encharque utilizado para a avaliação do estado térmico da panela foi a temperatura média na parede lateral. Na Figura 21 tem-se a taxa de resfriamento da panela com o passar do tempo sem aço da panela.

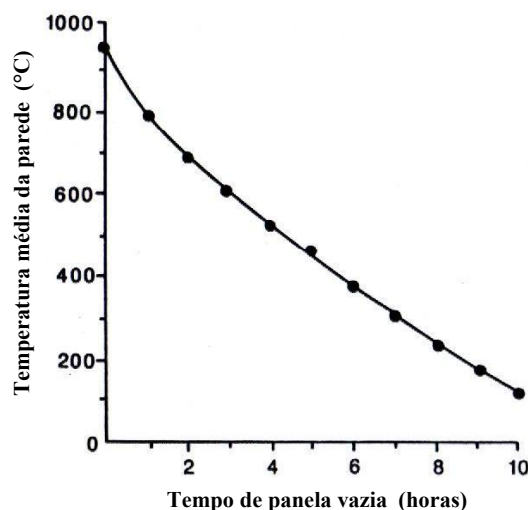


Figura 21 – Influência do tempo de panela vazia sobre a temperatura média das paredes refratárias (lateral)

Fonte: PERKINS et al., 1986, p.10:28.

Durante a campanha da instrumentação, PERKINS et al. (1986) verificaram a influência da vazão de combustível sobre a temperatura média da parede, conforme mostra a Figura 22. Com exceção da panela nova, as taxas de aquecimento têm relação direta com a vazão de combustível utilizada na queima, medidas em relação à máxima vazão possível. Quanto maior a vazão de gás, maior é a taxa de aquecimento da panela. No aquecimento da panela nova existe uma taxa menor devido à umidade residual que necessita de calor para fluir dos tijolos. Os autores mostram também a preocupação em padronizar os aquecimentos para que tenham aquecimentos similares aos produzidos nas vazões 70 e 74% da máxima.

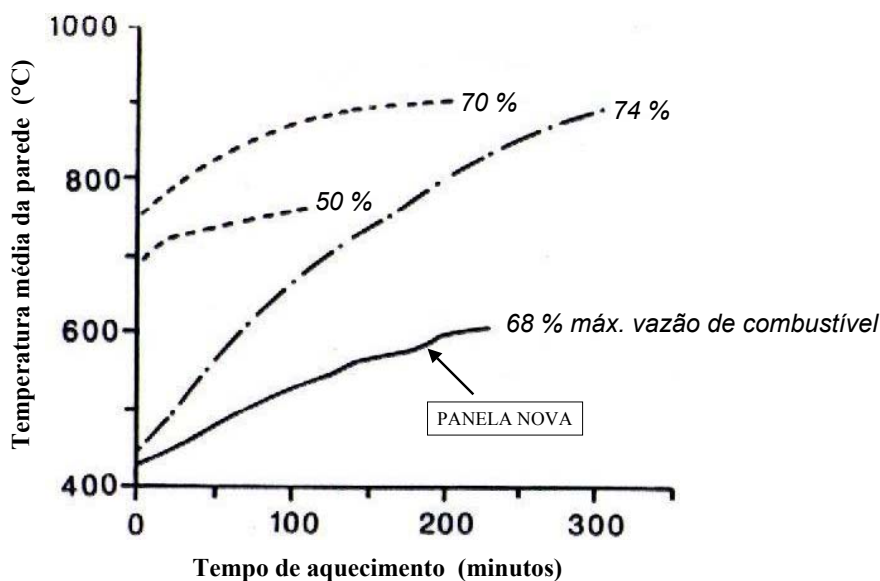


Figura 22 – Influência da vazão de combustível sobre a temperatura média da parede refratária.

Fonte: PERKINS et al., 1986, p. 10:29.

Com base nas temperaturas apresentadas na Figura 22, PERKINS et al. (1986) assumem uma relação entre o tempo de aquecimento e a temperatura média das paredes (Figura 23).

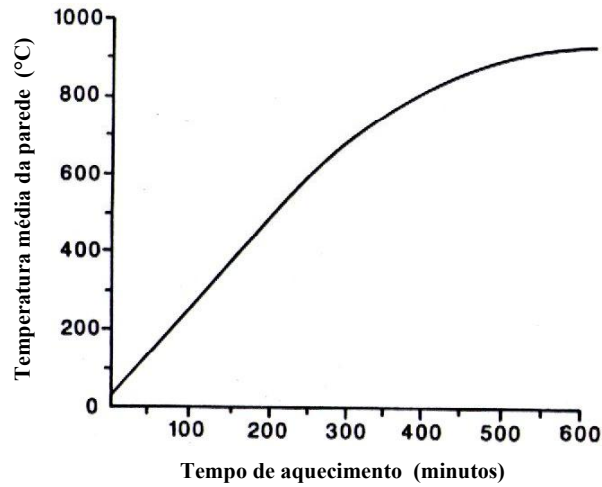


Figura 23 – Relação entre o tempo de aquecimento e a temperatura média máxima possível da parede.

Fonte: PERKINS et al., 1986, p. 10:29.

Com a curva de resfriamento (Figura 21) e a de aquecimento (Figura 23) obtidas experimentalmente, PERKINS et al. (1986) propuseram regras para o aquecimento de paredes. As curvas mostradas na Figura 24 mostram o mínimo tempo necessário de aquecimento em função do tempo de resfriamento da parede para três níveis de encharque no momento do vazamento: temperaturas médias de 650, 700 e 750°C. A intercepção no eixo x é o máximo tempo permitido de parede vazia antes que seja necessário o aquecimento. Isso reduziu o tempo do padrão anterior que era de 4 horas para o máximo de 2,5 horas.

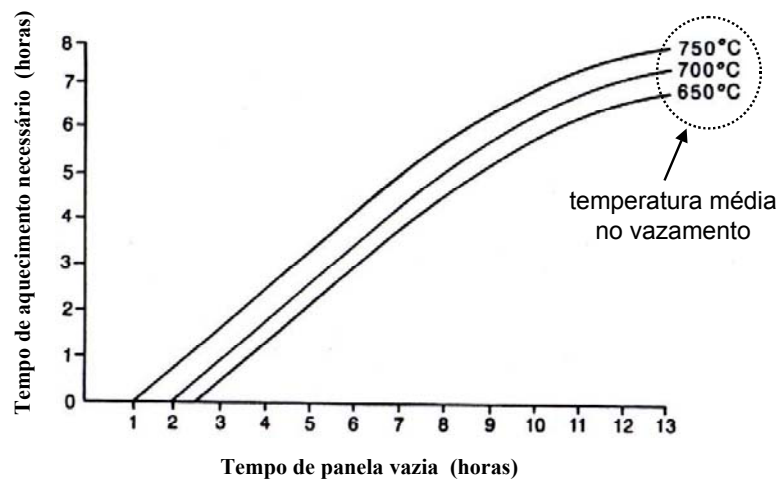


Figura 24 – Relação entre o tempo de resfriamento de parede e o necessário de aquecimento para produzir diferentes temperaturas médias no vazamento.

Fonte: PERKINS et al., 1986, p. 10:29.

A incorporação desse procedimento na prática operacional da planta foi difícil. Houve a necessidade do desenvolvimento de um sistema de rastreamento de painéis. Um programa de computador monitora as painéis do ciclo, armazenando e mostrando as informações de cada painel no processo. O cálculo da condição térmica das painéis é baseado na temperatura média das paredes refratárias obtidas experimentalmente e a condição térmica é classificada em sete categorias. Após duas semanas de implantação desse sistema, obteve-se um índice superior a 60% de painéis quentes entrando no ciclo. PERKINS et al. (1986) comentam, porém, a necessidade de desenvolvimento do sistema.

A preocupação em diminuir a variabilidade das temperaturas do aço na panela fizeram com que TOMAZIN et al. (1986) desenvolvessem um modelo matemático para avaliar práticas operacionais. Para o pré-aquecimento de painéis novas, eles recomendam que a temperatura da chapa externa exceda 100°C antes de sua utilização. Um termopar é portanto utilizado para medir a temperatura de chapa para checar essa condição. Os autores analisaram o pré-aquecimento de painéis novas também através da energia acumulada nas paredes refratárias conforme mostra a Figura 25. Eles recomendam um tempo de sete horas de pré-aquecimento para atingir-se 70% do total de energia acumulada nas camadas refratárias, critério similar ao estabelecido por SAUNDERS, citado por TOMAZIN et al. (1986). Nessa situação, a temperatura de vazamento deve ser aumentada em 22°C para suprir as perdas extras durante o ciclo.

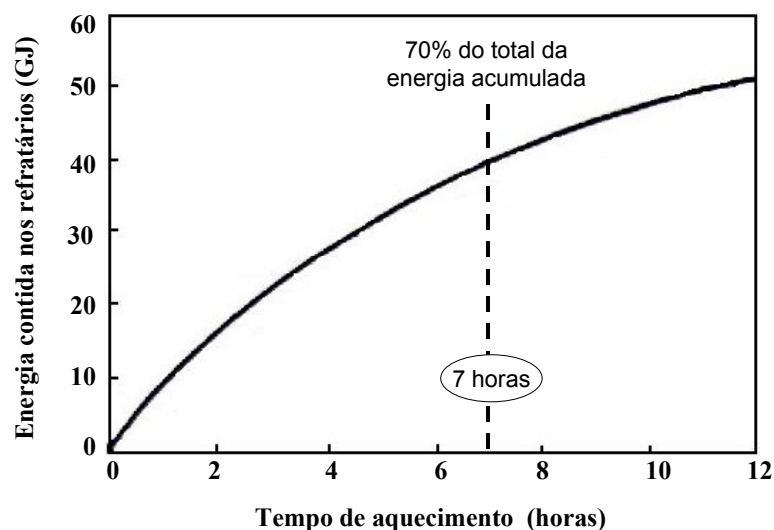


Figura 25 – Energia armazenada nas camadas refratárias em função do tempo de pré-aquecimento.

Fonte: TOMAZIN et al., 1986, p. 227.

Para painéis usadas, TOMAZIN et al. (1986) calcularam as temperaturas necessárias para vazamento em função da temperatura da face quente, da chapa externa e do tempo de

resfriamento, conforme pode ser visualizado na Figura 26. Para obter-se o acréscimo ou decréscimo na temperatura de vazamento, deve-se relacionar o tempo em que a panela ficou sem aço com as temperaturas da face interna (quente) e a da chapa externa. Assim, o aço líquido deve sofrer um acréscimo de 7°C na temperatura de vazamento em uma panela com tempo sem aço de 240 minutos e temperaturas de 870°C na face quente e 215°C na chapa externa.

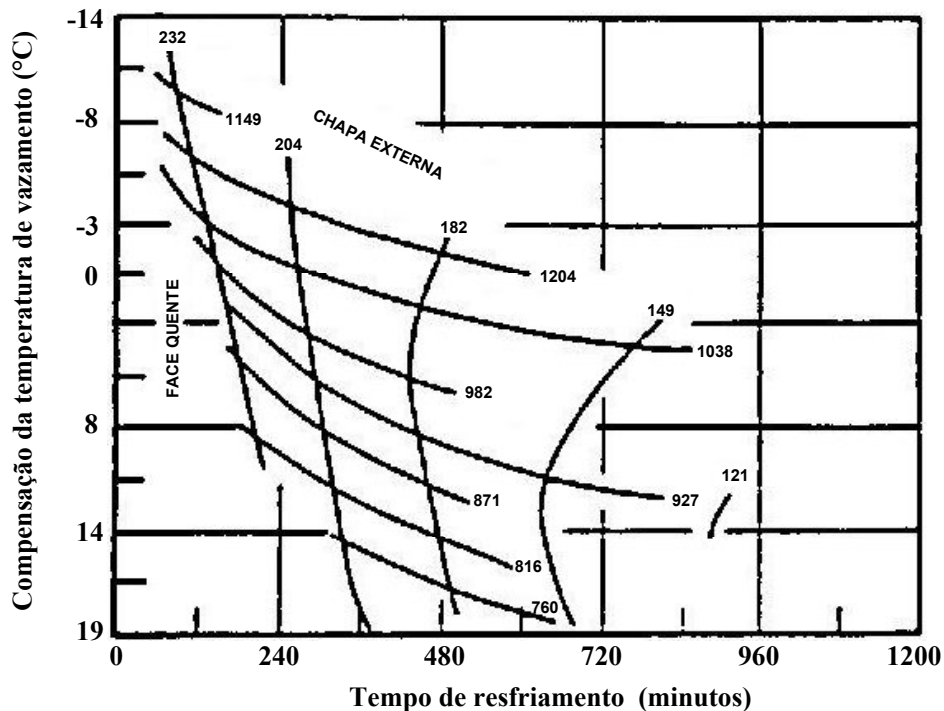


Figura 26 – Relação entre a temperatura da face quente, da chapa externa e do tempo de resfriamento da panela com a compensação da temperatura de vazamento.

Fonte: TOMAZIN et al., 1986, p. 228.

Utilizando um modelo matemático, MUCCIARDI e GRANDILLO (1987 e 1991) sugerem que a energia que entra nas camadas refratárias da panela durante o pré-aquecimento somente compensa a energia perdida para o ambiente através da chapa externa por convecção e radiação. Eles frisam, também, que panelas que permanecem de 10 a 20 minutos esperando para vazar após o aquecimento perdem uma quantidade de energia que necessita de 11 a 13°C na temperatura do aço para ser suprida.

AUSTIN et al. (1992B) utilizaram um modelo matemático para analisar a influência da temperatura de chama durante o aquecimento de uma panela nova sobre a quantidade de energia armazenada nas camadas refratárias. Conforme pode ser visto na Figura 27, cerca de 13 horas de aquecimento são suficientes para atingir 90% do correspondente equilíbrio térmico e esse tempo é independente da temperatura de chama. Assim, para um mesmo tempo

de aquecimento, acumula-se mais energia nas camadas refratárias com o aumento da temperatura de chama.

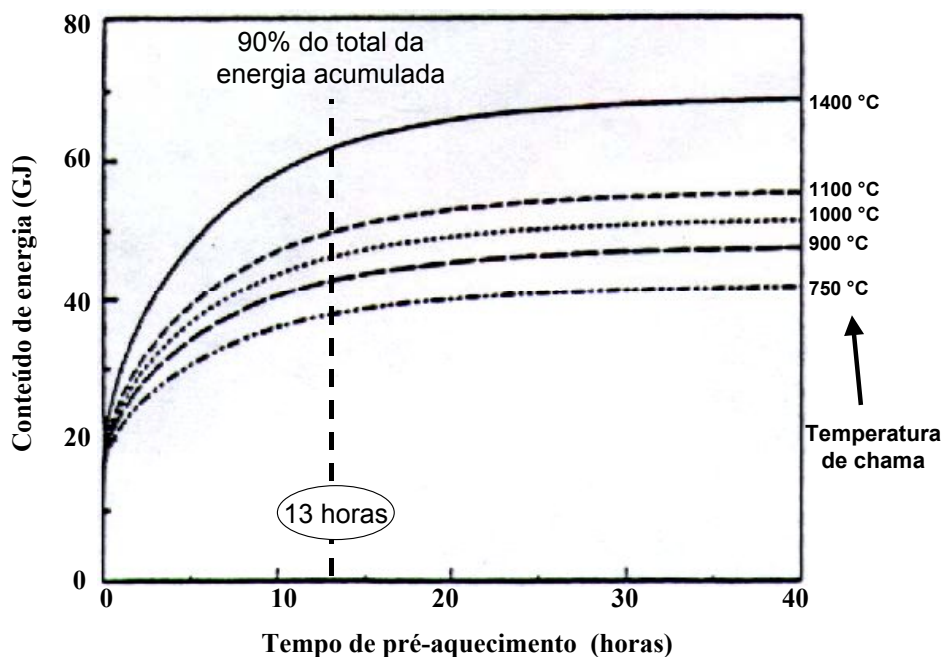


Figura 27 – Variação do conteúdo de energia nas camadas refratárias em função do tempo de pré-aquecimento e da temperatura de chama.

Fonte: AUSTIN et al., 1992, p.319.

Com relação ao aquecimento de painéis do ciclo, AUSTIN et al. (1992B) concluem que o pré-aquecimento é contra-produtivo para painéis com resfriamento de trinta minutos enquanto que, para uma hora, o pré-aquecimento dá significativos benefícios na temperatura do aço líquido na próxima corrida. Os autores citam, ainda, que a profundidade das camadas refratárias que interage termicamente com o aço líquido pode ser de 100 a 200 mm.

CASTILLEJOS et al. (1997), analisando a importância do pré-aquecimento de painéis do ciclo, concluem que são preferidos baixos tempos sem aço em vez de longos tempos de aquecimento.

2.6.5 Utilização de tampa

A utilização de tampa durante o tempo em que a panela permanece vazia reduz sensivelmente a perda de energia das paredes refratárias. Na Figura 28 pode-se ver a influência da utilização de tampa sobre as perdas térmicas da panela durante o tempo sem aço. Nesse estudo, HLINKA et al. (1985) utilizaram um modelo matemático para avaliar o efeito do tempo de transporte sobre a temperatura de vazamento. O sobreaquecimento da temperatura de vazamento é tal que resulta numa temperatura de jato similar à produzida por

uma panela equilibrada termicamente com o ciclo. Nesse caso, a redução na temperatura de vazamento para a panela com tampa é de 19°C em relação à sem tampa.

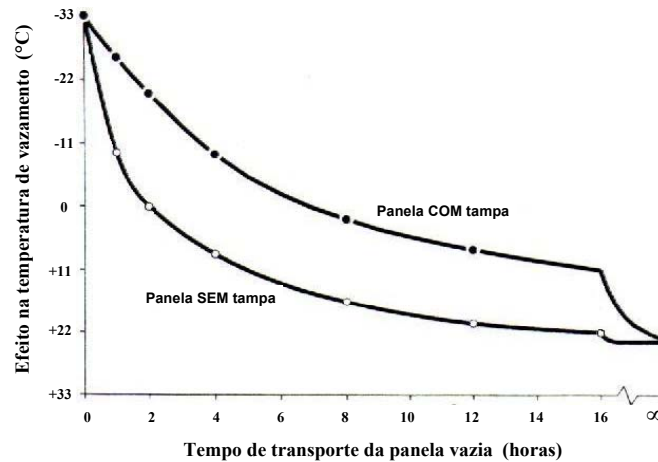


Figura 28 – Efeito na temperatura de vazamento causado pelas perdas térmicas de uma panela vazia durante o transporte considerando a condição com tampa e sem tampa.

Font: HLINKA et al., 1985, p.43.

MINION e LECKIE (1986) propuseram um sistema de tampa articulada junto com a panela mantendo-a tampada em todas as etapas do processo, com exceção do vazamento, a fim de tornar mais eficiente a maior fonte de calor existente no ciclo, a proveniente do aço líquido. Esse projeto fez parte de um conjunto de ações chamado de “Prática de Panela Quente” que visava reduzir a variabilidade das temperaturas durante o lingotamento. Concluíram experimentalmente que a utilização de tampa durante o tempo sem aço elimina a necessidade de pré-aquecimento e reduz as taxas de resfriamento do aço logo após o vazamento de $2,2 \pm 1,4$ °C/min para $1,2 \pm 0,4$ °C/min. Citam, também, que menores flutuações da temperatura da face quente aumentam a durabilidade dos tijolos, reduzindo problemas de trincamento e lascamento. Esse fato também foi destacado por GASTÓN e MEDINA (1996) que ressaltam a importância da utilização de tampa durante o tempo sem aço para a redução dos gradientes térmicos que geram tensões internas nos tijolos refratários.

A análise das perdas que ocorrem após o pré-aquecimento até o vazamento foi analisado por TOMAZIN et al. (1986) utilizando um modelo matemático. As possibilidades estudadas pelos autores para a espera para o vazamento foram: a panela sem tampa, com tampa ou utilizando uma tampa com chama. O tempo de transporte da panela do pré-aquecedor até o carro de vazamento é de dez minutos, tempo em que não é possível a utilização de tampa. A Figura 29 mostra como o tempo de espera para o vazamento afeta a temperatura de vazamento para as três configurações possíveis. A perda de energia que ocorre em cinquenta minutos para panela com tampa é a mesma que para uma panela sem tampa em

vinte minutos. A panela com tampa perde em torno de 60% menos energia que a panela sem tampa. Já a tampa com chama consegue repor a energia perdida melhorando a condição da panela para o vazamento.

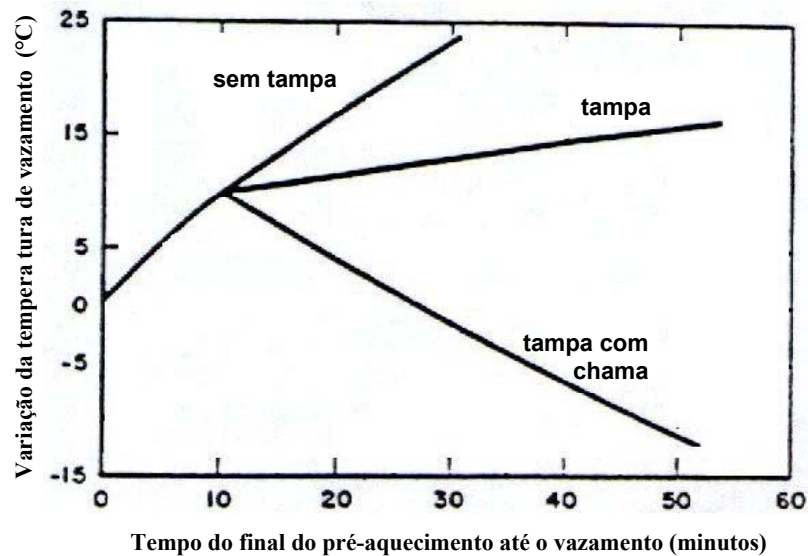


Figura 29 – Efeito da utilização de tampa e de aquecedor na espera da panela para o vazamento.

Fonte: TOMAZIN et al., 1986, P.227.

AUSTIN et al. (1992B) calcularam, para um ciclo hipotético, a influência do tempo sem aço sobre a temperatura do aço líquido na panela. A Figura 30 mostra como o tempo sem aço afeta a temperatura durante o lingotamento, representado pela temperatura no instante médio do lingotamento, para uma panela com e sem tampa. Tempos sem aço longos resultam em maiores perdas térmicas das panelas, causando uma maior perda de temperatura do aço líquido na corrida subsequente, fato esse reduzido com a utilização de tampa. A análise das perdas durante o tempo com aço também foi realizada e os autores concluem que a tampa tem maior impacto na temperatura do metal quando usada durante o tempo sem aço. A manutenção do calor armazenado nos refratários tem maior efeito que a redução das perdas do aço por radiação.

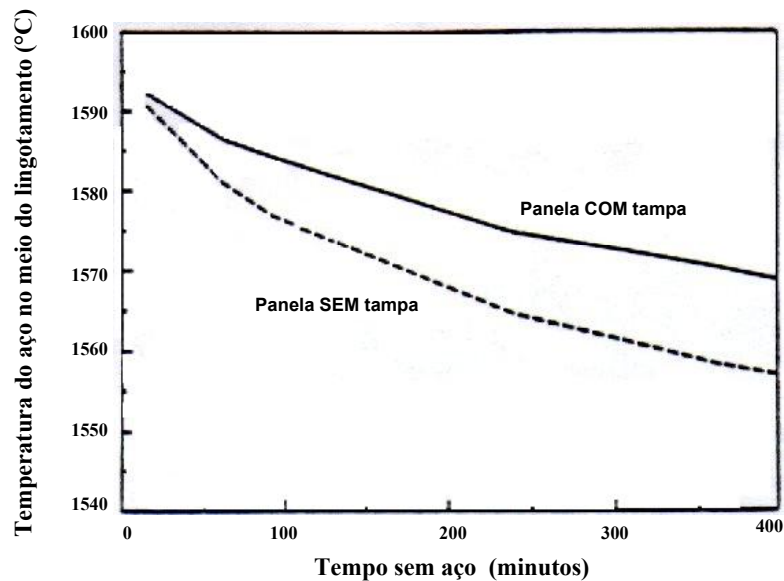


Figura 30 – Efeito do tempo sem aço e da utilização de tampa sobre a temperatura do aço na panela calculada para o meio do lingotamento.

Fonte: AUSTIN, 1992, p. 322.

2.7 TRABALHOS APLICADOS

Em geral os trabalhos encontrados na literatura estudam os fenômenos físicos e térmicos que ocorrem durante a produção do aço utilizando diferentes modelos, tais como os físicos, matemáticos, empíricos e estatísticos. O objetivo sempre é o de entender tanto as perdas térmicas quanto como os diferentes parâmetros do processo influenciam nas perdas. É, no fundo, uma etapa de conhecimento que visa sempre a aplicação dos resultados na planta. A seguir serão descritos alguns trabalhos aplicados que mostram algumas formas de controle da temperatura do aço líquido e os seus resultados conforme descritos por seus autores.

Modelo para o cálculo da temperatura de vazamento – Bethlehem's Steelton

Com a transição do lingotamento convencional para contínuo, o cálculo das temperaturas de vazamento via computador se tornou necessário na Aciaria de Bethlehem's Steelton. BARNHARDT e THURNER (1986) apresentaram um modelo para o cálculo da temperatura de vazamento que segue os passos mostrados na Figura 31. Esse modelo foi aplicado a um ciclo formado por um forno elétrico de 170 toneladas, uma estação de refino secundário (rinsagem e acerto de liga) e o lingotamento contínuo, propriamente dito.

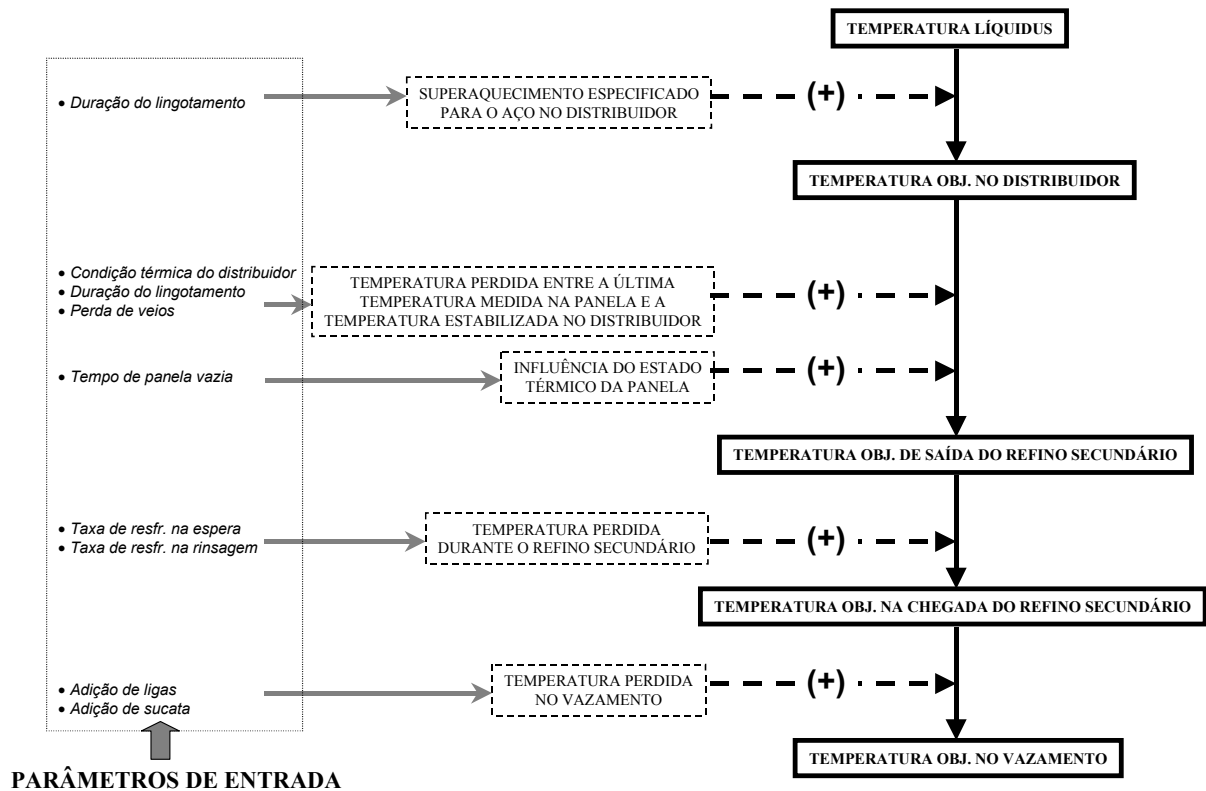


Figura 31 – Módulos do modelo térmico de vazamento.

Adaptado: BARNHARDT, 1986, p.910.

Os parâmetros de entrada do modelo térmico apresentado por BARNHARDT e THURNER (1986) foram obtidos através de uma análise estatística sobre um certo número de dados. Relações foram estabelecidas permitindo uma certa flexibilidade ao modelo. Um modelo matemático foi utilizado para estabelecer o ajuste nas temperaturas em função do estado térmico da painela que foi quantificado pelo tempo sem aço da painela (painela vazia).

Com a implantação do modelo de previsão de temperatura de BARNHARDT e THURNER (1986) obteve-se uma redução em 8,3°C da temperatura média de vazamento das corridas e uma melhor distribuição dessas temperaturas em função do tempo de espera das painelas para entrada no refino secundário. Com a entrada do modelo reduziu-se, também, o percentual de corridas resfriadas com sucata de 50 para 35%. É comum a prática de adição de sucata ao aço líquido, tanto na painela quanto no distribuidor, para provocar o resfriamento visando atingir a temperatura objetivada para o lingotamento contínuo.

Cálculo “on-line” da temperatura do aço líquido – British Steel, usina de Scunthorpe

Um concepção de modelo preditivo foi desenvolvido pela British Steel Technical e implantado na Usina de Scunthorpe. Trata-se do cálculo da temperatura do aço líquido “on-line”, ou seja, em tempo real de produção utilizando dois modelos distintos: cálculo do estado

térmico da panela e cálculo da temperatura do aço líquido. Esses modelos foram descritos por ZORYK e REID (1993) e ZORYK et al (1993).

Um primeiro modelo matemático em diferenças finitas calcula unidimensionalmente os perfis tanto no fundo quanto na parede lateral das panelas levando em conta as perdas (resfriamento) e os ganhos de energia (aquecimento e tempo com aço) que a panela apresenta durante a sua operação. Esses perfis são representados por um índice de encharque, a temperatura média da metade da espessura da parede. Esse parâmetro é passado a outro modelo para o cálculo das temperaturas do aço líquido.

O modelo para cálculo da temperatura do aço líquido tem várias entradas para avaliação das perdas durante o processo. A mais difícil de ser obtida na prática é o estado térmico da panela, informação essa que é passada pelo modelo matemático. As temperaturas são calculadas antecipadamente conforme o planejamento da corrida e essa informação é repassada a todas as áreas do processo. O cálculo da temperatura do aço líquido é realizado tanto na panela quanto no distribuidor e ajustado a todo instante, conforme a necessidade e baseado nas temperaturas medidas ou alterações do processo.

Na Figura 32 são mostradas as temperaturas (exemplo) durante o processo ao qual foi aplicado o modelo matemático on-line. Existem duas temperaturas objetivadas: de vazamento e de saída para o lingotamento. Além disso, existe a faixa objetivada para as temperaturas medidas no distribuidor durante o lingotamento contínuo. As linhas cheias representam as temperaturas previstas (calculadas) pelo modelo matemático, tanto na panela quanto no distribuidor. As temperaturas que são medidas ao longo do processo também são apresentadas e elas servem para ajustar o cálculo do modelo. Assim, é possível conhecer a temperatura do aço líquido ao longo do processo. As perdas térmicas durante o processo foram obtidas experimentalmente conforme é citado nos trabalhos de BARBER et al de 1995 e de 1997.

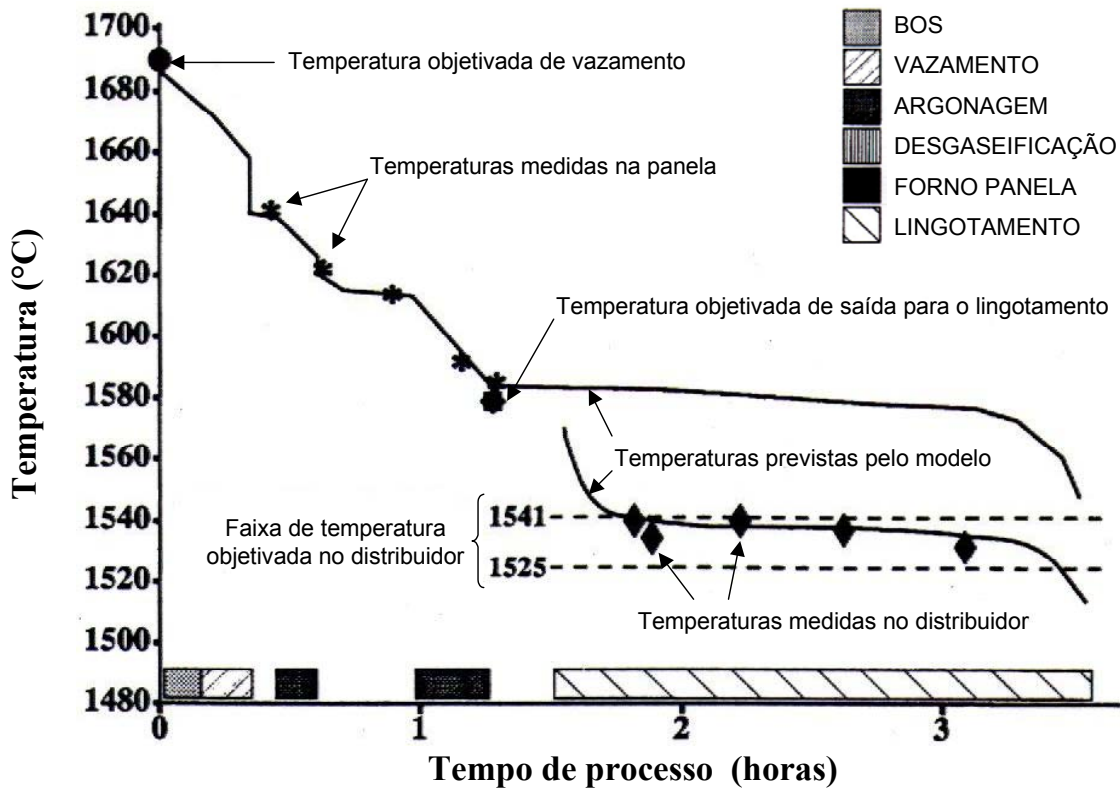


Figura 32 - Temperaturas do aço líquido previstas e medidas durante o processo.

Fonte: ZORYK, 1993, p.164.

A implantação do modelo preditivo “on line” conforme descrito anteriormente exige uma infra-estrutura computacional que envolve três sistemas. Primeiramente há um sistema de supervisão e integração do processo para dar qualidade às informações que entram nos modelos além de servir como via de acesso das informações entre as diferentes áreas do processo. É necessário, também, um sistema de rastreamento das panelas no ciclo para possibilitar a troca das diferentes condições de contorno do modelo térmico. O controle sobre o tempo do processo é fundamental e, para tanto, é necessária a existência de um sistema gerenciador da produção para prever o início e o final de cada etapa.

A avaliação do desempenho do modelo preditivo de temperaturas foi realizada em 150 corridas durante um mês. Com a utilização do modelo matemático “on-line”, obteve-se um índice de acerto das variações de temperatura na panela de 86% para um erro máximo de $\pm 5^{\circ}\text{C}$. Já no distribuidor, conforme apresentado na Figura 33, o melhor desempenho do modelo foi para placas onde houve um acerto de 92% entre $\pm 7^{\circ}\text{C}$. A justificativa para o desempenho inferior no caso de blocos e tarugos foi o maior tempo de residência do aço no distribuidor para essas seções.

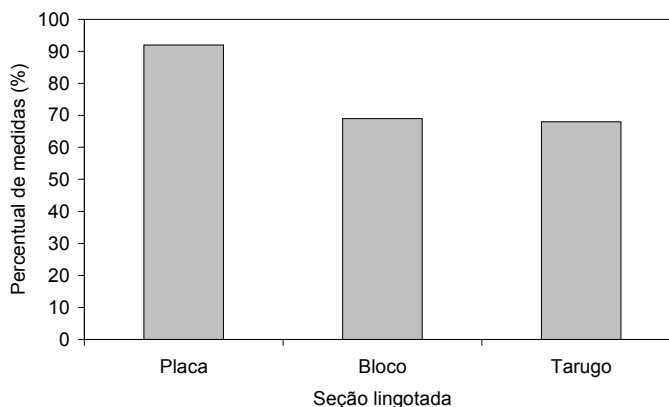


Figura 33 - Percentual de temperaturas calculadas para o distribuidor pelo modelo preditivo que apresentaram um erro máximo de $\pm 7^{\circ}\text{C}$

Fonte: ZORYK, 1993, p.26.

Classificação térmica das panelas através da medição da temperatura da parede interna – SSAB Tunplåt

Um sistema de classificação térmica das panelas da SSAB Tunplåt em Luleå – Suécia, foi apresentado por GRIP (1994). O sistema consiste na classificação térmica das panelas através da medição da temperatura da face quente. Estudo similar já havia sido apresentado por RUTQVIST et al (1990) para a mesma planta; o trabalho de GRIP (1994), porém, aparenta ser uma evolução do sistema. No trabalho de RUTQVIST et al (1990), foi proposta a classificação das panelas utilizando a temperatura e a taxa de resfriamento da face quente antes do vazamento. GRIP (1994), utilizando simulações matemáticas, concluiu que o tempo necessário para a medição da taxa de resfriamento deveria ser de, no mínimo, cinco minutos, tempo considerado elevado demais devido às altas perdas térmicas nesse período. Assim, a solução apresentada foi a troca do parâmetro taxa de resfriamento pelo tempo sem aço da panela. Essa classificação é utilizada em equações simples que prevêm o resfriamento do aço na panela, equações essas obtidas a partir de simulações numéricas. O desempenho do sistema foi medido através do percentual de acerto em $\pm 15^{\circ}$ da temperatura de chegada à estação de metalurgia de panela em relação à objetivada, conforme mostra a Figura 34.

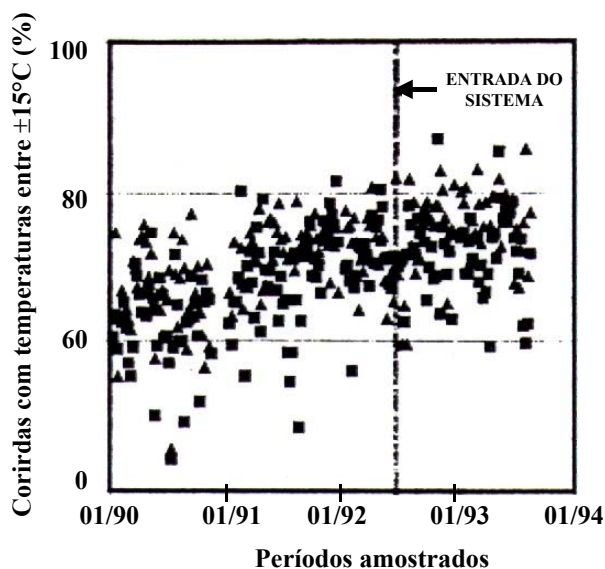


Figura 34 – Percentual de corridas com erro máximo de $\pm 15^{\circ}\text{C}$ na temperatura de chegada à estação de refino secundário (média mensal).

Fonte: GRIP, 1994, p. 108.

Modelo preditivo baseado na estatística – Inland Steel

ADDES e SABOL (1996) apresentaram um estudo aplicado na Usina de Inland Steel que visava diminuir a variabilidade do superaquecimento no distribuidor, ou seja, diminuir a diferença entre a temperatura objetivada e a real obtida. Para tanto estudaram as causas principais do descontrole dentre 45 causas prováveis. Dentre as causas principais podem-se citar as relacionadas ao resfriamento do aço na panela (tempo de residência do aço na panela, taxa de aquecimento/resfriamento, estado térmico da panela), perda térmica no distribuidor (tempo de pré-aquecimento, velocidade de lingotamento, número de veios), cálculo manual da temperatura objetivada, acerto da temperatura objetivada de saída para o lingotamento, etc...

Correções foram propostas aos parâmetros do modelo utilizado para prever a temperatura de saída para o lingotamento. A abordagem foi a estatística sobre mais de 1000 corridas e o número de parâmetros do modelo passou de 7 para 18. Esse novo modelo preditivo foi implementado em um micro computador pois a análise indicou que uma das causas principais do descontrole era o cálculo manual da temperatura de liberação para o lingotamento.

A análise das causas principais do descontrole da temperatura no distribuidor realizada por ADDES e SABOL (1996) resultou, também, na revisão de alguns processos e práticas relacionadas ao controle da temperatura. Os aquecedores dos distribuidores, por exemplo, foram regulados visando a uniformidade dos aquecimentos e uma rotina de revisão e regulagem foi proposta. As práticas de aquecimento final da corrida no Forno-panela foram

alterados e foi proposta uma rotina de retirada da tampa da panela durante o lingotamento toda vez que a temperatura exceda em 8°C a temperatura objetivada dentro do distribuidor.

A análise de Pareto apontou, também, que uma das causas principais do descontrole da temperatura no distribuidor se deve ao descontrole da temperatura de saída para o lingotamento. Assim, investiu-se em treinamento dos operadores onde habituou-se a prática de análise das causas do descontrole (anomalias). Outro fato importante ressaltado por ADDES e SABOL (1996) foi a importância da competição entre as diferentes turmas de operação.

O controle do superaquecimento descrito no trabalho de ADDES e SABOL (1996) apresentou ganhos significativos como pode ser visto na Figura 35. Os menores superaquecimentos, por sua vez, reduziram a incidência de trincas, segregação e problemas de lingotabilidade por clogging. Além disso, houve uma redução no consumo de energia no Forno-panela e no desgaste dos refratários de panela e distribuidor.

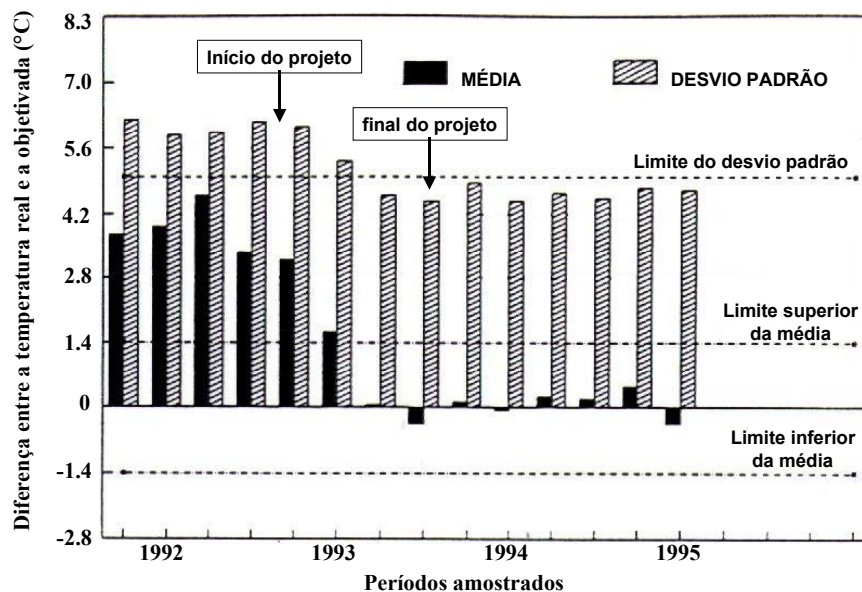


Figura 35 – Média e desvio padrão da diferença entre a temperatura real e a objetivada no distribuidor.

Fonte: ADDES, 1996, p. 340.

Cálculo “on-line” da temperatura do aço líquido – Hylsa

Uma outra concepção de controle via modelo matemático “on-line” foi proposta por CASTILLEJOS et al (1997) e implementado na HYLSA. Ao contrário de ZORYK e REID (1993), que propuseram a utilização de dois modelos separados, CASTILLEJOS et al (1997) indicaram um único modelo que calcula tanto o estado térmico da panela quanto a influência desse sobre a temperatura do aço. Esse sistema acompanha as panelas no ciclo sem um

controle automático dos tempos do processo. Não existe, também, a correção da previsão com a medição das temperaturas durante o processo. O desempenho do modelo foi medido através da comparação entre as temperaturas previstas e as reais durante o lingotamento de 50 corridas e o resultado está colocado na Figura 36 na forma de erro absoluto.

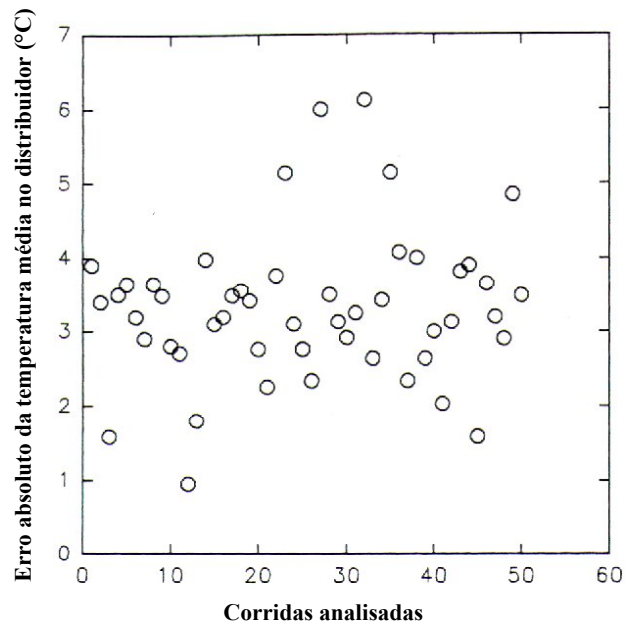


Figura 36 – Erro absoluto da temperatura média prevista pelo modelo.

Fonte: CASTILLEJOS, 1997, p.59.

3 OBSERVAÇÃO DO PROCESSO

Devido às particularidades de cada aciaria, tais como a capacidade de panela e distribuidor, as diferentes qualidades de aço produzidas, o “lay-out” da aciaria, etc., a maioria das soluções apresentadas na bibliografia não tem aplicação direta no processo estudado. O que serve para uma aciaria pode não servir para outra. Além disso, uma solução pronta, além de correr o risco de pecar nas peculiaridades, promove pouco envolvimento dos operadores, usuários diretos dessas tecnologias e dos quais depende o sucesso dos resultados.

Com o objetivo de analisar criticamente o processo, com base no conhecimento fornecido pela revisão bibliográfica, acompanhou-se as diferentes etapas de fabricação do aço. Assim foi possível definir as principais causas de descontrole da temperatura do aço líquido. A partir disso, desenvolveu-se a metodologia adotada para melhorar o controle. Mas, previamente, é necessário que sejam definidos alguns termos utilizados nesse trabalho visando o entendimento futuro.

3.1 PERDAS TÉRMICAS

A perda de calor de um sistema e a consequente redução na sua energia interna provoca um abaixamento na temperatura média global que chamamos de perda térmica do sistema. Observa-se uma relação diretamente proporcional entre a perda de calor e a perda térmica de um sistema. As perdas térmicas abordadas nessa tese são as que ocorrem com os materiais refratários (panela e distribuidor) e o aço líquido.

3.1.1 Perda térmica dos materiais refratários de panela e distribuidor

A perda de calor das paredes refratárias ocorre por radiação e convecção para o ambiente. As maiores perdas estão relacionadas principalmente com as elevadas temperaturas das paredes internas após as etapas de lingotamento (para a panela) e aquecimento (panela e distribuidor). Essas perdas reduzem a energia interna global armazenada nos refratários influenciando fortemente nas perdas térmicas que os refratários ocasionam no aço líquido após o vazamento.

As perdas térmicas dos refratários e do aço líquido tem relação direta. Uma panela após o aquecimento perde uma quantidade apreciável de calor devido às elevadas perdas das paredes internas. Assim, quanto maior for o tempo de espera para o vazamento do aço nessa

panela, maior será a quantidade de calor perdido e esse valor será repostado pelo aço líquido após o vazamento. Portanto, quando cita-se a perda térmica das panelas, indiretamente refere-se à perda térmica do aço líquido, que é o objeto principal desse trabalho. Recomenda-se sempre lembrar que o calor perdido pelos refratários de uma panela durante o tempo sem aço será posteriormente repostado pelo aço líquido no próximo tempo com aço.

3.1.2 Perda térmica do aço líquido

As perdas térmicas do aço líquido são provocadas por três formas principais de perda de calor do sistema:

- convecção para as camadas refratárias (depende do estado térmico dos refratários e do grau de agitação do banho);
- convecção para a escória e dessa, principalmente por radiação, para o ambiente (depende da espessura de escória, da utilização ou não de tampa, da agitação do banho e do grau de exposição do aço ao ambiente);
- dissolução de ligas e materiais escorificantes adicionados ao banho (depende dos tipos e quantidades);

3.1.3 Perdas térmicas do aço líquido durante o processo

A temperatura do aço líquido durante o ciclo estudado apresenta um comportamento exemplificado na Figura 37. São consideradas perdas térmicas lineares com o tempo para facilitar o entendimento. Existem seis etapas com diferentes condições térmicas (perdas e ganhos) impostas ao banho e sobre as quais atua um modelo térmico para estabelecer os sobreaquecimentos.

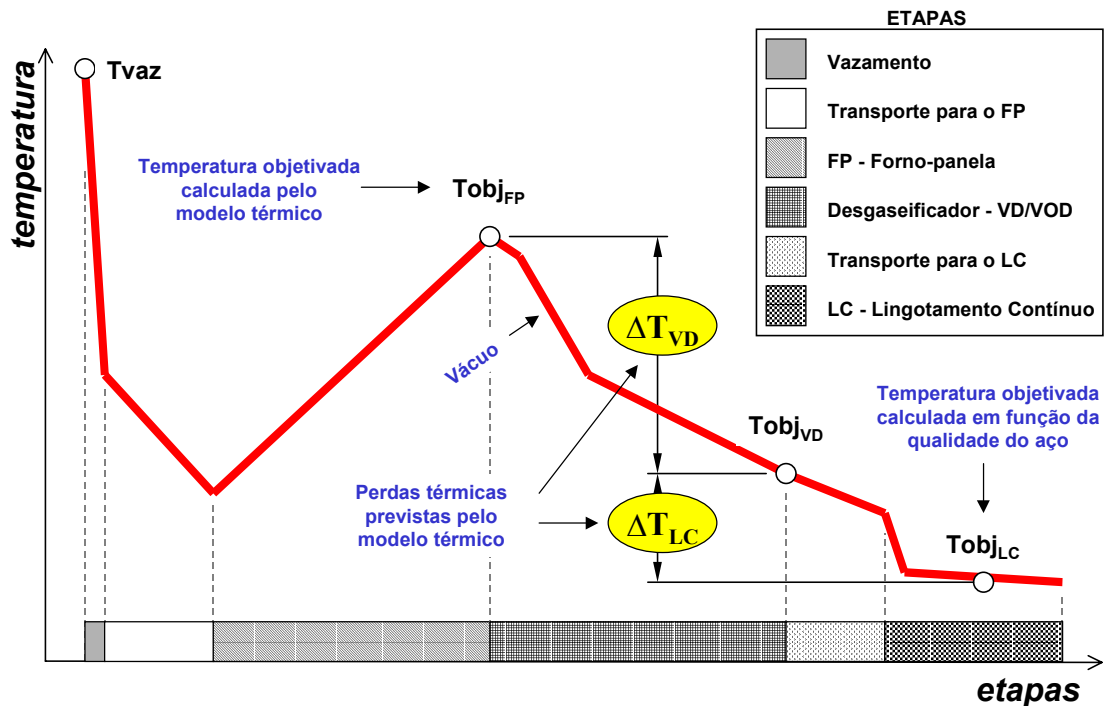


Figura 37 – Comportamento da temperatura do aço líquido durante o processo da aciaria.

3.1.3.1 Vazamento

No vazamento do aço do forno elétrico para a panela existe uma perda térmica muito elevada devido à exposição direta do jato de aço ao ambiente. As perdas ocorrem por convecção e principalmente por radiação e a redução da temperatura do banho pode ser atenuada pela redução do tempo de vazamento.

3.1.3.2 Transporte para o Forno-panela

O contato do aço líquido com as paredes refratárias da panela promovem uma troca térmica muito elevada conforme demonstrado por OMOTANI et al (1983) na Figura 9b (pág. 15). Essas perdas elevadas são percebidas principalmente durante o transporte para o Forno-panela. Outra perda significativa durante o transporte é pelo topo da panela e, por isso, é recomendável a constituição rápida de uma camada de escória. É comum, também, a utilização de gás inerte nessa etapa, o que pode expôr o aço à atmosfera (abertura momentânea da camada de escória) aumentando a perda por radiação através do topo da panela. Nessa etapa existe também a perda para a dissolução de ligas e escorificantes adicionados ao banho.

Devido a todas essas perdas, principalmente para as camadas refratárias, existe uma queda muito grande da temperatura do aço desde o vazamento até a chegada da panela ao forno-panela.

3.1.3.3 Forno-panela

As perdas térmicas para os refratários continuam elevadas durante a etapa do Forno Panela. As perdas pelo topo da panela são menores devido à tampa e existe uma perda grande com a adição de ligas ao banho.

O aquecimento elétrico sobrepuja todas as perdas e promove o aquecimento do banho até uma temperatura especificada pelo modelo térmico. O modelo térmico prevê, baseado em informações do processo, qual será a perda térmica do aço que deverá ocorrer nas etapas subsequentes (desgaseificação e lingotamento contínuo). Indica, assim, baseado na temperatura objetivada de lingotamento, qual deve ser a temperatura objetivada de saída do desgaseificador e do Forno Panela.

O controle das temperaturas a partir da saída da corrida do forno-panela, diferentemente do que pode parecer, não depende somente da precisão do modelo térmico. Depende muito da constância das operações, da variabilidade dos tempos de operação e da qualidade das informações usadas no modelo térmico.

3.1.3.4 Desgaseificador do tipo VD/VOD

As perdas para os refratários durante essa fase são menores que as anteriores, mas as que ocorrem através da escória se mantêm. Isso é demonstrado por OMOTANI et al (1983) na Figura 9b (pág. 15). O calor perdido pelo aço líquido para os refratários reduz com o passar do tempo de contato devido à dificuldade crescente da entrada do calor nas camadas refratárias. Por outro lado, as perdas de calor através da escória se mantêm, passando a ser mais importantes que as perdas para os refratários.

A grande perda ocorre durante o processo de vácuo onde a maior agitação do aço provoca grandes perdas por radiação pelo topo da panela e um aumento da perda para os refratários devido ao aumento do fator convectivo. O alcance da temperatura objetivada de saída do VD depende de uma série de fatores operacionais que necessitam ser trabalhados.

3.1.3.5 Transporte para o Lingotamento Contínuo

Para o envio da panela ao lingotamento contínuo reduzem-se as perdas pelo topo através do aumento da camada isolante e da utilização de tampa. Dessa forma, as perdas térmicas totais do aço líquido são muito reduzidas.

Uma vez que o aço não é mais homogeneizado com gás inerte, o efeito da estratificação térmica do aço líquido passa a ser importante. Tempos elevados de transporte provocam o acúmulo de aço com baixa temperatura no fundo, o que pode prejudicar a

abertura da panela e a entrada de aço frio no distribuidor, dando condições à obstrução dos veios por freezing. Portanto, é aconselhável que o tempo de transporte não seja excessivo.

3.1.3.6 Lingotamento Contínuo

Na passagem do aço líquido para o distribuidor ocorrem perdas elevadas devido à passagem do aço pela válvula longa. Dentro do distribuidor as perdas ocorrem pelo topo do mesmo e, por isso, utiliza-se uma camada de escória e, eventualmente, uma tampa. A perda para os refratários cai com o decorrer do tempo, ou seja, na primeira corrida de um sequencial as perdas para os refratários é maior que para as corridas subsequentes. Essas perdas são de pouca variabilidade e dependem estritamente do tempo de aquecimento do distribuidor e do tempo transcorrido entre o final do aquecimento e o enchimento do distribuidor.

A temperatura do aço líquido durante o lingotamento contínuo depende diretamente do tempo de residência do aço dentro do distribuidor, fator que pode ser alterado através da velocidade do lingotamento. O nível de aço no distribuidor também tem influência sobre a temperatura do aço.

A temperatura real, ou estabilizada, do lingotamento é considerada como sendo a média entre três temperaturas medidas (início, meio e final do lingotamento), ou seja, a temperatura média medida dentro do distribuidor.

3.2 DISPERSÃO DE TEMPERATURAS

Estabelece-se, a efeito de entendimento e facilidade de comunicação, o conceito dispersão de temperaturas conforme mostra a equação na Figura 38. Essa variável do processo indica a qualidade do controle da temperatura do aço líquido. Dispersões muito grandes, ou fora de uma determinada faixa, indicam um processo mal controlado. Dentro de uma visão de controle de processo, a dispersão pode ser entendida como um índice de controle ou de ajuste. O controle das dispersões depende da estabilização do processo e da precisão do modelo térmico utilizado.

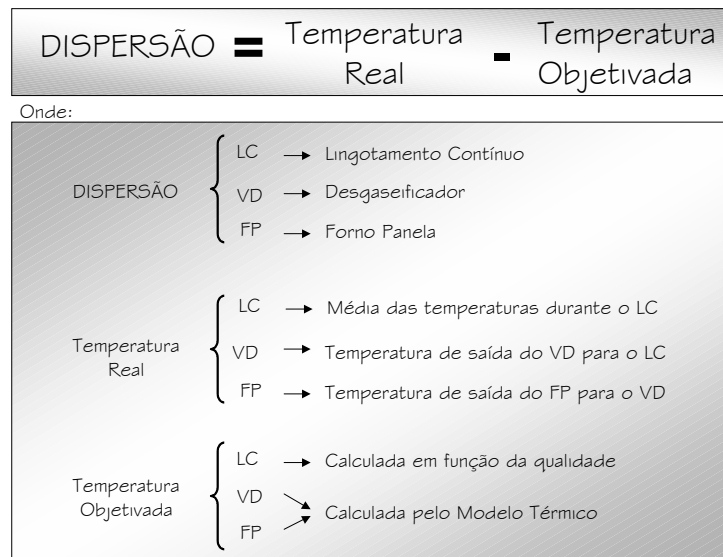


Figura 38 – Definição de dispersão de temperatura para as três etapas do processo.

Existem três dispersões fundamentais dentro do processo estudado e que estão relacionadas às temperaturas objetivadas: temperaturas de saída do Forno-panela e do desgaseificador, ambas calculadas pelo modelo térmico, e temperatura objetivada para o lingotamento contínuo, que depende da qualidade do aço.

3.2.1 Dispersão durante o Lingotamento Contínuo

As faixas de dispersão no Lingotamento Contínuo podem ser divididas conforme mostra a Figura 39. É com a análise dessa dispersão que se avalia o desempenho do controle sobre a temperatura do aço líquido no processo. Objetiva-se manter, por exemplo, 75% das corridas com a temperatura estabilizada dentro de uma faixa de $\pm 5\text{C}^\circ$. Os restantes 25% são tolerados nas faixas inferior e superior. Devem-se evitar as corridas frias ou quentes, pois além de prejudicarem muito a qualidade do aço, podem causar problemas operacionais, acarretando a perda de veios ou, até mesmo, a parada da máquina do lingotamento contínuo.

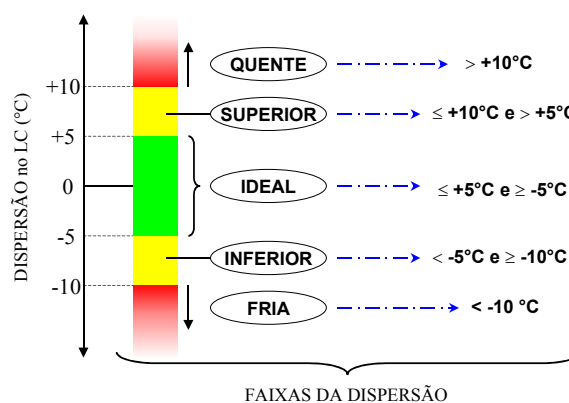


Figura 39 – Definição e nomenclatura das diferentes faixas de dispersão das temperaturas durante o Lingotamento Contínuo.

3.2.2 Propagação das dispersões de temperatura

O controle sobre a temperatura dentro de uma etapa passa pelas dificuldades apresentadas na Figura 40, onde são apresentados três diferentes comportamentos da temperatura para um mesmo tempo de duração. A curva A mostra o comportamento objetivado pelo modelo térmico, ou seja, as perdas foram previstas corretamente e o sobreaquecimento calculado foi suficiente para atingir a temperatura objetivada de saída. Percebe-se que o acerto da temperatura objetivada de saída passa também pela dispersão de entrada na etapa. É o caso da curva B onde, mesmo estando correta a previsão da perda, a dispersão na entrada se propagou para a saída. O contrário também pode acontecer, a dispersão na entrada é nula, mas o modelo prevê errado as perdas térmicas da etapa e, conseqüentemente, existe uma dispersão na saída (curva C).

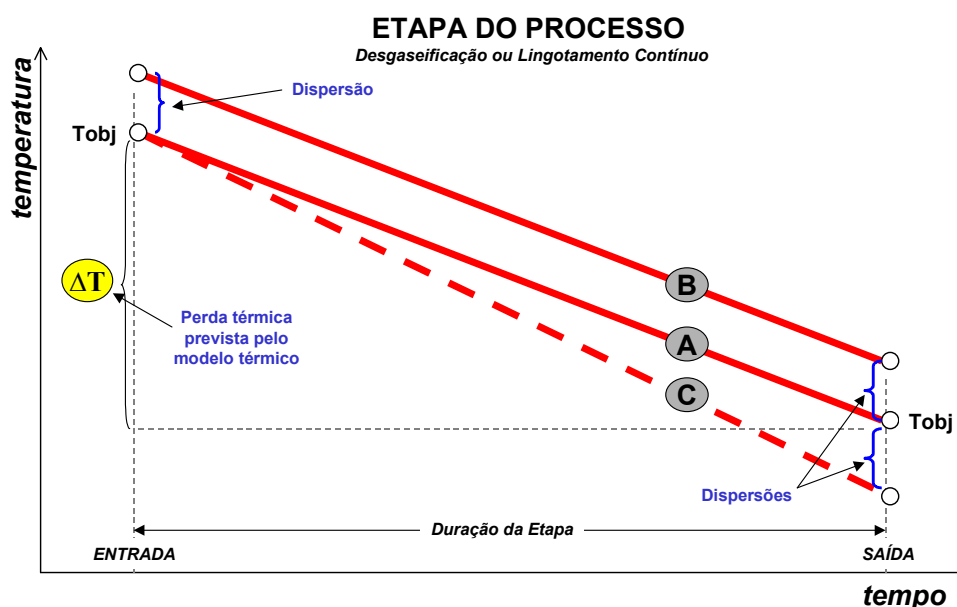


Figura 40 – Comportamento da temperatura do aço líquido dentro de uma etapa do processo.

Existe, ainda, uma outra dificuldade para controlar a dispersão da temperatura de saída: a duração da etapa pode ser diferente da esperada. Para a curva A, uma duração maior representa uma dispersão negativa enquanto que, para um tempo menor, a dispersão passa a ser positiva.

3.3 CONTROLE

O controle térmico do processo da aciaria passa por três diferentes controles: de temperatura, tempo e operação.

3.3.1.1 Controle da temperatura

Significa reduzir as dispersões de temperatura do processo. Assim, controlar a temperatura significa reduzir as dispersões de temperatura na saída das corridas do Forno Panela, do Desgaseificador e, principalmente, durante o Lingotamento Contínuo. A idéia não é somente reduzir a média e sim reduzir a variabilidade (desvio padrão) das dispersões.

3.3.1.2 Controle do tempo

O bom desempenho do controle da temperatura dentro de uma etapa, medido pelas baixas dispersões de temperatura de saída, dependem também do conhecimento prévio da duração da etapa. O modelo térmico precisa prever a taxa de resfriamento do aço líquido durante a etapa. Já a previsão de duração da etapa é realizada por uma análise estatística sobre dados históricos do processo. Mais modernamente, utilizam-se modelos de coordenação de processo ou de controle de tempo, que prevêem as durações de todas as etapas. Dessa forma, as perdas térmicas e, conseqüentemente, os sobreaquecimentos são calculados segundo a equação abaixo.

$$\begin{array}{c}
 \text{PERDA} \\ \text{TÉRMICA}
 \end{array}
 =
 \begin{array}{c}
 \text{SOBRE-} \\ \text{AQUECIMENTO}
 \end{array}
 =
 \begin{array}{c}
 \text{TAXA DE} \\ \text{RESFRIAMENTO}
 \end{array}
 \times
 \begin{array}{c}
 \text{DURAÇÃO} \\ \text{DA ETAPA}
 \end{array}
 \quad (4)$$

↑

Modelo Térmico

↑

Dados Históricos

OU

Modelo de Coordenação

3.3.1.3 Controle da operação

A forma como são realizadas as operações, tanto no refino secundário quanto no lingotamento contínuo, contribue para a eficiência do controle das temperaturas. Por exemplo, a etapa de desgaseificação deve ocorrer sempre da mesma forma, sem muitas variações pois essas podem influir nas perdas. Se houver diferentes operações em diferentes turmas de trabalho, existirá também diferentes perdas. Portanto, deve-se procurar o controle da operação a fim de eliminar essa variável. O controle da operação passa pelo treinamento, pelo trabalho de conscientização dos operadores da planta e pela disponibilização de ferramentas, de preferência computacionais, que auxiliem a operação.

3.4 ANÁLISE CRÍTICA - CAUSAS DO DESCONTROLE DA TEMPERATURA

As causas principais de descontrole detectadas durante a fase de observação do processo são relatadas e analisadas a seguir.

3.4.1 Descontrole das perdas térmicas

Julgar que um modelo térmico pode prever o comportamento total das perdas térmicas do processo é errado. O modelo térmico prevê as perdas médias. Deve-se atuar no processo para reduzir a variabilidade das perdas garantindo assim uma maior precisão do modelo térmico.

Uma vez que as perdas pela escória dependem da sua altura, é necessária a adoção de espessuras de escória adequadas, sem muita variação. A adoção de tampa é fundamental para o controle das perdas, principalmente quando utilizada após a etapa de desgaseificação.

As perdas para os refratários são de difícil redução e estabilização. Por esse motivo desenvolveu-se um trabalho de melhoramento no aquecimento das panelas, a ser comentado mais adiante. Dentro dessa linha de ação é apresentada nessa tese uma metodologia para a obtenção das regras de aquecimento de panelas utilizando um modelo matemático.

O controle a ser realizado deve atuar para reduzir as perdas médias para as diferentes corridas e, também, dentro da idéia de estabilização do processo, a variabilidade dessas perdas. Assim, as perdas para as diferentes corridas serão muito próximas, facilitando a sua previsibilidade.

3.4.2 Interrupções do processo

As paradas do processo por problemas localizados nas diferentes etapas também precisam ser reduzidas. A parada da máquina do lingotamento contínuo, por exemplo, ocasiona um descontrole sobre os tempos das corridas que já foram vazadas pelo forno. Dessa forma, fica mais difícil prever as perdas térmicas do aço dessas corridas.

Como as consequências das paradas são de difícil previsibilidade, se torna fundamental agir sobre as causas de parada. Quando os problemas ocorrem no equipamento, uma ação preventiva resolve. Porém existem problemas de parada que estão ligados diretamente à temperatura de aço (freezing e break-out, por exemplo). Assim, o controle da temperatura depende da sequência das corridas e essa depende do controle da temperatura. Nesse caso, deve-se atuar não na temperatura e sim em outras soluções de processo que reduzam o risco de que os problemas ocorram. É o caso do desenvolvimento de um sistema de

aquecimento das válvulas submersas do distribuidor a ser mostrado mais adiante. Com esse sistema aumenta-se a temperatura das válvulas reduzindo o risco de freezing na partida da máquina de lingotamento contínuo.

3.4.3 Imprecisão das medidas de temperatura

Somente é possível controlar um fenômeno se este for medido e, por sua vez, as medições somente são úteis se forem precisas. No caso das temperaturas do aço líquido, além da imprecisão do equipamento de leitura, existe a imprecisão causada pela estratificação do aço na panela. Dessa forma, é prudente a homogeneização prévia do banho e a tomada de temperatura localmente repetitiva, ou seja, medida sempre na mesma região da superfície do banho. Dessa forma a precisão das medidas passa pelo controle da operação.

3.4.4 Falta de confiabilidade das informações

Toda e qualquer ação tomada sobre o processo para controlá-lo exige informações confiáveis. Isso se aplica diretamente para o modelo térmico que prevê, a partir das informações do processo, as perdas térmicas que irão ocorrer. As informações são utilizadas também pela equipe de operação que se baseia na informação para a tomada de ações. Outra dificuldade comum dentro da aciaria é a passagem de informações entre as diferentes etapas. A comunicação oral, via telefone, pode provocar confusões que se refletem diretamente no controle da temperatura.

Com o objetivo de gerar informações confiáveis do processo e integrar essas informações nas diferentes áreas foi desenvolvido um Sistema Supervisor do Processo que também será detalhado adiante.

3.4.5 Modelo térmico ineficiente

Uma vez que sejam confiáveis as informações de entrada do modelo térmico, a melhoria da eficiência de previsão depende da concepção do modelo, estatística ou matemática. No modelo estatístico, baseado em um histórico de corridas, a consideração dos parâmetros significativos para as perdas, tal como o estado térmico da panela, são fundamentais para a previsão. A inclusão de novos parâmetros influencia a melhoria na qualidade da previsão, bem como a quantidade de corridas consideradas no histórico. Já nos modelos matemáticos, a previsão depende da calibração do mesmo.

Foi desenvolvido nessa tese um modelo estatístico para a previsão das perdas térmicas do aço e que será também comentado adiante.

3.4.6 Descontrole do tempo

A previsão de duração das etapas é fundamental para a previsão das perdas. Todo o esforço que se faça para controlar a temperatura pode ser prejudicado pelo descontrole da duração das etapas.

4 MATERIAIS E MÉTODOS

Com base na identificação das causas do descontrole da temperatura do aço líquido realizada a partir do embasamento teórico e da observação do processo, desenvolvem-se quatro diferentes trabalhos práticos a serem descritos a seguir. A Figura 41 mostra o organograma das atividades com a equipe colaboradora.

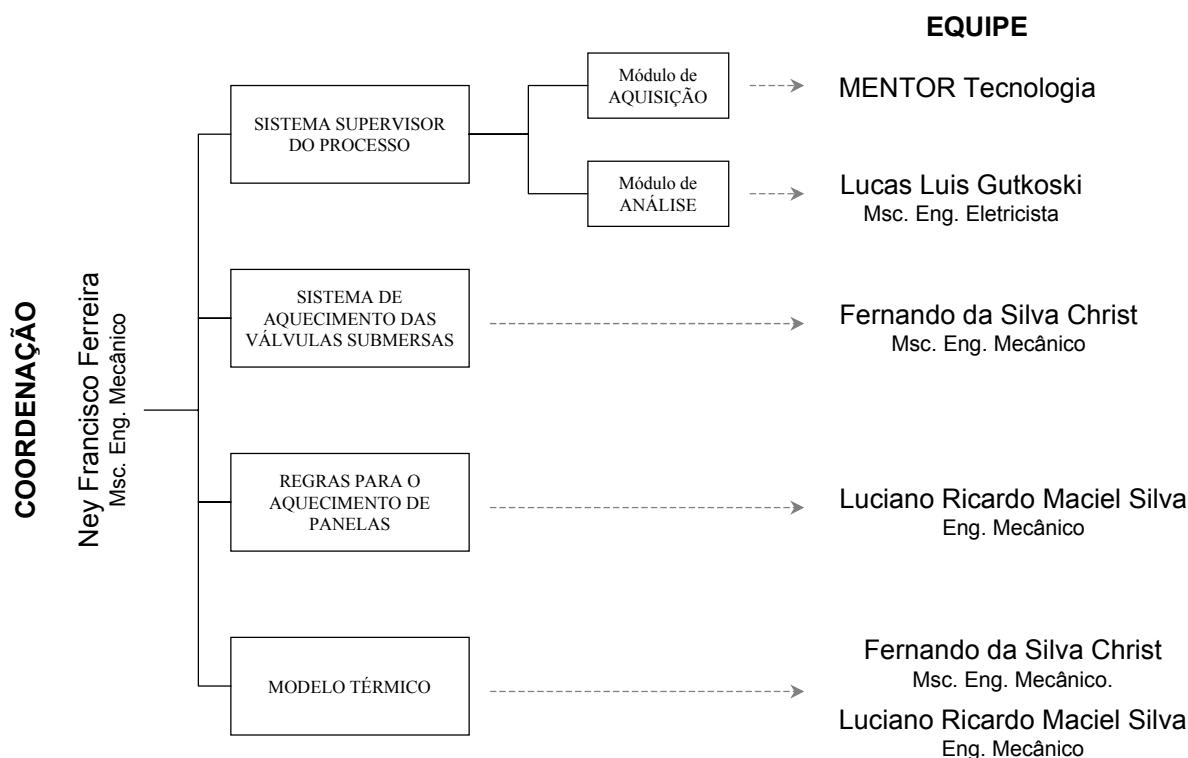


Figura 41 – Organograma do trabalho – atividades e equipe envolvida.

4.1 SISTEMA SUPERVISOR DO PROCESSO - SSP

Tendo como um primeiro objetivo a confiabilidade das informações, um sistema de aquisição e armazenamento de dados do processo foi desenvolvido. O sistema envolve dois módulos: aquisição e análise.

4.1.1 Módulo de Aquisição

Este módulo consiste de uma rede “Fieldbus” e um software de aquisição para a qual foi contratada uma empresa para instalação e configuração. A rede coleta as informações (adotadas com o nome de variáveis) do processo através do software de aquisição instalado em um computador dentro da aciaria e os armazena em arquivos. Dessa forma, tem-se à

disposição as principais informações do processo, uma vez que esse sistema interliga todas as etapas. Um total de 33 variáveis são lidas e armazenadas pelo sistema. A aquisição das variáveis ocorre a uma frequência média de 1Hz sendo, posteriormente, filtradas e armazenadas em intervalos de 1 minuto.

4.1.1.1 Definição de variável do processo

Variáveis do processo são aquelas informações coletadas pelo módulo de aquisição e que são armazenadas em intervalos constantes (no caso, 1 minuto) em arquivos diários. Como exemplos de variável podem ser destacados: o peso da panela no carro de vazamento e na torre do lingotamento, o peso do distribuidor durante o lingotamento, a temperatura de chama dos aquecedores de panela e dos distribuidores, etc...

4.1.1.2 Definição de eventos e índices de ajuste do processo

São acontecimentos de interesse da operação tais como: o momento do vazamento, o valor e a hora da medição da temperatura do aço na panela e no distribuidor, o momento da entrada e saída das corridas das diferentes etapas, etc... Essas são informações que ocorrem em tempos distintos, não constantes.

A Figura 42 mostra um exemplo de como, a partir das variáveis, obtêm-se os eventos do processo valendo-se de critérios específicos. No caso, tem-se o gráfico de duas variáveis: o peso da panela no carro de vazamento e a temperatura de chama do aquecedor responsável pelo aquecimento da panela na frente do Forno Elétrico. A subida inicial do peso da panela no carro identifica o posicionamento da panela no carro de vazamento. O evento do início do aquecimento é percebido pelo abrupto aumento da temperatura de chama. De igual forma, a redução abrupta da temperatura indica o evento do final do aquecimento. Da variável peso da panela no carro de vazamento obtêm-se o evento início do vazamento, caracterizando-se pelo aumento do peso da panela acima de um determinado valor. Com os eventos de final do aquecimento e início do vazamento determina-se um índice de ajuste do processo, qual seja, o tempo de espera da panela na frente do forno. Os índices de ajuste são propostos como ferramenta de controle e indicação do desempenho e capacidade de operação do processo.

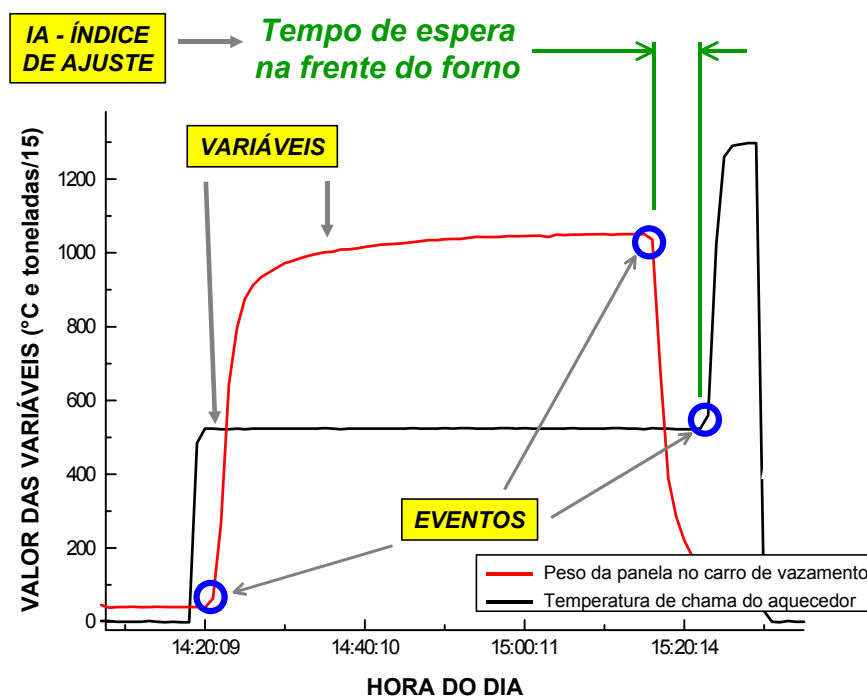


Figura 42 – Exemplo de variáveis, eventos e índices de ajuste do processo.

4.1.2 Módulo de Análise

Esse módulo se destina à obtenção dos eventos e índices de ajuste do processo de forma automática. Consiste de um programa de computador que analisa as variáveis do processo em tempo real de operação e gera os eventos do processo. As variáveis são repassadas do programa de aquisição ao programa de análise via DDE (Dynamic Data Exchange), ou seja, diretamente pela memória do computador.

Os eventos e os índices de ajuste do processo são armazenados em tabelas de banco de dados indexados pelo número da corrida. As informações são também apresentadas na tela do computador para utilização pelos operadores.

Existe, também, a troca de informações com outros sistemas da aciaria através da rede corporativa da empresa. Dessa forma é possível identificar automaticamente a corrida quando essa chega às diferentes etapas através do cruzamento das informações. A troca é bilateral, sendo o Sistema Supervisor do Processo também uma fonte geradora de dados a outros sistemas da aciaria.

A interface de operação do Sistema contém uma barra de ferramentas mostrada na Figura 43 onde quatro ícones representam as diferentes etapas monitoradas. Ao clicar do mouse em um desses ícones é aberta a tela da respectiva etapa.

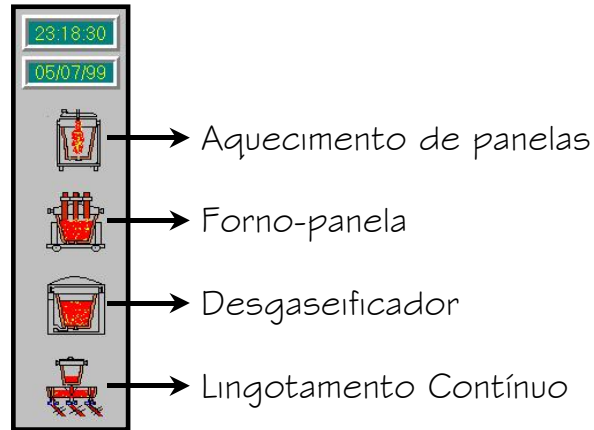


Figura 43 – Ícones de chamada para as diferentes telas do Sistema Supervisor do Processo.

Fazem parte das diferentes telas de operação os eventos e índices de ajuste da etapa bem como o histórico da operação. A Figura 44 mostra a tela da etapa de aquecimento de panelas onde é mostrado, graficamente, o estado dos aquecedores e o número da panela aquecendo, quando é o caso. A identificação do número da panela é possível pelo desenvolvimento, por parte da MENTOR Tecnologia, de um sistema de botoeiras que permite o acionamento do aquecedor somente mediante a digitação do número da panela. Com esse dispositivo é possível rastrear o aquecimento de todas as panelas conforme mostrado no histórico apresentado na Figura 45.

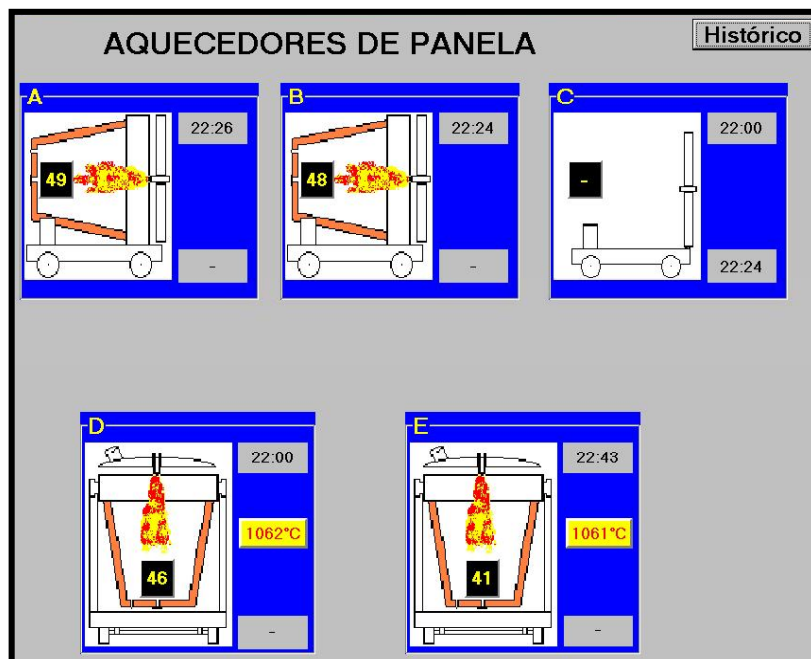


Figura 44 –Tela da etapa de aquecimento de panelas.

PANELA	EVENTO	DIA	HINICIO	HFIM	CORRIDA
47	A	04/08/99	22:00:20	00:55:20	73809
41	E	04/08/99	00:52:20	01:15:00	73798
45	D	04/08/99	22:00:20	01:41:10	73803
45	E	04/08/99	01:50:20	03:00:00	73799
47	B	04/08/99	01:03:00	03:29:00	73804
44	E	04/08/99	03:34:10	04:13:50	73800
43	E	04/08/99	04:37:30	05:15:20	73801
41	C	04/08/99	05:29:50	05:47:30	73802
41	E	04/08/99	05:58:10	07:00:40	73802
45	E	04/08/99	07:25:20	08:11:40	73803
47	D	04/08/99	03:32:00	08:30:20	73387
47	E	04/08/99	08:39:40	09:10:20	73804
44	E	04/08/99	10:01:40	10:42:40	73805
41	E	04/08/99	11:41:50	11:46:50	73806

Figura 45 – Histórico de acompanhamento das painelas.

A Figura 46 mostra a tela de operação do Forno-panela. Colocam-se na tela informações úteis aos operadores, o que viabiliza a melhoria do processo e também garante a utilização do Sistema. Também para essa etapa existe uma tela com o histórico da operação que é apresentada na Figura 47.

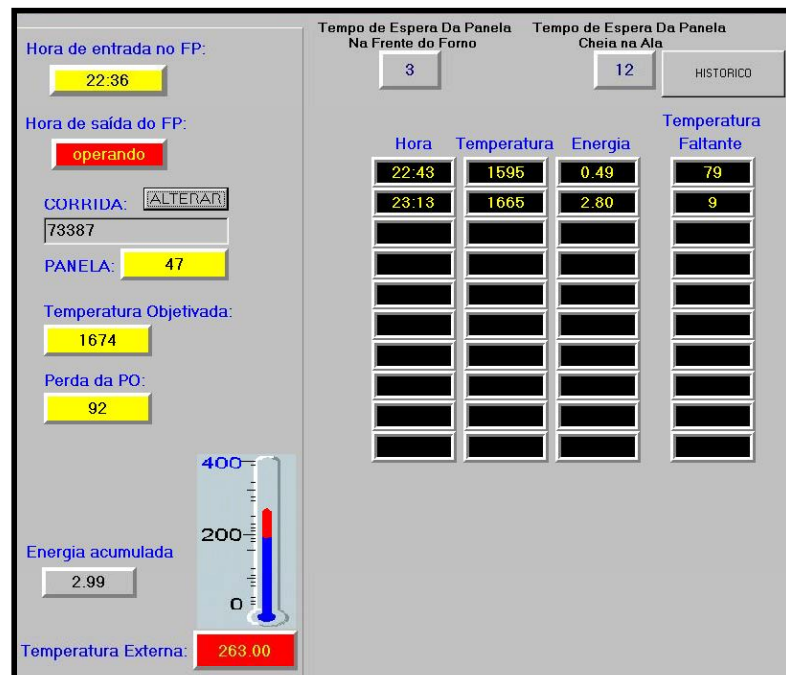


Figura 46 – Tela da etapa do Forno-panela.

Os históricos de cada etapa são gerados a partir das informações contidas no banco de dados e possibilitam, de forma rápida e fácil, a visualização das informações do processo.

CORRIDA	QUALIDADE	TOBJ	TLIB	DISP	ANTECIP	PRIMEIRA
73790	51230	1663	1668	5	1	N
73791	51230	1663	1662	-1	1	N
73792	14135	1649	1651	2	1	N
73793	14173	1667	1666	-1	1	S
73794	14173	1644	1645	1	7	N
73795	14173	1649	1658	9	1	N
73796	46530	1678	1685	7	1	S
73797	46601	1649	1651	2	2	N
73798	46625	1654	1651	-3	2	N
73799	48238	1672	1683	11	1	S
73800	48238	1661	1665	4	1	N
73801	48238	1661	1662	1	2	N
73802	55600	1663	1665	2	1	S
73803	51600	1649	1660	11	1	N
73804	51230	1663	1668	5	1	N
73805	51230	1663	1662	-1	1	N
73806	14135	1649	1651	2	1	N
73807	14173	1667	1666	-1	1	S
73808	14173	1644	1645	1	7	N
73809	14173	1649	1658	9	1	N

Figura 47 – Histórico da operação do forno-Panela.

4.2 SISTEMA DE AQUECIMENTO DAS VÁLVULAS SUBMERSAS

A passagem do aço do distribuidor para o molde do lingotamento contínuo ocorre através de válvulas constituídas de material refratário. Essas válvulas podem ser de diferentes tipos, sendo a utilizada na aciaria estudada a chamada válvula submersa.

O bom aquecimento das válvulas submersas, bem como do distribuidor, garante a partida do lingotamento contínuo uma vez que evita a solidificação do aço líquido na abertura dos veios. Dessa forma reduz-se o risco de interrupções do processo, uma das causas identificadas do descontrole das temperaturas (item 3.4.2).

O aquecimento dos refratários do distribuidor ocorre através de uma tampa com bicos de chama controlada. Já o aquecimento individual das válvulas, que é realizado com as mesmas já montadas no distribuidor, pode ser por chama, através da utilização de pequenos fornos, ou utilizando sistemas ejetores que succionam os gases aquecidos dentro do distribuidor através das válvulas.

Assim, com o objetivo de reduzir os riscos de interrupção do processo por perda de veio no início do lingotamento contínuo, foram propostos e avaliados dois diferentes modelos

de ejetor. Os mesmos foram ensaiados e comparados com o sistema normal de aquecimento das válvulas por chama.

4.2.1 Sistemas de aquecimento

Existem duas formas usuais de aquecer as válvulas submersas: por chama ou por succionamento conforme esquematizado na Figura 48. Com chama o aquecimento se dá na parte inferior da válvula e os gases aquecidos que sobem, tanto interna quanto externamente, aquecem o restante da mesma. Já utilizando um ejetor aproveitam-se os gases produzidos pelo aquecimento do distribuidor que são succionados pelo interior da válvula em alta velocidade provocando o seu aquecimento.

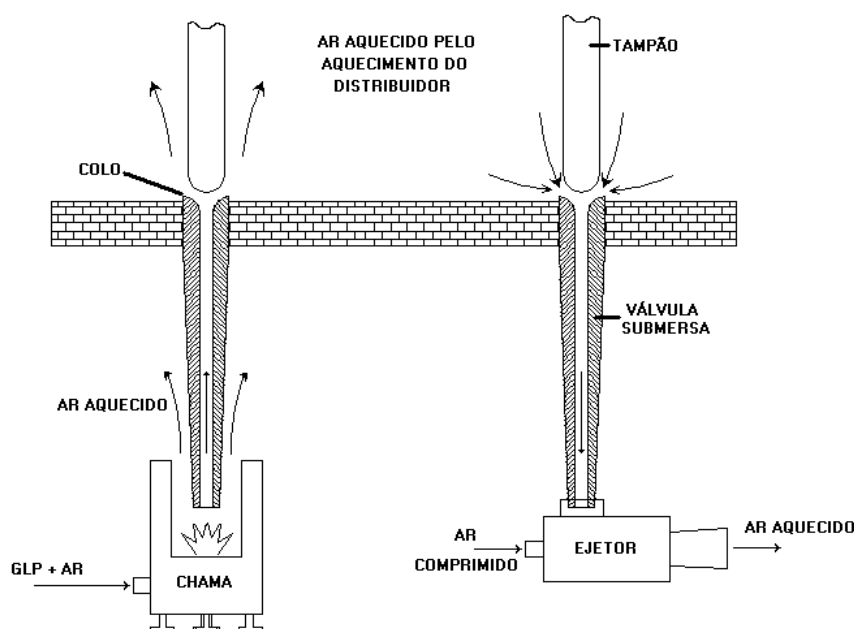


Figura 48 – Sistemas de aquecimento das válvulas submersas.

4.2.2 Projeto do ejetor

Foram ensaiados dois modelos de ejetor. O primeiro, de concepção simples, foi denominado de EJETOR_1. Posteriormente foi desenvolvido um segundo ejetor (EJETOR_2) de concepção mais avançada (KARASSIK et al, 1976) visando uma maior sucção dos gases. A vazão de ar comprimido utilizada no ejetor foi a máxima da linha.

4.2.3 Instrumentação das válvulas

Quatro válvulas de furo único foram instrumentadas com termopares tipo K seguindo as duas configurações mostradas na Figura 49. A configuração chamada de VÁLVULA_1 foi

ensaiada com o EJETOR_1 e, nesse caso, não houve o acompanhamento das temperaturas do colo da válvula.

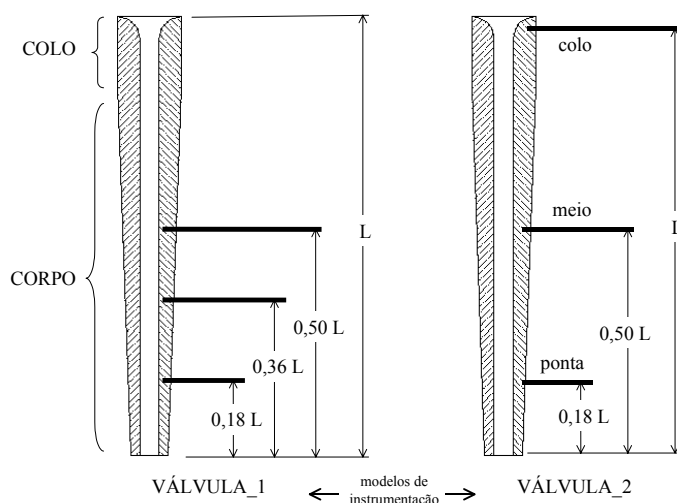


Figura 49 – Configurações da instrumentação das válvulas mostrando a posição dos termopares.

4.2.4 Termografia das paredes refratárias

Termografias do fundo do distribuidor foram realizadas após o término do ENSAIO 3 (Tabela 5, pág. 68). Utilizou-se um termógrafo da Nec modelo TH3100. A emissividade de refratários diversos pode variar de 0,71 a 0,88 a uma temperatura de 1100°C (BEJAN, 1996). Dessa forma, a emissividade considerada foi de 0,85.

4.2.5 Vazão de gás e nível de ruído

Com o auxílio de uma placa de orifício foi medida a vazão de gás utilizada durante um aquecimento normal de todos os veios do distribuidor. Também foi verificado o nível de ruído produzido pelo ejetor.

4.2.6 Ensaios

Foram realizados quatro ensaios onde válvulas instrumentadas (Figura 49) foram montadas em um distribuidor e postas a aquecer conforme mostra a Figura 50. As temperaturas das válvulas durante o aquecimento foram armazenadas em um registrador digital da CHESSEL modelo 4100G. A Tabela 5 cita o ejetor utilizado em cada ensaio, o tempo de aquecimento e a configuração da instrumentação das válvulas.

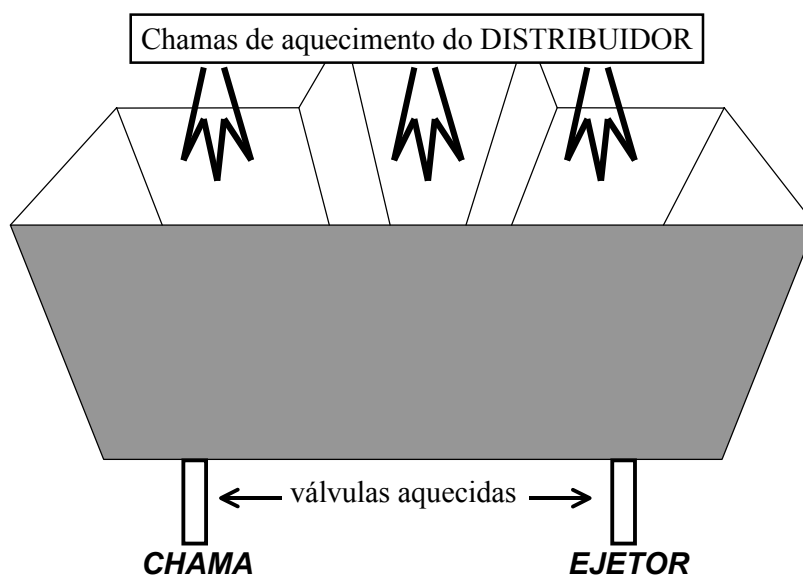


Figura 50 – Desenho esquemático dos ensaios realizados.

Tabela 5 – Ensaio realizados

ENSAIO	EJETOR	VÁLVULA	TEMPO DE AQUECIMENTO [min]
1	EJETOR_1	VÁLVULA_1	90
2	EJETOR_2	VÁLVULA_2	60
3	EJETOR_2	VÁLVULA_2	90
4	EJETOR_2	VÁLVULA_2	90

4.2.7 Requisitos de um bom aquecimento de válvula

Os critérios comparativos entre o sistema proposto utilizando um ejetor e o por chama baseiam-se nos seguintes itens exigidos para um bom aquecimento de válvulas submersas:

- Aquecimento do colo da válvula: quanto mais aquecido estiver o colo da válvula, e consequentemente o tampão, melhor será a condição de partida da máquina de lingotamento contínuo. Durante o enchimento do distribuidor o tampão fica obstruindo a passagem do aço pela válvula. Se a temperatura nessa região estiver muito baixa, a camada solidificada cresce ao ponto de prejudicar a abertura do veio (partida da máquina).
- Homogeneidade de aquecimento: quanto maior for a diferença de temperatura entre diferentes regiões da válvula, maiores são as chances de trincamento da mesma no momento da partida. Diferentes temperaturas representam diferentes dilatações gerando

tensões térmicas no material que, por ser de natureza frágil, acaba por trincar ocasionando a perda do veio.

- Repetitividade do aquecimento: é condição básica de um bom processo a sua repetitividade. A existência de uma variável do processo sem controle não é desejada.
- Inerte ao material refratário: o aquecimento não deve provocar a descarbonetação do material refratário da válvula ou qualquer outro ataque que diminua a sua vida útil. Vale lembrar que o desgaste das válvulas muitas vezes limita o número de sequenciais do lingotamento.

4.3 REGRAS PARA O AQUECIMENTO DE PANEAS

Com o objetivo de reduzir a média e a variabilidade das perdas térmicas para os refratários, foram desenvolvidas atividades e propostas melhorias no aquecimento das painelas do processo estudado. As ações desenvolvidas foram:

- 1- Avaliação dos aquecedores de painela: verificaram-se diferenças de potência (em torno de 18%) nos dois diferentes tipos de aquecedores: a gás e a óleo.
- 2- Melhoria dos aquecedores: igualaram-se as potências (a diferença ficou em torno de 5%).
- 3- Aumento da utilização dos aquecedores: aumentou-se significativamente a utilização, principalmente do aquecedor posicionado na frente do forno.
- 4- Facilitação de operação dos aquecedores: trocaram-se os acionamentos dos aquecedores.

O detalhamento desses trabalhos, bem como os resultados obtidos, fazem parte da dissertação de mestrado de CHRIST (2000) desenvolvida em paralelo com essa tese de doutorado. Um dos resultados mais expressivos desse trabalho foi o aumento da conscientização por parte dos operadores da importância do aquecimento de painelas e, conseqüentemente, a entrada de painelas mais aquecidas no ciclo. Soma-se a isso as mudanças no arranjo dos equipamentos e práticas associadas, propiciando um aumento no tempo médio de aquecimento das painelas.

Existe, entretanto, a necessidade de padronização da operação de aquecimento das painelas visando a elevação da média e a redução do desvio padrão da quantidade de energia armazenada nas painelas (encharcamento térmico ou estado térmico) no instante do

vazamento. Objetiva-se reduzir as perdas térmicas do aço líquido para os refratários, bem como a sua variabilidade, facilitando a previsibilidade e o controle da temperatura.

4.3.1 Modelo matemático

O desenvolvimento de um modelo matemático objetivou o cálculo qualitativo do calor armazenado nas camadas refratárias das panelas. O calor calculado é aplicado na comparação de diferentes históricos térmicos onde são consideradas a condição térmica (com aço, resfriando ou aquecendo) e o tempo em cada situação. O modelo matemático serve, portanto, como um ferramenta comparativa de diferentes históricos térmicos que ocorrem na planta.

A figura abaixo mostra esquematicamente a panela modelada.

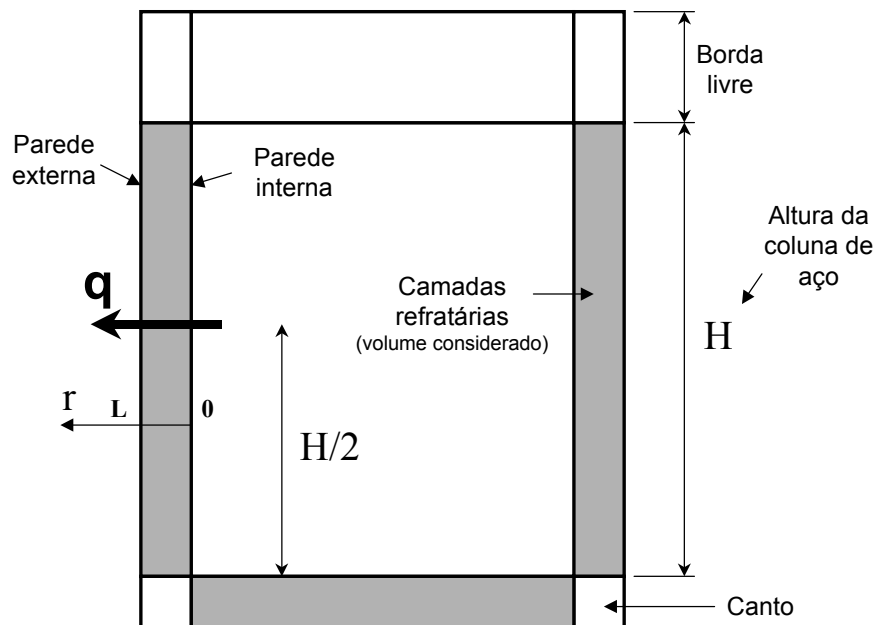


Figura 51 – Desenho esquemático do sistema modelado.

➤ Hipóteses utilizadas:

- Fluxo de calor unidimensional, considerando a variação da temperatura como uma função do raio e do tempo. Dessa forma, foi desconsiderada a variação do perfil de temperatura que ocorre em função da altura da panela, principalmente próximo ao fundo e à borda livre.
- O perfil de temperaturas que é utilizado para o cálculo do calor armazenado nos refratários do fundo da panela é o mesmo calculado para a parede lateral.
- Os volumes da borda livre e do canto não foram considerados no cálculo do calor armazenado. O volume considerado é aquele que tem contato direto com o aço líquido e que é destacado na Figura 51.

➤ Formulação do problema:

- Equação da condução (unidimensional, transiente e sem taxa de geração interna de calor)

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T}{\partial r} \right) = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (5)$$

A difusividade térmica α é definida pela equação 2 (item 2.4.1, pág. 16).

- Condição inicial

$$T(r, t)|_{t=0} = T(r) \quad (6)$$

Foram utilizados dois perfis $T(r)$ para as seguintes simulações:

- Aquecimento da panela nova. Foi utilizado o perfil medido através da instrumentação da panela (item 4.3.2) no início do aquecimento. Esse perfil é mostrado na Figura 55.
 - Resfriamento após o lingotamento. O perfil considerado foi obtido a partir da simulação de vários ciclos (item 4.3.4). Esse perfil é mostrado na Figura 71.
- Cálculo do calor acumulado

$$\int_0^L Q dr = mc \int_0^L T(r) dr \quad (7)$$

Para a consideração dessa equação é admitido:

- Sistema fechado;
 - Sem trabalho interno;
 - Sem variação das energias cinética e potencial;
 - Os refratários são substâncias incompressíveis;
 - O calor específico dos refratários não variam com a temperatura.
- Condições de contorno:

Foram utilizadas 5 condições de contorno: uma para a parede externa e quatro para a parede interna.

- **CC1** - Resfriamento da parede externa

Foi considerada a convecção e radiação da parede externa para o ambiente.

$$h_{ext} \left(T(r, t)|_{r=L} - T_{amb} \right) + \sigma \varepsilon_{ext} \left(T^4(r, t)|_{r=L} - T_{amb}^4 \right) = -k \frac{\delta T(r, t)}{\delta r} \Big|_{r=L} \quad (8)$$

- **CC2** - Resfriamento da parede interna

Foi considerada a convecção e radiação da parede interna para o ambiente.

$$h_{\text{int}} \left(T(r,t) \Big|_{r=0} - T_{\text{amb}} \right) + \sigma \varepsilon_{\text{int}} \left(T^4(r,t) \Big|_{r=0} - T_{\text{amb}}^4 \right) = -k \frac{\delta T(r,t)}{\delta r} \Big|_{r=0} \quad (9)$$

- **CC3** - Aquecimento da parede interna com chama

Foram consideradas temperaturas prescritas para a parede interna ao longo do aquecimento.

$$T(r,t) \Big|_{r=0} = T_{\text{interna}}(t) \quad (10)$$

Essas temperaturas foram medidas durante os ensaios de aquecimento realizados com a panela instrumentada (item 4.3.2).

- **CC4** - Aquecimento da parede interna pelo contato com o aço líquido (etapas do refino)

A condição são temperaturas prescritas para a parede interna ao longo do refino secundário.

$$T(r,t) \Big|_{r=0} = T_{\text{aço}}(t) \quad (11)$$

Essa condição representa o comportamento médio das temperaturas do aço líquido durante o refino secundário. Não foi considerado o efeito convectivo do aço e as paredes da panela.

- **CC5** - Resfriamento da parede interna pelo esvaziamento (etapa do lingotamento)

É aplicada uma combinação linear de duas condições: temperatura prescrita do aço líquido (CC4) e resfriamento ao ambiente (CC2). A cada intervalo de tempo as temperaturas são calculadas aplicando as duas condições. A temperatura adotada é uma composição das temperaturas calculadas nas duas condições, tendo um peso linearmente decrescente da CC4 e crescente da CC2 durante o período de lingotamento.

A combinação das diferentes condições de contorno configuram as situações simuladas conforme mostra a Tabela 6.

Tabela 6 – Situações simuladas e as condições de contorno aplicadas.

SITUAÇÃO	PAREDE INTERNA	PAREDE EXTERNA
Panela aquecendo	CC2	
Panela resfriando	CC3	CC1
Panela com aço	CC4	
Panela lingotando	CC5	

➤ Simulação numérica

As equações foram resolvidas através da aplicação do método explícito de diferenças finitas. A implementação do método se fez através de um programa de computador cuja tela principal é mostrada na Figura 52. As demais telas são mostradas no anexo A.

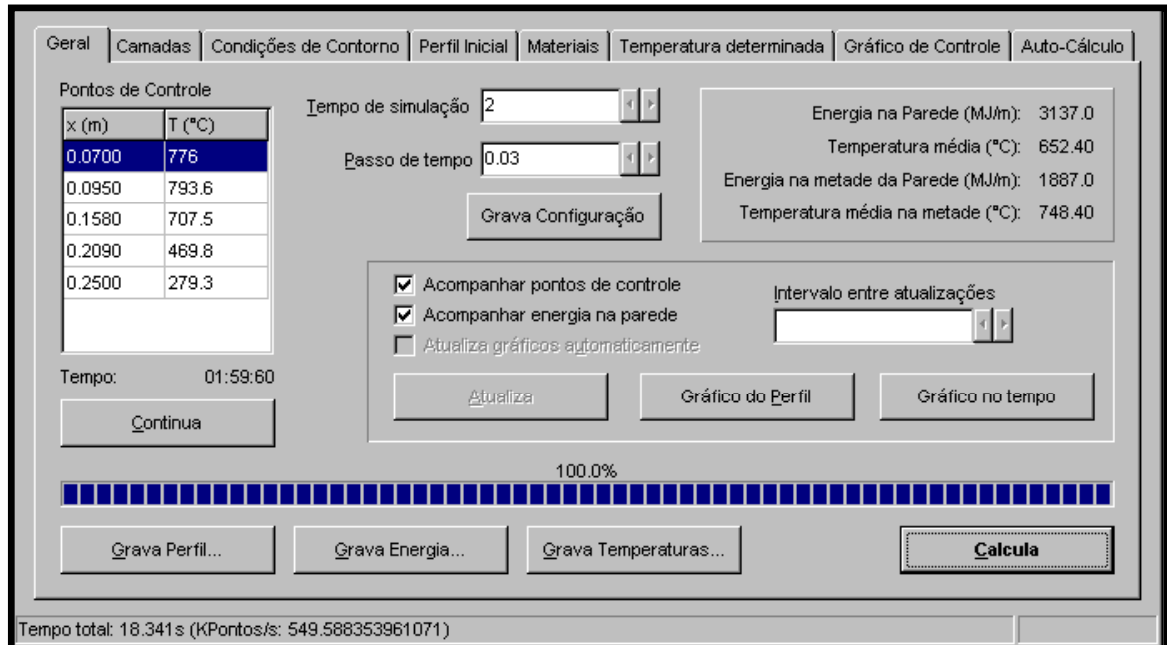


Figura 52 – Interface do modelo matemático.

As principais características desse simulador são:

- Consideração das camadas através das suas propriedades físicas (condutibilidade térmica, calor específico e massa específica);
- As propriedades físicas dependentes da temperatura;
- Controle sobre o tamanho da malha por camada;
- Controle sobre o intervalo de tempo do cálculo (estabilidade numérica);
- Definição de pontos de controle que são as posições dentro das camadas refratárias às quais se quer saber as temperaturas com o passar do tempo. Os pontos de controle são utilizados na calibração do modelo.

As respostas do simulador são:

- temperaturas dos pontos de controle ao longo do tempo;
- perfil das temperaturas dentro da parede refratária;
- energia contida na parede refratária por altura de coluna de aço. Essa energia é calculada tanto para a espessura total da parede refratária quanto para a metade interna da mesma;

- temperatura média da parede refratária, tanto na espessura total quanto na metade interna da mesma.

Todas as respostas do modelo podem ser gravadas em arquivos para continuação posterior do cálculo ou para visualização em planilhas eletrônicas. Maiores detalhes do modelo matemático são mostrados no anexo A.

4.3.2 Medições de campo

Foram realizadas medições de campo visando a calibração do modelo matemático.

4.3.2.1 Instrumentação de panela

Com a finalidade de obter o comportamento das temperaturas dentro das camadas refratárias durante o aquecimento, foi instrumentada uma panela utilizando-se termopares posicionados conforme esquematizado na Figura 53. Os termopares utilizados foram do tipo K e utilizou-se um registrador digital da Eurotherm Chessell modelo 4100G para a aquisição dos dados.

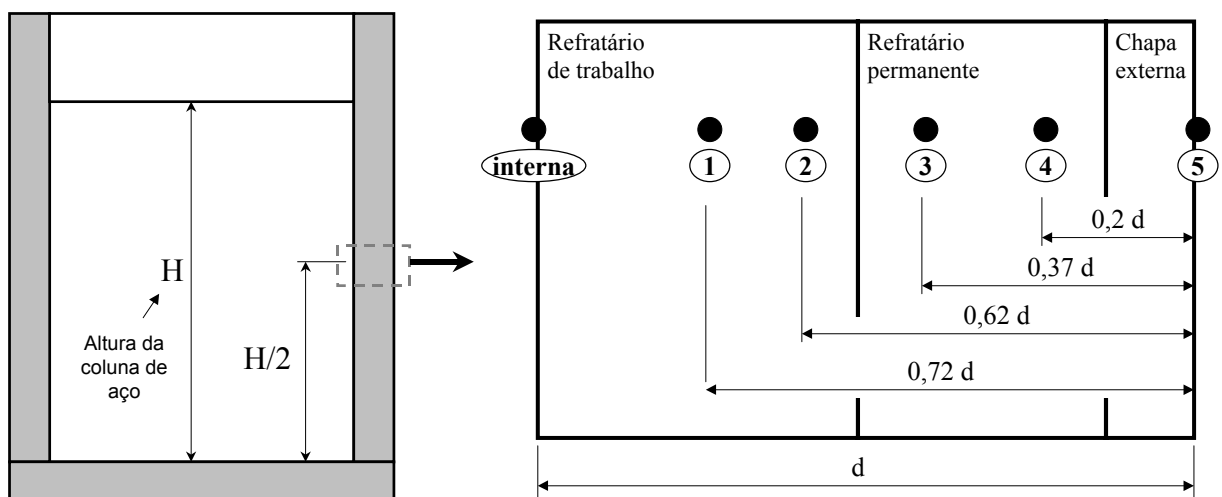


Figura 53 – Esquema de posicionamento dos termopares dentro das paredes refratárias.

4.3.2.2 Termografia das paredes internas

A calibração do modelo para a etapa de resfriamento foi realizada através da aproximação das temperaturas calculadas com as medidas na parede lateral interna das panelas. Essas temperaturas foram medidas através da técnica de termografia, utilizando-se um termógrafo da Nec, modelo TH3100. As termografias foram analisadas em um programa de computador específico considerando-se uma emissividade de 0,85. Um total de cinco panelas foram termografadas após o final do lingotamento contínuo. As tomadas foram realizadas segundo esquematizado na Figura 54.a, onde é possível visualizar uma parte da

parede lateral da panela. A Figura 54.b mostra uma tomada termográfica onde é considerada a temperatura média da área destacada em cada instante do resfriamento.

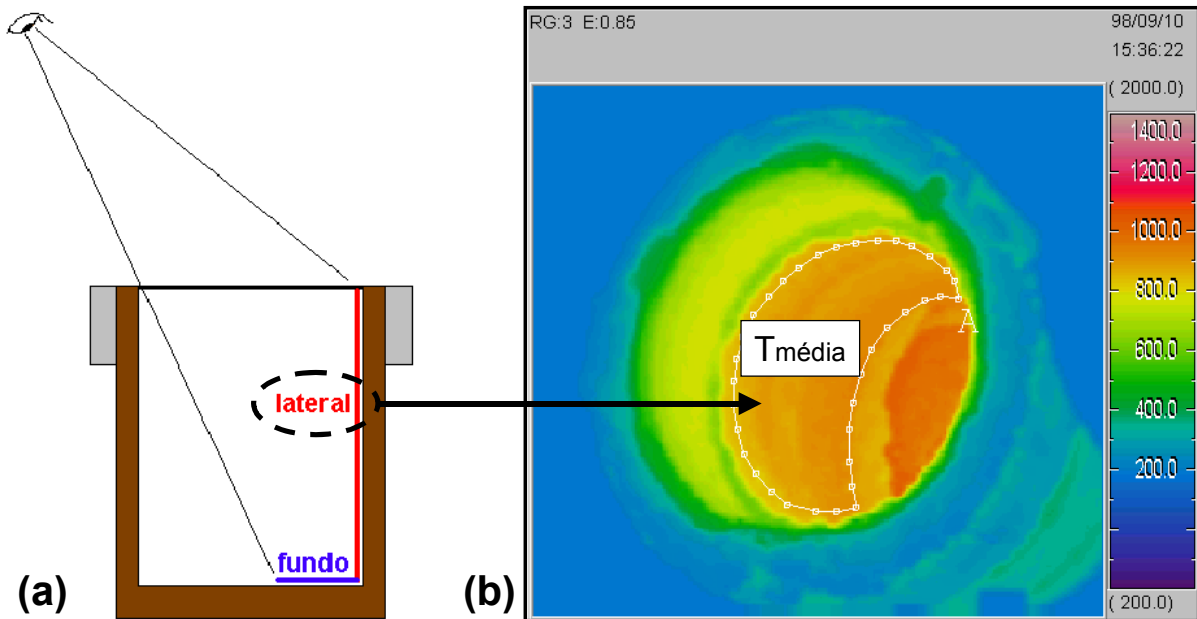


Figura 54 – a) Desenho esquemático do posicionamento do termógrafo em relação à panela; b) Exemplo de termografia com a delimitação da área lateral considerada para cálculo da temperatura média.

4.3.3 Metodologia

As regras a serem definidas para o aquecimento das panelas são diferenciadas para panelas novas e do ciclo. Entende-se como panela nova aquela que vem de troca total ou parcial das paredes refratárias. Essas panelas, antes de serem submetidas ao aquecimento, sofrem um processo de secagem e posterior preparação para entrada no ciclo. Já as panelas do ciclo são aquelas que estão sendo utilizadas no processo e que entram na etapa de aquecimento com um período de resfriamento anterior.

4.3.3.1 Panela nova

A condição inicial dessa simulação é o perfil obtido experimentalmente através da instrumentação da panela (item 4.3.2) e que é mostrado na Figura 55. Esse perfil é o resultado de 5 horas de secagem seguido de 30 minutos de preparação da panela (resfriamento).

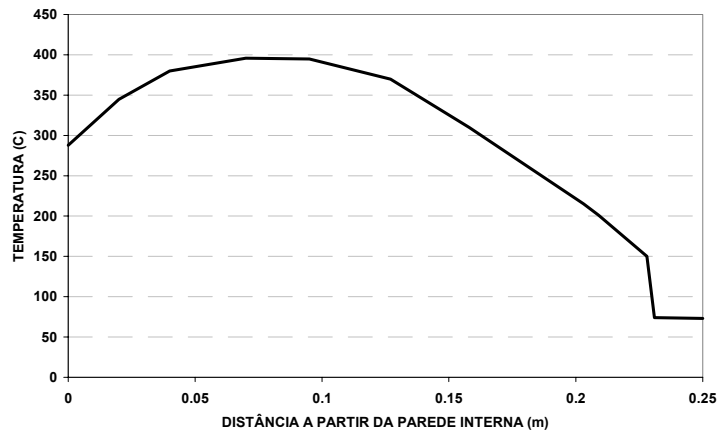


Figura 55 – Perfil térmico após a secagem da panela (condição inicial para a panela nova)

A partir desse perfil simulou-se o aquecimento da panela até o seu encharcamento total (regime estacionário de transferência de calor). O aquecimento é acompanhado através de um parâmetro indicativo do encharque térmico da panela, definido e denominado de Índice de Encharque (IE) no item 5.3.3.

4.3.3.2 Panela do ciclo

Para o caso das panelas do ciclo, é necessário um perfil inicial que represente o estado térmico da panela no final do lingotamento. A obtenção desse perfil necessitou a simulação completa do ciclo conforme é descrito no item 4.3.4.

4.3.3.3 Índice de Encharque mínimo

Para a obtenção desse valor, foram acompanhadas 137 corridas na planta, cujos tempos de resfriamento e aquecimento foram medidos. Com o modelo matemático foi possível calcular os IEs das panelas e propor um valor mínimo aplicável.

4.3.4 **Simulação do ciclo**

O ciclo simulado é constituído das etapas com e sem aço conforme mostrado na Figura 6 (pág. 11), com os tempos descritos na Tabela 7. Foram simulados cinco ciclos com a finalidade de atingir um estado térmico típico de panela do ciclo. A partir do perfil obtido nessa situação para o final do lingotamento, foram realizadas simulações para o estudo da relação entre os tempos de resfriamento e aquecimento durante as etapas sem aço.

Tabela 7 – Duração das etapas do ciclo simulado.

ETAPAS		DURAÇÃO (min.)
PANELA NOVA	Aquecimento da panela nova	720
	Espera para o vazamento	10
PANELA DO CICLO	Refino Secundário	130
	Transporte e Lingotamento Contínuo	75
	Resfriamento (transporte e manutenção)	55
	Aquecimento	60
	Espera para o vazamento	5

Nas etapas com aço o modelo calculou o estado térmico das camadas refratárias admitindo simplificações tais como: vazamento instantâneo do aço na panela, ausência de estratificação térmica e a inexistência de resistência térmica entre o aço e a parede. Essas simplificações são justificadas pelo caráter qualitativo do cálculo nessas etapas, não havendo interesse direto no comportamento do aço líquido. O que se quer são os perfis térmicos das camadas refratárias que orientam as principais perdas.

A simulação da etapa sem aço foi realizada utilizando-se os parâmetros calibrados para resfriamento e aquecimento.

4.4 DESENVOLVIMENTO DE UM MODELO TÉRMICO

Como mostrado na Figura 37 (pág. 51), o modelo térmico do processo estudado necessita prever as perdas em duas diferentes etapas. A primeira perda é chamada de perda na desgaseificação e ocorre a partir da saída da corrida do forno-panela até a saída do desgaseificador. A outra, chamada de perda no lingotamento, deve prever a temperatura perdida durante o transporte e o lingotamento contínuo. Vale lembrar que a temperatura estabilizada no distribuidor é considerada como a temperatura média (início, meio e fim do lingotamento).

4.4.1 Perdas na desgaseificação

4.4.1.1 Taxas de resfriamento durante a etapa de desgaseificação

Observou-se que as perdas durante a etapa de desgaseificação ocorrem segundo duas diferentes taxas de resfriamento conforme pode ser visto na Figura 56. Da saída do forno-panela até o início do vácuo as perdas são pequenas devido à pouca agitação do banho e pelo

tempo anterior com aço na panela, o que diminui as perdas para os refratários. Durante o vácuo as perdas sobem significativamente e caem novamente durante a espera da panela para saída para o lingotamento.

Visando medir as taxas de resfriamento, foram acompanhadas 33 corridas onde procederam-se três medidas de temperatura conforme esquematizado na Figura 56. As três temperaturas medidas foram antecedidas de uma argonagem suficiente para homogeneizar o banho. As temperaturas do aço foram medidas no centro da área exposta da escória utilizando os termopares de imersão comumente aplicados nesse tipo de processo.

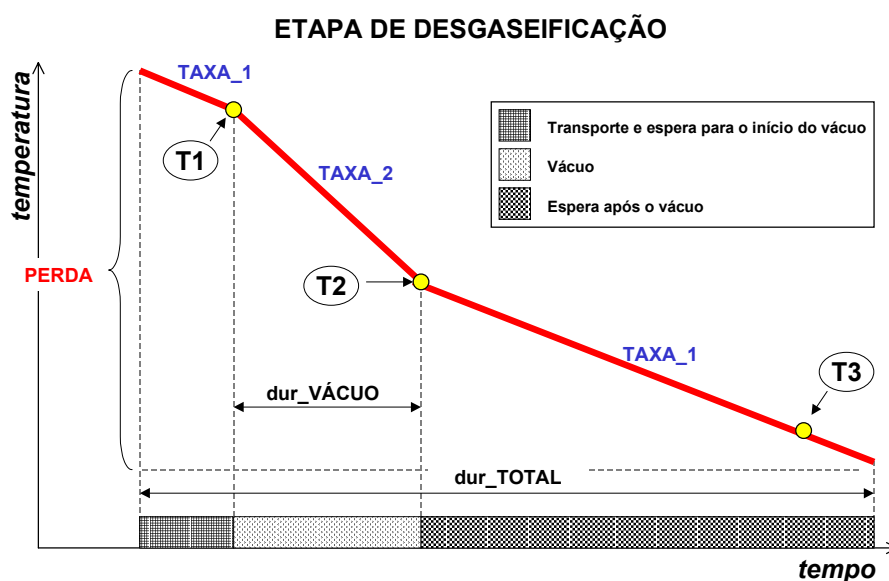


Figura 56 – Esquema adotado para as medidas das taxas durante a fase de degaseificação.

4.4.1.2 Cálculo das perdas

Com as taxas de resfriamento é possível estabelecer uma relação entre a duração total da etapa e do vácuo com as perdas térmicas do aço líquido através da equação abaixo:

$$\text{PERDA} = (\text{dur_TOTAL} - \text{dur_VÁCUO}) \times \text{TAXA_1} + \text{dur_VÁCUO} \times \text{TAXA_2} \quad (12)$$

4.4.2 Perdas no lingotamento

Ao contrário das perdas durante a degaseificação, que foram medidas na planta, as perdas durante o lingotamento foram avaliadas utilizando um modelo estatístico e um banco de dados histórico de corridas. A Figura 57 mostra, esquematicamente, como funciona o modelo desenvolvido.

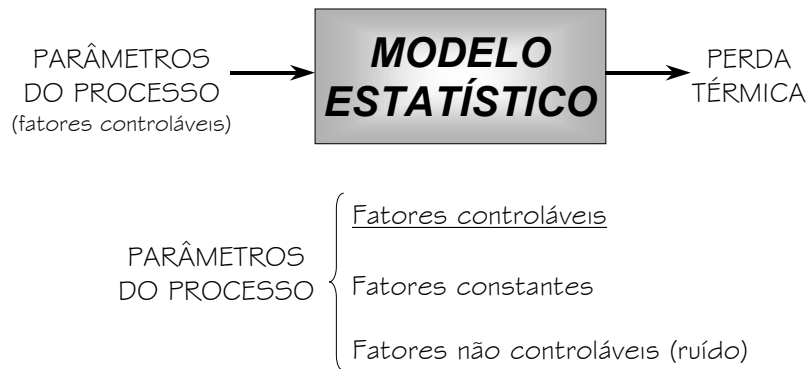


Figura 57 – Esquema de funcionamento do modelo estatístico.

4.4.2.1 Parâmetros do processo

São as variáveis do processo que podem ser alteradas e que têm efeito sobre as perdas térmicas. Os parâmetros do processo são divididos em três categorias: controláveis, constantes ou não controláveis.

4.4.2.1.1 Fatores controláveis

São um subconjunto dos parâmetros do processo que foram eleitos para serem estudados, ou seja, julgados como de maior influência sobre as perdas térmicas. Um exemplo desse tipo de parâmetro é o estado térmico das painelas.

4.4.2.1.2 Fatores constantes

São os parâmetros do processo que não são considerados na análise e são mantidos constantes durante o experimento. Um bom exemplo desse tipo de parâmetro é o tempo de transporte da panela para o lingotamento. Esse parâmetro tem influência na perda mas é recomendável que seja mantido constante, ou próximo disso, para que não necessite ser considerado na análise. Quanto maior for o número de variáveis consideradas, maior deverá ser o número de corridas no histórico analisado.

4.4.2.1.3 Fatores não controláveis

São os fatores do processo que não podem ser controlados. São responsáveis pelo erro experimental (variabilidade). Um exemplo disso é a variação da velocidade do lingotamento contínuo em função da temperatura do aço no distribuidor, correção essa tomada pelo operador visando corrigir temperaturas fora da faixa objetivada.

4.4.2.2 Banco de dados do processo

O banco de dados utilizado para testar o desempenho do modelo estatístico foi formado através de um acompanhamento criterioso das corridas durante um mês. Para esse levantamento, foi de importância fundamental o Sistema Supervisor do Processo comentado

anteriormente. Foram consideradas somente corridas sem variação de velocidade durante o lingotamento contínuo, ou seja, desconsiderando esse parâmetro não controlável. Também não foram consideradas corridas com qualquer tipo de anomalia tal como perda de veio. O número de corridas (registros) constantes no banco de dados foi de 135.

Cada registro do banco de dados contém o número identificador da corrida, a perda térmica que ocorreu desde a temperatura de saída do desgaseificador até a temperatura estabilizada no distribuidor e os parâmetros considerados na análise.

Os parâmetros controláveis utilizados foram os mesmos considerados pelo modelo atualmente aplicado na planta e são três:

- *Tempo sem aço*: compreende o tempo desde o final do lingotamento anterior da panela até o vazamento da corrida. Esse tempo foi dividido em dois grupos diferenciando painéis com baixo tempo sem aço (quentes) de painéis com alto tempo sem aço (frias). Esse é o parâmetro indicativo das perdas térmicas para os refratários da panela.
- *Sequencial*: é a posição da corrida dentro de um sequencial. Pode assumir três diferentes valores: P (primeira), I (intermediária) e U (última corrida do sequencial). Esse parâmetro abrange a duração do lingotamento, fator que está relacionado com as perdas para os refratários, e as elevadas perdas que ocorrem durante o enchimento do distribuidor na primeira corrida do sequencial.
- *Seção*: corresponde à área de passagem do aço pelo molde, podendo, para a aciaria estudada, ser de 150X150 ou 240X240 mm. Essas seções quadradas serão referenciadas neste trabalho somente como 150 ou 240. A seção está relacionada com a vazão de aço que sai do distribuidor. Esse parâmetro indica o tempo de residência do aço no distribuidor e a duração do lingotamento.

Percebe-se que tanto o sequencial quanto a seção representam as perdas para os refratários e a duração do lingotamento. O ideal é que sejam isolados os efeitos e que sejam considerados como diferentes parâmetros. Para isso, a análise exige um número maior de corridas no banco de dados.

4.4.2.3 Modelo estatístico

O modelo separa os registros em diferentes grupos de semelhança. Para cada um dos grupos é calculada a perda média, o desvio padrão, o número de ocorrências nesse grupo, o valor máximo e mínimo. O valor médio é considerado como a perda térmica desse grupo.

Para uma divisão em dois grupos para o tempo sem aço, três para o sequencial e dois para a seção, o número de grupos totais foi de 12 sendo que o número médio de corridas em cada grupo ficou em 11.

O parâmetro tempo sem aço é numérico contínuo e por isso foi dividido em duas faixas (painéis quentes e frias). A divisão foi realizada manualmente até a obtenção das melhores respostas do modelo. O modelo é avaliado a partir da proximidade da perda média do grupo ao qual pertence a corrida com a perda real da mesma. Simula-se, portanto, a aplicação do modelo para as corridas analisadas.

O modelo foi implementado em um programa de computador cuja interface é mostrada na Figura 58. O programa lê os dados e possibilita a divisão dos parâmetros em faixas quando esses forem numéricos e contínuos. Ao rodar a análise, os resultados dos diferentes grupos são apresentados de forma tabular como mostrado na Figura 59. Além disso, são apresentados os erros, ou diferenças entre a perda prevista pelo modelo e a real, em faixas (Figura 39- pág. 54), bem como o erro médio, o desvio padrão dos erros e o erro absoluto médio.

CORRIDA	PERDA	TS/AÇO	SEQ	SEC
73774	39	158	I	150
73775	45	151	U	150
73779	56	243	I	150
73780	50	253	U	150
73785	51	175	P	150
73786	42	148	U	150
73796	56	578	P	240
73799	51	413	P	240
73800	49	99	I	240
73801	43	92	U	240

Total de dados: 163

Valores: 132

Coluna

Usar na análise
 Ignorar
 Resultados

Valores

Texto
 Numérico
 Numérico em faixas

Dividir em faixas: 2

Valor	Ocor.
270	1
138	3
665	1
119	1
780	1
208	2
246	1

31 237 (104)

237 1742 (59)

Figura 58 – Interface do Modelo Estatístico.

Número de casos: 12

	PERDA	TS/AÇO	SEQ	SEC
Caso 6		31,237	I	150
Média	45			
Ocorrências	36			
Máximo	59			
Mínimo	32			
Caso 7		237,1281	I	150
Média	47			
Ocorrências	10			
Máximo	56			
Mínimo	42			
Caso 8		31,237	U	150
Média	45			
Ocorrências	21			
Máximo	56			
Mínimo	37			

Erros < -10: 5 (3.7%)	Erro médio: 0.10
Erros >= -10 e < -5: 17 (12.6%)	Desvio padrão: 5.95
Erros >= -5 e <= 5: 90 (66.7%)	Erro médio absoluto: 4.72
Erros > 5 e <= 10: 17 (12.6%)	
Erros > 10: 6 (4.4%)	

Figura 59 – Tela de apresentação dos cálculos do modelo estatístico.

5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

O desenvolvimento dos trabalhos práticos dessa tese de doutorado foram fundamentados a partir da observação do processo e da análise crítica através do levantamento das causas principais de descontrole da temperatura do aço líquido durante o processo (item 3.4). A seguir são mostrados os resultados obtidos com as quatro linhas de trabalho prático desenvolvidos.

5.1 SISTEMA SUPERVISOR DO PROCESSO - SSP

Esse sistema de aquisição e armazenamento de informações do processo foi fundamental para a qualidade dos resultados obtidos como um todo, representando uma ferramenta básica para grande parte das atividades desenvolvidas nesse trabalho. Seguem algumas aplicações do Sistema:

5.1.1 Identificação das causas principais de corridas frias

Durante a etapa de observação do processo, uma pesquisa a cerca das causas principais de corridas FRIAS (Figura 39, pág. 54), ou seja, corridas com dispersões de temperatura no lingotamento abaixo de 10°C em relação à objetivada, foi realizada baseando-se nas informações obtidas com o SSP. Com esse trabalho foi possível identificar os pontos críticos do processo. Convencionou-se chamar de pontos críticos aquelas etapas cujo descontrole afetam a temperatura do aço líquido provocando temperaturas muito baixas durante o lingotamento, aumentando o risco de que ocorra a solidificação do aço no distribuidor (freezing).

Os pontos críticos julgados a partir da análise de diversas corridas ao longo do período do trabalho foram:

5.1.1.1 Aquecimento de panelas

O aquecimento insuficiente ou o erro nas curvas de aquecimento das panelas fazem com que entrem no ciclo panelas com baixo encharcamento térmico, aumentando muito as perdas térmicas do aço durante o ciclo, dificultando a sua previsibilidade.

O monitoramento das operações de aquecimento foram realizadas através da utilização das informações de temperatura de chama dos aquecedores a gás adquiridas e armazenadas no SSP.

Para esse ponto crítico do processo foi estabelecida uma linha de trabalho comentada no item 4.3. Dentro disso surgiu a necessidade do estabelecimento de regras de aquecimento para as painéis, cujos resultados são mostrados no item 5.3.

5.1.1.2 Aquecimento dos distribuidores

O aquecimento insuficiente causa o resfriamento excessivo do aço no distribuidor na primeira corrida de uma sequência, podendo provocar a solidificação do aço na válvula submersa e a conseqüente perda do veio. O atraso ou parada do lingotamento contínuo leva a uma maior dificuldade de controle da temperatura do aço das corridas já vazadas, podendo ocasionar corridas frias no lingotamento.

O monitoramento do aquecimento dos distribuidores se deu através das temperaturas de chama. Entende-se como temperatura de chama a temperatura que é medida nas proximidades da mesma (no caso dos aquecedores dos distribuidores os termopares foram posicionados a 200mm da chama). Essas temperaturas foram armazenadas no SSP, possibilitando a visualização posterior das curvas de aquecimento utilizadas, de onde é possível verificar a ocorrência de falha nas chamas e os tempos de aquecimento.

Para a verificação de problemas relacionados à falha no aquecimento, além da temperatura das chamas medidas com termopares, utilizou-se também a técnica de termografia conforme exemplificado na Figura 60. Nesse caso, uma das chamas não acionava devido à falha em uma válvula solenóide que controla a passagem do gás, prejudicando o aquecimento de um dos lados do distribuidor. Após a solução do problema, a termografia mostra o ganho em homogeneidade e elevação das temperaturas do distribuidor.

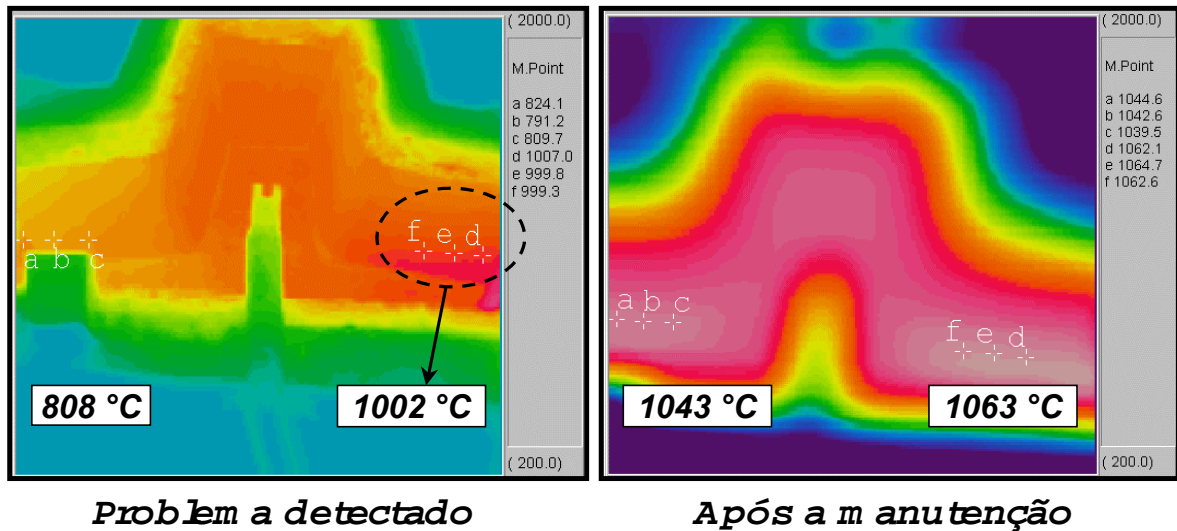


Figura 60 – Termografia das paredes internas do distribuidor mostrando a detecção de falha em uma das chamas do aquecedor bem como o resultado após a solução do problema.

Um exemplo da aplicação das duas técnicas de avaliação do sistema de aquecimento dos distribuidores é apresentado na Figura 61. Através das curvas de aquecimento (Figura 61a) é possível verificar, além do tempo de aquecimento, eventuais problemas de homogeneidade de aquecimento. No caso, a região do veio 1 estava sendo aquecida com uma temperatura maior, resultando numa diferença das temperaturas superficiais medidas com termografia (Figura 61b).

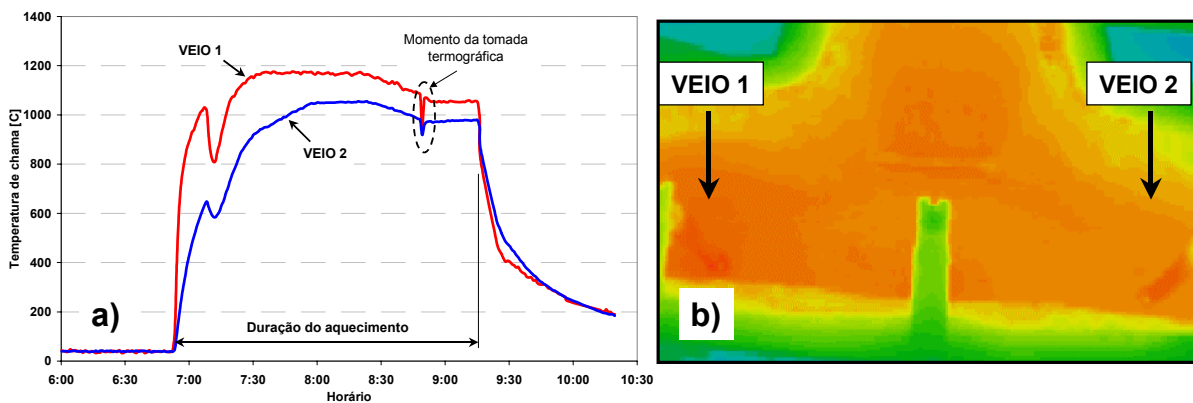


Figura 61 – a) Curvas de aquecimento dos veios laterais do distribuidor; b) termografia das paredes internas realizada durante o aquecimento.

A necessidade do desenvolvimento de um sistema aquecedor das válvulas submersas utilizando ejetor, cujos resultados serão apresentados no item 5.2, partiu do levantamento das corridas frias, mostrando novamente o resultado indireto do SSP na melhoria do controle da temperatura.

5.1.1.3 Homogeneização da temperatura.

A homogeneização térmica do banho (eliminação da estratificação térmica) antes da medida da temperatura de saída do desgaseificador para o lingotamento foi avaliada pela leitura da vazão de argônio, variável armazenada no SSP. Dessa forma, foram verificados problemas operacionais que ocasionavam erros de medida da temperatura do aço (baixa vazão de argônio antes da medida) e estabelecidos procedimentos adequados para a homogeneização do banho.

5.1.2 **Levantamento de dados do processo**

Uma série de levantamento de dados foram realizados durante o trabalho utilizando as informações geradas pelo SSP. Assim, as medições das taxas de resfriamento durante a etapa de desgaseificação (item 4.4.1) foram adquiridas e armazenadas no SSP juntamente com o horário da medida. Também utilizaram-se as informações do SSP para a geração do banco de dados do processo (item 4.4.2), utilizado para avaliar o modelo estatístico. O rastreamento dos tempos de aquecimento e resfriamento das panelas, possível com o SSP, possibilitou o levantamento do Índice de Encharque das panelas no momento do vazamento e que será apresentado no item 5.3.7 (Figura 82).

5.1.3 **Integração das informações de todo o processo**

A disponibilização na tela do computador de informações de outras áreas da aciaria mostraram ser importantes para a operação. Isso pôde ser comprovado pela reação positiva dos operadores do desgaseificador com a disponibilização das temperaturas que ocorrem no distribuidor durante o lingotamento contínuo. Assim eles passaram a ter um “feed-back” da sua operação. A relação que existe entre uma etapa e a posterior dentro do processo é semelhante com a de uma empresa fornecedora de um determinado material com os seus clientes. A empresa tenta melhorar a qualidade do seu produto se souber o que o cliente está pensando a respeito dele.

5.2 SISTEMA DE AQUECIMENTO DAS VÁLVULAS SUBMERSAS

A seguir são mostrados os resultados comparativos dos ensaios de aquecimento das válvulas submersas utilizando dois diferentes sistemas de aquecimento : o usual com chama e o proposto com ejetor. Primeiramente são mostrados os desempenhos dos dois modelos de ejetor utilizados. Posteriormente, os requisitos do aquecimento discutidos no item 4.2.7 (pág. 68) servem como parâmetros comparativos dos sistemas.

5.2.1 Comparação dos ejetores

A Figura 62 mostra a temperatura média do corpo das válvulas aquecidas com os dois modelos de ejetor (Tabela 5 - ensaios 1 e 3 – pág. 68). Percebe-se que houve uma elevação da curva de aquecimento da válvula aquecida com o EJETOR_2 em relação ao EJETOR_1, representando um aumento em 12% na temperatura de encharque da válvula (regime estacionário) como resultado da melhoria no projeto do ejetor. Isso se deve ao maior poder de succionamento do EJETOR_2, o que faz com que maior quantidade de ar aquecido e, conseqüentemente, com maior velocidade, passe pelo canal da válvula, aumentando a troca por convecção.

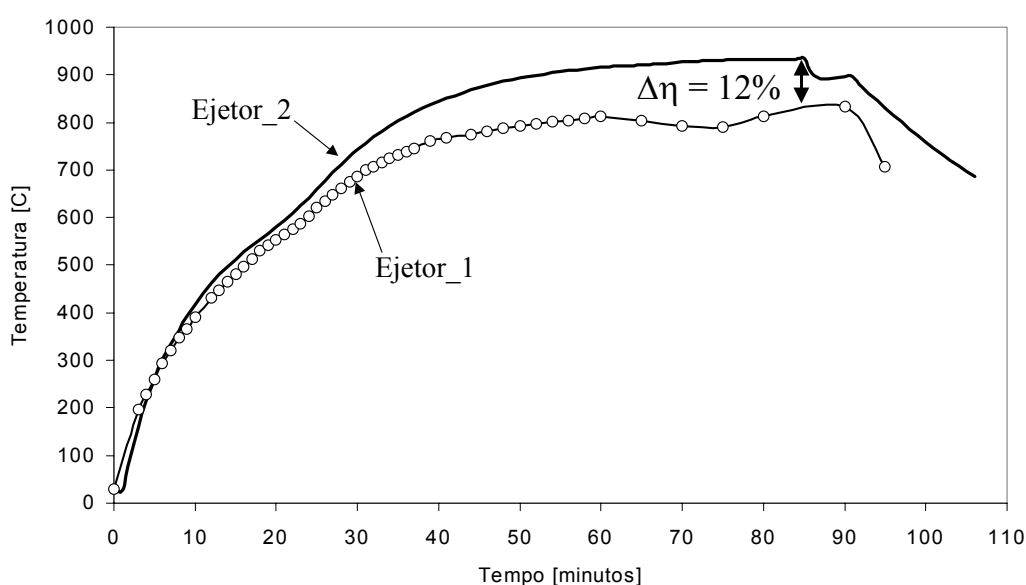


Figura 62 – Curvas de aquecimento do corpo das válvulas com os dois diferentes modelos de ejetor.

5.2.2 Aquecimento do colo

As curvas de aquecimento do colo das válvulas aquecidas com ejetor (EJETOR_2) e com chama estão na Figura 63. Os aquecimentos do colo da válvula aquecida com chama não se repetiram apresentando variações muito elevadas, principalmente no Ensaio 4. Já no aquecimento com o ejetor observou-se a repetição das curvas.

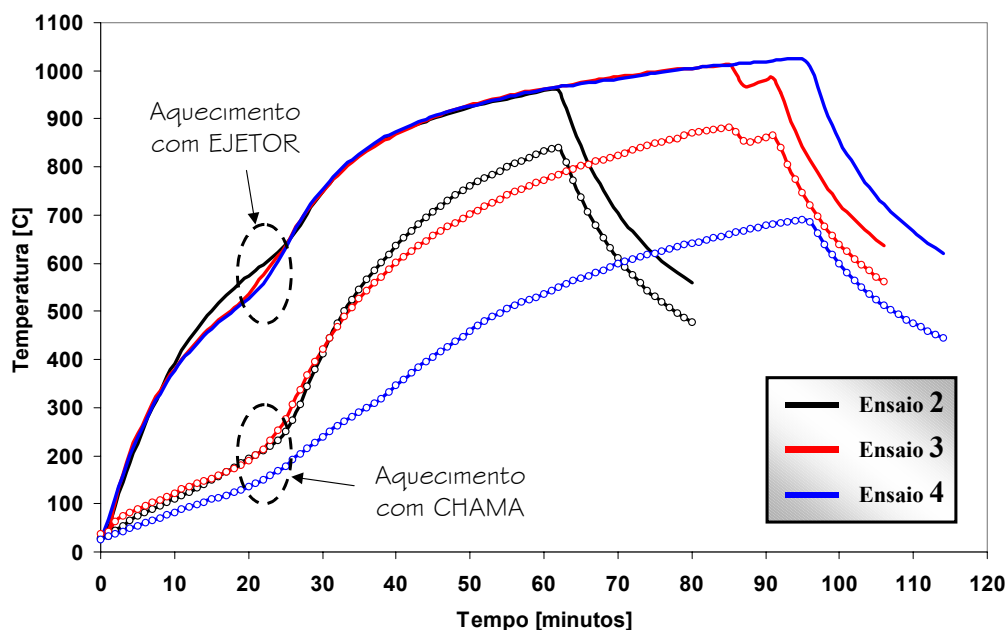


Figura 63 – Curvas de aquecimento dos colos das válvulas aquecidas com chama e com o EJETOR_2.

A Tabela 8 mostra a temperatura do colo das válvulas no momento de enchimento do distribuidor, ou seja, três minutos após o final do aquecimento. Observa-se uma diferença sempre maior que 100°C a favor da válvula aquecida com o ejetor, o que indica uma facilidade maior de abertura das válvulas aquecidas com esse sistema.

Tabela 8 – Temperatura de partida do colo das válvulas aquecidas com ejetor e chama em diferentes tempos de aquecimento.

AQUECIMENTO DA VÁLVULA	Ensaio 2 (60 min)	Ensaio 3 (90 min)	Ensaio 4 (90 min)
EJETOR	844	970	925
CHAMA	738	853	640
Diferença	106	117	285

5.2.3 Homogeneidade e repetitividade do aquecimento

A comparação entre as curvas de aquecimento da válvula aquecida com chama (Figura 64) e com ejetor (Figura 65) comprova a melhor homogeneidade e repetitividade das temperaturas da válvula aquecida com esse sistema. Com chama ocorre um aquecimento acentuado da ponta da válvula e insuficiente na região do colo. O ar aquecido, que é aproveitado no aquecimento, sobe com baixa velocidade pela válvula sendo insuficiente para produzir um aquecimento homogêneo. Já utilizando o ejetor, o ar aquecido dentro do

distribuidor passa pelo interior da válvula em alta velocidade aumentando a troca térmica por convecção, favorecendo um aquecimento mais elevado, além de mais homogêneo e repetitivo.

Com esses resultados comparativos entre os dois sistemas é fácil concluir que o aquecimento com ejetor produz, através da sua repetitividade, um aquecimento mais estável. Assim, elimina-se uma variável aleatória para o aquecimento, facilitando a partida da máquina do lingotamento contínuo. Esse fato possibilita a redução do sobreaquecimento do aço na primeira corrida dos sequenciais, além de agir como fator tranquilizante para os operadores da planta, que geralmente tem receios quanto a essas corridas.

A homogeneidade do aquecimento, por sua vez, garante uma redução no risco de trincamento da válvula e a conseqüente perda do veio. Ambos os parâmetros, repetitividade e homogeneidade, favorecem a redução nas interrupções do processo, facilitando o controle sobre a temperatura do aço líquido.

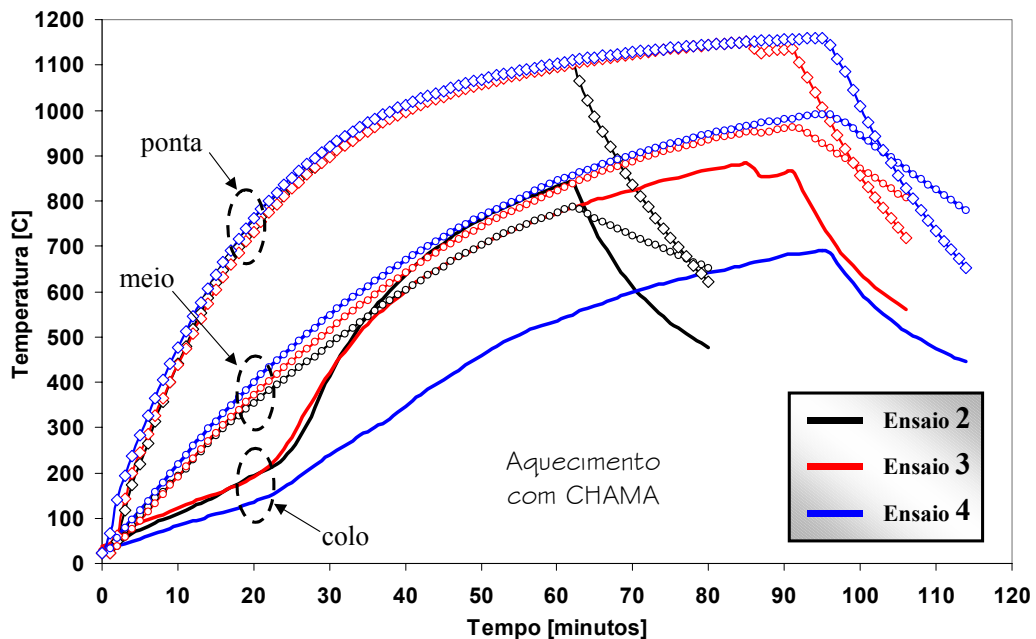


Figura 64 – Curvas de aquecimento da válvula aquecida com chama.

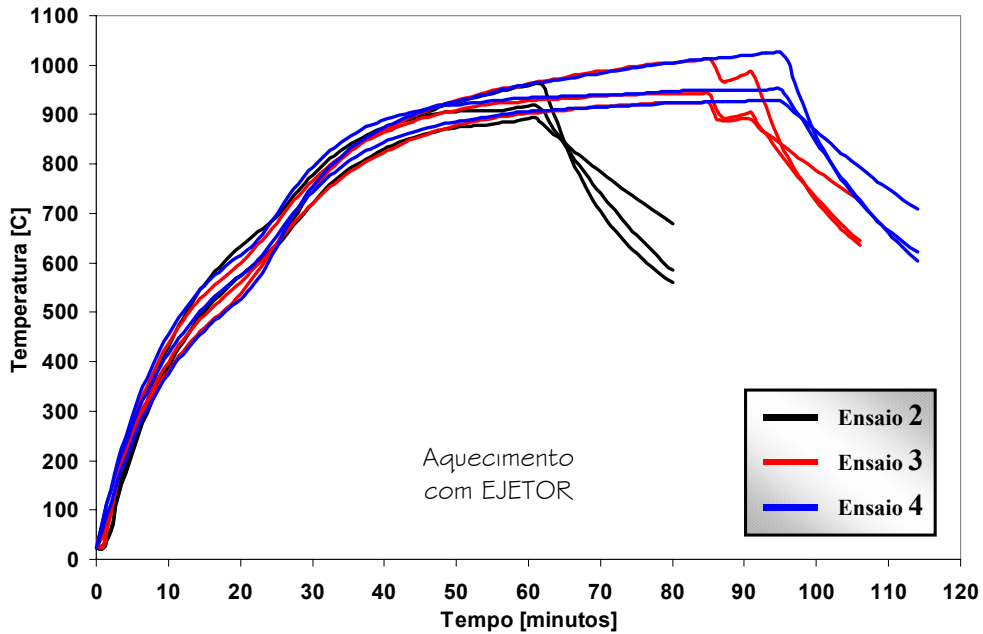


Figura 65 – Curvas de aquecimento da válvula aquecida com o ejetor.

5.2.4 Descarbonetação do material refratário

Quanto ao efeito do aquecimento sobre o material refratário, observou-se uma descarbonetação acentuada na ponta da válvula aquecida com chama conforme pode ser visto na Figura 66. A camada branca indica a ausência de carbono que, devido às altas temperaturas nessa região e a presença de oxigênio, migrou para fora do refratário na forma de CO e CO₂ deixando a estrutura da válvula mais frágil, reduzindo a sua vida útil. A válvula aquecida com ejetor não sofreu descarbonetação em sua ponta.

O fato de não haver descarbonetação da válvula aquecida com o ejetor indica que esse sistema possibilita um aumento no número de corridas lingotadas em sequência sem o risco de “degolamento” da válvula, fato algumas vezes limitante.

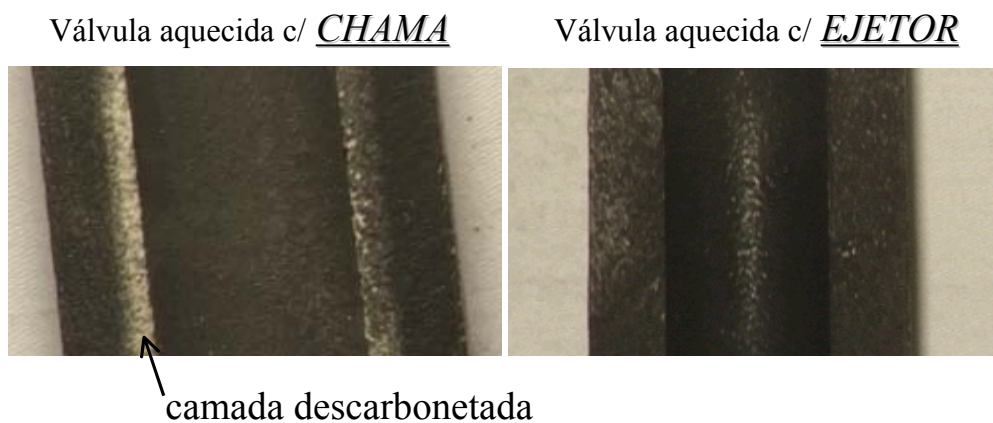


Figura 66 – Corte da ponta das válvulas aquecidas com os dois diferentes sistemas com destaque para a camada descarbonetada.

5.2.5 Aquecimento interno do distribuidor

Observou-se durante os ensaios o comportamento das chamas dentro do distribuidor. Devido ao succionamento pelo veio, a chama passa pelo fundo do distribuidor antes de descer pelo veio, melhorando o aquecimento desta região. A Figura 67 mostra os termogramas dos veios aquecidos indicando uma diferença de 58°C a favor da região vizinha ao veio aquecido com o ejetor. Essas medidas foram realizadas no instante de vazamento do aço após o ensaio 3 e indicam também uma diferença de 109°C a favor do colo da válvula aquecida com o ejetor, similar à diferença de 117°C medida com os termopares (Tabela 8).

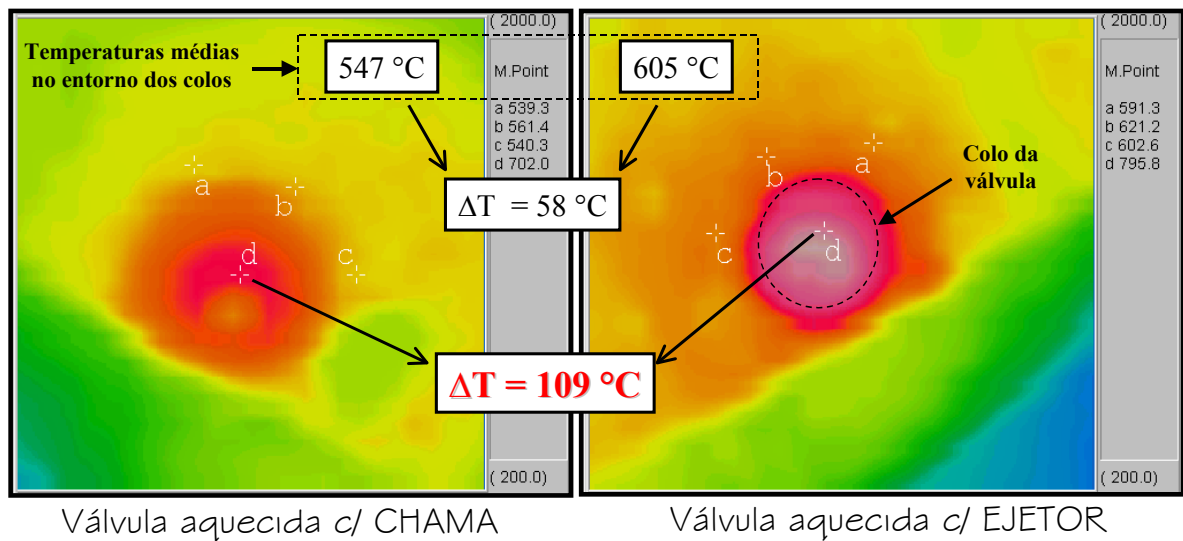


Figura 67 – Termografias do fundo do distribuidor no momento de enchimento (3 minutos após o final do aquecimento) com a temperatura média da região vizinha aos veios e do colo.

5.2.6 Nível de ruído

O acréscimo de ruído na plataforma do lingotamento contínuo devido à operação do ejetor foi de 20 decibéis. Esse ruído diminui com vazões menores de ar comprimido.

5.2.7 Economia de gás

A vazão de gás GLP medida durante o aquecimento das válvulas de um distribuidor foi de 1,85 m³/hora. Considerando-se um tempo médio de aquecimento de 1,5 horas, a vazão de gás GLP economizada com o sistema proposto é de 2,8 m³ por aquecimento.

5.3 REGRAS PARA O AQUECIMENTO DE PANELAS

5.3.1 Calibração do modelo matemático

A calibração compreende o ajuste das diversas variáveis do modelo tais como coeficientes de troca por radiação e convecção e propriedades dos materiais para reproduzir, via modelo matemático, as temperaturas medidas na planta.

5.3.1.1 Aquecimento

Na Figura 68 podem ser visualizadas as temperaturas medidas durante a etapa de aquecimento da panela (item 4.3.2, pág. 74) com as temperaturas calculadas pelo modelo matemático. O erro máximo da aproximação foi de 4,5% no final do aquecimento de 12 horas.

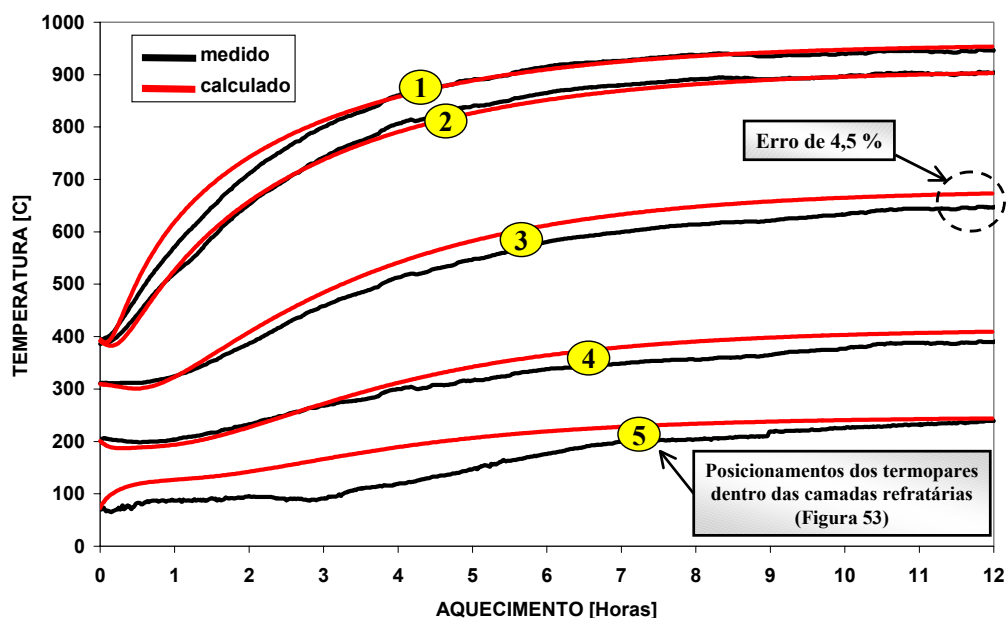


Figura 68 – Temperaturas medidas e calculadas pelo modelo matemático para o aquecimento da panela.

As condições de contorno utilizadas na simulação do aquecimento da panela são mostradas na Tabela 9.

Tabela 9 – Parâmetros de convecção e radiação aplicados na calibração da simulação do aquecimento da panela.

	CC1: Resfriamento da parede externa	CC3: Aquecimento da parede interna com chama
Temperatura da chama [°C]		1150
Temperatura ambiente [°C]	30	
Coefficiente de convecção [W/m ² K]	17,7	80
Emissividade/absorvidade [adim]	0,9	0,2

O anexo B apresenta as propriedades físicas dos materiais da panela e os valores adotados na calibração do modelo.

5.3.1.2 Resfriamento

As cinco curvas de resfriamento das paredes laterais medidas utilizando a termografia (item 4.3.2, pág. 74) resultaram a curva mostrada na Figura 69. Na mesma figura aparece a curva de resfriamento calculada pelo modelo matemático. Percebe-se que a taxa de resfriamento calculada aproxima-se bem da medida.

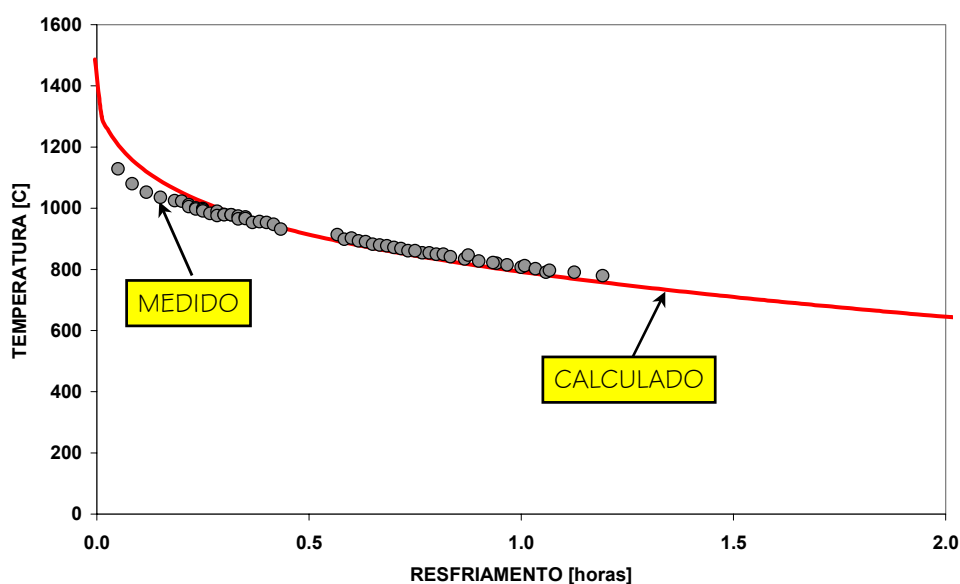


Figura 69 – Temperaturas de resfriamento da parede interna das panelas medidas com termografia e calculadas pelo modelo matemático.

Na calibração do resfriamento foram alterados somente os coeficientes convectivos e de radiação da parede refratária interna (Tabela 10), ou seja, as perdas térmicas da parede para o ambiente. O restante dos parâmetros foram mantidos os mesmos calibrados para o aquecimento, inclusive as propriedades dos materiais mostradas no anexo B.

Tabela 10 – Parâmetros de convecção e radiação aplicados na calibração da simulação do resfriamento da panela.

	CC1: Resfriamento da parede externa	CC2: Resfriamento da parede interna
Temperatura ambiente [°C]	30	30
Coefficiente de convecção [W/m ² K]	17,7	16
Emissividade/absorvidade [adim]	0,9	0,1005

5.3.2 Equalização térmica das placas com o ciclo

As temperaturas calculadas pelo modelo matemático na entrada da placa em operação (Figura 70) se tornaram repetitivas após o 3º ciclo, havendo pois, a equalização térmica da placa com o ciclo conforme nomenclatura de HLINKA et al (1985). O perfil estabilizado para o final do lingotamento, ou seja, o perfil térmico que a placa apresenta após o final do lingotamento, foi considerado como condição inicial para o cálculo das regras de aquecimento das placas do ciclo e é mostrado na Figura 71.

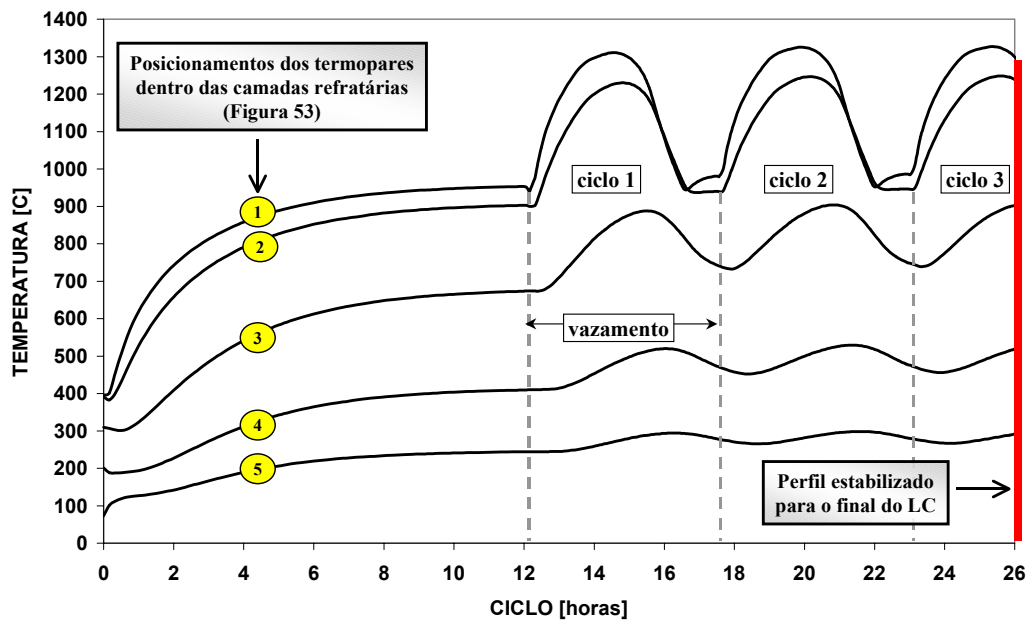


Figura 70 – Temperaturas das camadas refratárias calculadas para os três primeiros ciclos da placa mostrando o momento em que foi considerado o perfil estabilizado para o final do lingotamento contínuo.

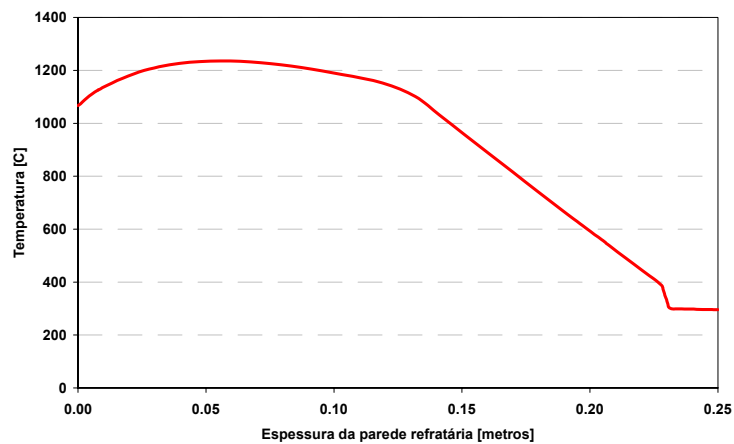


Figura 71 – Perfil estabilizado para o final do lingotamento contínuo.

5.3.3 Definição de um Índice de Encharque (IE) de panelas

Sendo as maiores perdas térmicas as que ocorrem para o material refratário das panelas, faz-se necessário trabalhar com um Índice de Encharque (IE) que represente, mesmo que qualitativamente, o estado térmico das mesmas a fim de prever as taxas de resfriamento do aço líquido.

É muito comum a utilização dos tempos em que a panela fica sem aço para indicar o IE. Esse método incorre em um erro quando desconsidera o tempo de aquecimento das panelas durante o tempo sem aço. A Figura 72 mostra os perfis de temperatura para duas condições de tempo sem aço, com aquecimento (perfil B) e sem aquecimento (perfil C), calculados a partir do perfil estabilizado para o final do lingotamento (perfil A). O tempo sem aço considerado foi de 2 horas e 5 minutos e o aquecimento de 1 hora. Percebe-se que existe uma diferença grande entre os perfis B e C, representando uma diferença energética que deverá ser repostada pelo aço líquido (perda térmica). No caso onde não houve aquecimento, a quantidade de energia (calor) dentro das camadas refratárias ficou 363 KWh menor que no caso em que aqueceu 1 hora. Isso ocasiona uma diferença na perda térmica do aço líquido que, em 55 toneladas de aço, representa uma perda de 31°C. Essa perda térmica do aço líquido é calculada através da Equação 13 considerando-se uma massa de 55 toneladas e o calor específico do aço líquido (0,780 kJ/kg°C). No item 5.3.4 será discutido como essa perda ocorre durante o tempo com aço das panelas.

$$Q = m C \Delta T \quad (13)$$

Onde:

- Q = calor contido nas camadas refratárias [kJ]
- m = massa de aço líquido [kg]
- C = calor específico do aço líquido [kJ/kg°C]
- ΔT = perda térmica do aço ou queda de temperatura [°C]

As considerações adotadas na utilização da Equação 13 são:

- O aço líquido constitui-se um sistema fechado;
- Não existe produção de trabalho no sistema;
- O aço líquido é uma substância incompressível;
- Não existe variação de energia cinética e nem potencial no sistema;
- O calor específico do aço líquido independe da temperatura.

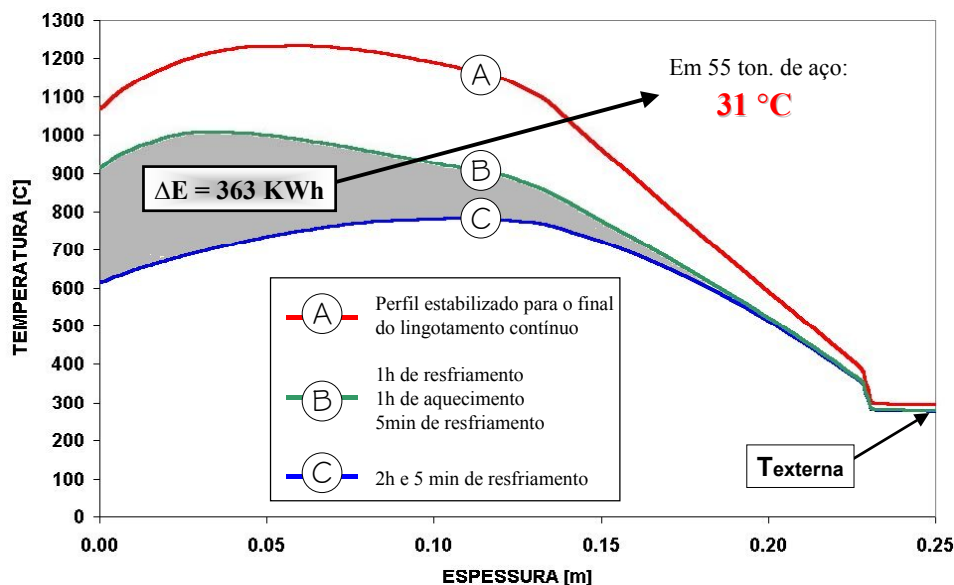


Figura 72 – Diferentes perfis térmicos nos refratários para um tempo sem aço com e sem aquecimento.

Percebe-se nas simulações da Figura 72, que a temperatura externa da panela tem baixa sensibilidade, sendo praticamente a mesma para a panela com e sem aquecimento, o que inviabiliza a utilização desse parâmetro como IE.

O perfil térmico da panela se altera sensivelmente através de todas as camadas refratárias após um período grande de permanência em contato com o aço. Isso pode ser visualizado na Figura 73 onde são mostrados os perfis estabilizados para o vazamento e o final do lingotamento. Percebe-se que o contato com o aço, por ser por um tempo longo de 205 minutos, afeta toda a parede refratária. Utilizando o raciocínio inverso, toda a parede refratária afeta as perdas térmicas do aço líquido durante o tempo com aço.

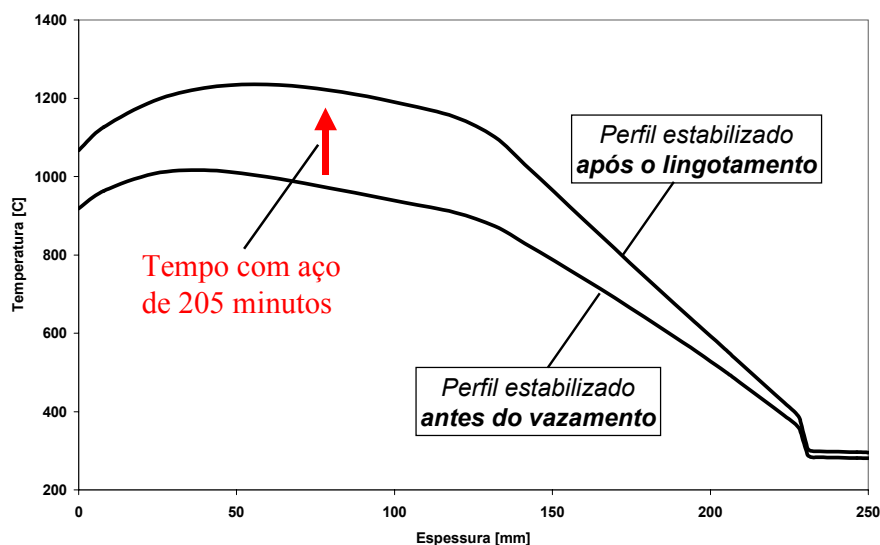


Figura 73 – Perfis térmicos das camadas refratárias da panela alterados pelo tempo com aço de 205 minutos.

Conforme discussão realizada até aqui, propõe-se a adoção de um índice de encharque baseado no calor total armazenado nas paredes refratárias da panela calculado segundo a Equação 7 (pág. 71). A cada instante do histórico das panelas existe uma quantidade de calor armazenado que representa o seu estado térmico.

O calor acumulado na panela, quer seja aquecendo ou em contato com o aço líquido, aumenta com o passar do tempo até um valor máximo que, no caso de uma panela fria aquecendo, ocorre após 12 horas (Figura 68, pág. 92). A quantidade de calor máxima acumulada depende da fonte de calor, sendo maior no contato com o aço líquido do que aquecendo.

Para facilitar a utilização do IE, troca-se a sua escala linear em calor para uma escala linear cujo valor de referência é 100, número que representa a quantidade máxima de calor acumulada no aquecimento. Assim, o $IE=100$ significa que a panela está em equilíbrio energético com o aquecedor. Vale lembrar que um aquecimento maior que 12 horas não faz com que o IE seja maior que 100, pois esse encharcamento é o máximo que o aquecedor pode fornecer. Na situação de contato com o aço, o IE fica maior que 100 com o passar do tempo.

Na Figura 74 é mostrado o IE calculado durante o ciclo térmico da panela após o alcance do equilíbrio térmico com o ciclo (3º ciclo em diante). Percebe-se que o aquecimento da panela não aumenta o IE. Esse fato será explicado no item 5.3.6. A perda durante o tempo de espera na frente do forno reduz o IE de 107 para 105 e a implicação disso será discutida no item 5.3.5. Durante o período com aço, o IE aumenta significativamente, sendo que no início do lingotamento, passado 130 minutos de contato do aço com os refratários, o IE alcança o seu valor máximo de 137. Ao final do lingotamento esse valor é reduzido a 127, queda provocada pelo esvaziamento da panela, o que provoca a redução da área de contato do aço com a panela e a queda na temperatura do aço líquido.

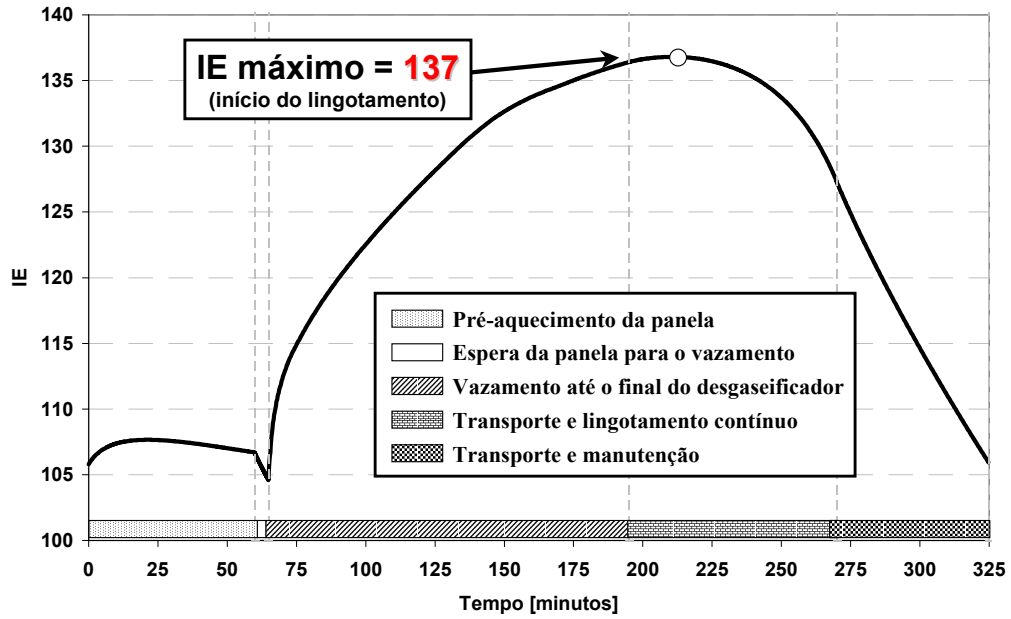


Figura 74 – Cálculo do Índice de Encharque (IE) durante um ciclo térmico completo da panela.

Na Tabela 11 são apresentados os IEs das panelas em diferentes estágios do seu ciclo térmico.

Tabela 11 – Índice de Encharque das panelas.

ESTADO DA PANELA	ÍNDICE DE ENCHARQUE
Fria (32°C)	0
Após a secagem	38
Após aquecimento de 12 horas	100
Início do lingotamento	137
Após o final do lingotamento	127

5.3.4 Perdas térmicas para os refratários durante o tempo com aço

A diferença energética das panelas ocasiona diferenças nas perdas térmicas durante todo o ciclo. Para mostrar isso, calcularam-se as energias armazenadas nas camadas refratárias durante o ciclo utilizando-se as condições apresentadas no item 4.3.4 e os perfis B e C da Figura 72 como condições iniciais da panela no instante do vazamento.

A diferença de perda térmica, que inicialmente é de 31 °C, é reduzida com o passar do tempo com aço. Isso deve-se ao maior potencial de transferência de calor do aço para os refratários da panela mais fria. Assim, as diferenças energéticas se reduzem (Figura 75), fazendo com que as perdas térmicas se aproximem (Figura 76). Em outras palavras, o contato com o aço líquido aproxima o encharcamento térmico das panelas. Claro que isso ocorre às

custas de uma maior perda térmica do aço líquido contido na panela mais fria. Essa análise reforça a necessidade das regras de aquecimento das panelas. Se todas as panelas recebem o aço com o mesmo estado térmico, o aço líquido perde temperatura para os refratários na mesma taxa. Isso facilita a previsão das perdas e possibilita a correção através do sobreaquecimento na etapa anterior.

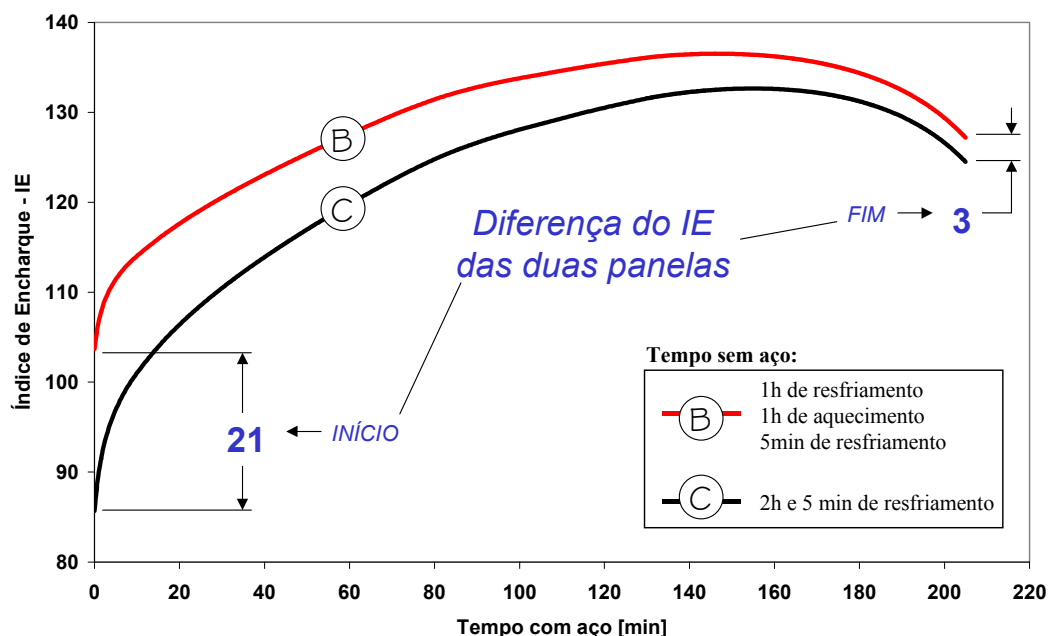


Figura 75 – Comportamento do IE ao longo do tempo com aço para panelas com diferentes encharcamentos iniciais.

Na Figura 76 é apresentado como a diferença de perda térmica do aço líquido é reduzida com o passar do tempo com aço. No caso, a diferença que era de 31°C cai para 22°C em apenas 10 minutos (redução de 27%). A diferença de 9°C é a perda térmica que uma panela teve a mais que a outra nesse período. Esse fato é explicado por OMOTANI et al (1983) que observa que as grandes perdas térmicas do aço ocorrem no início do contato do aço com os refratários da panela (Figura 10 – pág. 18).

A etapa do forno-panela tem uma função primordial para o controle da temperatura do aço líquido pois o aquecimento tem condições de suprir cerca de 59% das diferenças de perda térmica do aço provocado pela diferença no encharque térmico das panelas. Se observarmos que cerca de 15% das diferenças se transmitem para o próximo ciclo da panela, sobram 26% para serem previstos pelo modelo térmico – 16% para a etapa de desgaseificação e 11% para o lingotamento contínuo.

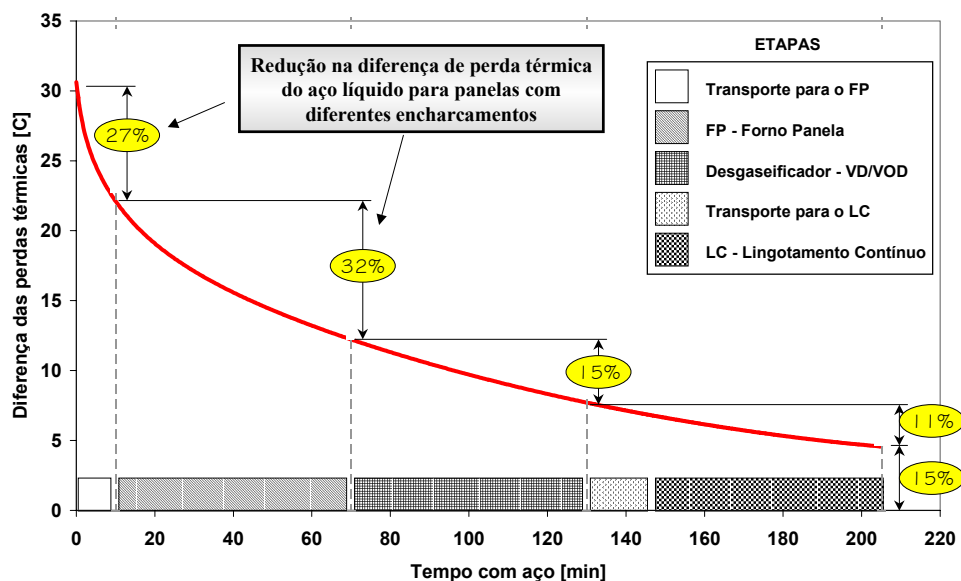


Figura 76 – Diferença de perda térmica para panelas com diferentes encharques térmicos (perfil B e C da Figura 72).

Nos ciclos que não possuem forno-panela, a preocupação quanto ao encharque térmico das panelas no instante do vazamento deve ser maior, pois o modelo térmico deve prever um percentual maior das diferenças de encharque das panelas.

5.3.5 Espera para o vazamento

O tempo que compreende o final do aquecimento até o instante de vazamento do aço na panela é de crucial importância para a redução das perdas térmicas do aço, uma vez que a energia que foi reposta com dificuldade pelo aquecedor passa a ser perdida rapidamente para o ambiente. As perdas térmicas das paredes refratárias tem dependência quadrática com relação à temperatura da face quente da parede refratária devido às perdas por radiação (Equação 9). Além disso, a energia que foi reposta pelo aquecedor está num volume de material refratário próximo à face quente, o que favorece a sua perda.

A Figura 77 mostra o IE durante o resfriamento de uma panela nova após o aquecimento de 12 horas juntamente com as perdas térmicas do aço líquido. Percebe-se que o aço líquido vazado em uma panela com 30 minutos de espera terá uma perda térmica adicional de 16°C. Essa perda ocorre durante todo o processo, dificultando o controle da temperatura.

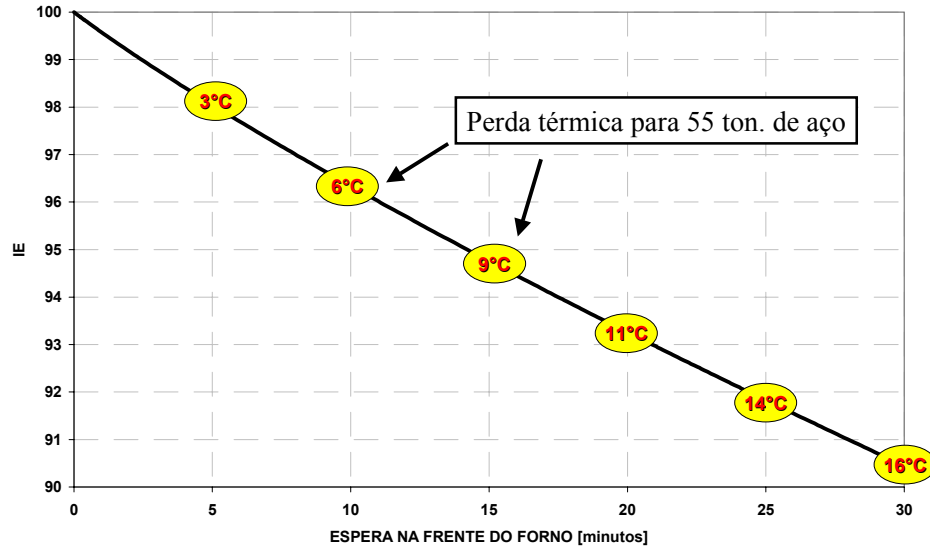


Figura 77 – Índice de Encharque das panelas durante a espera para o vazamento.

5.3.6 Definição de um IE mínimo para o vazamento

Para o cálculo da relação entre o tempo de resfriamento e de aquecimento das panelas, faz-se necessário definir um IE mínimo aceitável para o vazamento. Esse valor deve ser alto o suficiente para que as perdas térmicas sejam pequenas, principalmente nas etapas de desgaseificação e lingotamento contínuo, mas também não muito altas que não permitam o seu alcance na prática da aciaria. A seguir é desenvolvida uma linha de raciocínio que visa estabelecer o IE mínimo, tanto para panelas novas quanto no ciclo.

A Figura 78 mostra o aumento do IE ao longo do aquecimento de uma panela nova por 12 horas, período no qual atinge-se o regime estacionário (ou muito próximo dele). Ao final do aquecimento o IE é de 100, como definido anteriormente. Após o aquecimento, existe um período de resfriamento da panela (considerado no ciclo hipotético como sendo 5 minutos) em que a panela resfria antes de que o aço seja vazado. Esse é o tempo de espera da panela na frente do forno. Nesse período as perdas térmicas são muito elevadas como comentado no item anterior e esse fato pode ser percebido na Figura 78. O IE cai de 100 para 98 durante o resfriamento de 5 minutos. Isso significa que, a energia que o aquecedor demorou 3,5 horas para transferir para a panela é perdida em apenas 5 minutos de espera.

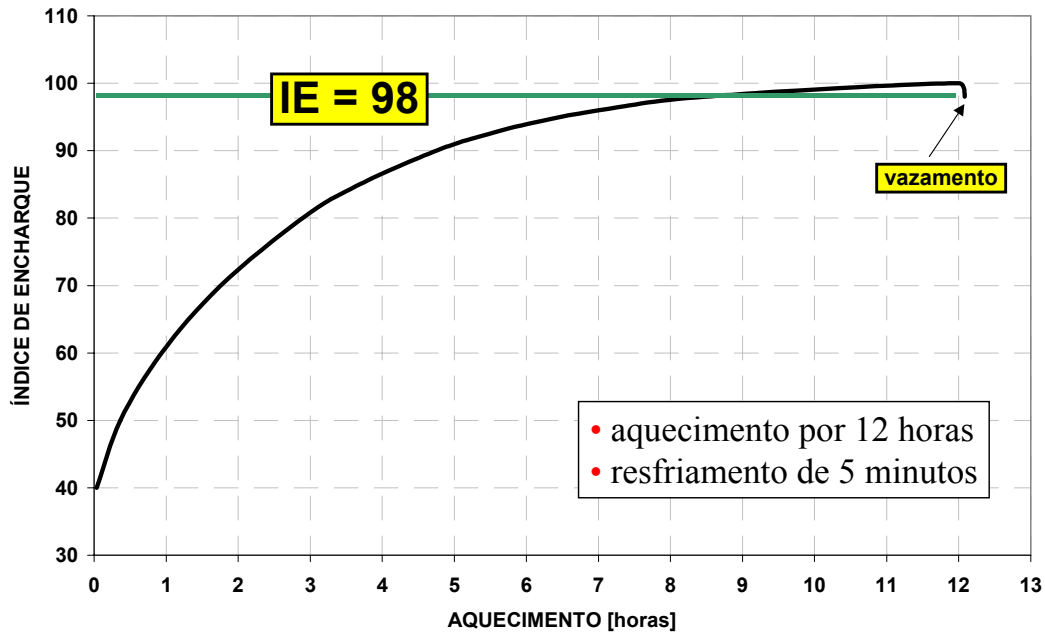


Figura 78 – Comportamento do IE durante o aquecimento da panela nova (**12 horas**) seguido de um resfriamento de 5 minutos.

Podemos interpretar a curva do IE durante o aquecimento (Figura 78) como a curva de rendimento do aquecimento. Esse tem um rendimento alto no início devido às menores temperaturas das camadas refratárias. Próximo às 12 horas de aquecimento o rendimento cai sensivelmente e isso se deve à dificuldade de transferência de calor para os refratários, uma vez que esses já tem uma quantidade apreciável de energia, reduzindo o potencial de transferência.

O maior rendimento do aquecimento ocorre durante as primeiras 6 horas de aquecimento, período no qual atinge-se um IE de 94. As seis horas seguintes conseguem elevar pouco o IE (de 94 para 100), sendo um período de baixo rendimento, tornando o aquecimento contra-produtivo pois indisponibiliza a panela e desperdiça combustível.

Uma primeira possibilidade para IE mínimo é assumir que as panelas devam ter um IE mínimo para vazamento de 98. No caso da panela vir do aquecimento, essa deve terminar o aquecimento com IE de 100 para que, após o resfriamento na frente do forno, atinja o valor limite de 98. Dessa forma, a regra de aquecimento das panelas novas é de 12 horas.

A Figura 79 mostra o IE de uma panela que está retornando do ciclo, ou seja, está resfriando. Até 1,2 horas de aquecimento o IE mantém-se acima de 100. Assim, o aquecimento de panelas com um tempo de resfriamento menor que 1,2 horas atua como atenuador das perdas, não transferindo energia para as panelas. Para um resfriamento de 1,5 horas será necessário um aquecimento de 1 hora para deixar a panela com um IE próximo a

100. Porém, se uma panela resfriar por 2 horas, essa deverá ser aquecida por, no mínimo, 5 horas para alcançar o valor limite. Isso é impraticável pois a operação muitas vezes não conseguirá cumprir essa meta. Assim, deve-se estabelecer um limite menor para o IE.

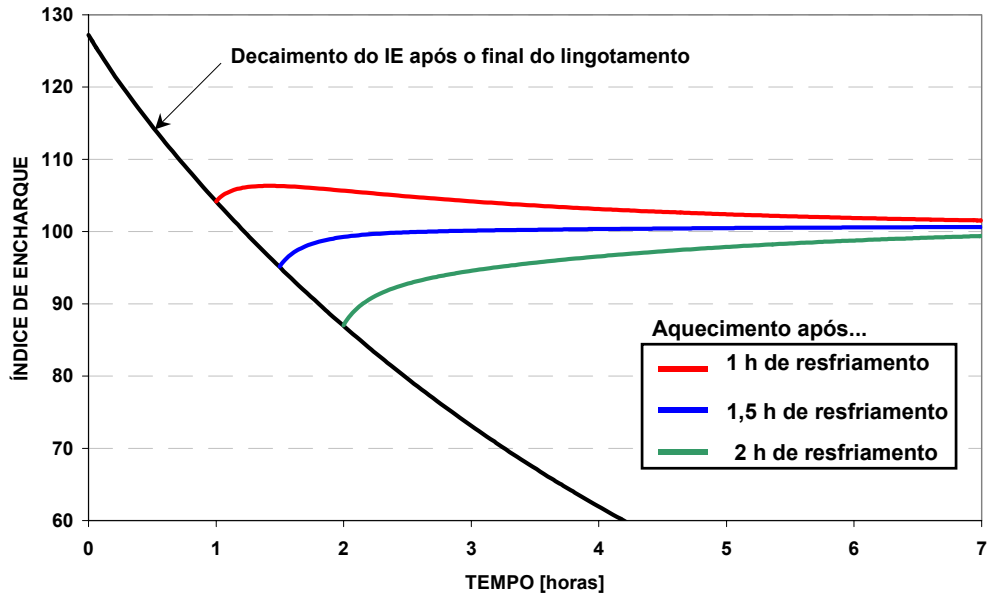


Figura 79 – Comportamento do IE das panelas durante o resfriamento após o final do lingotamento contínuo seguido de aquecimentos de 1, 1,5 e 2 horas.

A Figura 80 mostra o IE de uma panela nova durante 6 horas de aquecimento, seguido de um tempo de espera para o vazamento de 5 minutos. O IE no instante do vazamento fica em 92. Admite-se, portanto, esse valor como limite para o vazamento, sendo que na saída do aquecimento a panela deve ter um IE de 94 para suprir as perdas na frente do forno.

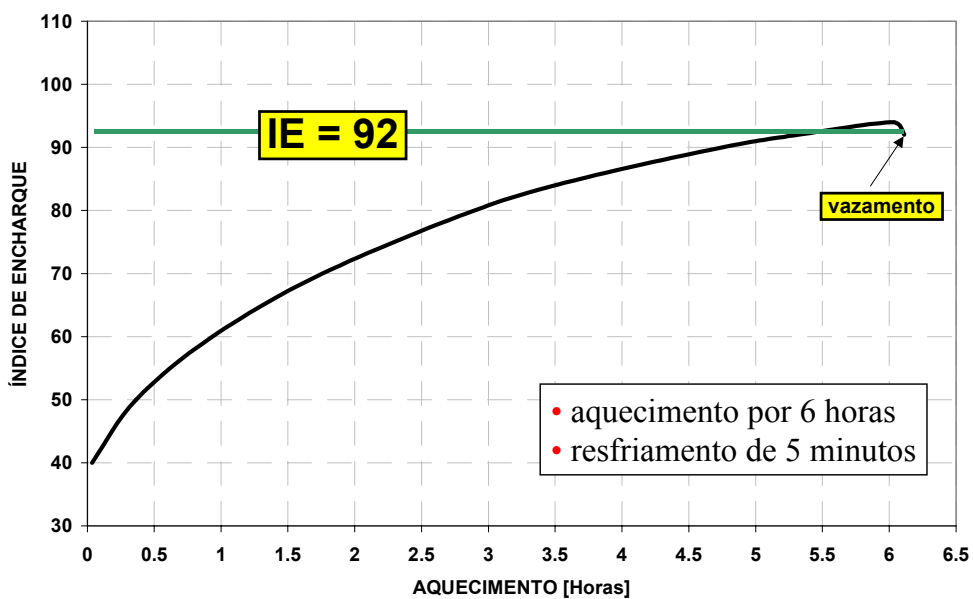


Figura 80 - Comportamento do IE durante o aquecimento da panela nova (6 horas) seguido de um resfriamento de 5 minutos.

Foram acompanhadas, na planta, a entrada de placas novas no ciclo com aquecimento de 6 horas e concluiu-se pela viabilidade desse tempo. As dispersões provocadas por essas placas são previsíveis pelo modelo térmico do processo. Dessa forma, a regra de aquecimento para as placas novas é: aquecer por, no mínimo, 6 horas antes do vazamento. A seguir é estabelecida a regra de aquecimento para as placas do ciclo.

5.3.7 Relação entre resfriamento e aquecimento

A partir do perfil estabilizado para o final do lingotamento (Figura 71) simularam-se resfriamentos seguidos de aquecimentos chegando-se às relações mostradas na Figura 81. Cada tempo de resfriamento é relacionado com um tempo de aquecimento para obter-se um determinado IE.

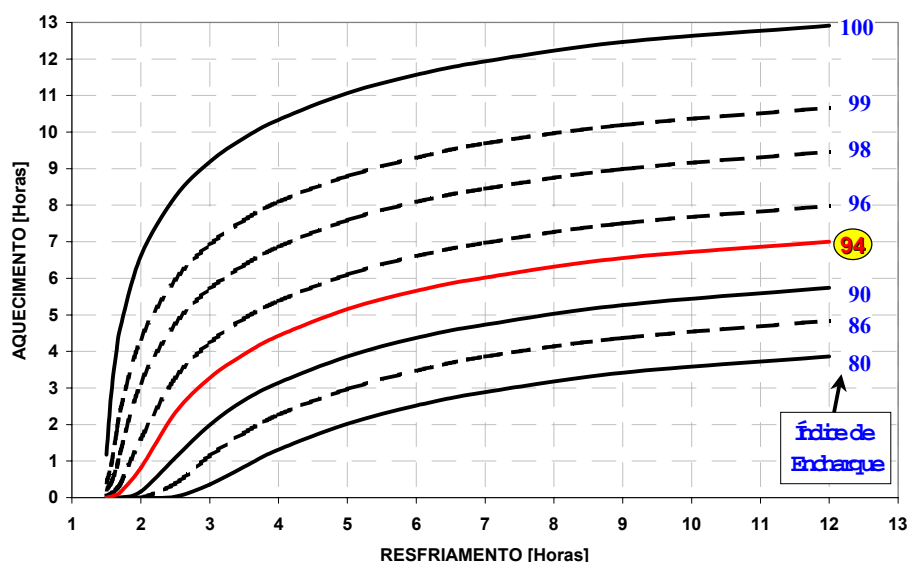


Figura 81 – Relação entre o tempo de resfriamento e o posterior aquecimento para atingir-se diferentes IEs.

Analisando novamente o caso de uma placa resfriar por 2 horas, o tempo necessário para alcançar o limite de IE igual a 94 é de 1 hora de aquecimento, tempo praticável na planta. Para ilustrar a viabilidade prática desse limite, foram analisadas 137 corridas da planta, onde adquiriram-se todos os tempos de resfriamento e aquecimento durante o período sem aço das placas. Os IEs foram calculados e são mostrados na forma de histograma na Figura 82. No período analisado, 69 % das corridas foram vazadas em placas em condições térmicas adequadas, conforme os critérios aqui estabelecidos. Isso mostra a viabilidade da adoção do valor do IE de 92 como mínimo exigido para o vazamento das placas.

A Figura 82 mostra também a variabilidade do IE das placas no instante do vazamento. A adoção das regras deve, em um primeiro momento, garantir que um percentual

mínimo das painéis recebam aço com IE abaixo do mínimo. Em um segundo momento, pode ser utilizado para reduzir as dispersões mediante a utilização do IE como um índice de ajuste do processo.

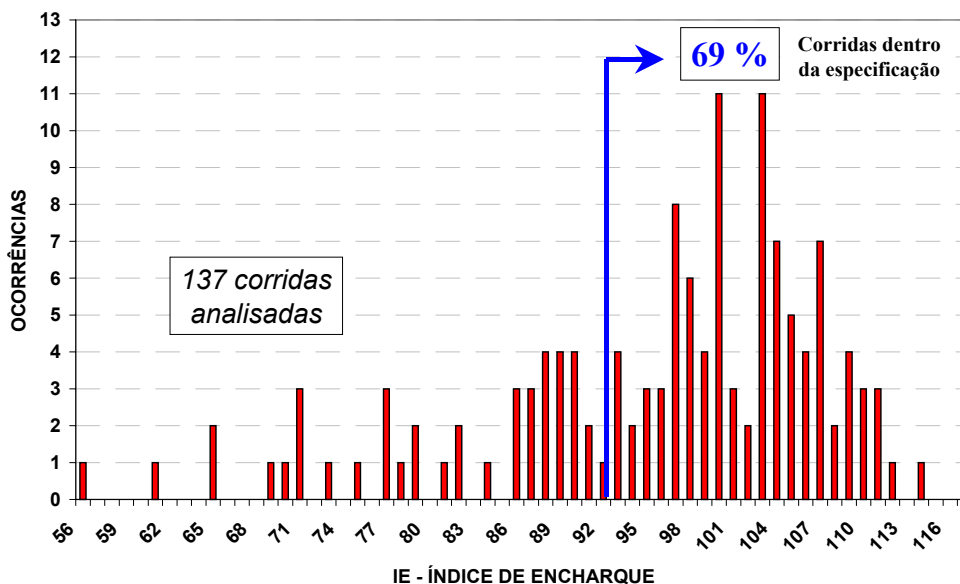


Figura 82 – Histograma do IE de 137 corridas analisadas.

5.4 MODELO TÉRMICO

O modelo térmico prevê as perdas térmicas do aço líquido em duas diferentes etapas: a degaseificação, através de um modelo empírico, e o lingotamento contínuo utilizando um modelo estatístico.

5.4.1 Taxas de resfriamento medidas durante a etapa de degaseificação

As taxas de resfriamento medidas na planta segundo o esquema da Figura 56 (pág. 78) são mostradas nas figuras de seguem. Na Figura 83 são mostradas as taxas medidas durante o vácuo, resultando em uma taxa média de 2,1°C/min (TAXA_2). De igual forma, as taxas durante a espera após o vácuo são mostradas na Figura 84, onde a taxa média é de 0,8°C/min (TAXA_1).

Percebem-se variações grandes das taxas que são prejudiciais para o controle das dispersões de temperatura de saída do degaseificador. As variações se devem a dois motivos principais:

- Variações na vazão de rinsagem utilizada em cada corrida. A atenuação do problema passa pelo treinamento mais específico dos operadores visando uma melhor padronização dessa operação.
- Diferentes perdas térmicas para os refratários. Essa perda pode ser prevista através da utilização do IE das panelas calculadas pelo modelo matemático. A princípio, o modelo sugerido nesse trabalho não contempla esse recurso pois o erro ocasionado pela imprecisão do tempo de duração das etapas é mais significativo que o erro ocasionado por diferenças no encharcamento térmico das panelas.

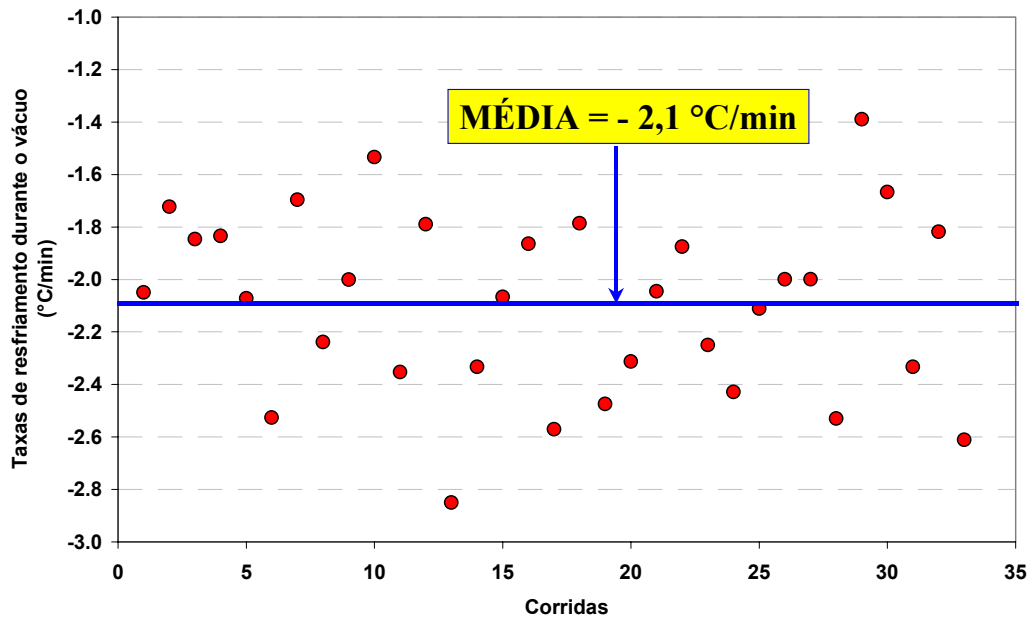


Figura 83 – Taxas de resfriamento do aço durante o vácuo (TAXA_2).

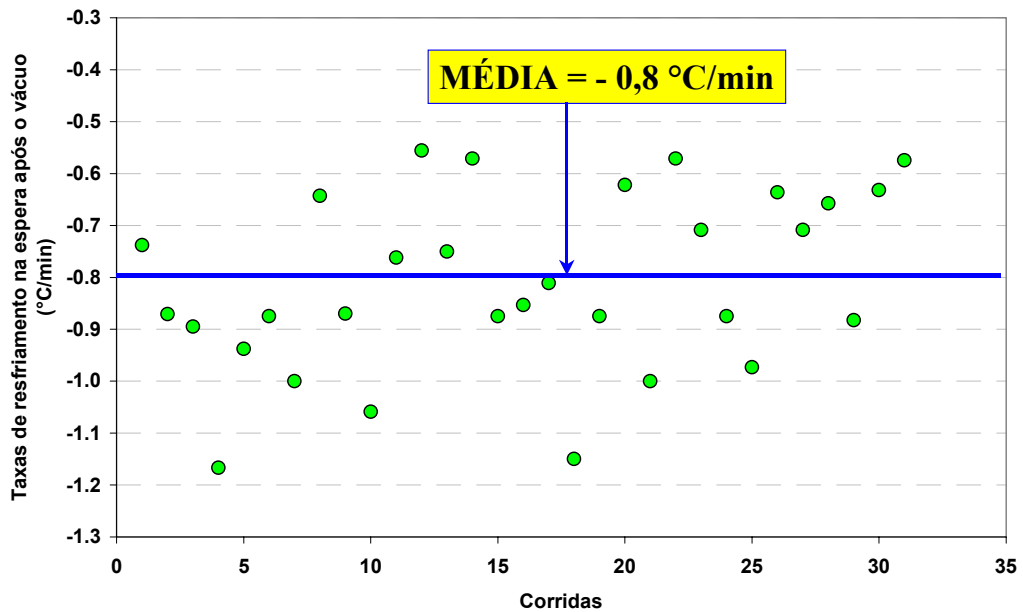


Figura 84 – Taxas de resfriamento na espera após o vácuo (TAXA_1).

5.4.2 Previsão das perdas durante a etapa de Desgaseificação

Tendo as taxas médias de resfriamento durante a etapa de desgaseificação, é possível utilizar a equação 12 (pág. 78). Dessa forma, a perda térmica do aço líquido durante a desgaseificação é prevista segundo a equação:

$$\text{PERDA} = (\text{dur_TOTAL} - \text{dur_VÁCUO}) \times 0,8 + \text{dur_VÁCUO} \times 2,1 \quad (14)$$

Onde:

PERDA = Temperatura perdida pelo aço líquido durante a etapa. É o sobreaquecimento que deve ser dado, em relação à temperatura de saída do desgaseificador, para a temperatura de saída do Forno Panela (°C).

Dur_TOTAL = Duração prevista desde o final do Forno Panela até o final do Desgaseificador (minutos).

dur_VÁCUO = Duração total do vácuo (minutos).

Na prática, o maior erro cometido com a utilização dessa equação é o erro na duração das etapas. Faz-se necessário haver um bom controle sobre os tempos do processo para que o modelo das perdas durante a desgaseificação funcione adequadamente.

5.4.3 Perdas durante o lingotamento contínuo

Para a previsão das perdas durante o lingotamento é proposto um método estatístico para a avaliação das perdas segundo dados históricos das corridas conforme descrito no item 4.4.2.

O parâmetro “tempo sem aço” foi dividido em duas faixas para classificar as panelas em dois estados térmicos: frias e quentes. A melhor divisão do tempo sem aço ficou em 140 minutos. Os resultados de acerto do modelo estatístico utilizando essa divisão são mostrados na Figura 85 para as diferentes faixas de dispersão das temperaturas no lingotamento contínuo.

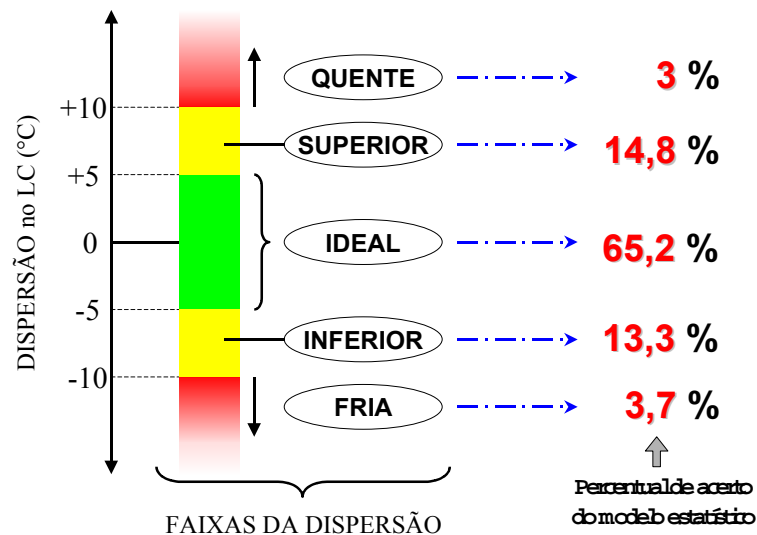


Figura 85 – Percentual de acerto do modelo estatístico para as diferentes faixas de dispersão das temperaturas durante o lingotamento contínuo.

Em comparação com o modelo utilizado na planta, os resultados do modelo estatístico representam um aumento de 23% na quantidade de corridas com previsão dentro da faixa ideal. Da mesma forma, as previsões do modelo estatístico reduzem em 21% as previsões nas faixas fria e quente. Assim, o modelo proposto representa um aumento significativo na previsibilidade das perdas térmicas do aço durante o lingotamento contínuo.

Seguindo-se os sobreaquecimentos para a temperatura de saída do desgaseificador recomendados pelo modelo estatístico proposto, melhora-se a previsão das temperaturas conforme descrito acima e, também, reduz-se em 2,5°C a temperatura média durante o lingotamento. Considerando um consumo médio de energia no Forno Panela de 29kWh/°C (0,029MWh/°C) e um número médio de corridas por mês de 425, a redução na temperatura média representa uma economia em energia de:

$$2,5 \text{ [}^\circ\text{C/corrida]} * 0,029 \text{ [MWh/}^\circ\text{C]} * 425 \text{ [corridas/mês]} = 30,8 \text{ MWh/mês.}$$

No tocante aos benefícios potenciais das previsões do modelo estatístico em termos de custos, além da energia existe a economia de eletrodo e, principalmente, de refratários que são desgastados fortemente na exposição ao arco elétrico. Menores temperaturas garantem também a redução na cinética das reações dos refratários com o aço líquido, reduzindo a contaminação do aço. Não é necessário citar as inúmeras vantagens em termos de melhoria na qualidade do produto com a melhoria na previsão das perdas.

A não utilização do parâmetro indicativo do encharque térmico das painelas (tempo sem aço) utilizado na avaliação do encharcamento térmico das painelas ocasiona uma redução de 3,5% no acerto das temperaturas dentro da faixa IDEAL e um aumento em 2,4% para as

faixas indesejáveis: FRIA e QUENTE. Essa pequena diferença contradiz a expectativa que havia no início do trabalho de que o estado térmico das panelas tinham uma importância fundamental sobre a previsibilidade nessa etapa. Por outro lado, isso vem de acordo com o discutido no item 5.3.4 e mostrado na Figura 76 onde verificou-se que, da diferença total de encharque de duas panelas, somente 11% representa uma variabilidade da temperatura do aço líquido durante o transporte e o lingotamento contínuo. Isso se deve ao longo tempo com aço anterior à saída da panela para o lingotamento.

O modelo estatístico, além de apresentar significativas melhoras na previsibilidade das perdas, apresenta algumas características adicionais:

- Possibilita a utilização de novos parâmetros visando a melhoria do acerto, principalmente na faixa IDEAL. Para isso, é necessário haver um aumento no número de corridas no banco de dados e, principalmente, redução dos fatores que induzem ruído às medidas de temperatura.
- A avaliação das perdas pode se tornar dinâmica mediante o levantamento contínuo dos dados das corridas, fato previsto na implantação definitiva do Sistema Supervisor de Operação na planta. Dessa forma, mudanças no processo que afetam as perdas térmicas, como por exemplo, o aumento da espessura de escória, podem ser rapidamente acrescentadas no modelo através da mudança das previsões para os diferentes casos bem como com a introdução de novos parâmetros.

6 CONCLUSÕES

- O Sistema Supervisor do Processo – SSP desenvolvido mostrou ser uma ferramenta adequada para a identificação das causas de anomalias térmicas do processo, do levantamento de dados e, também, para a operação da aciaria.
- A automação é pré-requisito fundamental e indispensável para o controle do processo, onde se destaca a temperatura. A qualidade das informações e sua disponibilização em tempo real são ferramentas básicas para o desenvolvimento de soluções tecnológicas.
- O aquecimento das válvulas submersas do distribuidor utilizando o ejetor mostrou as seguintes vantagens em relação ao sistema convencional por chama:

Aquecimento superior do colo da válvula, resultando em uma diferença maior do que 100°C no momento do enchimento do distribuidor.

Maior homogeneidade das temperaturas da válvula, reduzindo o risco de choque térmico e o consequente trincamento da mesma.

Aquecimento repetitivo, o que facilita o controle do aquecimento.

Ausência de descarbonetação do material refratário das válvulas, aumentando a vida útil das mesmas.

Economia em torno de 2,8 m³ de gás GLP por aquecimento.

Melhoria nas condições de trabalho dos operadores do lingotamento contínuo pela redução de gases provenientes da combustão.

- No que tange à variável “tipo de aquecedor” utilizado para aquecer as válvulas submersas, verificou-se que o sistema ejetor alcança todos os requisitos para a redução das perdas de veio por “freezing” na partida, reduzindo, assim, as interrupções do processo e melhorando o controle sobre a temperatura do aço líquido. Esse sistema já vem sendo testado na planta e, apesar da sensibilidade dos operadores de que esse sistema é melhor, até o momento não foi possível comprovar isso quantitativamente devido à interferência de outras variáveis.
- O desenvolvimento de um modelo matemático para o cálculo da transferência de calor nas camadas refratárias apresentou as seguintes utilidades:
 - Ferramenta para compreensão do fenômeno das perdas térmicas do aço para os refratários ao longo do processo.
 - Estabelecimento de regras para o aquecimento, tanto de painéis novos quanto do ciclo.

Ferramenta para treinamento dos operadores da planta.

- A calibração do modelo matemático com os dados da aciaria apresentou resultados muito satisfatórios, com um erro máximo de 4,5% na etapa do aquecimento.
- A quantificação da energia armazenada nas paredes refratárias através do modelo matemático e o seu uso como Índice de Encharque apresenta-se como uma forma adequada para a quantificação do estado térmico das panelas.
- Para o caso analisado, o Índice de Encharque mínimo para as panelas no instante do vazamento é de 92. Esse valor representa em torno de 1,6 MWh de energia armazenada nas paredes refratárias da panela.
- Uma metodologia foi apresentada para o entendimento da relação existente entre o tempo de resfriamento e o tempo mínimo de aquecimento para a recuperação da energia armazenada nas camadas refratárias das panelas. A adoção dessas regras na forma de padrões operacionais dentro da prática da aciaria devem assegurar as seguintes melhorias:
 - Maior estabilização do processo mediante a redução da variabilidade das perdas para os refratários, refletindo-se na previsibilidade das perdas térmicas e favorecendo o controle da temperatura do aço líquido;
 - Redução no consumo de energia e eletrodos utilizados na recuperação das perdas pelo aquecimento no Forno-panela, bem como a redução no desgaste dos refratários devido ao menor tempo de exposição ao arco elétrico;
 - Redução eventual no aquecimento das panelas, uma vez que não se justificam aquecimentos superiores a 6 horas. Isso se reflete na maior disponibilidade das panelas à operação, um consumo menor de combustível dos aquecedores e menor desgaste dos refratários provocados pela exposição com o meio oxidante da chama, conforme comprovado por (CHRIST, 2000).
- Sugere-se uma equação simples para a previsão das perdas térmicas do aço na etapa de desgaseificação. Leva-se em consideração as taxas médias de resfriamento do aço líquido medidas na planta. Os resultados da aplicação desse modelo na planta dependem:
 - Do grau de exposição do aço devido ao procedimento de agitação do banho com argônio.
 - Do tempo de duração da etapa.
- Um modelo estatístico foi desenvolvido para prever as perdas térmicas do aço líquido nas etapas de transporte e lingotamento contínuo. Na comparação com o modelo térmico atual, utilizando os mesmos parâmetros, esse modelo apresentou um índice de acerto 23% maior

para a faixa IDEAL, sendo também reduzidas em 21% as previsões com erro nas faixas indesejáveis: FRIA e QUENTE.

- Esse método se apresenta como uma ferramenta promissora, tanto para a melhoria na previsibilidade das perdas quanto no entendimento da importância dos parâmetros. Por exemplo, verificou-se uma pequena influência do estado térmico das panelas nas perdas térmicas nessa etapa, confirmando o que havia sido percebido na análise com o modelo matemático. Com a consideração do tempo sem aço como parâmetro de encharque, o acerto aumentou 3,5% dentro da faixa IDEAL das dispersões no lingotamento contínuo. Mesmo sabendo que esse percentual deve aumentar com a consideração de um número maior de divisões do estado térmico das panelas, fica salientada a importância que os fatores não controláveis tem sobre as perdas reais que ocorrem com o aço líquido nessa etapa. Isso justifica os esforços crescentes na busca de estabilização do processo da aciaria.

7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Sugerem-se a seguir alguns trabalhos que podem ser desenvolvidos a partir dessa tese:

- Desenvolvimento de um sistema gerenciador das durações das etapas de produção da aciaria (controle do tempo).
- Melhoria no projeto do sistema de aquecimento das válvulas submersas com ejetor visando o conforto acústico.
- Utilização do modelo matemático para calcular o estado térmico das panelas e a temperatura do aço líquido em tempo real de produção.
- Ampliação da análise de previsibilidade com o modelo estatístico através da adição de novos parâmetros controláveis tais como: índice de encharque das panelas calculados com o modelo matemático, tempo de duração do lingotamento, altura de escória, etc... Para isso, faz-se necessário a utilização de um número maior de corridas no banco de dados.
- Melhoria na qualidade das medições de temperatura do aço líquido através do desenvolvimento de um mecanismo que permita a medição pontual fixa.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ADDES, V. I.; SABOL, J. D. Development and Implementation of the Process Model for Controlling Casting Superheat Temperature. *Steelmaking Conference Proceedings*, 1996, p.333-340.
- AUSTIN, P. R.; CAMPLIN, J. M.; HERBERTSON, J.; TAGGART, I. J. *Mathematical Modelling of Thermal Stratification and Drainage of Steel Ladles*. *ISIJ International*, v.32, 1992, n.2, p.196-202.
- AUSTIN, P. R.; O'ROURKE, S. L.; HE, Q. L.; REX, A. J. Thermal Modelling of Steel Ladles. *Steelmaking Conference Proceedings*, 1992, p.317-323.
- BARBER, B.; NORMANTON, A.; SHORT, M.; PATEL, A. *Temperature Control of Liquid Steel for Casting*. *Asia Steel*, 1997. p. 141-145.
- BARBER, B.; ZORYK, A.; WALKER, K.D. *Process Model for the Determination of Liquid Steel Temperatures in the Ladle and Tundish*. *Process Technology Conference*, vol. 14, Orlando, Florida, USA, 12-15 nov. 1995.
- BARNHARDT, L. F.; THURNER, C. R. *Liquid Steel Temperature Control At The Steelton Plant of the Bethlehem Steel Corporation*. *Steelmaking Proceedings*, vol.69, Washington, USA, D.C., USA, 6-9 de abril de 1986, p.905-915.
- BEJAN, A. *Transferência de Calor*. São Paulo: Ed. Edgard Blücher, 1996. 540 p.
- BELISÁRIO, P. L.; CIACCIA, P. P. M.; CAPRIGLIONE, P. S.; JESUS, A B.; SILVA Jr., T. C. *Modelo Matemático para a Simulação do Ciclo Térmico de uma Panela de Aciaria da COSIPA*. *Seminário COAÇO-COREF*, Rio de Janeiro, dezembro de 1989, p.693-711.
- BRIMACOMBE, J. K. *Brimacombe Continuous Casting Course*. Vol. 1, Vancouver – Canadá, 1999.
- CASTILLEJOS, E.; ACOSTA, F. A.; BETANCOURT, S.; FLORES, A.; PEDROZA, M A. *On-Line Modeling for Temperature Control of Ladles and Steel During Continuous Thin Slab Casting*. *L&SM*, julho de 1997, p. 53-63.
- COSTA, J. *Otimização do Fluxo de Aço no Distribuidor do Lingotamento Contínuo*. Campinas, 1997, 147p. Tese de doutorado.
- CHRIST, F. S. *Melhorias no Aquecimento de Painéis em uma Aciaria Elétrica*. Porto Alegre: 2000, 77p. Dissertação de Mestrado em Engenharia - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e dos Materiais, Universidade Federal do Rio Grande do Sul.
- CHRIST, F. S.; FERREIRA, N. F.; BELEZA, T. A.; VILELA, A. C. F.; BAS, J. *Melhoria dos Aquecedores de Panela da GERDAU – Aços Finos Piratini*. In: XXX Seminário sobre Fusão, Refino e Solidificação dos Metais da ABM, Belo Horizonte, maio de 1999, p. 159-166.
- FERREIRA, N. F.; CHRIST, F. S.; STROHAECKER, T. R.; VILELA, A. C. F.; BAS, J. *Aquecimento das Válvulas Submersas da GERDAU-Aços Finos Piratini Utilizando um Sistema Ejetor de Bombeamento*. In: XXX Seminário sobre Fusão, Refino e Solidificação dos Metais da ABM, Belo Horizonte, maio de 1999, p. 283-292.

FERREIRA, N. F.; CHRIST, F. S.; WOLLMANN, A. M.; STROHAECKER, T. R.; VILELA, A. C. F.; BAS, J. *Estudos Térmicos na Aciaria da Aços Finos Piratini*. In: Jornadas SAM '98 – IBEROMET V, Rosário – Argentina, setembro de 1998.

FERREIRA, N. F.; SILVA, L. R. M.; STROHAECKER, T. R.; VILELA, A. C. F.; BAS, J. *Análise de Fatores Operacionais de Panela da Aciaria da GERDAU-Aços Finos Piratini Utilizando um Modelo Matemático*. In: 12º Seminário de Aciaria do IAS e 2º Encontro da Seção Argentina da Iron and Steel Society, Buenos Aires, Argentina, novembro de 1999, p. 182-191.

GASTÓN, A.; MEDINA, M. *Thermal Modeling of Casting Ladles: High-Alumina, Dolomite, Magnesite and Magnesite-Graphite Refractories*. Iron and Steelmaker, n. 23, jan. 1996, p.29-35.

GRIP, C. E. *Measurement of Ladle Wall Temperature to Improve Control of Steel Temperature in BOF plant*. Steelmaking Conference Proceedings, 1994, p.103-115.

GRIP, C.E., JONSSON, K.O.; ERIKSSON, S.; JONSSON, L.; JONSSON, P.; PAN, Y. *Theoretical and Practical Study of Thermal Stratification and Drainage in Ladles of Different Geometry*. 1999, p. 101-117.

HLINKA, J. W.; MILLER, T. W. *Temperature Loss in Liquid Steel-Refractory Systems*. Iron and Steel Engineer, Agosto de 1970, p.123-133.

HLINKA, J.W.; CRAMB, A.W.; BRIGHT, D.H. *A model for Predicting the Thermal History of a Ladle of Steel*. Steelmaking Conference, vol. 68, Detroit, Michigan, USA, abril de 1985, p. 14-17.

ILEGBUSI, O J.; SZEKELY, J. *Melt Stratification in Ladles*. Transactions ISIJ, 1987, p.563-569.

INTERNATIONAL IRON AND STEEL INSTITUTE. *The Electric Arc Furnace – 1990*. Bélgica, 1990.

IRVING, W. R. *Continuous Casting of Steel*. Cambridge: The University Press, 1993. 207 p.

KARASSIK, I. J.; KRUTZSCH, W. C.; FRASER, W. H.; MESSINA, J. P. *Pump Handbook*. New York: McGraw-Hill, 1976.

LAIT, J. E.; BRIMACOMBE, J. K. *Solidification During Continuous Casting of Steel*. ISS Transactions, vol. 1, 1982, p. 1-13.

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. 5v. v.4.

MINION, R. L.; LECKIE, C. F. *Steel Temperature Control in the Ladle in a High Productivity BOF shop*. Steelmaking Conference Proceedings, AIME, Washington, 1986. p. 335-342.

MORROW, G. D.; RUSSELL, R. O. *Thermal Modeling in Melt Shop Applications: Theory and Practice*. Ceramic Bulletin, v.64, n.7, 1985, p.1007-1012.

MUCCIARDI, F.; GRANDILLO, A. *Optimizing Ladle Cycling Strategies*. Steelmaking Conference Proceedings, 1991, p.757-760.

MUCCIARDI, F.; GRANDILLO, A. *Thermal Cycling of Ladles at Stelco McMaster Works*. Iron and Steel Engineer, dezembro de 1987, p.24-30.

MUNDIM, M. J.; CASTRO, J. C. V.; ZIVIANI, M. *Análise Térmica da Panela de Aço*. 40th Congresso Anual da ABM, Rio de Janeiro, julho de 1985, p.407-411.

- OHNO, A. *Solidificação dos Metais*. São:Paulo: Livraria Ciência e Tecnologia, 1988. 185p.
- OMOTANI, M. A.; HEASLIP, L. J.; McLEAN, A. *Ladle Temperature Control During Continuous Casting*. I&SM, 1983, p. 29-35.
- OZISIK, M. N. *Transferência de Calor – um texto básico*. Rio de Janeiro: Ed. Guanabara Koogan, 1990. 661p.
- PERKINS, A.; ROBERTSON, T.; SMITH, D. *Improvements to Liquid Steel Temperature Control In The Ladle And Tundish*. Scaninject IV, junho de 1986, Lulea - Suécia, p.10:1-10:29.
- REIS, G. O. N.; CHEVRAND, L. *Curso de Lingotamento Contínuo de Blocos e Tarugos*. 2.ed. São Paulo: Associação Brasileira de Metais, 1998, 196 p.
- ROBERTSON, T.; PERKINS, A. *Physical and Mathematical Modelling of Liquid Steel Temperature in Continuous Casting*. Ironmaking and Steelmaking, vol.13, n.6, 1986, p. 301-310.
- RODRIGUES, E. F. *Análise e Simulação de um Ciclo de Panela de Aciaria*. Belo Horizonte, 1998, 236p. Tese de Doutorado em Metalurgia Extrativa – Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas da Universidade Federal de Minas Gerais.
- RUTQVIST, S.; BERGMAN, D.; OLIKA, B. *Determination of Ladle Lining Heat Content With radiation Thermometer*. Scandinavian Journal of Metallurgy, n.19, 1990, p.146-152.
- SCHREWE, H. F. *Continuous Casting of Steel – Fundamental Principles and Practice*. Alemanha: Stahl Eisen, 1987. 194 p.
- SEGADÃES, A. M. *Refractários*. Aveiro: Fundação João Jacinto de Magalhães, 1997, 244 p.
- SZEKELY, J.; EVANS, W. *Radiative Heat Loss From the Surface of Molten Steel Held in a Ladle*. Transactions of the Metallurgical Society of AIME, vol.245, junho de 1969, p.1149-1159.
- SZEKELY, J.; LEE, R. G. *The effect of Slag Thickness on Heat Loss from Ladles Holding Molten Steel*. Transactions of the Metallurgical Society of AIME, vol.242, junho de 1968, p.961-965.
- SZEKERES, E. S. *Strand Solidification*. 1999: The University of British Columbia - Brimacombe Continuous Casting Course, vol. 2.
- TOMAZIN, C.E.; UPTON E. A. *The effect of ladle refractories and practices on steel temperature control*. I&SM, junho-1986, p.28-34.
- UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL. Biblioteca Central. *Textos Didáticos de Engenharia*. Porto Alegre, 1996. 41p.
- ZORYK, A.; BARBER, B.; REID, P. M. *Temperature Control of Liquid Steel*. Steel Technology International, 1993.
- ZORYK, A.; REID, P. M. *On-Line Liquid Steel Temperature Control*. I&SM, junho de 1993.

ANEXO A – TELAS DO MODELO MATEMÁTICO

A seguir são apresentadas as diferentes telas do programa de computador desenvolvido para a implementação do modelo matemático descrito no item 4.3.1.

A tela denominada “Geral” apresenta as opções de cálculo que são:

- Duração da simulação em horas;
- Passo de tempo para o cálculo em horas;
- Acompanhamento das temperaturas dos pontos de controle que são posições dentro dos refratários cujas temperaturas podem ser visualizadas na tela de resultado (Figura 87);
- Cálculo da energia (calor) contida na parede.

O modelo permite a concatenação de simulações (botão “Continua”) através da consideração do perfil resultante de uma como condição (perfil) inicial da próxima.

Ao final do cálculo é permitido o salvamento dos resultados em arquivos diferenciados para o perfil, energia acumulada e temperatura dos pontos de controle.

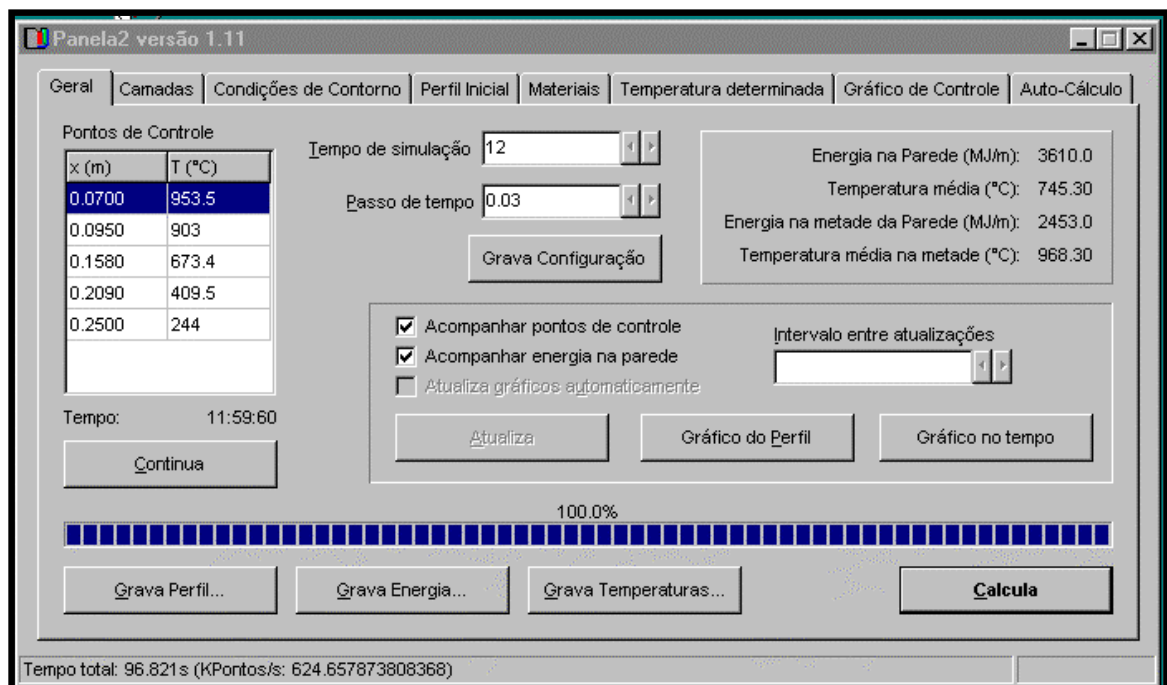


Figura 86 – Tela do modelo matemático: opções de cálculo, resultados e salvamento.

Os resultados do modelo são:

- Gráfico das temperaturas dos pontos de controle. A Figura 87 mostra as temperaturas ao longo do aquecimento da panela nova para os pontos de controle coincidentes às posições de instrumentação da panela (item 4.3.2). Esse tipo de resultado foi utilizado na calibração do modelo.
- Gráfico dos perfis de temperatura. A Figura 88 mostra, para o caso do aquecimento da panela nova, o perfil inicial (condição inicial do cálculo) e o perfil após um aquecimento de 12 horas.
- As temperaturas médias para a metade interna e a totalidade da espessura da parede.
- A energia contida por altura de parede. Também são apresentadas as energias contidas para a metade interna e totalidade da espessura da parede.

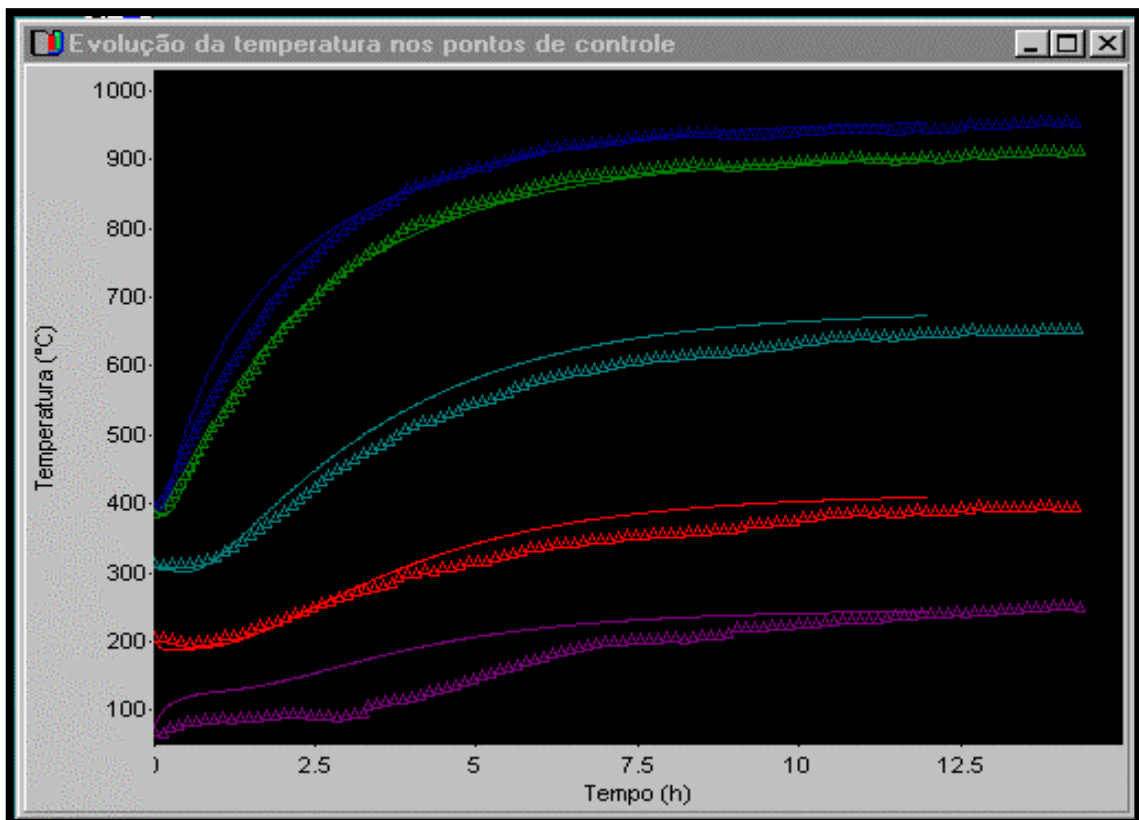


Figura 87 – Tela do modelo matemático: temperaturas nos pontos de controle.

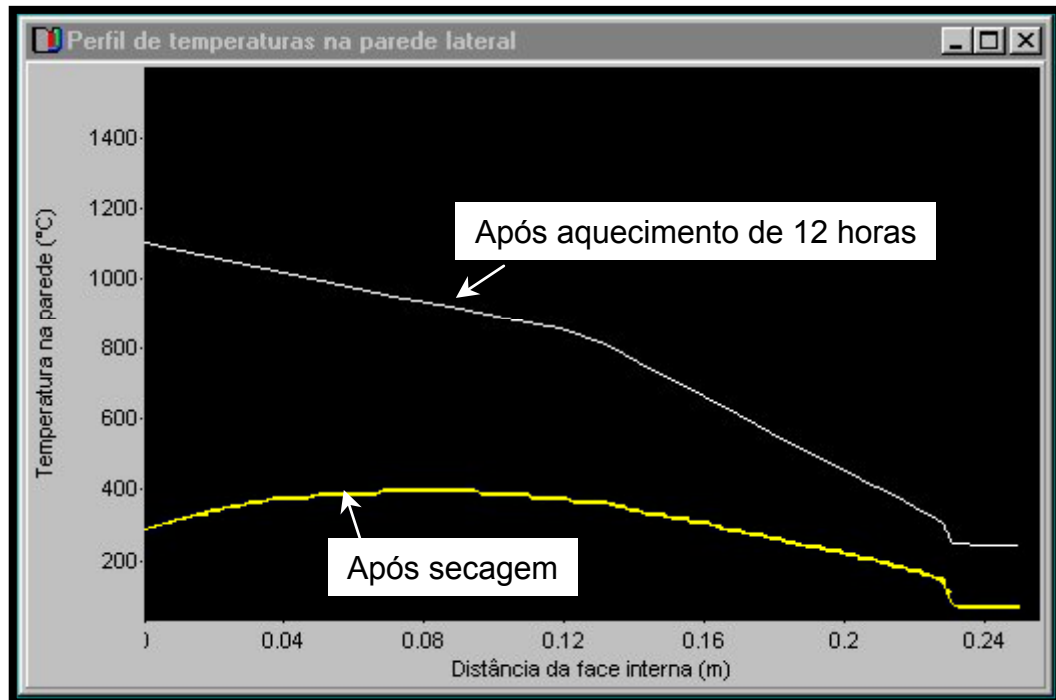


Figura 88 – Tela do modelo matemático: perfis térmicos de início e fim da simulação.

A tela “Camadas” possibilita a configuração do material e espessura de cada uma das camadas que compõe a parede da panela, bem como o número de nós da malha. É nessa tela que ocorre a entrada dos pontos de controle.

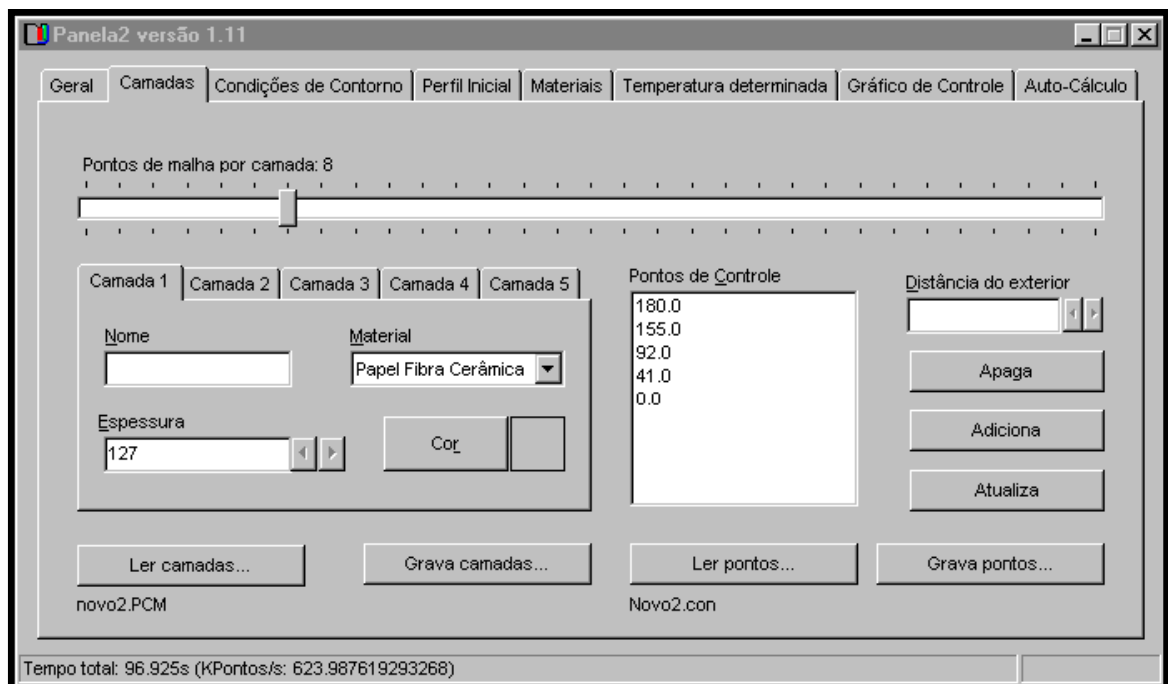


Figura 89 – Tela do modelo matemático: configuração das camadas.

As condições de contorno do modelo são configuradas na tela apresentada na Figura 90. A condição de contorno aplicada à parede interna da panela é escolhida segundo as possibilidades de simulação apresentadas na Tabela 6 (pág. 72). Está prevista a entrada das propriedades do aço para possibilitar, em futuras versões, o cálculo da temperatura do aço líquido.

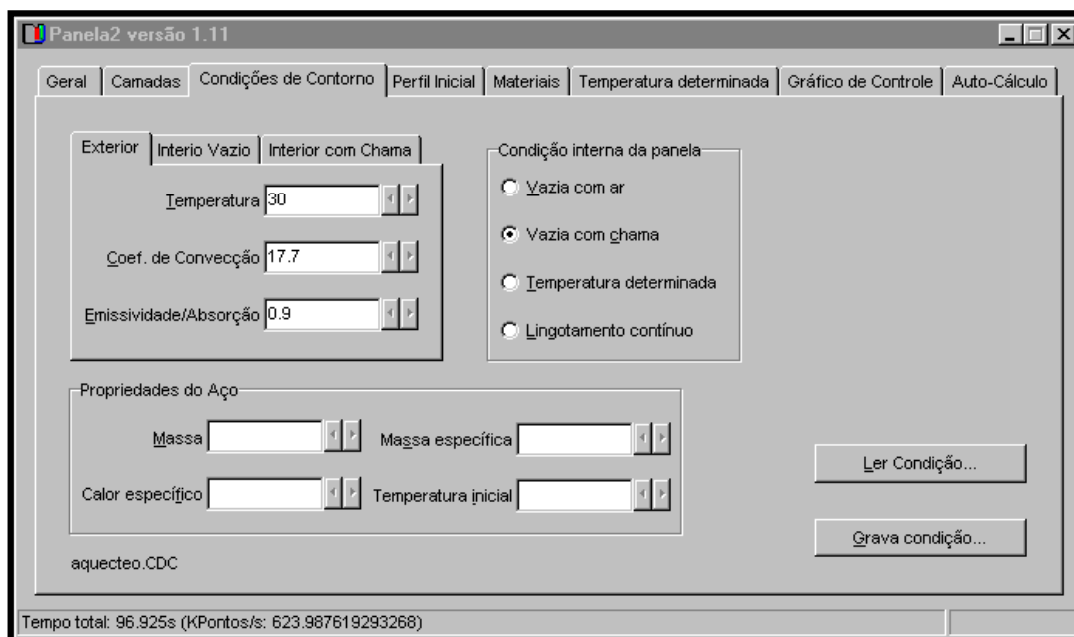


Figura 90 – Tela do modelo matemático: configuração das condições de contorno.

A Figura 91 mostra a tela onde é escolhido o perfil inicial do cálculo. O perfil é armazenado em arquivo texto.

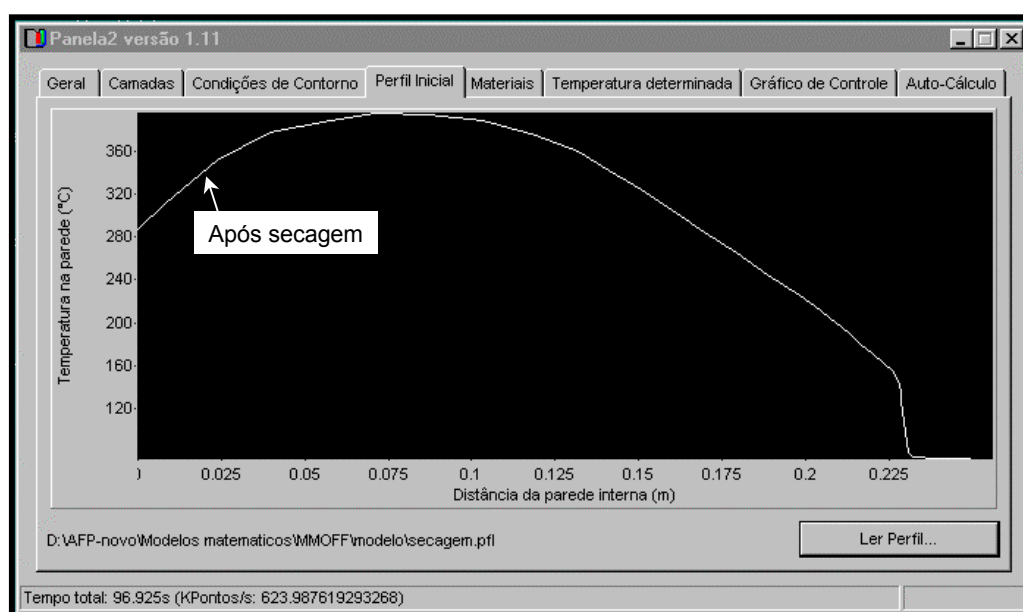


Figura 91 – Tela do modelo matemático: perfil inicial.

As propriedades dos materiais são configuráveis em tela específica, apresentada na Figura 92. Se a propriedade for variável com a temperatura, a entrada é realizada através de uma tabela. O programa permite configurar o grau do polinômio a ser ajustado aos pontos da tabela. Esse polinômio é aplicado no cálculo.

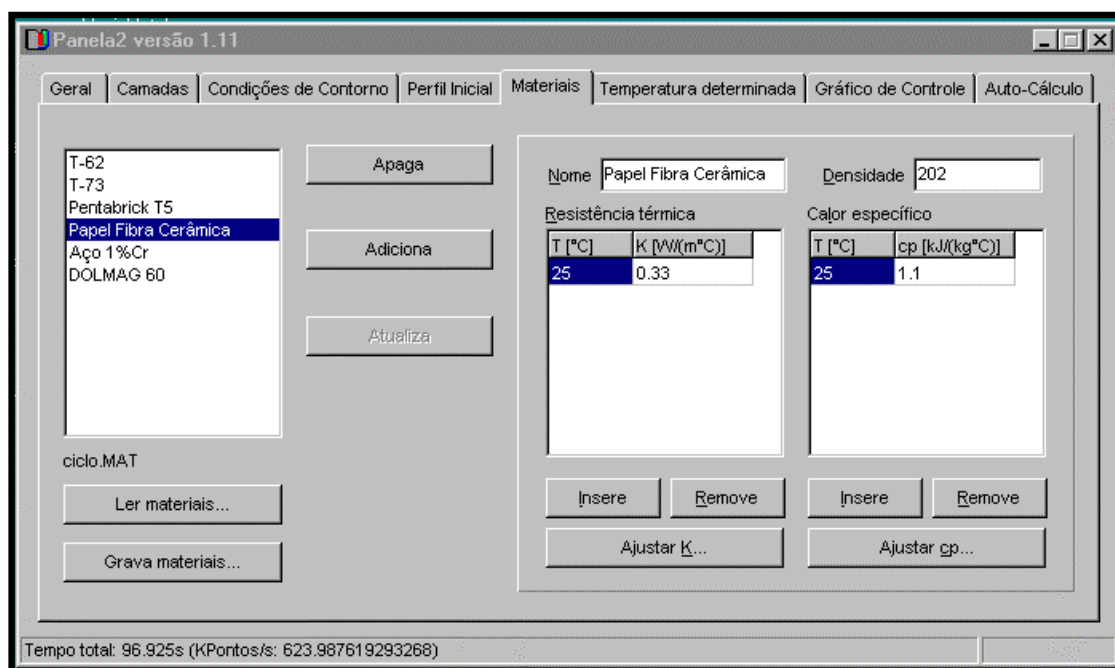


Figura 92 – Tela do modelo matemático: propriedades dos materiais.

A Figura 93 mostra a tela de entrada das temperaturas prescritas. No caso, temos a temperatura aplicada à parede interna durante a simulação do ciclo com aço (CC4 – pág 72).

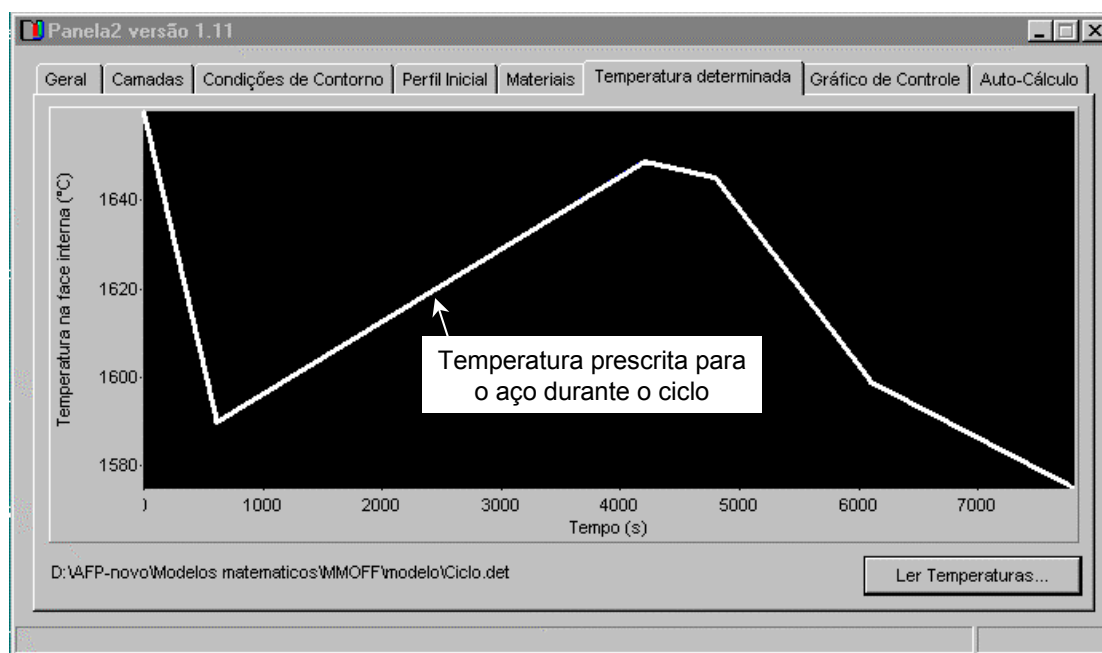


Figura 93 – Tela do modelo matemático: Temperatura prescrita.

A tela seguinte (Figura 94) permite a escolha e visualização das temperaturas que serão mostradas junto com as temperaturas dos pontos de controle. Essas temperaturas são armazenadas em arquivo texto. No exemplo da Figura 94 são apresentadas as temperaturas medidas na instrumentação da panela.

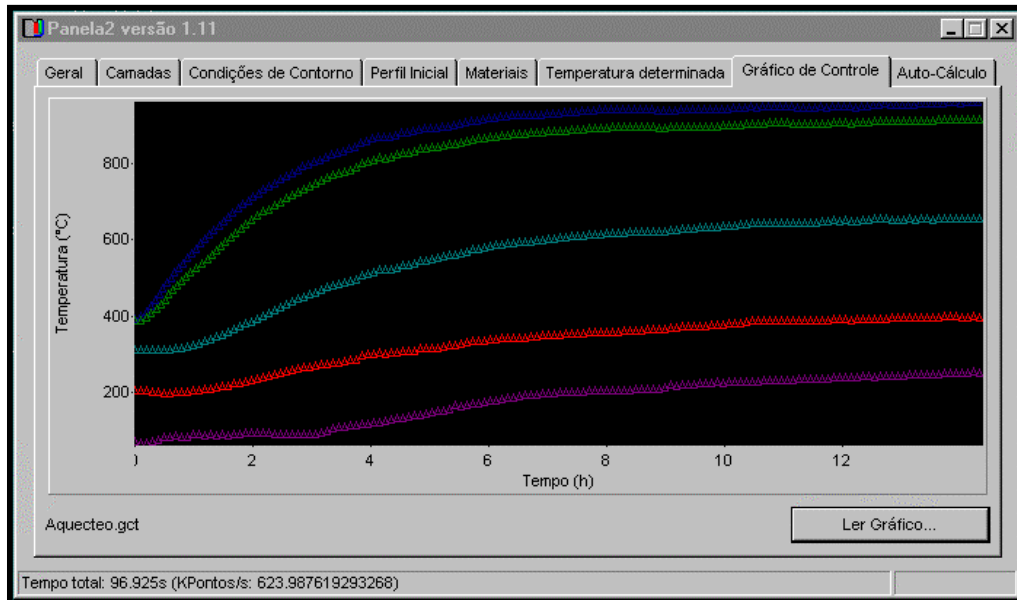


Figura 94 – Tela do modelo matemático: Temperaturas para calibração

A última tela do programa permite o cálculo do IE (índice de encharque) das panelas de uma forma automática, sem a necessidade de concatenação manual das condições de cálculo. Esse módulo foi criado para permitir calcular rapidamente os IEs durante o período sem aço através da entrada dos tempos de resfriamento e aquecimento. Esses tempos são obtidos dos históricos do SSP.

Programação						Índices de encharque
Nº	Resf.1 (min)	Aquec.1 (min)	Resf.2 (min)	Aquec.2 (min)	Resf.3 (min)	
73612	105	55	16	38	4	73612, 93.6, 99.8, 94.2, 98.2, 96.7
73614	61	31			57	73614, 107.0, 109.0, 109.0, 109.0, 90.9
73615	128	137	12	31	3	73615, 87.4, 98.9, 94.7, 97.9, 96.7
73616	175	30	14	47	4	73616, 76.4, 84.9, 80.6, 88.6, 87.2
73617			91	41	5	73617, 131.0, 131.0, 97.6, 102.0, 100.0
73618	242	311	66	43	3	73618, 63.4, 98.4, 80.4, 89.3, 88.2
73619			77	39	4	73619, 131.0, 131.0, 102.0, 105.0, 104.0
73620	389	300	42	45	4	73620, 43.1, 94.3, 82.6, 90.8, 89.3
73621	45	88	13	58	3	73621, 112.0, 111.0, 106.0, 106.0, 105.0
73622	93	52	11	81	9	73622, 97.0, 102.0, 97.9, 102.0, 98.2
73623			80	48	3	73623, 131.0, 131.0, 101.0, 105.0, 103.0
73624			94	57	8	73624, 131.0, 131.0, 96.7, 102.0, 98.9
						73625, 131.0, 131.0, 108.0, 110.0, 107.0
						73626, 131.0, 131.0, 131.0, 131.0, 91.4

Figura 95 – Tela do modelo matemático: Cálculo automático do IE no vazamento.

ANEXO B – PROPRIEDADES DOS MATERIAIS

A seguir são descritas as propriedades dos materiais utilizadas no modelo matemático segundo as camadas apresentadas na Figura 96.

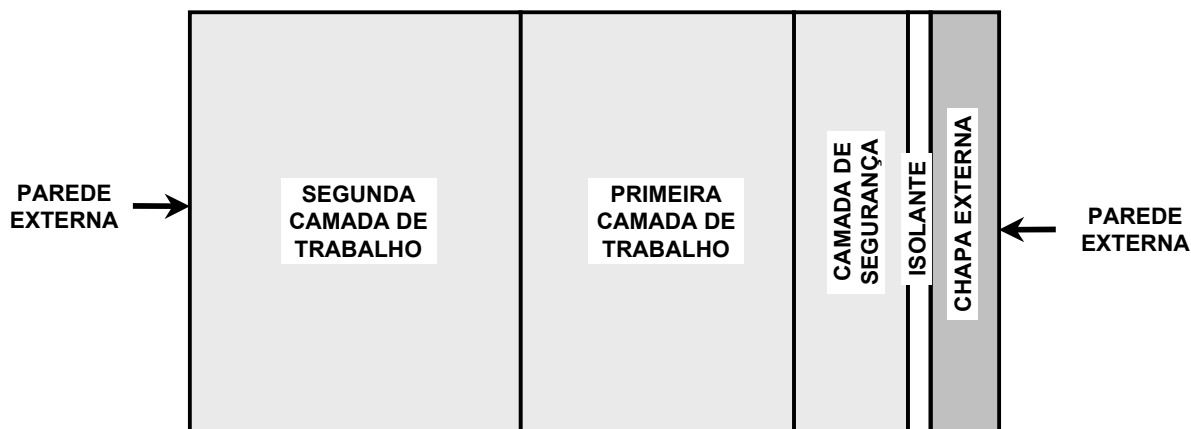


Figura 96 – Nomenclatura das camadas refratárias.

As propriedades dos materiais foram fornecidas pelos fabricantes, sendo apresentadas na forma de curvas quando as mesmas são funções da temperatura.

Os valores adotados durante a calibração do modelo são destacados nas próprias curvas dos fabricantes.

➤ CHAPA EXTERNA

- Composição química: aço baixo carbono
- Densidade: 7865 kg/m^3
- Condutibilidade térmica: $50 \text{ W/m}^\circ\text{C}$
- Calor específico: $0,46 \text{ kJ/kg}^\circ\text{C}$

➤ ISOLANTE

- Composição química:

Al_2O_3	47 %
SiO_2	53 %

- Densidade: 202 kg/m^3
- Condutibilidade térmica:

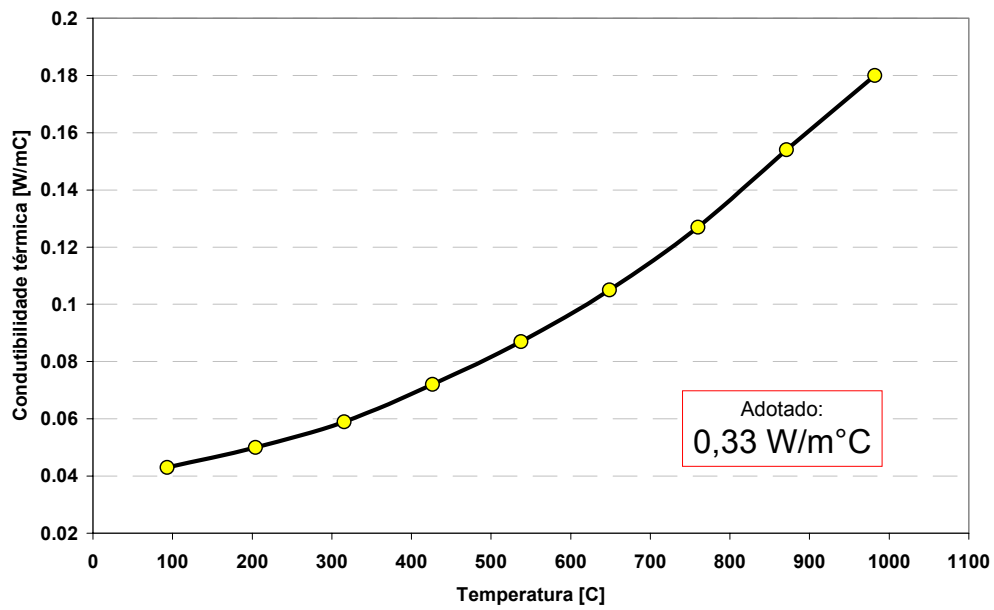


Figura 97 – Condutibilidade térmica do material isolante.

O valor adotado para a calibração do modelo fica fora da curva fornecida pelo fabricante. A causa mais provável dessa diferença deve-se ao fato das propriedades desse material sofrerem modificações após a sua utilização. Se trata de um “papel” poroso e que, após a sua aplicação, é comprimido pela camada de proteção contra a chapa externa, fazendo com que diminuam os poros e, conseqüentemente, aumente a condutibilidade térmica.

- Calor específico: 1,1 $\text{kJ/kg}^\circ\text{C}$

➤ CAMADA DE PROTEÇÃO

- Composição química:

Al_2O_3	60,9 %
SiO_2	33,6 %
TiO_2	1,5 %
Fe_2O_3	2,2 %
$\text{K}_2\text{O} + \text{Na}_2$	1,3 %

- Densidade: 2400 kg/m^3

- Condutibilidade térmica:

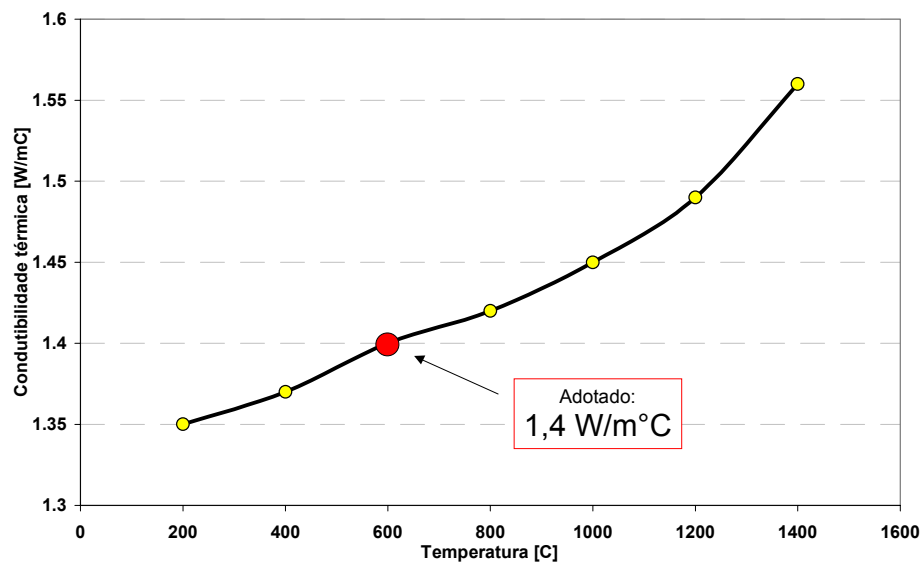


Figura 98 – Condutibilidade térmica do material da camada de proteção.

- Calor específico:

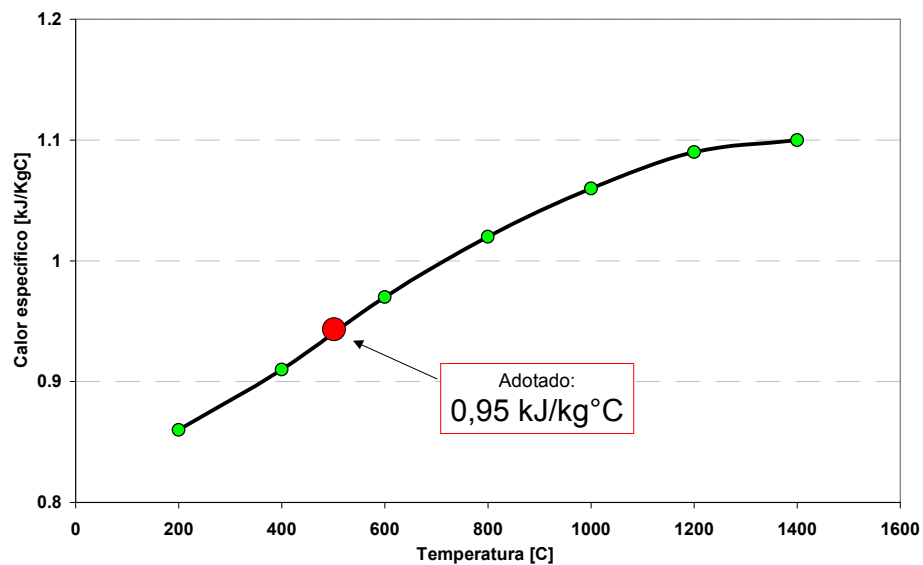


Figura 99 – Calor específico do material da camada de proteção.

➤ PRIMEIRA CAMADA DE TRABALHO

- Composição química:

Al_2O_3	70,1 %
SiO_2	25,2 %
TiO_2	1 %
Fe_2O_3	1,8 %
$\text{K}_2\text{O} + \text{Na}_2$	1,2 %

- Densidade: 2500 kg/m^3

- Condutibilidade térmica:

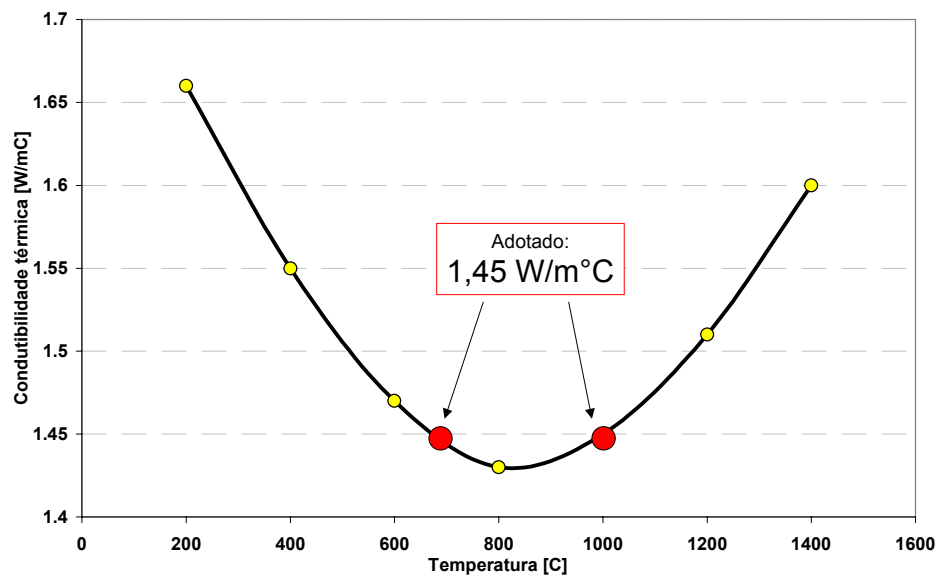


Figura 100 - Condutibilidade térmica do material da primeira camada de trabalho.

- Calor específico:

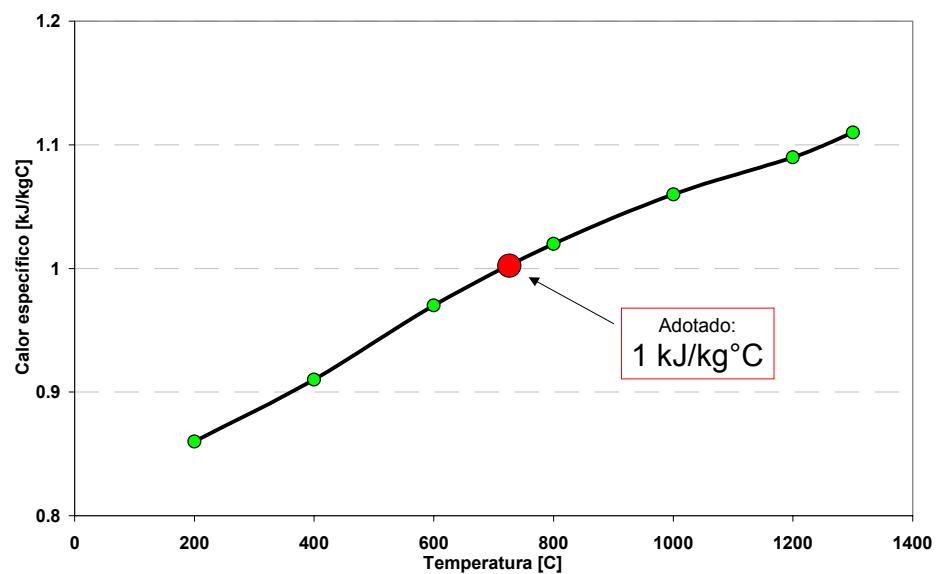


Figura 101 - Calor específico do material da primeira camada de trabalho.

➤ SEGUNDA CAMADA DE TRABALHO

- Composição química: não foi fornecida.
- Densidade: 2950 kg/m^3
- Condutibilidade térmica:

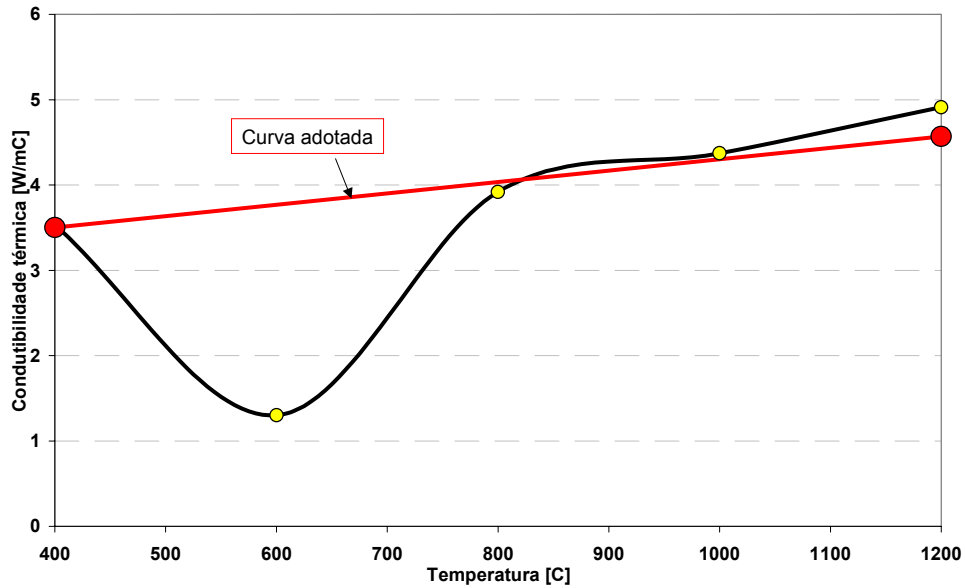


Figura 102 - Condutibilidade térmica do material da segunda camada de trabalho.

- Calor específico:

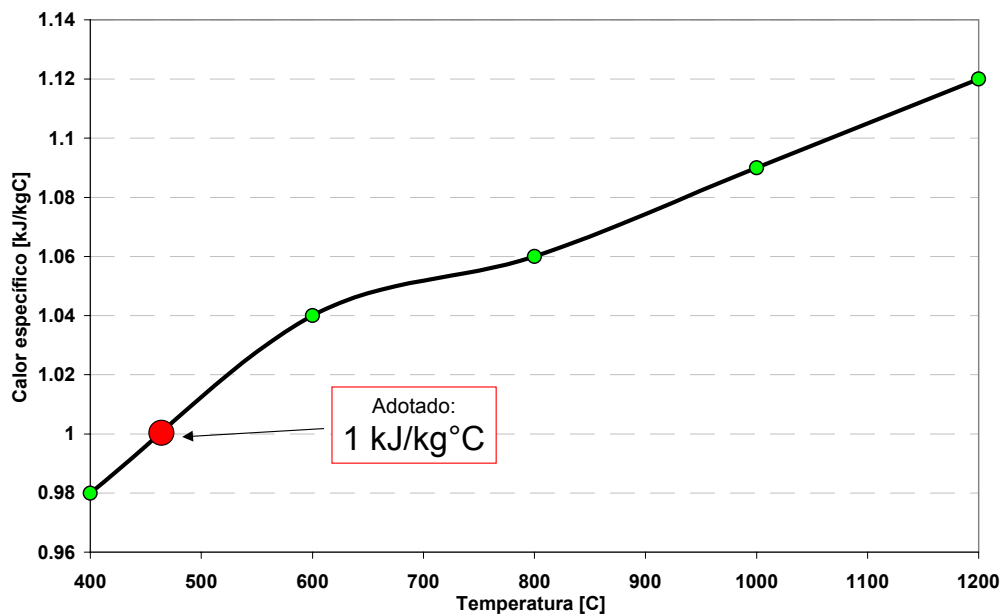


Figura 103 - Calor específico do material da segunda camada de trabalho.