



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE CAMPINA GRANDE**

**CENTRO DE CIÊNCIAS E TECNOLOGIA**

**UNIDADE ACADÊMICA DE ENGENHARIA QUÍMICA**

**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA QUÍMICA**

**DISSERTAÇÃO**

**DETERMINAÇÃO DE PARÂMETROS DE TRANSFERÊNCIA DE  
CALOR PARA O MODELO TRANSIENTE DO CICLO DAS  
PANELAS DE UMA ACIARIA**

**ESLEY SILVA CAVALCANTE**

**Campina Grande - PB**

**Abril de 2019**

**ESLEY SILVA CAVALCANTE**

**DETERMINAÇÃO DE PARÂMETROS DE TRANSFERÊNCIA DE  
CALOR PARA O MODELO TRANSIENTE DO CICLO DAS  
PANELAS DE ACIARIA**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química da Universidade Federal de Campina Grande, como parte dos requisitos necessários para obtenção do título de Mestre em Engenharia Química.

Orientador: Prof. Dr. Luis Gonzaga Sales Vasconcelos

**Campina Grande - PB**

**Abril de 2019**

C376d Cavalcante, Esley Silva.

Determinação de parâmetros de transferência de calor para o modelo transiente do ciclo das panelas de aciaria / Esley Silva Cavalcante. – Campina Grande, 2019.

82 f.: il. color.

Dissertação (Mestrado em Engenharia Química) – Universidade Federal de Campina Grande, Centro de Ciências e Tecnologia, 2019.

"Orientação: Prof. Dr. Luis Gonzaga Sales Vasconcelos".

Referências.

1. Panelas de Aciaria. 2. Temperatura. 3. Transferência de Calor. 4. Perdas Térmicas. 5. Modelagem I. Vasconcelos, Luis Gonzaga Sales. II. Título.

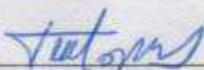
CDU 621.1.016.4(043)

**DETERMINAÇÃO DE PARÂMETROS DE  
TRANSFERÊNCIA DE CALOR PARA O MODELO TRANSIENTE  
DO CICLO DAS PANEIS DE ACIARIA**

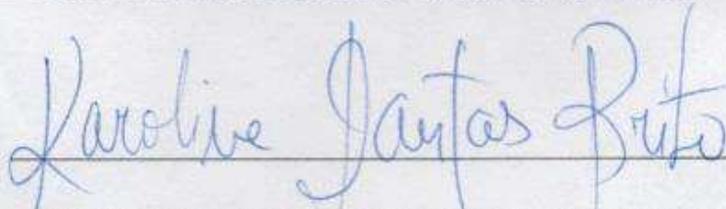
**ESLEY SILVA CAVALCANTE**

Dissertação apresentada em 04 / 04 / 2019

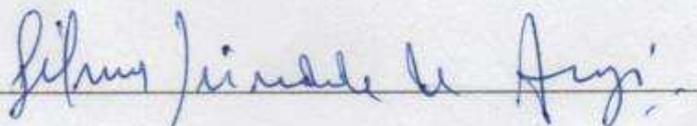
Banca Examinadora:



Prof. Dr. Luis Gonzaga Sales Vasconcelos (Orientador)



Prof.ª Dr.ª Karoline Dantas Brito (Examinadora interna)



Prof. Dr. Gilmar Trindade de Araújo (Examinador interno)



Dr. Sebastião Araújo Coutinho (Examinador externo)

*Dedico essa dissertação primeiramente à Deus, a minha família, em especial a meus pais, Edvaldo Gonçalves Cavalcante e Ediene Felix da Silva Cavalcante*

## **AGRADECIMENTOS**

Agradeço primeiramente a Deus por estar sempre ao meu lado, sendo o meu Guia, me dando força, apoio e proteção durante as situações difíceis e pelas inúmeras bênçãos concedidas.

A meus pais Edvaldo Gonçalves Cavalcante e Ediene Felix da Silva Cavalcante, por todo amor, por lutarem para sempre me proporcionar o melhor, por me apoiarem e me aconselharem, por sempre acreditarem nos meus sonhos.

A meus irmãos, Evellyn Silva Cavalcante e Johnathan Silva Cavalcante, por todo amor, companheirismo e cumplicidade. A todos da Família FÉLIX, por me apoiarem e proporcionarem momentos felizes quando reunidos.

Aos meus amigos do LARCA, por me acrescentarem pessoalmente e intelectualmente, por sempre me apoiarem e proporcionarem momentos de alegrias e descontrações.

Ao professor Dr. Luis Gonzaga Sales Vasconcelos, por ter me orientado durante todo o período da graduação e do mestrado acadêmico, por acreditar no meu potencial, pela atenção e pelos conhecimentos a mim transmitidos.

Aos professores da Unidade Acadêmica de Engenharia Química e do programa de Pós-Graduação em Engenharia Química pelos conhecimentos transmitidos ao longo da graduação e da pós-graduação.

A todos que contribuíram diretamente ou indiretamente para a elaboração deste trabalho.

*“O futuro pertence àqueles que acreditam na beleza dos seus sonhos”*

**Eleanor Roosevelt**

CAVALCANTE, ESLEY SILVA. **Determinação de parâmetros de transferência de calor para o modelo transiente do ciclo das panelas de aciaria**. 2019. 82 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Química) - Universidade Federal de Campina Grande, Paraíba, 2019.

## RESUMO

A produção do aço em uma siderúrgica deve ser conduzida buscando melhorias contínuas na produtividade e na qualidade do produto, a um menor custo. Para atingir tais objetivos, é de suma importância o controle da temperatura do aço líquido na aciaria, visto que os fatores que afetam a sua qualidade e a redução do custo de produção são diretamente afetados pelas variações na temperatura do aço. As variações na temperatura do aço dependem diretamente das perdas térmicas durante o período de contato com as panelas de aciaria, nas etapas dos ciclos das panelas. Desta forma, a quantificação destas perdas térmicas é de extrema importância para a otimização do processo de controle do aço. Entretanto, devido à grande variabilidade da dinâmica de operação das panelas e pelo fato de os fenômenos térmicos envolvidos nestas etapas apresentarem comportamento não-linear, a quantificação destas perdas não se torna uma tarefa fácil. Além disto, na maioria dos trabalhos consultados na literatura que abordam a quantificação destas perdas, os autores consideram constantes os parâmetros de transferência de calor por convecção que ocorrem ao longo de todo o processo, porém, essa consideração se mostra inconsistente, visto que tais parâmetros variam de acordo com as condições em que se encontram a panela. Diante disso, neste trabalho obteve-se um modelo fenomenológico transiente de previsão de temperatura dos refratários das panelas, e efetuou-se uma metodologia para a determinação dos parâmetros de transferências de calor que envolvem o ciclo das panelas de aciaria, através da minimização da diferença entre valores obtidos pelo modelo e dados experimentais. A utilização deste modelo possibilitou analisar o estado térmico das panelas em diferentes condições operacionais, proporcionando além de melhoria na previsão das variações de temperatura do aço líquido, otimização no consumo de gás natural, o qual é utilizado durante a etapa de aquecimento das panelas.

**Palavras-chave:** Panelas de aciaria, Temperatura, Transferência de Calor, Perdas Térmicas, Modelagem.

CAVALCANTE, ESLEY SILVA. **Determination of heat transfer parameters for the transient cycle model of steelmaking ladles**. 2019. 82 p. Dissertation (Master degree in Chemical Engineering) - Federal University of Campina Grande, Paraíba, 2019.

### **ABSTRACT**

The steel production at a steel industry should be conducted by seeking continuous improvements in productivity and product quality, at a lower cost. In order to achieve these objectives, the control of the temperature of the liquid steel in the steelmaking is of paramount importance, since the factors that affect the quality of the steel and the reduction of the cost of production are directly affected by the variations in the temperature of the steel. The variations in the temperature of the steel depend directly on the thermal losses during the period of contact with the steelmaking ladles in the stages of the ladles cycles. In this way, the quantification of these thermal losses is of extreme importance for the optimization of the steel control process. However, due to the great variability of the operation dynamics of the ladles and the fact that the thermal phenomena involved in these steps present non-linear behavior, the quantification of these losses does not become an easy task. In addition, in the majority of the works consulted in the literature that deal with the quantification of these losses, the authors consider constant the heat transfer parameters by convection that occur throughout the entire process, however, this consideration becomes inconsistent, since such parameters vary according to the conditions in which the ladles are. In this work, a transient phenomenological model of temperature prediction of the refractory ladles was obtained, and a methodology was applied for the determination of the parameters of heat transfers that involve the cycle of the steelmaking ladles, through minimization of the difference between values obtained by the model and experimental data. The use of this model made it possible to analyze the thermal state of the ladles under different operating conditions, besides providing improvements in the predictions of temperature variations of liquid steel, optimization of the consumption of natural gas, which is used during the heating stage of the ladles.

**Key words:** Steelmaking Ladles, Temperature, Heat Transfer, Thermal Loss, Modeling.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1: Etapas do processo de produção do aço em uma aciaria LD. ....	19
Figura 2: Ciclo de uma panela em uma aciaria LD. ....	21
Figura 3: Processo de transferência de calor através da escória. Fonte: OMOTANI et al (1983). ....	23
Figura 4: Variação do conteúdo de energia nas camadas refratárias em função do tempo de pré-aquecimento e da temperatura da chama. Fonte: Rodrigues 2014. Adaptado: Austin, 1992. ....	26
Figura 5: Malha computacional bidimensional. ....	27
Figura 6: Malha computacional para a discretização por diferenças finitas na forma implícita. ....	28
Figura 7: Malha computacional para a discretização por diferenças finitas na forma explícita. ....	29
Figura 8: Simplex Nelder-Mead após os passos de (a) reflexão, (b) expansão, (c) encolhimento, (d) contração externa e (e) contração externa. Fonte: Lagarias et al (1998). ....	32
Figura 9: Região considerada no modelo e fenômenos envolvidos. Fonte: Lopes 2007. ....	34
Figura 10: Desenho esquemático de uma panela de aciaria com os refratários considerados no modelo. ....	35
Figura 11: Algoritmo de resolução do modelo. ....	42
Figura 12: (a) Desenho esquemático da panela com as posições dos termopares e (b) resultados das medições de temperaturas. ....	43
Figura 13: (a) Ajuste do modelo aos dados experimentais da parede lateral da panela e (b) do fundo da panela. ....	46
Figura 14: (a) Perfis de temperatura das camadas refratárias da parede lateral e (b) do fundo da panela ao longo do aquecimento. ....	51
Figura 15: (a) Perfis de temperatura das camadas refratárias da parede lateral e (b) do fundo da panela ao final do aquecimento. ....	52
Figura 16: Influência do tempo de aquecimento de uma panela nova na queda de temperatura do aço líquido após o vazamento. ....	53

Figura 17: Influência do aquecimento de 17h:20min e 30 minutos de preparação da panela na queda de temperatura do aço líquido.....	54
Figura 18: Perfis de temperatura do refratário para diferentes posições de medições (a) na parede lateral e (b) no fundo da panela após 7 ciclos operacionais.....	55
Figura 19: Temperatura do aço líquido após os aquecimentos intermediários (2 horas, 3 horas e 8 horas) para diferentes tempos de panela fora do ciclo. ....	58
Figura 20: (a) Perfis de temperatura das camadas refratárias da parede lateral e (b) do fundo da panela após 2 horas de aquecimento: Panela com 30 min fora do ciclo. ....	59
Figura 21: (a) Energia armazenada nos refratários da panela e (b) queda de temperatura do aço após 2 horas de aquecimento: Panela com 30 min fora do ciclo. ....	60
Figura 22: Comparação entre os tempos de aquecimentos intermediários atuais e otimizados para diferentes tempos de panela fora de ciclo. ....	61
Figura 23: Comparação entre as temperaturas do aço líquido obtidas após os aquecimentos intermediários atuais e otimizados. ....	62
Figura 24: Perfis de temperatura das camadas refratárias da parede lateral da panela com isolante durante (a) durante e (b) no final do aquecimento. ....	63
Figura 25 - Influência do tempo de aquecimento de uma panela nova com isolante na queda de temperatura do aço líquido após o vazamento. ....	64
Figura 26: Temperatura do aço líquido no distribuidor após o 1º ciclo para os casos de panela sem isolante e com isolante na parede lateral. ....	66
Figura 27: Perfis de temperatura do refratário para diferentes posições de medições na parede lateral da panela (a) sem isolante e (b) com isolante. ....	66
Figura 28: Condutividade térmica do refratário de trabalho em função da temperatura.	75
Figura 29: Condutividade térmica do refratário permanente 1 em função da temperatura. .....	75
Figura 30: Condutividade térmica do refratário permanente 2 em função da temperatura. .....	76
Figura 31: Condutividade térmica do isolante em função da temperatura. ....	76
Figura 32: Perfis de temperaturas durante o aquecimento da (a) face quente e da (b) carcaça da parede lateral de panelas novas, para os diferentes números de nós na malha. .....	79
Figura 33: Perfis de temperaturas durante o aquecimento da (a) face quente e da (b) carcaça da parede lateral, e da (c) face quente do fundo, para os diferentes intervalos de tempo. ....	81

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1: Detalhe Condições iniciais e condições de contornos das faces internas e externas das panelas para os modelos implementados. ....	36
Tabela 2: Detalhe da malha de resolução do modelo. ....	38
Tabela 3: Equações do modelo discretizadas (diferenças finitas com discretização explícita). ....	40
Tabela 4: Detalhamento das especificações da otimização .....	45
Tabela 5: Parâmetros de transferência de calor determinados pela otimização. ....	48
Tabela 6: Tempos para as etapas do processo consideradas no trabalho .....	49
Tabela 7: Temperaturas estabilizadas obtidas na carcaça e nas posições de 50% dos revestimentos refratários.....	56
Tabela 8: Padrões de aquecimentos de panelas fora do ciclo.....	57
Tabela 9: Comparação entre as temperaturas do aço líquido no distribuidor para panelas submetidas ao aquecimento (18 horas): Panelas novas atual e com isolante. ....	65
Tabela 10: Condutividades térmicas dos materiais utilizadas no modelo. ....	74
Tabela 11: Calor específico dos materiais utilizados no modelo. ....	77
Tabela 12: Densidade dos materiais utilizadas no modelo.....	77
Tabela 13: Emissividade dos materiais utilizadas no modelo. ....	78

## LISTA DE SIGLAS

<b>Símbolo</b>	<b>Significado</b>	<b>Unidade</b>
$T_{i,m}$	Temperatura do nó $i$ no instante atual	K
$T_{i+1,m}$	Temperatura do nó $i+1$ no instante atual	K
$T_{i-1,m}$	Temperatura do nó $i-1$ no instante atual	K
$T_{1,m}$	Temperatura do primeiro nó (face interna) no instante atual	K
$T_{1,m+1}$	Temperatura do primeiro nó (face interna) no instante futuro	K
$T_{2,m}$	Temperatura do segundo nó no instante atual	K
$T_{N,m}$	Temperatura do último nó $n$ (face externa) no instante atual	K
$T_{N,m+1}$	Temperatura do último nó $n$ (face externa) no instante futuro	K
$T_{N-1,m}$	Temperatura do penúltimo $n-1$ nó no instante atual	K
$T_g$	Temperatura do gás de combustão	K
$T_\infty$	Temperatura do ambiente externo	K
$T_{\infty,int}$	Temperatura do ambiente interno da panela na condição de panela vazia	K
$T_{aço}$	Temperatura do aço na condição de panela cheia	K
$\Delta t$	Intervalo de tempo	s
$\Delta r$	Incremento na direção radial da malha	m
$r$	Raio da panela	m
$\Delta x$	Incremento na direção axial da malha	m
$x$	Espessura da camada refratária	m
$k_i(T_{i,m})$	Condutividade térmica do refratário no nó $i$ , como função da temperatura $T_{i,m}$ no instante atual	$\frac{W}{mK}$
$h_\infty$	Coefficiente de transferência de calor por convecção entre o ambiente externo e a carcaça da panela	$\left(\frac{W}{m^2K}\right)$
$h_{\infty,int}$	Coefficiente de transferência de calor por convecção entre o ambiente externo e a face interna da panela (refratário)	$\left(\frac{W}{m^2K}\right)$

$\varepsilon_{rN}$	Emissividade da carcaça da panela	-
$\varepsilon_{r1}$	Emissividade da face interna da panela (refratário)	-
$\varepsilon_g$	Emissividade do gás de combustão	-
$\rho_k$	Densidade do material refratário k	$\left(\frac{kg}{m^3}\right)$
$C_{p_k}(T_{i,m})$	Calor específico do material refratário k, como função da temperatura $T_{i,m}$ no instante atual	$\left(\frac{J}{kgK}\right)$
$x_1, x_2$ e $x_3$	Vértices do simplex Nelder-Mead	-
$\bar{x}$	Centroide do melhor ponto do simplex Nelder-Mead	-
$x_r$	Ponto de reflexão do simplex Nelder-Mead	-
$x_e$	Ponto de expansão do simplex Nelder-Mead	-
$x_c$	Ponto contração exterior do simplex Nelder-Mead	-
$x_{cc}$	Ponto de contração interior do simplex Nelder-Mead	-

## SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.....	16
2	OBJETIVOS.....	18
2.1	OBJETIVO GERAL.....	18
2.2	OBJETIVOS ESPECÍFICOS.....	18
3	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	19
3.1	CICLO DE PRODUÇÃO DO AÇO LÍQUIDO.....	19
3.2	CICLO DAS PANELAS.....	20
3.3	PERDAS TÉRMICAS DO AÇO NAS PANELAS.....	22
3.3.1	PERDAS TÉRMICAS PELA ESCÓRIA.....	22
3.3.2	PERDAS TÉRMICAS PARA OS REFRATÁRIOS DAS PANELAS.....	24
3.4	MÉTODOS NUMÉRICOS.....	26
3.4.1	MÉTODO DAS DIFERENÇAS FINITAS.....	27
3.5	MÉTODO DOS MÍNIMOS QUADRADOS.....	29
3.6	MÉTODO SIMPLEX NELDER-MEAD.....	30
4	MATERIAIS E MÉTODOS.....	33
4.1	MODELAGEM FENOMENOLÓGICA.....	33
4.2	RESOLUÇÃO DO MODELO: DISCRETIZAÇÃO DAS EQUAÇÕES DIFERENCIAIS.....	38
4.3	DETERMINAÇÃO DOS PARÂMETROS DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR.....	43
5	RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	46
5.1	CASO BASE: PARÂMETROS DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR DURANTE O AQUECIMENTO DA PANELA.....	46
5.2	PADRÃO DE AQUECIMENTO DE UMA NOVA PANELA.....	50
5.3	ESTADO TERMICAMENTE ESTÁVEL.....	55
5.4	AQUECIMENTOS INTERMEDIÁRIOS PARA PANELAS FORA DE CICLO.....	57

5.5	EFEITO DO USO DO MATERIAL ISOLANTE NA PAREDE LATERAL DA PANELA .....	62
6	CONCLUSÕES .....	68
7	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	70
8	REFERÊNCIAS .....	71
ANEXO I: PROPRIEDADES TERMOFÍSICAS DOS MATERIAIS REFRAATÁRIOS		
	74	
1	CONDUTIVIDADE TÉRMICA.....	74
2	CALOR ESPECÍFICO E DENSIDADE.....	76
3	DENSIDADE .....	77
4	DENSIDADE .....	77
ANEXO II: ANÁLISE E SELEÇÃO DA QUANTIDADE DE NÓS DA MALHA E DO INTERVALO DE TEMPO .....		79

## 1 INTRODUÇÃO

O Aumento da competitividade das empresas na área siderúrgica está atrelado diretamente a obtenção de produtos com alta qualidade a um menor custo, onde uma cultura de economia energética do processo tem que ser desenvolvida para encontrar o ponto de equilíbrio entre o aumento de produtividade e a melhoria na qualidade do produto a um menor custo.

Neste contexto, a dinâmica de produção do aço em uma aciaria de uma siderúrgica deve ser conduzida através de um menor custo de processamento possível, buscando melhoria contínua na produtividade e melhorias na qualidade do produto com menor consumo energético, sendo este último um dos principais fatores que impactam diretamente no custo de produção.

Segundo Ferreira (2000), o controle da temperatura do aço líquido é de suma importância para atingir os objetivos de aumento de competitividade, visto que, os fatores que afetam o aumento na qualidade de produtos na aciaria (controle da composição química, sua limpeza através da redução de inclusões, controle do sobreaquecimento do aço durante o lingotamento) e a redução do custo de produção (aumento do rendimento metálico e a redução do consumo de energia, refratários, eletrodos e ligas) são diretamente afetados pelo controle da temperatura do aço.

A temperatura do aço líquido depende diretamente das perdas térmicas que ocorrem no período em que o aço está em contato com as panelas de aciaria, durante os ciclos das panelas. Tais perdas térmicas podem ocorrer para o ambiente, através dos mecanismos de radiação e convecção, ou para as camadas refratárias das panelas, através do mecanismo de condução. Segundo Otomani (1983), dependendo do estado térmico das panelas, as perdas para as camadas refratárias podem representar até 80% do total das perdas térmicas.

O ciclo de uma panela da aciaria é dividido em duas etapas. A primeira etapa diz respeito as operações da panela carregada com aço líquido, e compreende os procedimentos de vazamento do aço dos conversores para as panelas, transporte, refino secundário e lingotamento.

A segunda etapa corresponde as operações com a panela vazia, e é composta pelos procedimentos que as panelas são submetidas no intervalo entre o fim do esvaziamento da panela no lingotamento e o próximo vazamento, formado normalmente por

procedimentos de manutenção, transporte, aquecimento das panelas, e espera para o novo vazamento do aço.

A quantificação das perdas térmicas que ocorrem nas duas etapas do ciclo das panelas (tempo de panelas com aço e tempo sem aço) é de extrema importância para a otimização do processo, uma vez que a temperatura do aço líquido deve satisfazer especificações rígidas, visto que diversos problemas de qualidade do aço, tais como trincas, porosidades e segregações podem ser ocasionados pelo descontrole da temperatura do aço líquido ao chegar à máquina de lingotamento contínuo.

Além de grande variabilidade da dinâmica de operação das panelas, os fenômenos térmicos envolvidos nas etapas que compõem os ciclos das panelas apresentam comportamento não-linear. Além disto, na maioria dos trabalhos consultados na literatura, os autores consideram constantes os parâmetros de transferência de calor por convecção que ocorrem durante o processo (Ferreira, 2000; Christ, 2001; Lopes, 2007; Oliveira, 2013), entretanto, esta consideração se faz inconsistente, visto que tais parâmetros variam de acordo com as condições em que se encontram a panela. Desta forma é necessário a obtenção de um modelo fenomenológico transiente que possibilite a análise dos estados térmicos das possíveis situações de operações das panelas.

A proposta deste trabalho tem como objetivo principal a obtenção de uma metodologia para a determinação dos parâmetros de transferências de calor que envolvem o ciclo das panelas de uma aciaria com base nos seus diferentes estados térmicos ao longo do processo, através da minimização da diferença entre os valores obtidos pelo modelo e os dados experimentais.

A partir disto, será possível obter um modelo transiente de previsão de temperatura das panelas (refratários e carcaça), com foco em analisar o estado térmico das panelas em diferentes condições operacionais, proporcionando melhorias nas previsões das taxas de queda temperatura do aço, e conseqüentemente uma otimização do controle de temperatura do aço.

## **2 OBJETIVOS**

### **2.1 OBJETIVO GERAL**

Este trabalho tem como objetivo principal obter um procedimento de otimização para a determinação dos parâmetros de transferências de calor durante o ciclo de uma panela da aciaria, a partir da minimização da diferença entre os dados experimentais e os valores obtidos com um modelo transiente do estado térmico da panela.

### **2.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS**

- Definir um modelo fenomenológico transiente capaz de prever a temperatura da panela ao longo do processo de transporte, refino secundário e lingotamento do aço;
- Implementar uma rotina de otimização capaz de ajustar os dados de processo de panela de uma aciaria ao modelo fenomenológico desenvolvido, através da determinação dos parâmetros de transferência de calor que minimizem a diferença entre as temperaturas medidas e as calculadas pelo modelo;

A partir da implementação do modelo térmico transiente do ciclo das panelas da aciaria no software Matlab<sup>®</sup>, os seguintes objetivos específicos serão abordados:

- Previsão dos perfis de temperatura dos revestimentos refratários ao longo do ciclo de operação das panelas: aquecimento da panela, transporte, refino e lingotamento do aço líquido;
- Análise da obtenção do estado termicamente estável das panelas;
- Análise e otimização dos padrões de aquecimentos para panelas novas e panelas fora do ciclo;

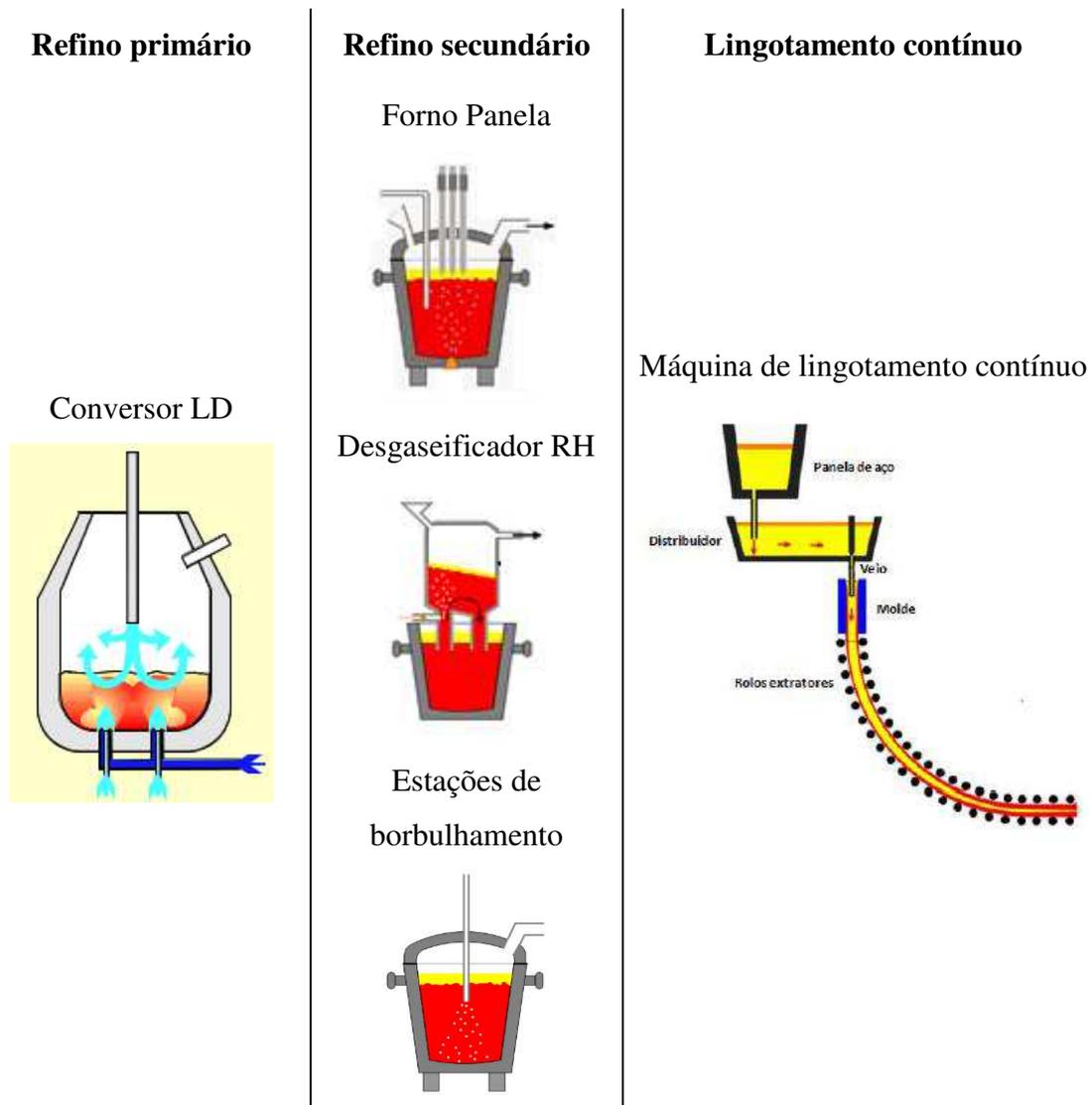
### 3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

#### 3.1 CICLO DE PRODUÇÃO DO AÇO LÍQUIDO

O processo de fabricação do aço líquido inicia-se na redução nos altos forno, onde o minério de ferro e outras matérias primas (sínter, pelotas, etc.) são transformados sob altas temperaturas em ferro-gusa. Posteriormente, inicia-se na aciaria a etapa de conversão do ferro-gusa em aço através da redução do teor de carbono e de outros elementos.

O processo que ocorre na aciaria do tipo LD está dividido em, basicamente, três etapas, o refino primário, refino secundário e o lingotamento contínuo, como pode ser observado na Figura 1.

Figura 1: Etapas do processo de produção do aço em uma aciaria LD.



Na aciaria do tipo LD, o refino primário é realizado no conversor LD, onde são realizadas operações de acerto da composição química do aço sob condições oxidantes a partir do ferro gusa. Nesta etapa, durante a injeção de oxigênio, elementos como carbono, silício, manganês e fósforo são oxidados. Após o fim da injeção de oxigênio, o aço é então transferido para as panelas e segue para o refino secundário.

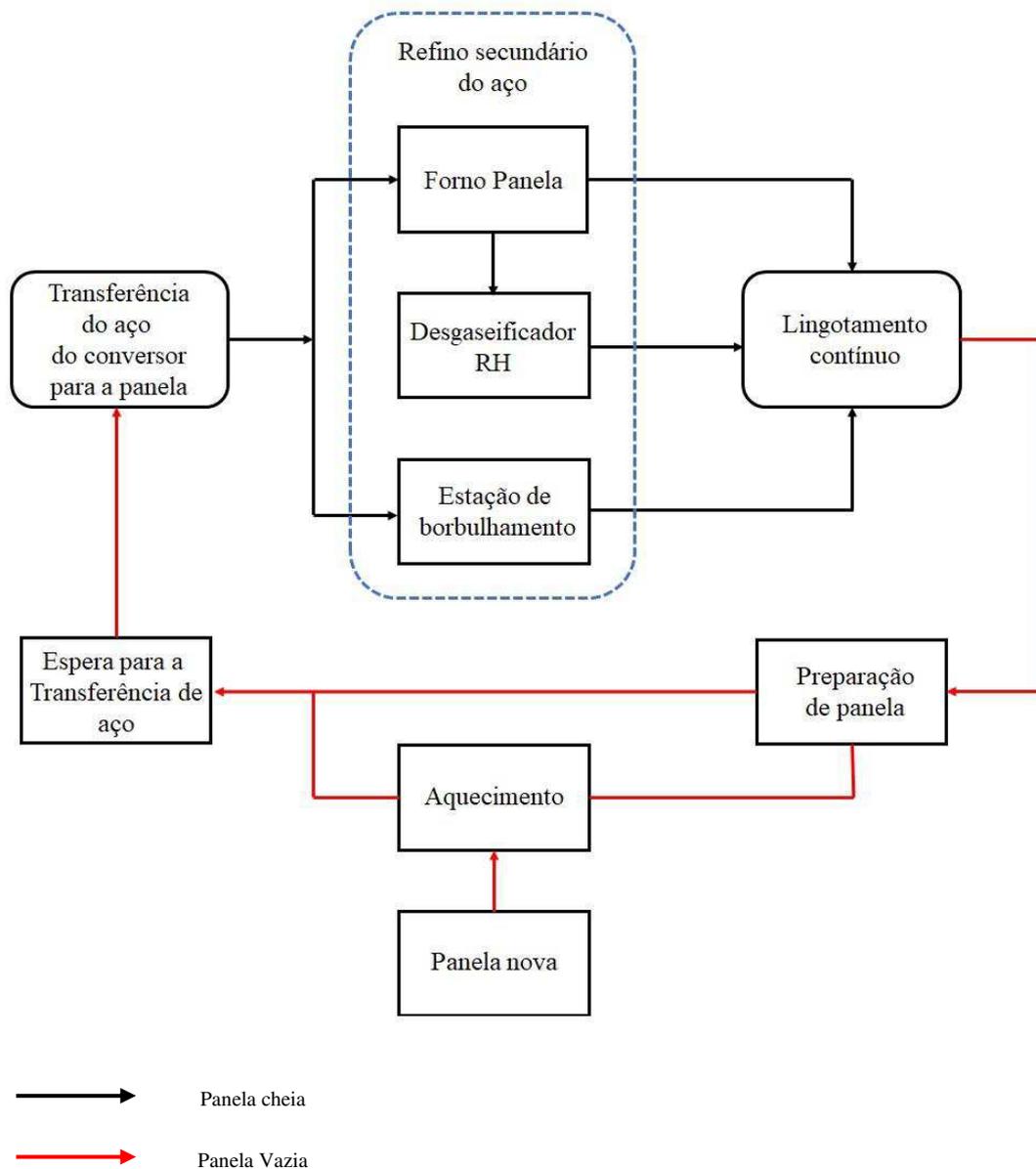
No refino secundário são realizados o acerto da composição do aço líquido sob condições redutoras e o ajuste de temperatura do aço para a etapa de lingotamento contínuo. Dentre os equipamentos utilizados no refino secundário pode-se citar o forno panela, capaz de realizar aquecimento por meio de energia elétrica, o desgaseificador RH, e a estação de borbulhamento de gases inertes. Após as etapas de refino secundário, o aço segue para o lingotamento contínuo.

### **3.2 CICLO DAS PANELAS**

Após o refino primário que ocorre no convertedor LD e a posterior transferência do aço para as panelas, todas as operações de homogeneização, desoxidação, dessulfuração, pequenos ajustes químicos e térmicos são realizados nas panelas, sendo o último um dos grandes motivos para perdas de rendimento e de produtividade na aciaria. Com isto, fica clara a importância do controle da temperatura do aço líquido ao longo do tempo em que ele passa nas panelas.

A temperatura do aço líquido ao longo do processo depende diretamente das perdas térmicas ocorridas nas panelas de aciaria. O ciclo de uma panela da aciaria é composto por uma sequência de operações que pode ser dividido em duas etapas. A primeira diz respeito a trajetória da panela contendo aço líquido transferido dos conversores (tempo com aço) enquanto a segunda etapa diz respeito a trajetória da panela vazia (tempo sem aço). A Figura 2 apresenta a sequência de procedimentos que compõem estas duas etapas.

Figura 2: Ciclo de uma panela em uma aciaria LD.



Com pode ser observado na figura acima, na primeira etapa (intervalo de tempo com aço), antes de chegar as máquinas de lingotamento, após o aço líquido ser totalmente transferido para a panela ele passa pelas estações de tratamento, onde ocorrem o refino secundário do aço. Estes procedimentos de transporte e refino do aço resultam em modificações nas temperaturas do aço ao longo do processo.

O processo de lingotamento contínuo também está compreendido dentro do intervalo de tempo com aço, no qual o aço deve ser mantido no estado líquido até o momento final do lingotamento. A ocorrência de temperaturas muito próximas às temperaturas de

solidificação (temperaturas baixas) poderá proporcionar a solidificação do aço na panela ou no distribuidor, resultando na obstrução dos veios, enquanto que a ocorrência de temperaturas muito altas poderá proporcionar a não solidificação do aço no molde, ou a má formação do lingote, podendo ocorrer o seu rompimento.

Por sua vez, a segunda etapa compreende ao fluxo em que a panela está vazia (intervalo de tempo sem aço), que consiste no intervalo entre o fim do esvaziamento da panela no lingotamento e o próximo vazamento. Esta etapa é formada normalmente pelos procedimentos de manutenção, transporte e aquecimento das panelas e espera para vazamento.

Desta forma, o controle da temperatura do aço ao longo das etapas que compreendem o ciclo das panelas em uma aciaria é de suma importância, para obter um bom resultado nos processos de solidificação que ocorrem no lingotamento contínuo, evitando paradas de equipamentos ou acidentes na área.

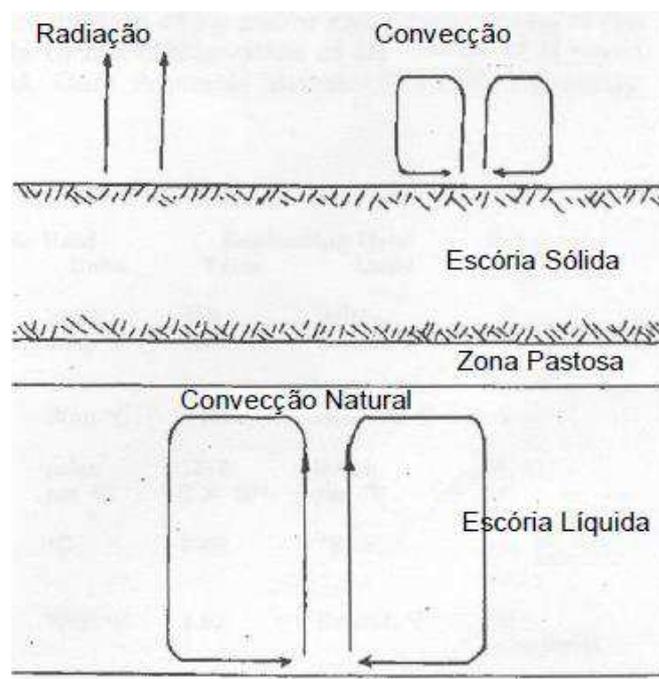
### **3.3 PERDAS TÉRMICAS DO AÇO NAS PANELAS**

A quantificação das perdas térmicas que ocorrem durante o ciclo das panelas na aciaria é de extrema importância para o melhor controle da temperatura do aço. As duas principais fontes de perdas térmicas do aço durante os ciclos das panelas são as perdas pela escória e as perdas para as camadas refratárias.

#### **3.3.1 PERDAS TÉRMICAS PELA ESCÓRIA**

A escória fornece uma camada isolante na superfície do aço líquido, diminuindo as perdas por radiação e convecção direta a partir do aço. Após a transferência do aço para a panela, uma camada de escória líquida é formada na parte superior do metal, tendo sua parte superior solidificada à medida que o calor é transferido da escória para a atmosfera, visto que a taxa de transferência de calor no topo da escória para a atmosfera é maior que a taxa de transferência de calor do aço para a escória. Este processo, apresentado na Figura 3, continua até que o estado estacionário seja atingido (Omotani *et al.*, 1983).

Figura 3: Processo de transferência de calor através da escória. Fonte: Omotani et al (1983).



Este calor que é conduzido através da camada de escória e posteriormente perdido por radiação e convecção para o ambiente, caracteriza as perdas térmicas pela escória. Tais perdas podem ser influenciadas por diversos fatores inerentes ao processo, como a geometria das placas, emissividades, temperatura da escória, propriedades térmicas dos refratários. Os trabalhos desenvolvidos por Szekely e Lee (1968) e Szekely e Evans (1969), caracterizaram as perdas térmicas pela escória como função de tais parâmetros do processo através de um modelo matemático.

Outro fator que influencia as perdas térmicas é a espessura da camada de escória. Através de um modelo matemático unidimensional transiente, Mundim et al (1986) estudaram o efeito da espessura da escória nas perdas térmicas do aço líquido. Os autores concluíram que a espessura da camada de escória afeta decisivamente as perdas térmicas pela superfície do metal, de modo que uma espessura de 50 mm seria suficiente para reduzir as perdas em aproximadamente 50%. Por sua vez uma espessura de 100 mm resultaria em uma redução de aproximadamente 80% das perdas térmicas.

Tetrault *et al* (2004) também concluíram que a espessura da camada da escória influencia nas perdas térmicas do aço. Através de modelo termofluidodinâmico de um ciclo produtivo, os autores compararam um caso com uma camada fina de escória e outro

com uma camada espessa. Verificou-se que as taxas de queda de temperatura do aço para ambos os casos são iguais nos primeiros dez minutos de processo, porém diminui para o caso com escória mais espessa após este período.

Segundo Gupta *et al.* (2004), quando se trabalha com camadas mais espessas de escória, a perda de calor através do topo é mínima, e a temperatura média do aço líquido não cai significativamente. Entretanto, uma camada muito fina de escória resulta em uma grande perda de calor e conseqüentemente, uma queda da temperatura maior.

### **3.3.2 PERDAS TÉRMICAS PARA OS REFRAATÁRIOS DAS PANEAS**

Os materiais refratários que compõem as camadas das panelas possuem alta capacidade de retenção de calor decorrente dos valores elevados de calor específico e densidade. Por este motivo, as perdas para as camadas refratárias podem chegar até 80% das perdas térmicas totais do aço, visto que para atingir o equilíbrio térmico entre o aço líquido e as camadas refratárias se faz necessário uma alta taxa de troca de calor. Esta conclusão foi apresentada em Omotani et al (1983).

O estudo do estado térmico das panelas diz respeito a analisar e quantificar a quantidade de energia contida nos refratários ao longo do processo, que de acordo com Tomazin et al (1986) é definida pelo produto entre o calor específico do material e sua massa.

Durante o período em que a panela está em contato com o aço, ocorre uma diminuição nas taxas de perdas térmicas. Após uma quantidade sucessiva de ciclos, as taxas de perdas assumem um comportamento próximo ao estacionário, onde o perfil de temperatura no interior dos refratários praticamente se repetirá nos próximos ciclos da panela.

Este estado caracteriza o estado térmico dinamicamente permanente ou dinamicamente estável, e representa o estado no qual ocorre a estabilidade das perdas térmicas do aço líquido para a panela nas diferentes etapas do processo. A condição de ocorrência deste estado depende das dimensões da panela, da quantidade de aço e, principalmente, dos tempos dos ciclos.

Para encontrar um melhor estado térmico para a panela, Ferreira *et al.* (2002) sugeriram avaliar o índice de encharque dos refratários através do cálculo da quantidade de energia armazenada nas camadas refratárias e converter esta energia armazenada em

um decréscimo na temperatura do aço líquido conforme Equação 1. Eles concluíram que quanto maior for a energia armazenada, melhor será o estado térmico da panela e, conseqüentemente, menor será a queda de temperatura do aço líquido.

$$\Delta T_{aço} = \frac{\sum_i^n (m_i C_{P_i} \Delta T_i)}{m_{aço} C_{P_{aço}}} \quad (1)$$

Onde,

$\Delta T_{aço}$  = Variação de temperatura do aço (K);

$\Delta T_i$  = Diferença de temperatura entre a camada refratária do nó i e a temperatura inicial (K);

$n$  = Número total de posições da camada refratária e da carcaça da panela (nós da malha);

$m_i$  = Massa da camada refratária no nó i (Kg);

$C_{P_i}$  = Calor específico do refratário no nó i  $\left(\frac{J}{Kg.K}\right)$ ;

$m_{aço}$  = Massa do aço líquido (Kg);

$C_{P_{aço}}$  = Calor específico do aço líquido  $\left(\frac{J}{Kg.K}\right)$

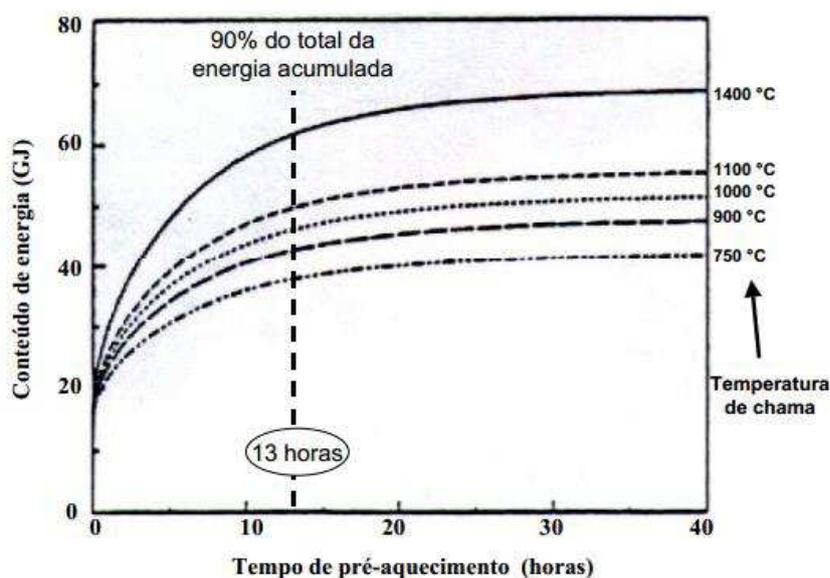
Em Austin et al (1972), os autores concluíram que o índice de encharque das panelas depende diretamente do tempo de aquecimento e muito pouco do fluxo de calor fornecido pela chama do aquecedor, visto que o tempo de pré-aquecimento necessário para o refratário atingir 90% de sua energia térmica total é de 13 horas, enquanto um nível de 95% de energia total é obtido em 18 horas de pré-aquecimento.

Neste estudo, concluíram, ainda, que uma panela que entra no ciclo pouco aquecida demora mais tempo para atingir o estado térmico estável (equilíbrio). Os autores também analisaram a influência da temperatura da chama no pré-aquecimento de uma panela nova sobre a quantidade de energia armazenada nas camadas refratárias. Através de um modelo matemático, concluíram que nas 13 horas de aquecimento suficiente para atingir 90% do total de energia referente ao estado termicamente permanente, acumula-se mais energia

nas camadas refratárias com o aumento da temperatura de chama, como pode ser observado na Figura 4.

Figura 4: Variação do conteúdo de energia nas camadas refratárias em função do tempo de pré-aquecimento e da temperatura da chama. Fonte: Rodrigues 2014.

Adaptado: Austin, 1992.



### 3.4 MÉTODOS NUMÉRICOS

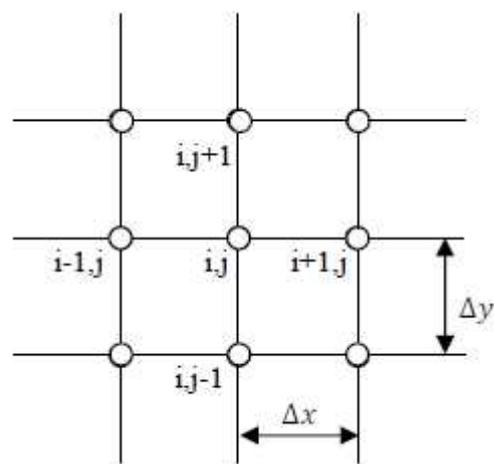
Além das soluções analíticas, as soluções dos problemas que envolvem equações diferenciais mais complexas podem ser obtidas a partir da utilização de determinados métodos numéricos. Dentre os métodos numéricos que podem ser utilizados para a obtenção aproximada da solução de equações diferenciais, destacam-se: o método de diferenças finitas, o método de elementos finitos, o método dos elementos de contorno e o método dos volumes finitos.

Com o objetivo de reduzir um problema contínuo que apresenta um número infinito de variáveis, em um problema discreto com um número finito de variáveis, é aplicado o processo de discretização das equações (FRANCO, 2006). Desta forma, a primeira etapa da resolução de um problema utilizando métodos numéricos é discretizar a região em

questão, definindo uma malha, que é um conjunto finito de pontos pertencentes ao domínio, chamados nós da malha.

De acordo com a discretização, a malha pode ser unidimensional, bidimensional e tridimensional. A Figura 5 apresenta a representação de uma malha cartesiana ortogonal uniforme para um problema bidimensional, onde os pontos  $(x_i, y_i)$  são representado na malha por  $(i, j)$  e os vizinhos a esses pontos são representados por  $(i \pm 1, j \pm 1)$ .

Figura 5: Malha computacional bidimensional.



### 3.4.1 MÉTODO DAS DIFERENÇAS FINITAS

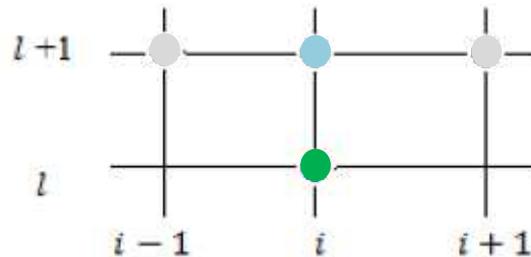
O método de diferenças finitas consiste na discretização do domínio e na substituição das derivadas presentes na equação diferencial por aproximações, utilizando apenas os valores numéricos da função. Desta forma, através da substituição das derivadas por diferenças, é possível transformar a equação diferencial em um sistema de equações algébricas.

As aproximações de diferenças finitas podem ser obtidas de várias formas, sendo as mais comuns a expansão em série de Taylor e a interpolação polinomial. Após a utilização destas metodologias, é possível obter as equações diferenciais nas suas formas de equações de diferenças finitas nas formas implícita ou explícita.

A Figura 6 apresenta a representação da malha computacional para a discretização por diferenças finitas na forma implícita. Neste método, conhecendo o valor de um ponto

$u(i, t)$  pode-se encontrar uma expressão para determinar os valores dos pontos  $u(i - 1, t - 1)$ ,  $u(i, t + 1)$  e  $u(i + 1, t + 1)$ .

Figura 6: Malha computacional para a discretização por diferenças finitas na forma implícita.



- Ponto da grade envolvido na diferença no tempo
- Ponto da grade envolvido na diferença no espaço
- Ponto da grade envolvido na diferença no tempo e espaço

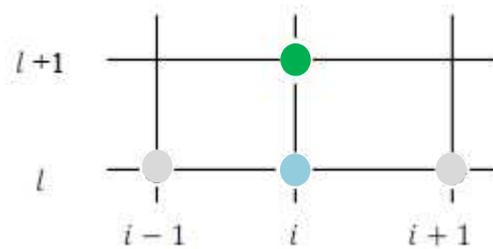
As equações discretizadas por diferenças finitas na forma implícita apresentam na maioria dos casos muitas incógnitas, não podendo ser resolvidas por uma reorganização simples. Desta forma, tais equações e suas condições de contorno são agrupados em um conjunto de equações lineares algébricas com o mesmo número de incógnitas, tendo sua solução através de um conjunto de equações simultâneas em cada ponto de tempo (Chapa & Canale, 2008)

Já no método de discretização na forma explícita, os pontos nodais desconhecidos para o novo instante de tempo ( $u(i, t + 1)$ ) são determinados exclusivamente por pontos nodais conhecidos no instante de tempo anterior ( $u(i - 1, t)$ ,  $u(i, t)$  e  $u(i + 1, t)$ ).

Com isto, uma vez que os pontos em cada um dos nós interiores são conhecidos em no instante  $t = 0$  (condições iniciais), os cálculos começam em  $t = \Delta t$ , e a equação discretizada é utilizada em cada nó interior para determinar os pontos nos tempos seguintes, tendo assim a distribuição dos valores transientes dos pontos, avançando no tempo em intervalos de  $\Delta t$ . Por este motivo, os cálculos dos pontos desconhecidos são

diretos. A Figura 7 apresenta a representação da malha computacional para a discretização por diferenças finitas na forma explícita.

Figura 7: Malha computacional para a discretização por diferenças finitas na forma explícita.



- Ponto da grade envolvido na diferença no tempo
- Ponto da grade envolvido na diferença no espaço
- Ponto da grade envolvido na diferença no tempo e espaço

### 3.5 MÉTODO DOS MÍNIMOS QUADRADOS

O ajuste de curvas e estimativa de seus parâmetros são importantes etapas dos estudos experimentais e estatísticos da engenharia. Segundo Chapra (2012), as abordagens gerais para ajustes de curvas seguem duas linhas, que se distinguem através da quantidade de erro associada aos dados.

Dado um conjunto de dados que são conhecidos e valores discretos precisos, uma primeira abordagem básica é ajustar uma curva ou uma série de curvas que passam diretamente através de cada um dos pontos. Tais dados geralmente se originam de tabelas, como por exemplo valores para os calores específicos de componentes como função da temperatura. Uma técnica conhecida para a resolução por esta abordagem é a interpolação.

Uma segunda abordagem, onde os dados apresentam um grau significativo de "dispersão", a estratégia é obter uma única curva que representa a tendência geral dos dados, ou seja, a curva é projetada para seguir o padrão dos pontos tomados como um grupo. Uma abordagem dessa natureza é chamada de mínimos quadrados.

O método dos mínimos quadrados é uma técnica de otimização matemática que busca determinar numericamente um vetor  $x$  que minimize a diferença entre um conjunto de dados e um determinado modelo matemático, a partir da seguinte expressão:

$$f_{obj_k}(x) = \sum_{m=1}^n (f_m(x))^2 \quad (2)$$

Onde a função  $f_{obj_k}(x)$  representa o erro total do ajuste a ser feito (resíduos), ou seja:

$$f_{obj_k}(x) = \sum_{m=1}^n (e_m)^2 = \sum_{m=1}^n (y_m^{exp} - y_m^{modelo}(x))^2 \quad (3)$$

Onde:

$y_m^{exp}$  são os dados experimentais;

$y_m^{modelo}(x)$  são os resultados obtidos pelo modelo proposto (ou tipo de curva) como função do parâmetro  $x$ .

Para o caso de funções não lineares, o ajuste pelo método dos mínimos quadrados não é obtido de forma simples, sendo necessária a utilização de algoritmos iterativos. A partir de um vetor inicial,  $x_0$ , com a utilização de um algoritmo de otimização, o método produz uma série de vetores  $x_1, x_2, \dots, x_q$ , que devem convergir para um vetor  $x_{opt}$  que minimize a função objetivo.

Vale salientar que o resultado obtido na maioria dos algoritmos de otimização utilizados depende dos valores das estimativas iniciais (vetor  $x_0$ ), devido ao fato da função representada pela Equação 3 poder apresentar diversos mínimos locais. Além disto, costuma-se utilizar um número de pontos superior ao número de parâmetros desconhecidos do modelo matemático para reduzir-se a influência dos erros presentes nos valores da variável avaliada.

### 3.6 MÉTODO SIMPLEX NELDER-MEAD

O método Simplex *Nelder-Mead*, proposto em 1965 por John Nelder e Roger Mead, é um método numérico de busca direta amplamente utilizado para encontrar o mínimo ou o máximo de uma função objetivo em um espaço multidimensional, sendo aplicado em

problemas de engenharia não-lineares, para os quais as derivadas não podem ser determinadas facilmente.

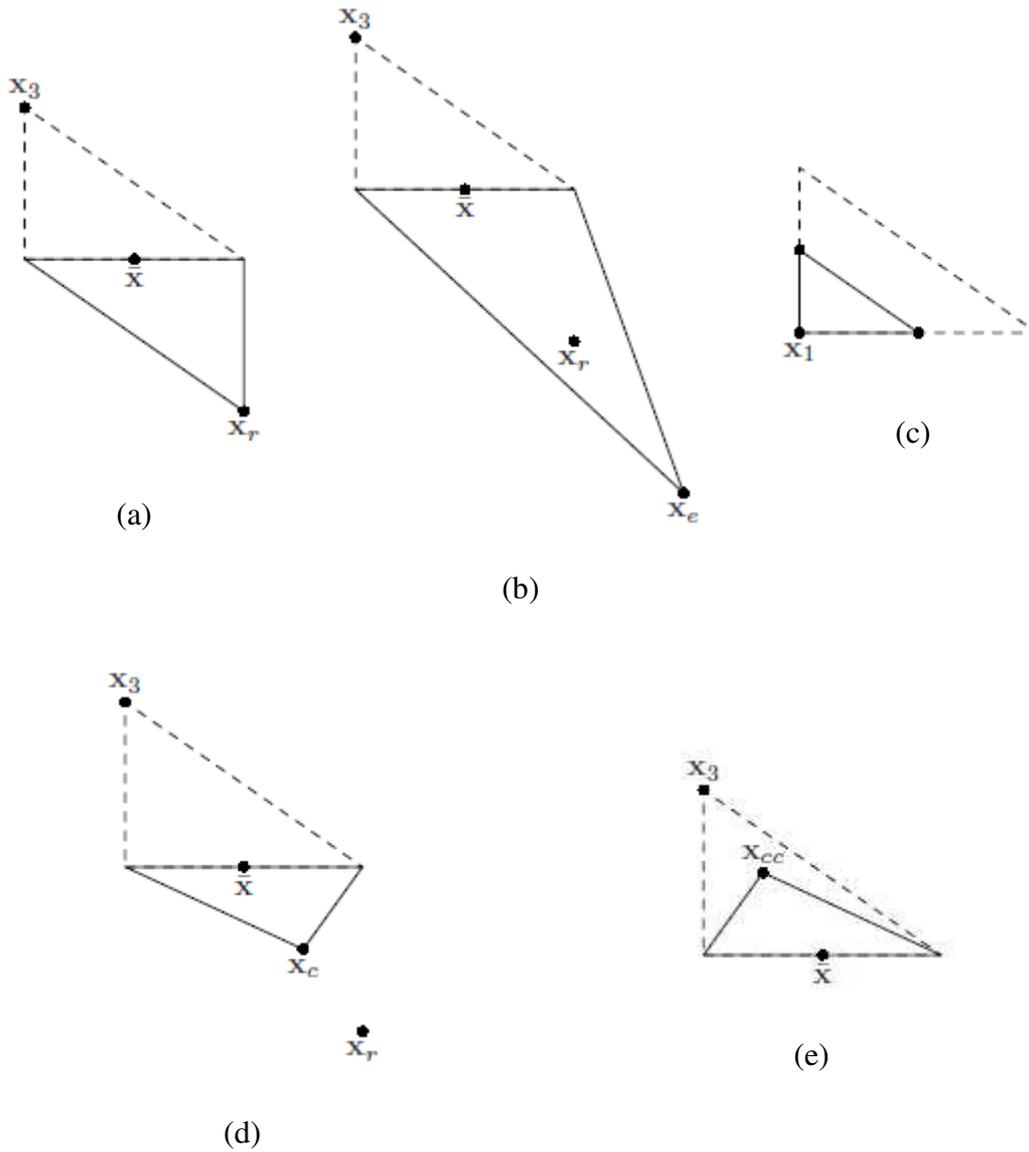
Este método baseia-se em um conceito simplex, que é a generalização de um triângulo ou tetraedro para um número arbitrário de dimensões, com  $k+1$  vértices. Através de um simplex de  $k+1$  vértices ordenados a cada iteração pelo valor da função, o método avalia o valor da função objetivo em um número de pontos finitos por iteração e decide qual ação tomar sem usar informações de forma implícita ou explícita da derivada.

As iterações do algoritmo de *Nelder-Mead* se iniciam com um conjunto de pontos, os vértices do simplex, que representam possíveis soluções do valor máximo da função. Em cada iteração do algoritmo tem-se como objetivo mudar a forma e o tamanho do simplex, através da identificação de um candidato para substituir o pior ponto do conjunto.

Sendo o vértice  $x_{best}$  o que apresenta o maior valor da função objetiva,  $x_{worst}$  o pior vértice, e o segundo pior vértice do simplex como  $x_{bad}$ , é possível definir a melhor face como aquela oposta ao vértice  $x_{worst}$ , que é o hiperplano que contém os outros pontos e seu centróide é a média de todos os outros vértice (ponto  $c$ ). Após isto, é feita a substituição do pior vértice por um melhor, delimitando o movimento do novo vértice sempre em direção de melhores alternativas.

A partir das iterações, são disponíveis cinco formas de deslocamento pelos pontos: reflexão, expansão, contração interna ao simplex, contração externa ao simplex e encolhimento do simplex. A Figura 8 apresenta as cinco possíveis transformações do simplex, de acordo com *Lagarias et al* (1998), onde o simplex original é apresentado pela linha tracejada,  $x_1$  e  $x_3$  são vértices do simplex,  $\bar{x}$  representa o centróide do melhor ponto,  $x_r$  é o ponto de reflexão,  $x_e$  é o ponto de expansão,  $x_c$  é o ponto contração exterior,  $x_{cc}$  é o ponto de contração interior.

Figura 8: Simplex Nelder-Mead após os passos de (a) reflexão, (b) expansão, (c) encolhimento, (d) contração externa e (e) contração externa. Fonte: Lagarias et al (1998).



## 4 MATERIAIS E MÉTODOS

O presente trabalho foi realizado com a utilização do software Matlab<sup>®</sup>, o qual serviu como ferramenta computacional na modelagem e simulação do processo.

### 4.1 MODELAGEM FENOMENOLÓGICA

O modelo matemático de processo que ocorre ao longo do ciclo das panelas contempla vários fenômenos de transferência de calor. Neste sentido, modelos transientes foram implementados para simular o comportamento térmico de uma panela na aciaria quando submetida aos seguintes processos:

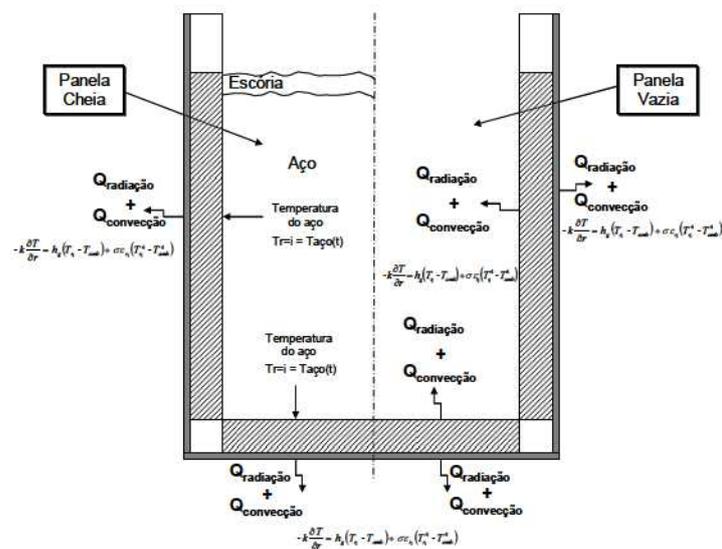
- Aquecimento das panelas novas ou panelas fora do ciclo;
- Panelas com aço, contemplando os seguintes procedimentos: Transferência (vazamento) do aço, refino secundário e transporte;
- Panelas no lingotamento;
- Panelas vazias, contemplando os seguintes procedimentos: preparação, remoção de escória, manutenção, transporte;

Na implementação do modelo matemático, foram feitas as seguintes considerações:

- A panela de aço foi considerada cilíndrica;
- Não foram consideradas no modelo as regiões de interseção do fundo da panela com a lateral e a região da borda livre. A região considerada no modelo para cálculo da energia armazenada está representada pela área hachurada na Figura 9;
- A espessura do refratário foi considerada constante ao longo da parede refratária da panela, desconsiderando desta forma as diferenças previstas no projeto do revestimento, os desgastes dos refratários ao longo do tempo e quaisquer imperfeições de montagem;
- Foi desconsiderada a influência de escória e/ou cascão aderidos na parede do refratário;
- Foi considerado fluxo de calor unidimensional, considerando a variação de temperatura como uma função do raio e do tempo para a parede lateral (coordenadas cilíndricas) e como função da espessura e do tempo para o fundo da panela (coordenadas retangulares);

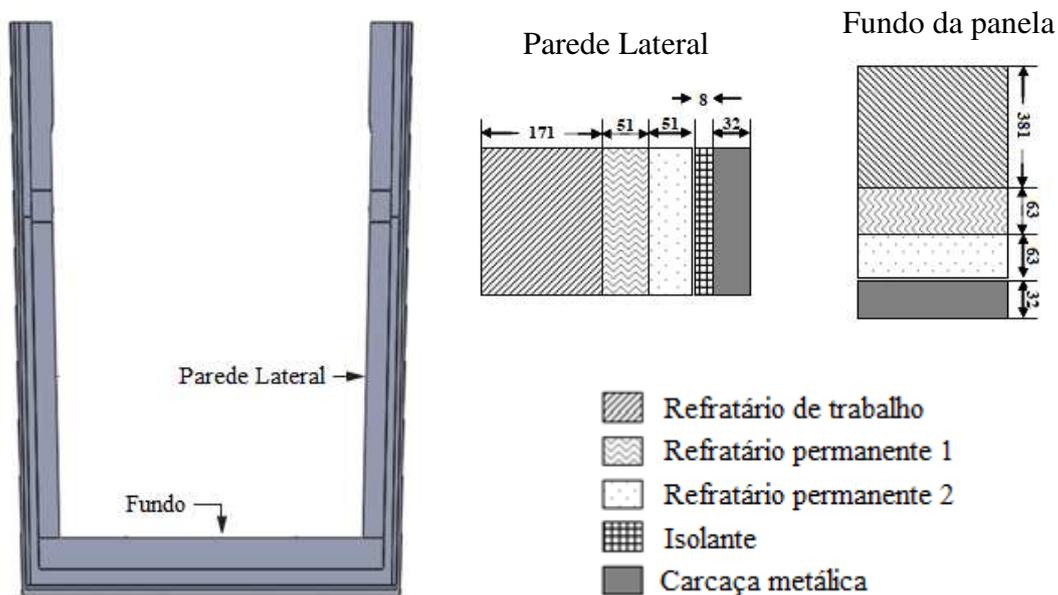
- Foi considerado contato perfeito entre as camadas refratárias, desprezando todas as resistências relacionadas;
- A condutividade térmica dos materiais refratários foi avaliada em função da temperatura.

Figura 9: Região considerada no modelo e fenômenos envolvidos. Fonte: Lopes 2007.



A figura 10 apresenta a configuração das painelas da aciaria considerada neste trabalho. No modelo, para o cálculo da energia armazenado nas paredes laterais foram considerados os refratários de trabalho, permanente 1, permanente 2, isolante e carcaça, enquanto para o fundo da painela foram considerados os refratários de trabalho, permanente 1, permanente 2 e carcaça. Os parâmetros referentes aos materiais encontram-se no anexo I.

Figura 10: Desenho esquemático de uma panela de aciaria com os refratários considerados no modelo.



Os modelos implementados para simular o comportamento térmico das paredes laterais das panelas através da condução unidimensional de calor em regime transiente sem geração interna de calor em coordenadas cilíndricas são descritos através da equação diferencial abaixo:

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) \quad (4)$$

Por sua vez, os modelos implementados para o comportamento térmico do fundo das panelas através da utilização de coordenadas retangulares são descritos pela utilização da seguinte equação diferencial:

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left( k \frac{\partial T}{\partial x} \right) \quad (5)$$

A Tabela 1 que apresenta as condições de contorno das faces externas (carcaça das panelas), as condições de contornos das faces internas das panelas e as condições iniciais utilizadas nos modelos implementados. Vale salientar que as condições de contorno das faces externas (carcaça das panelas) foram consideradas iguais para todos os modelos.

Tabela 1: Detalhe Condições iniciais e condições de contornos das faces internas e externas das painéis para os modelos implementados.

Modelo	Condição inicial	Condições de contorno
<b>Carcaça das painéis</b>	• Painéis novos: Em $t=0$ , $T$ = temperatura ambiente;	<b>CC1:</b>
	Painéis fora do ciclo: Em $t=0$ , $T$ = perfil de temperatura da etapa anterior.	Convecção natural e radiação entre o ambiente e a carcaça da painél: $-k \frac{\partial T}{\partial r} = h_{\infty}(T_{r_N} - T_{\infty}) + \sigma \varepsilon_{r_N}(T_{r_N}^4 - T_{\infty}^4) \quad (6)$
<b>Aquecimento de painéis novos ou fora do ciclo</b>	• Painéis novos: Em $t=0$ , $T$ = temperatura ambiente;	<b>CC2:</b>
	Painéis fora do ciclo: Em $t=0$ , $T$ = perfil de temperatura da etapa final de resfriamento após o lingotamento.	Convecção natural e radiação entre os gases da combustão e as paredes internas: $-k \frac{\partial T}{\partial r} = h_g(T_{r_i} - T_g) + \sigma \varepsilon_g(T_{r_i}^4 - T_g^4) \quad (7)$

<b>Panelas com aço</b> (Panela cheia)	T = Perfil de temperatura da etapa anterior (aquecimento)	<p style="text-align: center;"><b>CC3:</b></p> <p>Temperatura da interface metal-refratário igual a temperatura do aço na condição de panela cheia:</p> $T_{r_i} = T_{aço} \quad (8)$
<b>Panelas no lingotamento</b>	T = Perfil de temperatura da etapa anterior (aquecimento)	<p style="text-align: center;"><b>CC4:</b></p> <p>Combinação linear entre a temperatura do aço na condição de panela cheia (<math>T_{aço}</math>) e convecção natural e radiação entre o ambiente e a face interna da panela. A cada intervalo de tempo a temperatura é calculada aplicando a equação (6), onde o <math>x_1</math> é um fator com peso linearmente decrescente e <math>x_2</math> um fator com peso linearmente crescente:</p> $-k \frac{\partial T}{\partial r} = x_1(T_{aço}) + x_2 \left( h_{\infty}(T_{r_N} - T_{\infty}) + \sigma \varepsilon_{r_i}(T_N^4 - T_{\infty}^4) \right) \quad (9)$
<b>Panelas vazia</b>	T = Perfil de temperatura da etapa anterior (aquecimento)	<p style="text-align: center;"><b>CC5:</b></p> <p>Convecção natural e radiação entre o ambiente interno e as paredes internas da panela:</p> $-k \frac{\partial T}{\partial r} = h_{\infty}(T_{r_i} - T_{\infty}) + \sigma \varepsilon_{r_i}(T_{r_i}^4 - T_{\infty}^4) \quad (10)$

## 4.2 RESOLUÇÃO DO MODELO: DISCRETIZAÇÃO DAS EQUAÇÕES DIFERENCIAIS

Para a resolução do modelo matemático descrito pelas equações diferenciais apresentadas anteriormente, foi utilizado o método de diferenças finitas com discretização explícita. A seleção deste método foi feita levando em consideração a praticidade e agilidade que este método possui para gerar respostas, sem comprometer a acurácia dos resultados, uma vez que a utilização da discretização por diferenças finitas na forma implícita fornece equações, na maioria dos casos, muitas incógnitas, não podendo ser resolvidas por uma reorganização simples e rápida.

A Tabela 2 apresenta os dados da malha de resolução do modelo, enquanto na Tabela 3 são apresentadas as equações discretizadas para os nós internos, faces internas e faces externas, considerando os modelos de aquecimento da panela, panela cheia, panela no lingotamento e panela vazia. O detalhamento dos critérios de avaliação e seleção da malha de resolução são apresentados no Anexo II.

Tabela 2: Detalhe da malha de resolução do modelo.

<b>Parâmetro</b>	<b>Valor</b>	<b>Unidade</b>
Número de linhas da matriz (nós da malha), $i$	20	-
Intervalo de tempo, $\Delta t$ ,	1	s
Número de colunas da matriz, $j$	$\frac{\text{tempo}_{\text{procedimento}}}{\Delta t}$	-
Incremento na direção radial, $\Delta r$	$\frac{r}{i}$	m
Incremento na direção do fundo, $\Delta x$	$\frac{LF}{i}$	m

Onde  $r$  é o raio da panela, e  $LF$  é a largura do fundo da panela, que é resultado da soma das larguras dos refratários e da carcaça. Através da tabela 2, é possível observar

que os números de colunas das matrizes variam de acordo com a etapa do ciclo da panela, visto que são funções dos tempos de cada etapa do ciclo da panela (aquecimento, preparação e trânsito, lingotamento e corrida da panela).

Tabela 3: Equações do modelo discretizadas (diferenças finitas com discretização explícita).

Nós internos (Aquecimento, panela cheia, panela no lingotamento e panela vazia)	
Parede lateral	$T_{i,m+1} = T_{i,m} + \frac{\Delta t}{\rho C_p r \Delta r} \left[ \frac{k_i r}{\Delta r} (T_{i+1,m} - T_{i,m}) + \frac{k_i}{2} (T_{i+1,m} - T_{i,m}) + \frac{k_i r}{\Delta r} (T_{i-1,m} - T_{i,m}) + \frac{k_i}{2} (T_{i-1,m} - T_{i,m}) \right] \quad (11)$
Fundo da panela	$T_{i,m+1} = T_{i,m} + \frac{\Delta t}{\rho C_p \Delta x^2} [k_i (T_{i+1,m} - T_{i,m}) + k_i (T_{i-1,m} - T_{i,m})] \quad (12)$
Face externa (Aquecimento, panela cheia, panela no lingotamento e panela vazia)	
Parede lateral	$T_{N,m+1} = T_{N,m} + \frac{2\Delta t}{\rho C_p \Delta r} \left[ \frac{k_i}{\Delta r} (T_{N-1,m} - T_{N,m}) + \frac{k_i}{2r} (T_{N,m} - T_{N-1,m}) + h_\infty (T_\infty - T_{N,m}) + \sigma \varepsilon_{rN} (T_\infty^4 - T_{N,m}^4) \right] \quad (13)$
Fundo da panela	$T_{N,m+1} = T_{N,m} + \frac{2\Delta t}{\rho C_p \Delta x} \left[ \frac{k_i}{\Delta x} (T_{N-1,m} - T_{N,m}) + h_\infty (T_\infty - T_{N,m}) + \sigma \varepsilon_{rN} (T_\infty^4 - T_{N,m}^4) \right] \quad (14)$
Face interna (Aquecimento)	
Parede lateral	$T_{1,m+1} = T_{1,m} + \frac{2\Delta t}{\rho C_p \Delta r} \left[ \frac{k_i}{\Delta r} (T_{2,m} - T_{1,m}) + \frac{k_i}{2r} (T_{2,m} - T_{1,m}) + h_g (T_g - T_{1,m}) + \sigma \varepsilon_g (T_g^4 - T_{1,m}^4) \right] \quad (15)$
Fundo da panela	$T_{1,m+1} = T_{1,m} + \frac{2\Delta t}{\rho C_p \Delta x} \left[ \frac{k_i}{\Delta x} (T_{2,m} - T_{1,m}) + h_g (T_g - T_{1,m}) + \sigma \varepsilon_g (T_g^4 - T_{1,m}^4) \right] \quad (16)$

---

Face interna (Panela cheia)

---

Parede lateral e fundo da panela      Temperatura da interface aço-refratário igual a temperatura do aço líquido na condição de panela cheia. (17)

---

Face interna (Panela no lingotamento)

---

Parede lateral 
$$T_{1,m+1} = T_{1,m} + \frac{2\Delta t}{\rho C_p \Delta r} \left[ \frac{k_i}{\Delta r} (T_{2,m} - T_{1,m}) + \frac{k_i}{2r} (T_{2,m} - T_{1,m}) + h_{\infty int} (T_{\infty int} - T_{1,m}) + \sigma \varepsilon_{r1} (T_{\infty int}^4 - T_{1,m}^4) \right] \quad (18)$$

Fundo da panela 
$$T_{1,m+1} = T_{1,m} + \frac{2\Delta t}{\rho C_p \Delta x} \left[ \frac{k_i}{\Delta x} (T_{2,m} - T_{1,m}) + h_{\infty int} (T_{\infty int} - T_{1,m}) + \sigma \varepsilon_{r1} (T_{\infty int}^4 - T_{1,m}^4) \right] \quad (19)$$

---

Face interna (Panela vazia)

---

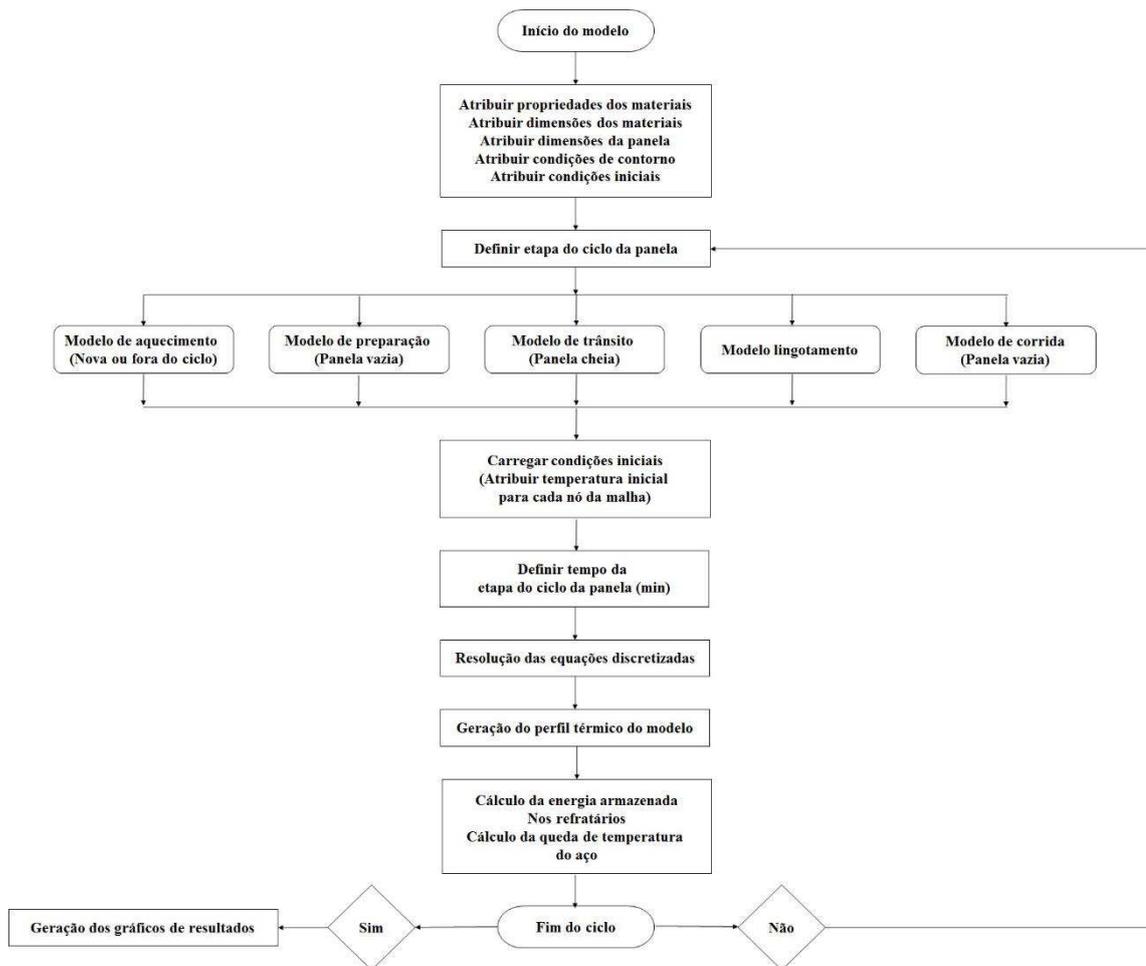
Parede lateral 
$$T_{1,m+1} = T_{1,m} + \frac{2\Delta t}{\rho C_p \Delta r} \left[ \frac{k_i}{\Delta r} (T_{2,m} - T_{1,m}) + \frac{k_i}{2r} (T_{2,m} - T_{1,m}) + h_{\infty int} (T_{\infty int} - T_{1,m}) + \sigma \varepsilon_{r1} (T_{\infty int}^4 - T_{1,m}^4) \right] \quad (20)$$

Fundo da panela 
$$T_{1,m+1} = T_{1,m} + \frac{2\Delta t}{\rho C_p \Delta x} \left[ \frac{k_i}{\Delta x} (T_{2,m} - T_{1,m}) + h_{\infty int} (T_{\infty int} - T_{1,m}) + \sigma \varepsilon_{r1} (T_{\infty int}^4 - T_{1,m}^4) \right] \quad (21)$$

---

Desta forma, as equações apresentadas na Tabela 2 foram implementadas no ambiente de programação Matlab<sup>®</sup>. A partir de condições iniciais de temperaturas, as equações discretizadas são resolvidas a cada intervalo de tempo  $\Delta t$ , com as temperaturas do intervalo de tempo posterior sendo calculadas e atualizadas. A Figura 11 apresenta o fluxograma do algoritmo implementado no Matlab<sup>®</sup>.

Figura 11: Algoritmo de resolução do modelo.

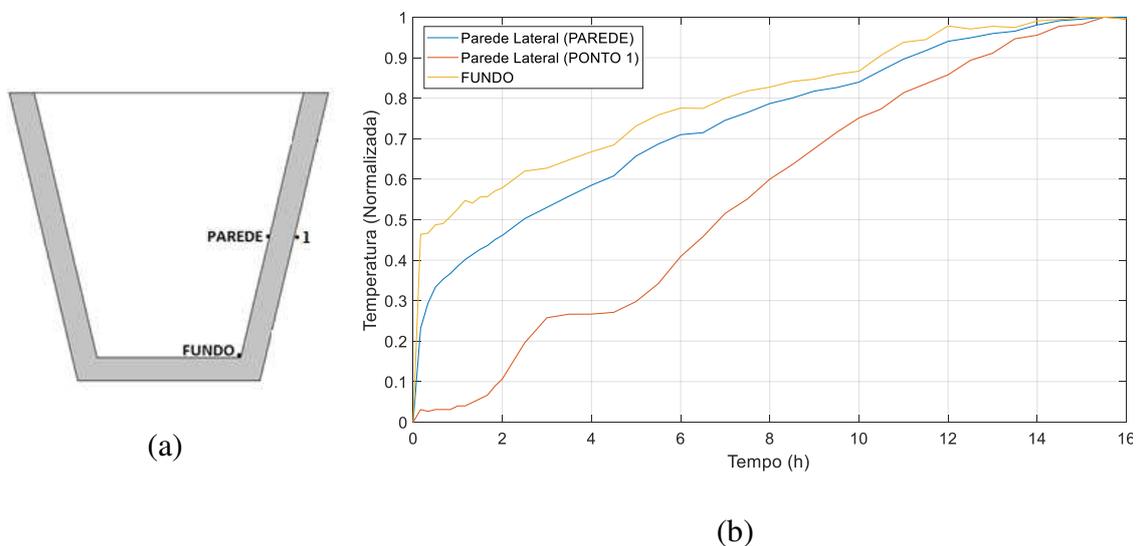


### 4.3 DETERMINAÇÃO DOS PARÂMETROS DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR

Para que o modelo implementado no ambiente de programação Matlab<sup>®</sup> representasse fielmente os perfis de temperatura das camadas refratárias durante os processos de aquecimento das panelas e tempos de panelas com aço e sem aço, fez-se necessário ajustar o modelo a dados experimentais de medições das temperaturas das camadas refratárias da panela durante o aquecimento, o qual consistiu em um monitoramento da panela com termopares. A Figura 12.a apresenta a localização dos termopares para as tomadas de temperaturas na panela, enquanto a Figura 12.b apresenta os dados experimentais após serem normalizados para uma faixa finita de 0 a 1, com base na seguinte equação:

Figura 12: (a) Desenho esquemático da panela com as posições dos termopares e (b) resultados das medições de temperaturas.

$$T_{i, Norm} = \frac{T_{i, Atual} - T_{min}}{T_{máx} - T_{min}} \quad (22)$$



Com os dados experimentais disponíveis, o procedimento de ajuste do modelo aos dados de processo consistiu em um problema de otimização, cuja a solução foi obtida a partir da determinação dos parâmetros de transferência de calor que minimizem a

diferença entre os valores de temperaturas medidos pelos termopares e os valores calculados pelo modelo, através da seguinte função objetivo:

$$f_{obj_k}(h_g, h_\infty, x_1, x_2) = \sum_{m=1}^n \left( \sum_{j=1}^n (T_{l,m}^{medido} - T_{l,m}^{modelo})^2 \right) \quad (23)$$

Onde:

$k = 1, 2, \dots, k$  é a quantidade de funções objetivos do modelo;

$n = 1, 2, \dots, n$  é a quantidade de pontos das curvas de aquecimento;

$m$  é o ponto no tempo das medições das curvas de aquecimento;

$l = 1, 2, \dots, k$  é a posição de medição dos pontos das curvas de aquecimento;

$T_{l,j}^{medido}$  são as temperaturas medidas no experimento;

$T_{l,j}^{modelo}$  são as temperaturas calculadas pelo modelo;

$h_g$  é o coeficiente de transferência de calor por convecção gases de combustão;

$h_\infty$  é o coeficiente de transferência de calor por convecção do ar ambiente;

$x_1$  e  $x_2$  são parâmetros de pesos para cálculo da temperatura dos gases de combustão no interior da panela ( $T_g$ ), que é calculada a partir de uma combinação linear entre a temperatura da chama e a temperatura do interior da panela no tempo  $t-1$ . A cada intervalo de tempo a temperatura é calculada aplicando a equação (22):

$$T_{g_i,atual} = x_1(T_{g_0}) + x_2(T_{i,j}) \quad (24)$$

Devido às características diferentes de aquecimento das paredes laterais e do fundo da panela, conforme verificado na Figura 13, o modelo necessita ser ajustado para os três conjuntos de dados experimentais, o que torna a determinação dos parâmetros um problema de otimização multi-objetivo, visto que cada conjunto de dados experimentais (Parede lateral, Ponto 1 e Fundo) apresenta uma função objetivo a ser minimizada.

Além disto, a quantidade de pontos e as mudanças de comportamento das curvas de aquecimentos aumentam ainda mais a dimensão do problema. Por este motivo, os dados experimentais dos três pontos foram divididos em  $p$  partes, de acordo com as mudanças de perfil de aquecimento. Desta forma, em cada parte  $p$  foram determinados os parâmetros

de otimização apresentados na Equação 23. A Tabela 4 apresenta o detalhamento das especificações do problema de otimização.

Tabela 4: Detalhamento das especificações da otimização.

<b>Parâmetro</b>	<b>Valores</b>
Quantidade de funções objetivos, $k$	3
Quantidade de pontos nas curvas de aquecimento de cada local de medição, $n$	41
Quantidade de divisões das curvas de aquecimento, $p$	11 (Parede Lateral e Ponto 1) e 3 (Fundo)
Número de parâmetros a serem determinados	44 (Parede Lateral e Ponto 1) 12 (Fundo)

Pela característica multidimensional do problema de determinação de parâmetros formulado neste trabalho, fez-se necessário a utilização de um método de otimização robusto e eficiente, e desta forma foi usado o algoritmo Simplex Nelder-Mead, descrito em Lagarias *et al.* (1998), através do uso da rotina *fminsearch* do Matlab<sup>®</sup>.

Para a análise e validação dos resultados do ajuste dos dados experimentais aos dados calculados pelo modelo após a determinação dos parâmetros de transferência de calor foi aplicado o teste estatístico *T de Student*, de acordo com as seguintes hipóteses:

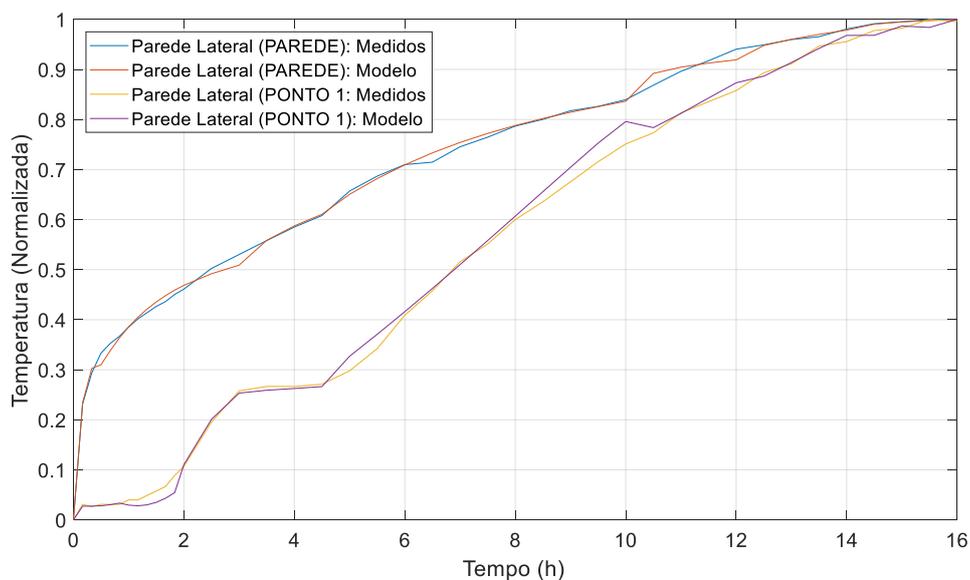
- $h_0$ , hipótese nula, ou seja, não há diferença entre os dados medidos e calculados (são iguais);
- $h_1$ , hipótese alternativa, ou seja, há diferença entre os dados medidos e calculados (são diferentes);

## 5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

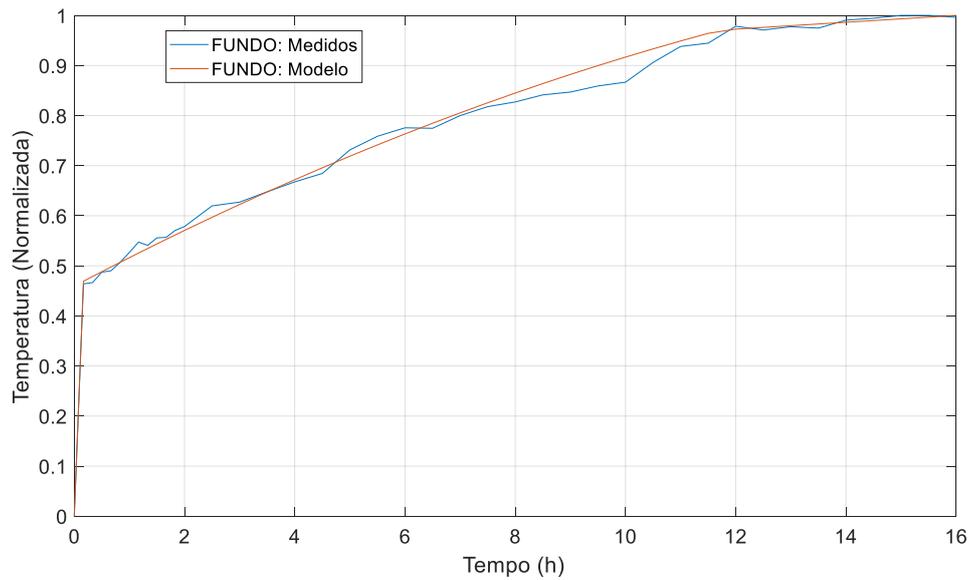
### 5.1 CASO BASE: PARÂMETROS DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR DURANTE O AQUECIMENTO DA PAINELA

Através da metodologia de otimização apresentada anteriormente foi possível determinar os parâmetros de transferências de calor ao longo do procedimento de aquecimento da painela que resultaram no melhor ajuste aos dados experimentais. A Figura 13 apresenta a comparação entre os resultados simulados pelo modelo e os dados experimentais para o aquecimento de uma painela nova, após serem normalizados para uma faixa finita de 0 a 1, com base na Equação 22. É possível observar um bom ajuste do modelo para os três casos simulados, parede lateral (face interna e carcaça) e face interna do fundo da painela. A Tabelas 5 apresenta os valores dos parâmetros de transferência de calor determinados para a parede lateral e para o fundo da painela, para cada uma das  $p$  partes ao longo das curvas de aquecimento.

Figura 13: (a) Ajuste do modelo aos dados experimentais da parede lateral da painela e (b) do fundo da painela.



(a)



(b)

Mesmo podendo ser observado na Figura 13 um bom ajuste dos resultados obtidos pelo modelo aos dados experimentais, a nível de comprovar que os dados medidos e os resultados obtidos pelo modelo podem ser considerados iguais, foi aplicado o teste estatístico *T de Student*, de acordo com as seguintes hipóteses:

- $h_0$ , hipótese nula, ou seja, não há diferença entre os dados medidos e calculados (são iguais);
- $h_1$ , hipótese alternativa, ou seja, há diferença entre os dados medidos e calculados (são diferentes);

Após a aplicação do teste, a hipótese nula foi aceita, de modo que é possível afirmar, com um grau de confiabilidade de 95%, que os dados medidos e calculados pelo modelo podem ser considerados iguais.

Tabela 5: Parâmetros de transferência de calor determinados pela otimização.

<b>Parede Lateral</b>												
	<b>Unidade</b>	<b>0min a 10min</b>	<b>10min a 20min</b>	<b>20min a 1h</b>	<b>1h a 2h</b>	<b>2h a 3h</b>	<b>3h a 4,5h</b>	<b>4,5h a 10h</b>	<b>10h a 12h</b>	<b>12h a 14h</b>	<b>14h a 15h</b>	<b>15h a 16h</b>
$h_g$	$\left(\frac{W}{m^2K}\right)$	8,627	11,723	32,258	32,258	32,258	0,025	0,018	0,008	2,399	0,519	199,312
$h_\infty$	$\left(\frac{W}{m^2K}\right)$	21,009	21,008	0,020	0,020	0,020	0,020	84,247	155,991	178,291	208,884	236,265
$x_1$	-	0,439	0,389	0,623	0,623	0,623	0,601	0,352	0,683	0,324	0,679	0,305
$x_2$	-	0,561	0,611	0,377	0,377	0,377	0,399	0,648	0,317	0,676	0,321	0,695
<b>Fundo da panela</b>												
	<b>Unidade</b>	<b>0 min a 10 min</b>			<b>10 min a 12h</b>			<b>12h a 16h</b>				
$h_g$	$\left(\frac{W}{m^2K}\right)$	15			20			15				
$h_\infty$	$\left(\frac{W}{m^2K}\right)$	200			200			250				
$x_1$	-	0,8			0,6			0,8				
$x_2$	-	0,2			0,4			0,2				

Tendo o modelo implementado no ambiente de programação Matlab<sup>®</sup> ajustado aos dados experimentais através da utilização dos parâmetros de transferência de calor determinados anteriormente, com o objetivo de prever o comportamento e os perfis de temperatura dos revestimentos refratários ao longo dos ciclos de operações padrão que uma panela da aciaria é submetida, efetuou-se as simulações dos seguintes cenários:

- Ciclos da panela: Aquecimento da panela, transporte, refino secundário e lingotamento do aço líquido;
- Análise da obtenção do estado termicamente estável da panela;
- Análise e otimização dos padrões de aquecimentos para panelas novas e para panelas fora do ciclo;

Conforme apresentado anteriormente, durante os ciclos das panelas, elas podem estar em movimento ou paradas. O tempo para cada parada das panelas varia de acordo com o tipo de tratamento/procedimento que está sendo realizado, enquanto o tempo de panelas em movimento (panelas cheias e vazias) são funções de seus transportes pelas pontes rolantes, pelo alto, ou pelos carros de transferência, via terrestre.

Tanto o tempo de panelas paradas quanto o tempo de deslocamentos das panelas são de suma importância para este estudo. É esperado, para o melhor controle de temperatura do aço ao longo do processo até o lingotamento, que cada etapa do fluxo seja realizada em um determinado tempo. A Tabela 6 apresenta a relação dos tempos para as etapas do ciclo da panela consideradas neste trabalho.

Tabela 6: Tempos para as etapas do processo consideradas no trabalho.

<b>Etapa</b>	<b>Tempo</b>
Aquecimento da panela	18 horas
Preparação da panela	30 minutos
Trânsito da panela (panela cheia)	75 minutos
Lingotamento	35 minutos
Corrida da panela (panela vazia)	65 minutos

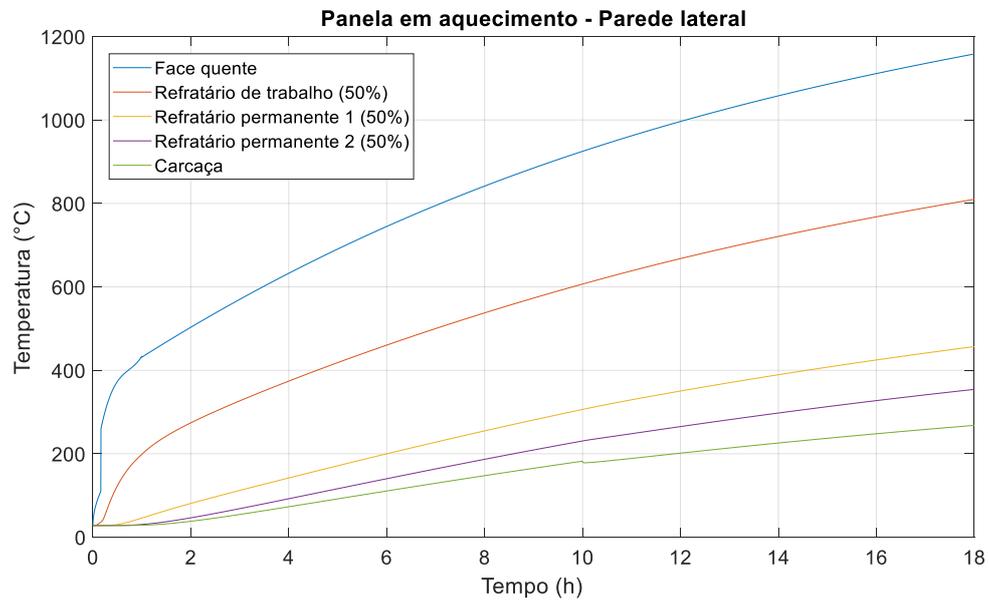
Vale salientar que a etapa “Transito da panela” corresponde aos processos de panela cheia com aço (transporte da panela com aço após o vazamento e refino secundário nas estações de tratamento) enquanto a etapa “Corrida da panela” corresponde aos processos de panela vazia, ou seja, descida da panela após lingotamento contínuo, transporte, preparação das panelas (remoção de escória, colocação de areia, etc.) e aguarde para a próxima transferência de aço.

## **5.2 PADRÃO DE AQUECIMENTO DE UMA NOVA PANELA**

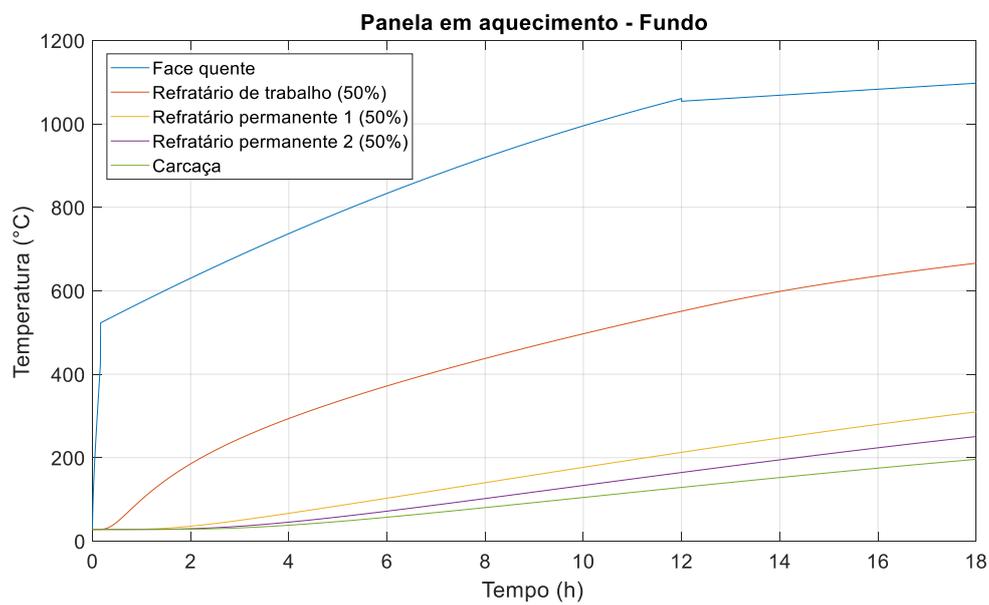
Inicialmente, foram feitas as análises referentes a um outro padrão de aquecimento de panelas novas, no qual as panelas são submetidas a 18 horas de aquecimento. A Figura 14 apresenta os perfis de temperatura das camadas refratárias da parede lateral e do fundo da panela nova ao longo do tempo de aquecimento de 18 horas, enquanto a Figura 15 apresenta os perfis de temperatura ao final do aquecimento. Os perfis são referentes a medições em 50% de cada material refratário (Refratários de trabalho, permanente 1 e permanente 2) e na face externa da carcaça.

É possível observar que nas faces quentes das paredes laterais e do fundo da panela a temperatura aumenta rapidamente durante as primeiras horas de aquecimento, porém esse comportamento não é observado em todos refratários. Além disto, observa-se também que as camadas refratárias do fundo da panela aquecem menos do que as camadas das paredes laterais, o que é esperado, visto que o fundo da panela se encontra a uma distância maior dos queimadores da estação de aquecimento.

Figura 14: (a) Perfis de temperatura das camadas refratárias da parede lateral e (b) do fundo da panela ao longo do aquecimento.

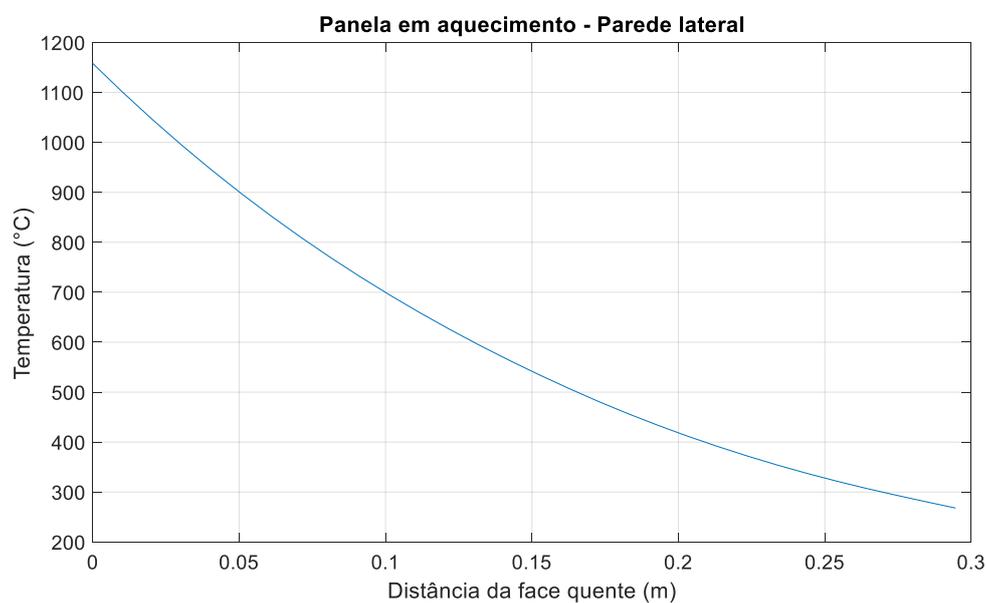


(a)

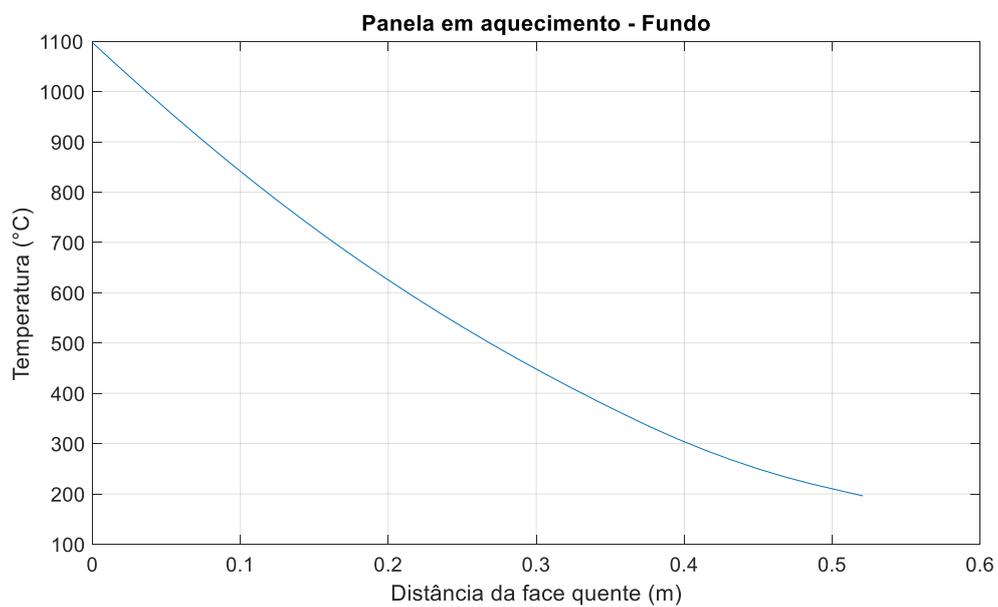


(b)

Figura 15: (a) Perfis de temperatura das camadas refratárias da parede lateral e (b) do fundo da panela ao final do aquecimento.



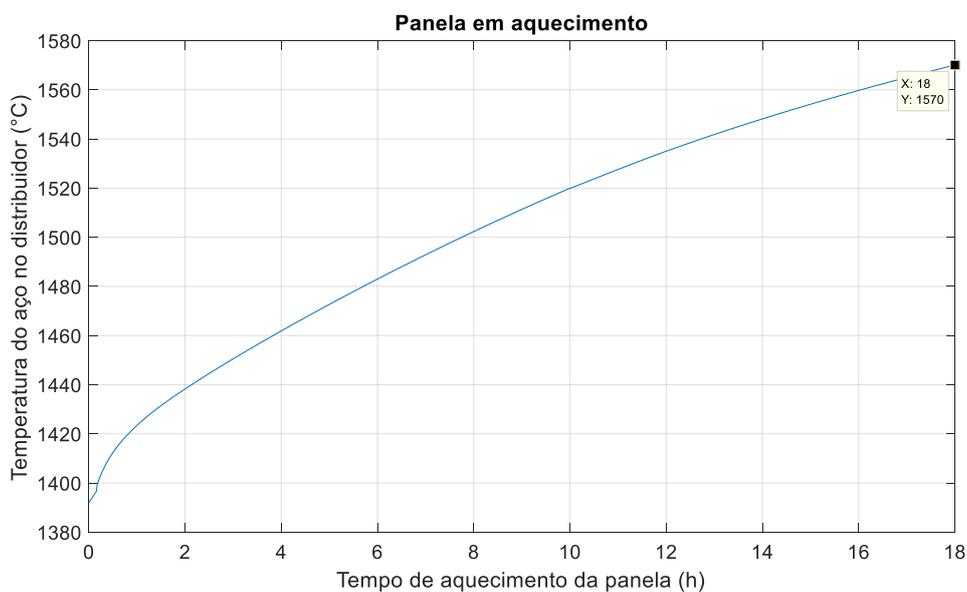
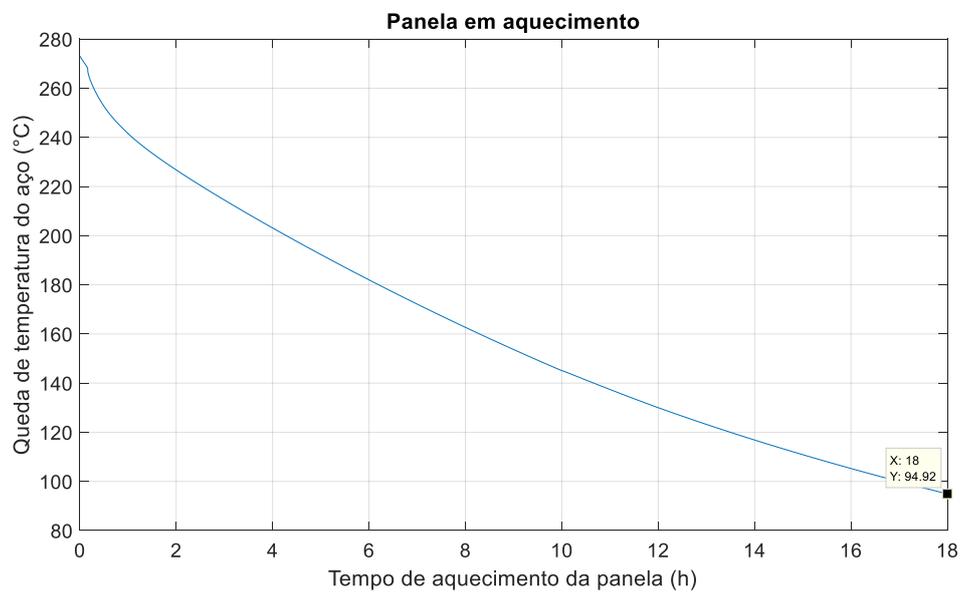
**(a)**



**(b)**

Avaliando o índice de encharque das camadas refratárias, calculando a quantidade de energia armazenada nas camadas refratárias e posteriormente convertendo esta energia armazenada em um decréscimo na temperatura do aço conforme Equação 1, é possível obter a influência do tempo de aquecimento de uma panela nova na queda de temperatura do aço líquido após o vazamento e seu transporte, considerando a temperatura de vazamento igual a 1665 °C, como apresentado na Figura 16.

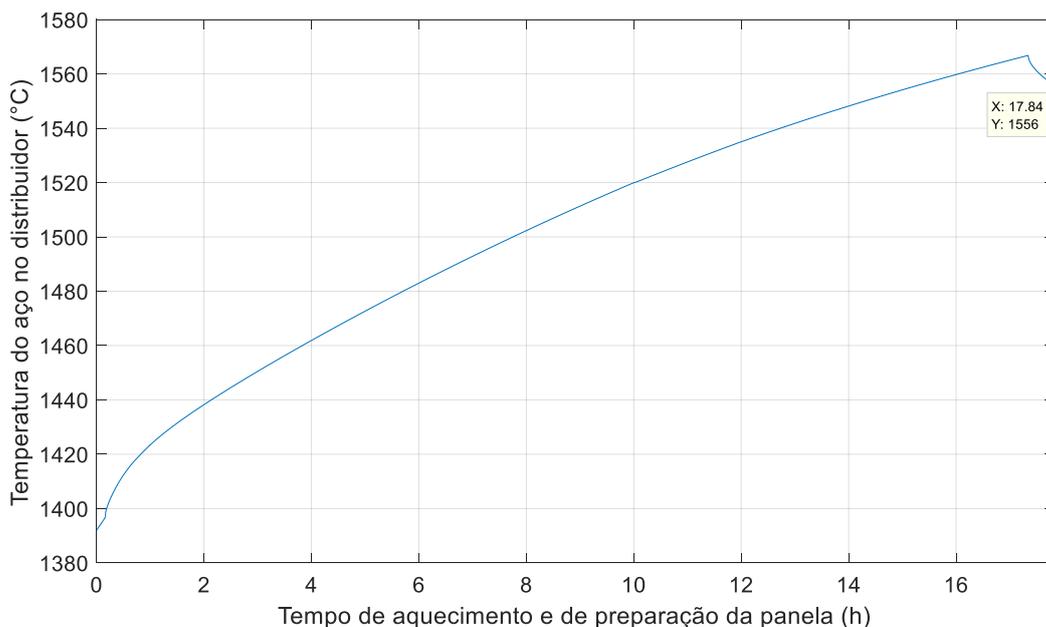
Figura 16: Influência do tempo de aquecimento de uma panela nova na queda de temperatura do aço líquido após o vazamento.



Analisando a Figura 16, é possível observar que, para o tempo total de 18 horas de aquecimento, para uma temperatura média de vazamento do aço igual a 1665 °C na panela, a queda de temperatura esperada do aço até o lingotamento é de aproximadamente 95 °C. Considerando uma temperatura objetivada média no distribuidor igual a 1555°C, observa-se que a temperatura final calculada para o aço líquido será superior a objetivada (1570 °C) quando a panela nova é aquecida por 18 horas, e desta forma, é possível efetuar uma otimização neste padrão de aquecimento.

Efetuada esta modificação na simulação, e considerando um tempo de preparação da panela até o momento do vazamento do aço igual a 30 minutos, conforme Tabela 1, observou-se que seriam necessárias aproximadamente 17h20min de aquecimento para que a panela apresentasse uma quantidade de energia capaz promover uma diminuição de 110 °C no aço líquido, e desta forma, obtém-se uma redução de 40 minutos de aquecimento, que corresponde a 4,6% de redução total de aquecimento, como pode ser observado na Figura 17, onde as 17.84h presentes no gráfico representam as 17h20min de aquecimento e os 30 minutos de preparação da panela até o vazamento do aço líquido, totalizando 17h50min (17.84h).

Figura 17: Influência do aquecimento de 17h:20min e 30 minutos de preparação da panela na queda de temperatura do aço líquido.

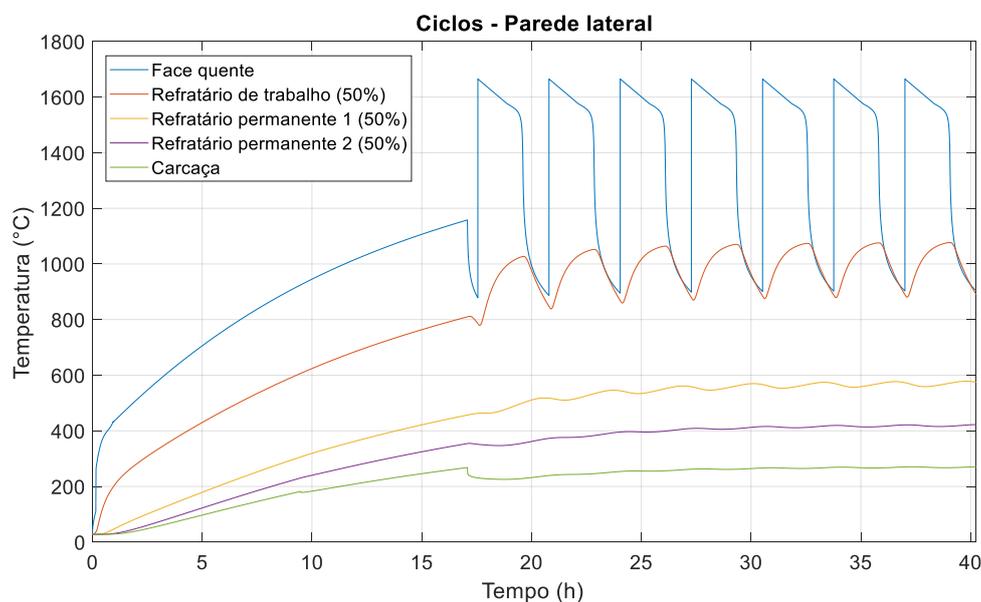


### 5.3 ESTADO TERMICAMENTE ESTÁVEL

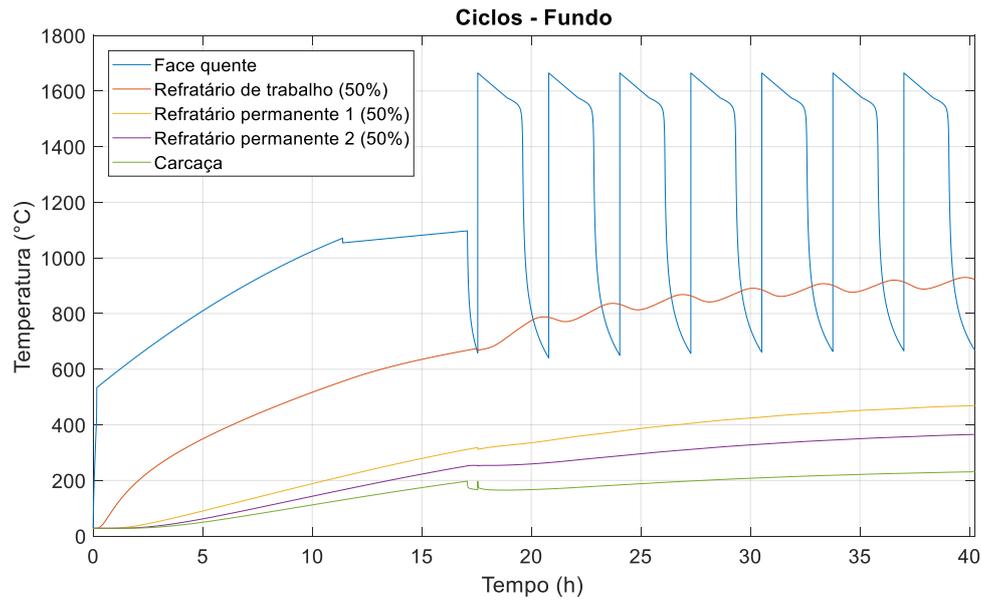
Para avaliar a quantidade de ciclos necessários para que a panela atinja um perfil de temperatura no interior do refratário que se repetirá nos próximos ciclos, chamado de estado termicamente estável (encharque), as simulações foram realizadas considerando uma panela nova que passou por 7 sucessivos ciclos de operação conforme os tempos apresentados na Tabela 1. A Figura 18 apresenta os resultados referentes aos sete primeiros ciclos de operação para as camadas refratárias da parede lateral e do fundo da panela.

É possível observar na Figura 18.a que a partir do terceiro ciclo as temperaturas do revestimento refratário das paredes laterais passaram a se comportar de forma repetitiva, o que indica que ocorreu a estabilidade térmica do refratário (encharque). Por sua vez, analisando a Figura 18.b observa-se que o revestimento refratário do fundo da panela atingiu o estado termicamente estável a partir do quinto ciclo. A Tabela 7 apresenta as temperaturas estabilizadas obtidas na carcaça e nas posições de 50% dos revestimentos refratários da parede lateral e do fundo da panela.

Figura 18: Perfis de temperatura do refratário para diferentes posições de medições (a) na parede lateral e (b) no fundo da panela após 7 ciclos operacionais.



(a)



(b)

Tabela 7: Temperaturas estabilizadas obtidas na carça e nas posições de 50% dos revestimentos refratários.

Revestimentos	Parede Lateral (°C)	Fundo (°C)
Refratário de trabalho (50%)	885,2	935,9
Refratário permanente 1 (50%)	579,4	476,2
Refratário permanente 2 (50%)	428,4	370,6
Carça	274,9	234,1

Para validar o modelo dos ciclos da panela foram utilizados dados experimentais que consistiu em medições das temperaturas da carça da panela ao longo dos ciclos. Após este experimento, foram observadas temperaturas da parede lateral da carça ao final dos ciclos em torno de 272°C, o que representa um desvio relativo de 1% em relação ao valor obtido na simulação (274,9 °C).

#### 5.4 AQUECIMENTOS INTERMEDIÁRIOS PARA PANEAS FORA DE CICLO

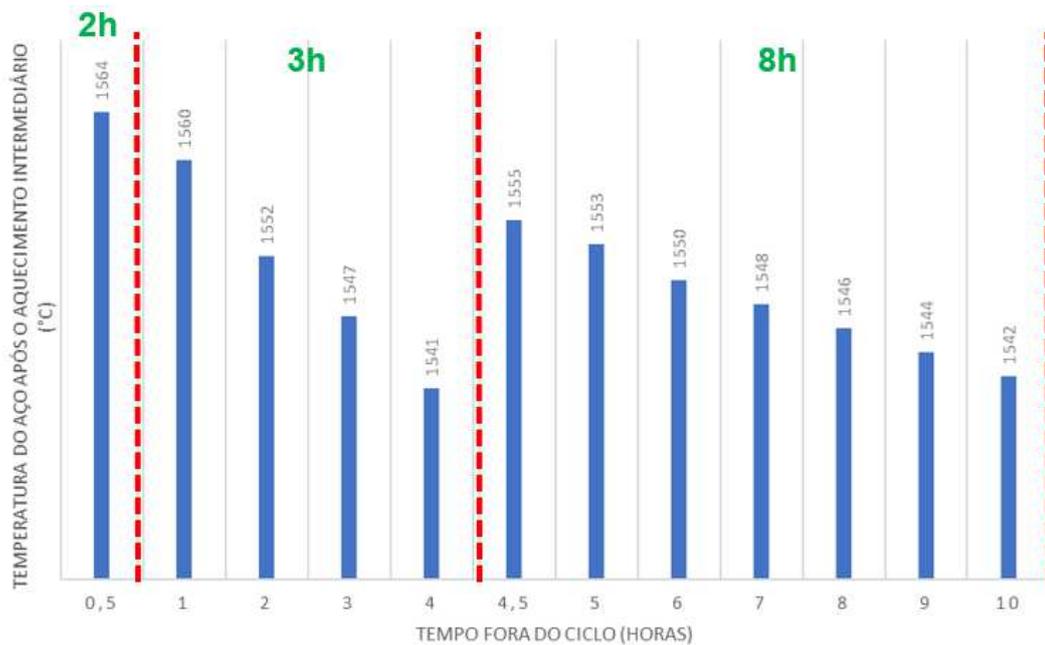
Uma panela é considerada fora do ciclo quando a mesma ultrapassou o limite de tempo de 90 minutos sem aço após finalizar o lingotamento. Os padrões de aquecimentos para panelas fora do ciclo para o estudo em questão seguem da forma que é apresentado na Tabela 8.

Tabela 8: Padrões de aquecimentos de panelas fora do ciclo.

<b>Tempo de panela fora do ciclo</b>	<b>Tempo mínimo de aquecimento</b>
Até 30 min	2 horas
Entre 30 min e 4 horas	3 horas
Acima de 4 horas	8 horas

Desta forma, seguindo o mesmo procedimento efetuado para a análise de panelas novas, foram feitas simulações para diferentes tempos de panela fora do ciclo, nas quais calculou-se a quantidade de energia armazenada nas camadas refratárias e posteriormente converteu-se esta energia armazenada em um decréscimo na temperatura do aço conforme Equação 1, obtendo a influência dos tempos de aquecimentos na queda de temperatura do aço líquido, como pode ser observado na Figura 19.

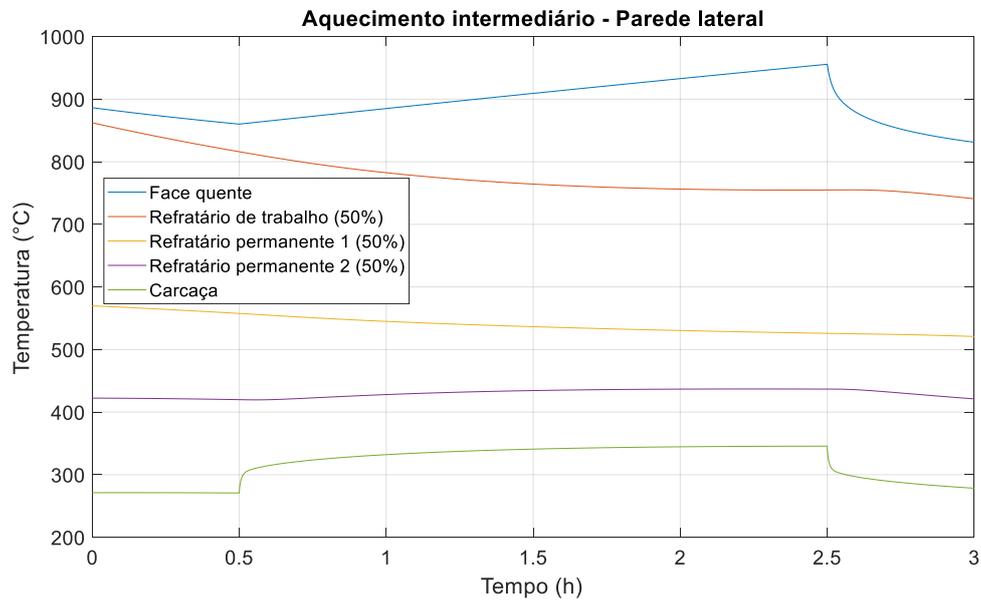
Figura 19: Temperatura do aço líquido após os aquecimentos intermediários (2 horas, 3 horas e 8 horas) para diferentes tempos de panela fora do ciclo.



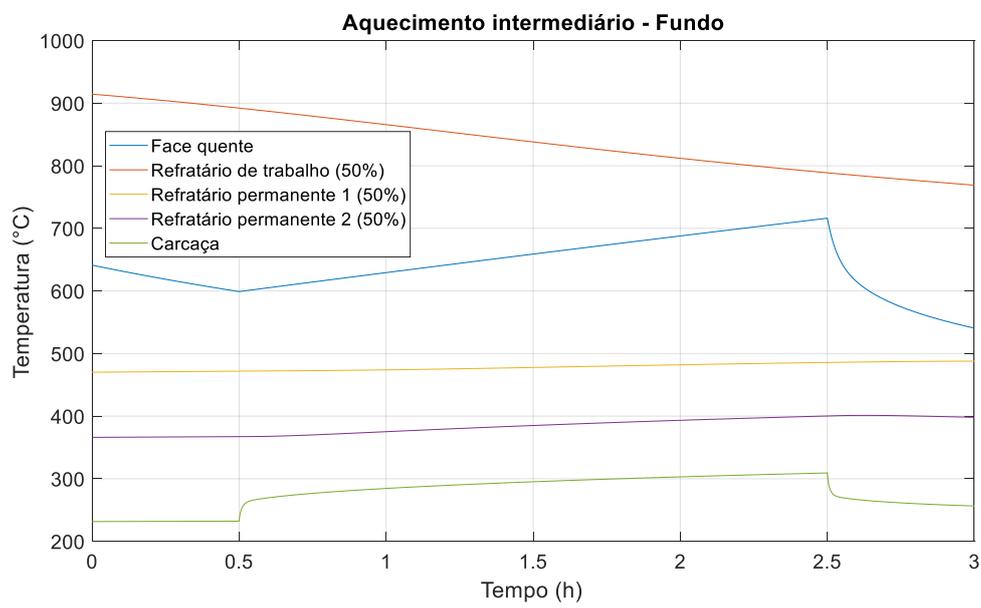
Analisando a Figura 19 é possível observar que para tempos fora do ciclo menores que 1 hora, o aquecimento proporcionou temperaturas maiores do que a objetivada.

Desta forma, a Figura 20 apresenta os perfis de temperatura das camadas refratárias enquanto a Figura 21 apresenta a quantidade de energia armazenada nos refratários e a queda de temperatura do aço, para o caso da panela com 30 minutos fora do ciclo e que foi submetida ao padrão de aquecimento de 2 horas. É possível observar que a energia fornecida pela chama durante os aquecimentos é menor do que a quantidade de energia já armazenada nos refratários, e conseqüentemente os aquecimentos não são necessários.

Figura 20: (a) Perfis de temperatura das camadas refratárias da parede lateral e (b) do fundo da panela após 2 horas de aquecimento: Panela com 30 min fora do ciclo.

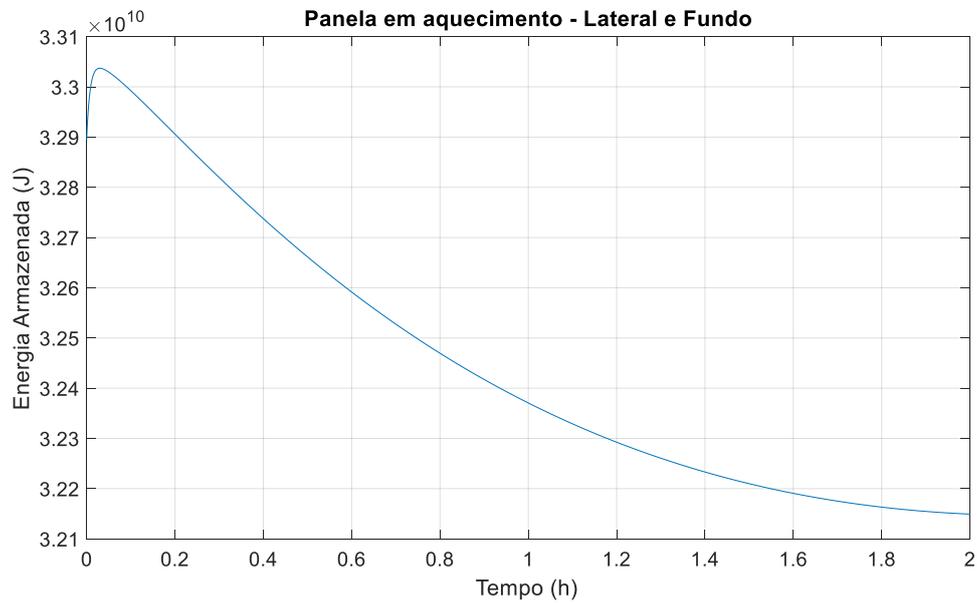


(a)

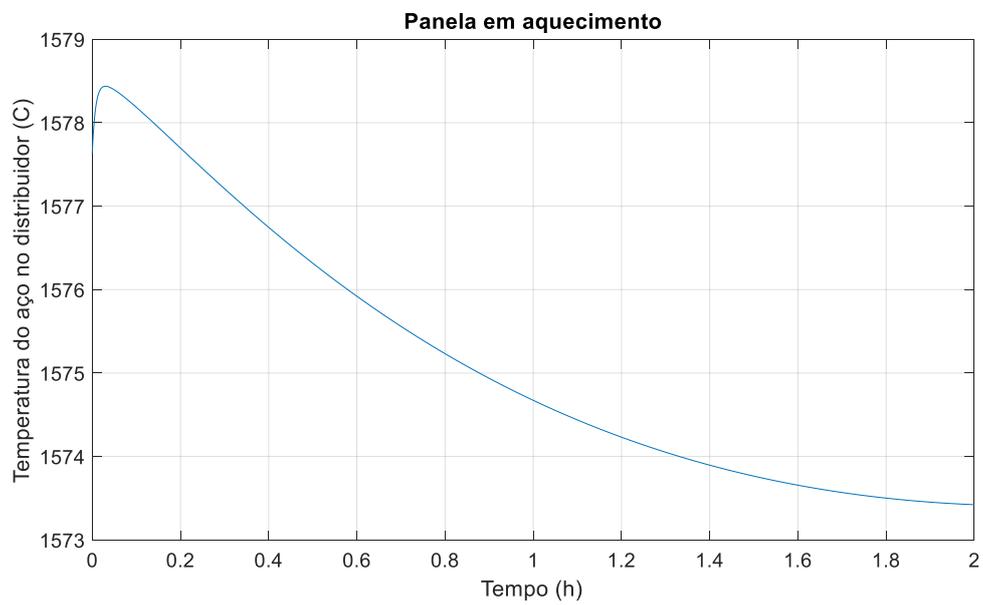


(b)

Figura 21: (a) Energia armazenada nos refratários da panela e (b) queda de temperatura do aço após 2 horas de aquecimento: Panela com 30 min fora do ciclo.



(a)



(b)

Já para os casos simulados para panelas com tempos fora de ciclo superiores a 1 hora, observou-se que os padrões de aquecimento são insuficientes para fornecer as quantidades de energia necessárias para que o aço tivesse uma queda de temperatura de

apenas 110°C, de modo a proporcionar a chegada do aço líquido no distribuidor do lingotamento com a temperatura objetivada (1555 °C).

Como efetuado anteriormente no cenário de aquecimento de placas novas, os tempos de aquecimentos para placas fora do ciclo puderam ser otimizados, de forma a tentar obter melhor assertividade nas temperaturas do aço líquido no distribuidor, visto que as temperaturas finais calculadas do aço líquido se apresentaram acima ou abaixo da objetivada (1555°C). A Figura 22 apresenta os tempos de aquecimentos necessários (otimizados) para que a temperatura final do aço líquido no distribuidor do lingotamento contínuo fosse igual a objetivada, enquanto a Figura 23 apresenta a comparação entre as temperaturas obtidas atualmente e após a otimização.

Figura 22: Comparação entre os tempos de aquecimentos intermediários atuais e otimizados para diferentes tempos de placa fora de ciclo.

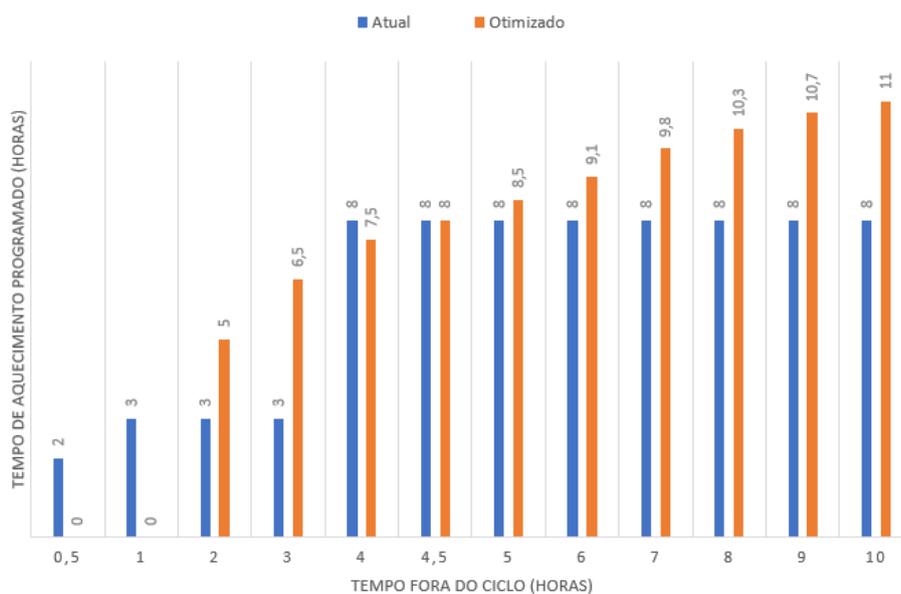
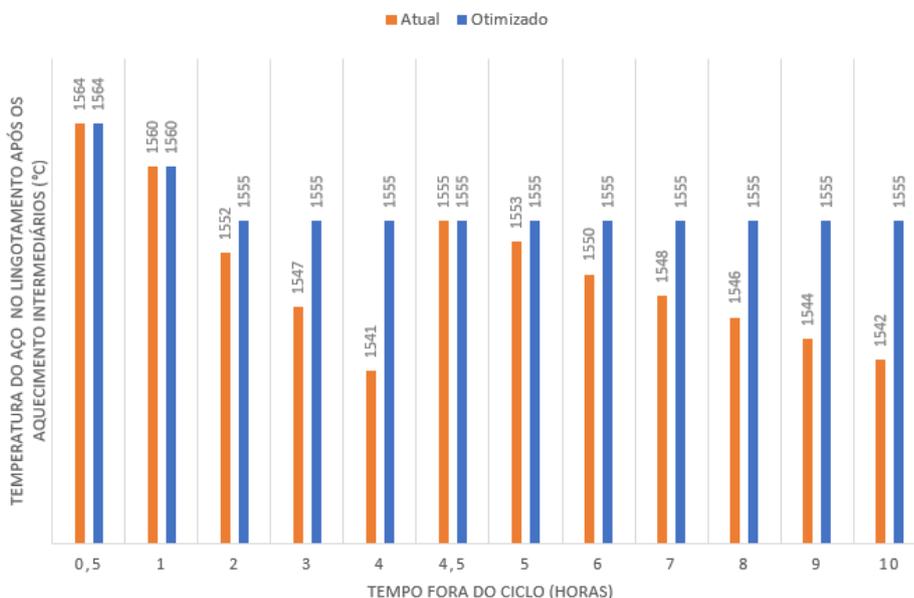


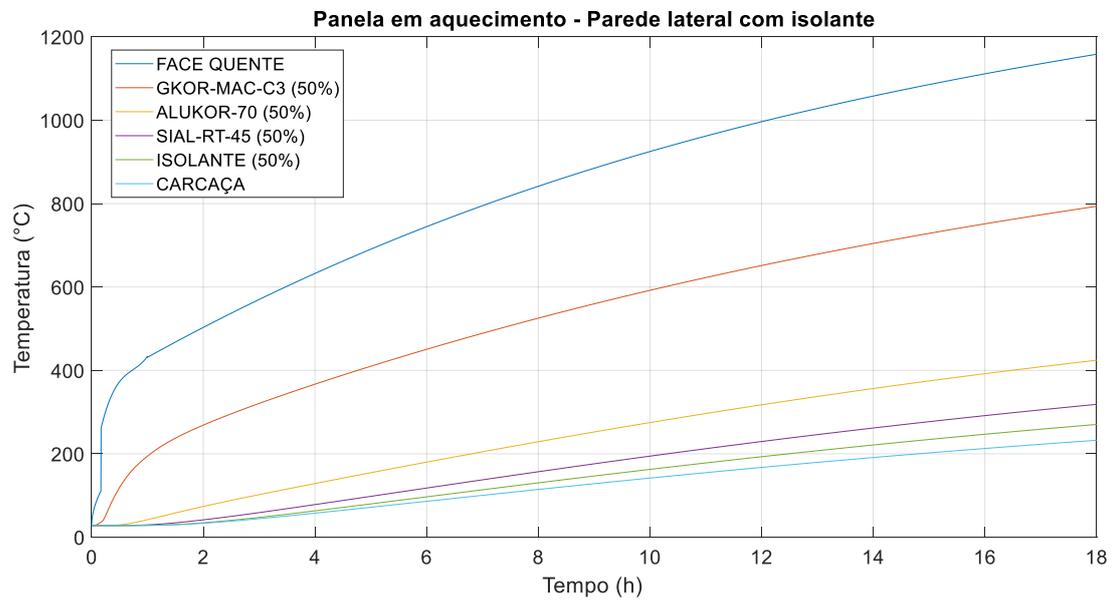
Figura 23: Comparação entre as temperaturas do aço líquido obtidas após os aquecimentos intermediários atuais e otimizados.



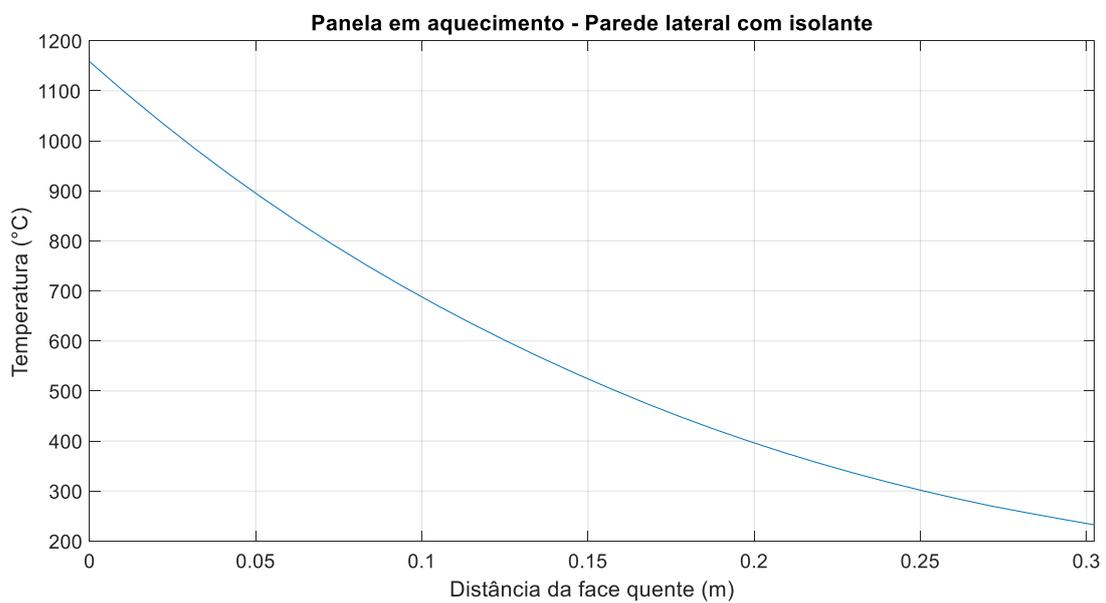
## 5.5 EFEITO DO USO DO MATERIAL ISOLANTE NA PAREDE LATERAL DA PANELA

Para avaliação do efeito do uso de material isolante entre a carcaça e o revestimento permanente da parede lateral da carcaça, foram simuladas todas as etapas que compõem o ciclo operacional da panela, desde o aquecimento de panelas novas e os ciclos completos. A Figura 24 apresenta os perfis de temperatura das camadas refratárias das paredes laterais da panela com o isolante, enquanto a Figura 25 apresenta a Influência do tempo de aquecimento de uma panela nova na queda de temperatura do aço líquido após o vazamento.

Figura 24: Perfis de temperatura das camadas refratárias da parede lateral da panela com isolante durante (a) durante e (b) no final do aquecimento.

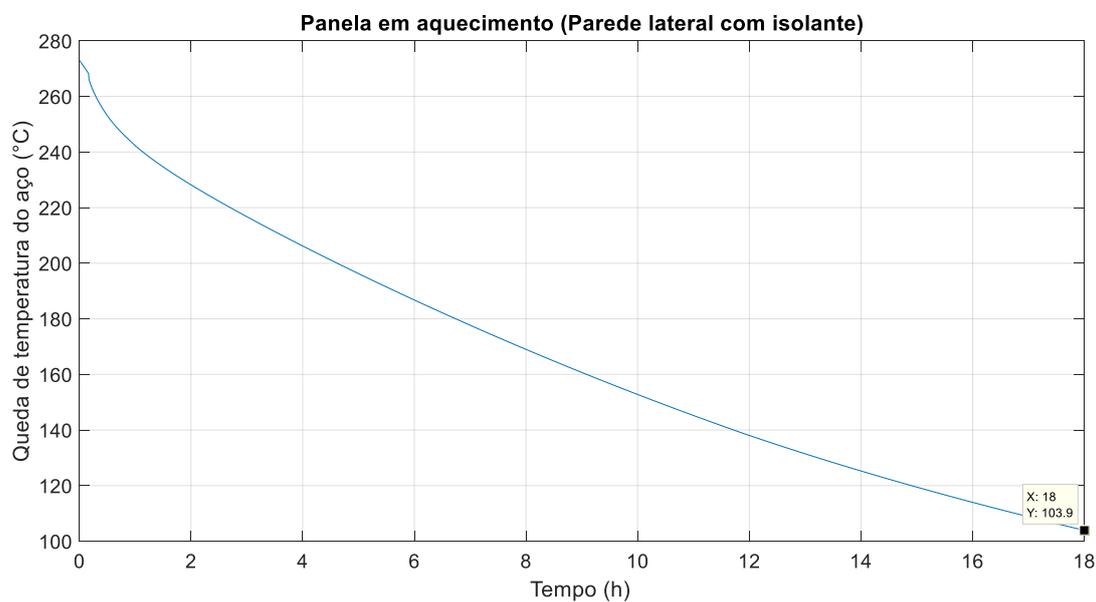


(a)

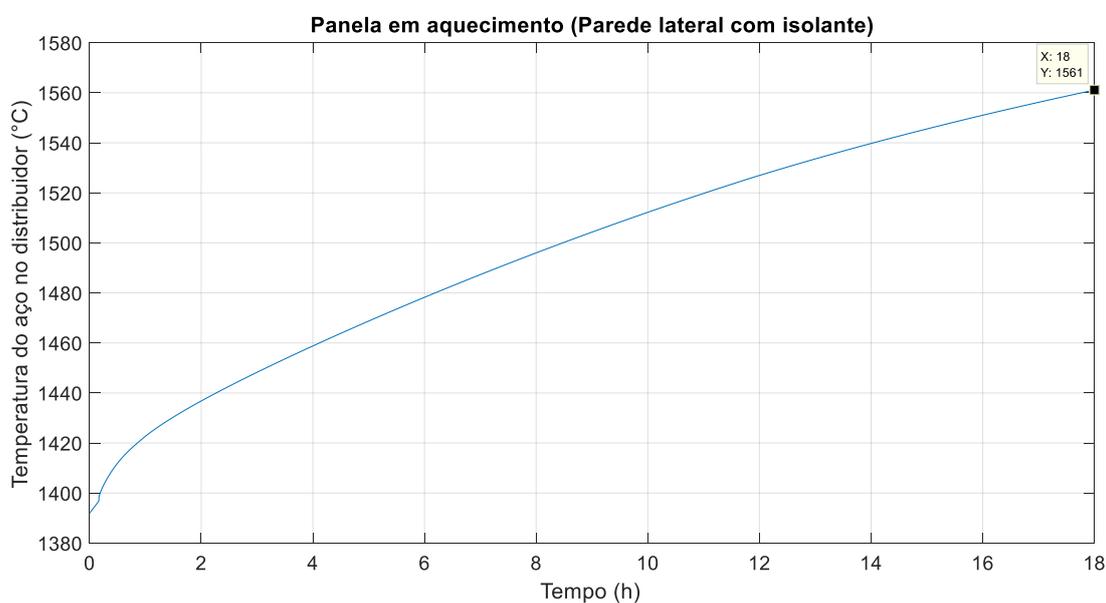


(b)

Figura 25 - Influência do tempo de aquecimento de uma panela nova com isolante na queda de temperatura do aço líquido após o vazamento.



(a)



(b)

Analisando a Figura 24, é possível observar que a temperatura da carcaça da panela com isolante alcançou temperatura igual a 232 °C, valor menor do que a temperatura alcançada pela panela sem isolante (268°C). Porém, analisando a Figura 25 é possível

observar que a energia armazenada no refratário da panela com isolante é menor do que a armazenada na panela sem isolante, resultando em uma queda de temperatura do aço líquido de 104 °C, que iria fornecer uma temperatura média igual a 1561 °C no distribuidor do lingotamento contínuo.

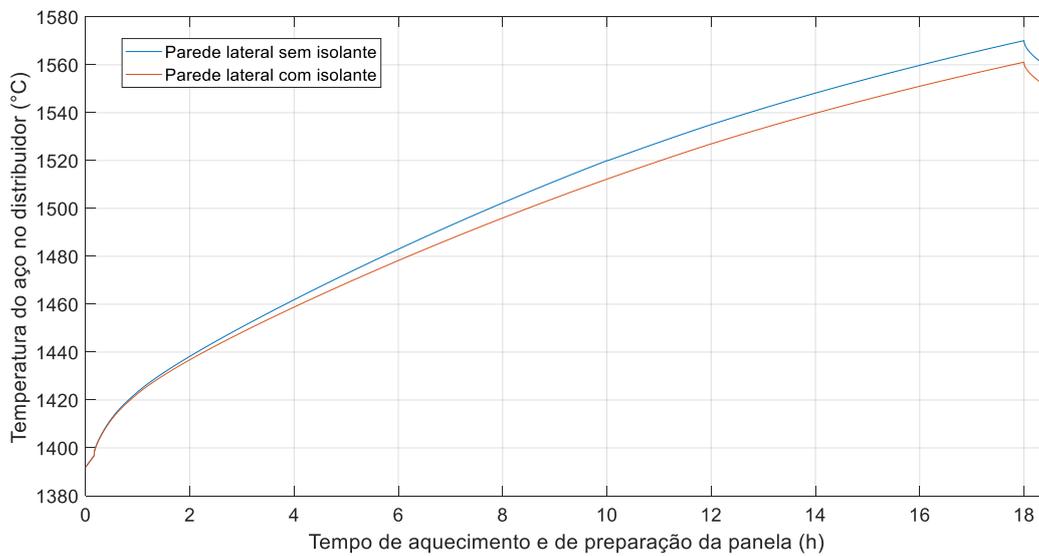
A Tabela 9 apresenta a comparação em detalhes, mostrando que para o caso de panelas novas, a utilização do isolante não se mostrou viável quando analisado em relação ao padrão de aquecimento da panela, visto que será necessário efetuar um aquecimento de maior tempo, devido ao fato de ser necessário fornecer uma quantidade maior de energia para a panela, de modo a “encharcar” a nova massa de material referente a camada do isolante.

Tabela 9: Comparação entre as temperaturas do aço líquido no distribuidor para panelas submetidas ao aquecimento (18 horas): Panelas novas atual e com isolante.

	<b>Panela atual</b>	<b>Panela com isolante</b>
Queda da temperatura do aço após aquecimento da panela (°C)	95	104
Temperatura do aço após aquecimento da panela (°C)	1570	1561

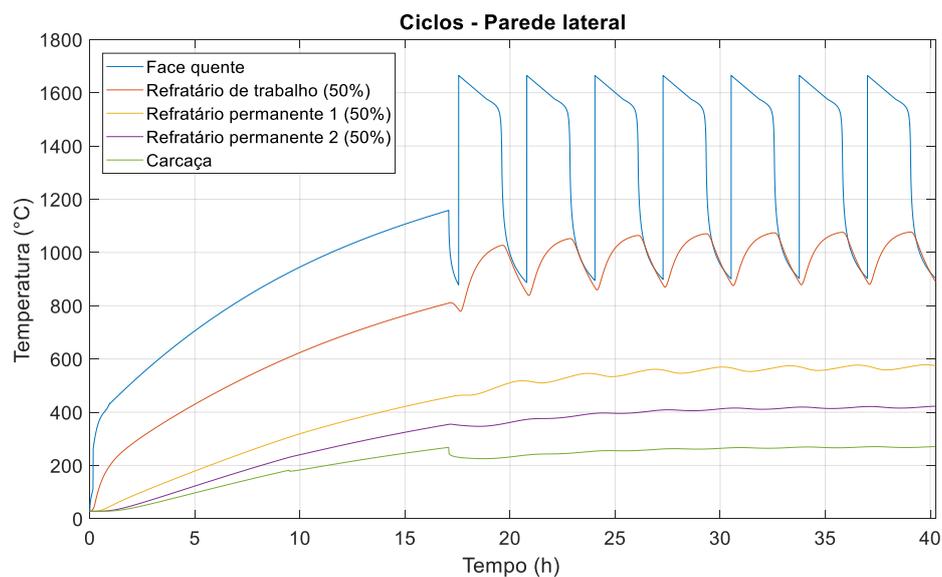
Analisando a queda da temperatura do aço líquido desde o vazamento na panela aquecida até o lingotamento, e considerando o tempo mínimo de preparação da panela após o aquecimento (30 minutos), observa-se uma maior queda de temperatura do aço líquido para a panela com isolante, conforme Figura 26, com a temperatura do aço sendo igual a 1550 °C, 8 °C a menos que o caso sem isolante. Diante disto, conclui-se que a utilização do isolante não apresentou resultados satisfatórios no controle térmico do aço líquido no primeiro ciclo.

Figura 26: Temperatura do aço líquido no distribuidor após o 1º ciclo para os casos de panela sem isolante e com isolante na parede lateral.

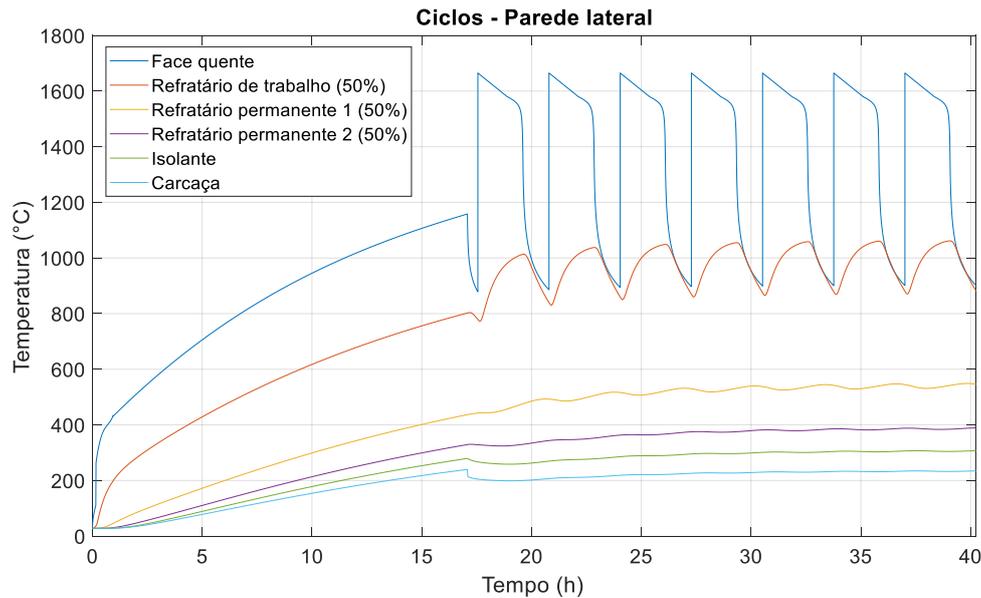


A Figura 27 apresenta a comparação dos resultados referentes aos sete primeiros ciclos de operação para as camadas refratárias da parede lateral da panela sem isolante e com isolante, conforme os tempos apresentados na Tabela 5.

Figura 27: Perfis de temperatura do refratário para diferentes posições de medições na parede lateral da panela (a) sem isolante e (b) com isolante.



(a)



(b)

Analisando a Figura 27, é possível observar que a utilização de materiais isolantes não altera o número de ciclos necessários para se atingir um estado termicamente estável, mesmo tendo ficado claro a influência deste material na quantidade de energia armazenada.

Assim como durante o aquecimento, a temperatura alcançada na carcaça da panela com isolante foi menor do que a panela sem isolante. Esta temperatura também foi validada de acordo com dados experimentais de medições das temperaturas da carcaça da panela ao longo dos ciclos, onde foram observadas temperaturas da parede lateral da carcaça com isolante em torno de  $235^{\circ}\text{C}$ , o que promove um desvio relativo de 1,4% em relação ao valor obtido na simulação ( $238,2^{\circ}\text{C}$ ).

Em relação a queda da temperatura do aço líquido desde o vazamento na panela até o lingotamento, observa-se que após a panela encharcar, a energia armazenada nos refratários da panela com isolante nas paredes laterais apresenta valor maior em relação a panela atual, e quando convertida em queda de temperatura do aço líquido resultou em uma diferença de apenas  $1^{\circ}\text{C}$  quando comparada a panela sem isolante, o que demonstra que a utilização do isolante não apresenta resultados tão significativos para minimizar as perdas térmicas do aço líquido ao longo dos ciclos.

## 6 CONCLUSÕES

Este trabalho apresentou uma metodologia para ajuste de parâmetros do modelo térmico transiente das panelas de uma aciaria. A partir de um procedimento de otimização multidimensional, que contou com o desenvolvimento de uma função objetivo, foi possível, a partir de dados industriais, determinar os coeficientes de transferência de calor durante o processo de aquecimento das panelas.

Os modelos térmicos transientes implementados após a determinação e utilização destes parâmetros foram capazes de representar o comportamento dos refratários da panela em diferentes condições operacionais, possibilitando efetuar otimizações dos padrões de aquecimentos das panelas com foco em melhorar o controle da temperatura do aço durante o processo.

Para o aquecimento de panelas novas, concluiu-se que para o tempo total de 18 horas de aquecimento a temperatura final calculada para o aço líquido será superior a objetivada (1570 °C), e com isto, foi possível efetuar uma otimização neste padrão de aquecimento, que resultou em uma redução de 40 minutos de aquecimento, que corresponde a 4,5%.

Para os aquecimentos programados (intermediários) de panelas fora do ciclo, os tempos de aquecimentos também puderam ser otimizados, de forma a obter melhores assertividades nas temperaturas do aço líquido nos distribuidores do lingotamento contínuo (1555°C).

Para as análises realizadas com a panela utilizando o material isolante, observou-se que a temperatura da carcaça da panela alcançou temperaturas menores do que as temperaturas alcançadas pela panela sem isolante, sendo esse fator importante quando se analisa as deformações na estrutura da carcaça devido às elevadas temperaturas, podendo causar a redução da vida útil da panela. Já em relação a conservação da temperatura do aço líquido desde o vazamento na panela até o lingotamento, o uso do isolante não proporcionou um ganho considerável em relação a panela sem isolante, visto que a queda de temperatura do aço líquido resultou em uma diferença em torno de 1°C.

Vale salientar que na literatura consultada observou-se casos similares, nos quais a utilização de isolantes não afetou de forma direta a conservação de energia do aço líquido, e casos nos quais o uso de isolante fez-se interessante, com uma conservação da energia do aço líquido considerável. Com isto, concluiu-se que utilizar ou não isolantes em panelas de aciaria diz respeito a analisar melhor as suas propriedades, visto que tais

fatores são determinantes para as suas escolhas, afim de minimizar as perdas térmicas do aço durante os procedimentos na aciaria.

## **7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS**

- I. Aplicar a metodologia em outras aciarias de empresas da área siderúrgica, para verificar a veracidade da metodologia para determinação dos parâmetros de transferência de calor para análise dos ciclos das panelas da aciaria;
- II. Explorar o modelo para o estudo de outros materiais isolantes, buscando alternativas mais vantajosas;
- III. Aprimorar o modelo da panela para o cálculo em duas dimensões, permitindo avaliar a influência do uso de tampas nas panelas de aciaria;

## 8 REFERÊNCIAS

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

AUSTIN, P. R., CAMPLIN, J. M., HERBERTSON, J., TAGGART I. J. **Mathematical Modelling of Thermal Stratification and Drainage Of Steel Ladles.** ISIJ International, vol.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.

CHAPRA, S. C.; CANALE, R. P. **Métodos Numéricos para Engenharia.** Tradução técnica Helena Castro. São Paulo: McGraw-Hill, 2008.

CHRIST, F. S., et al. **Melhoria dos Aquecedores de Panela da Gerdau Aços Finos Piratini.** Dissertação De Mestrado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais. Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Porto Alegre, janeiro de 2001.

CHRIST, F. S. **Melhorias No Aquecimento de Painéis de Aço de uma Aciaria Elétrica.** Anais do 30º Seminário de Fusão, Refino e Solidificação dos Metais, Belo Horizonte, 1998.

DUARTE, I.D. **Modelamento Matemático das Perdas Térmicas em Painéis de Aciaria.** Dissertação De Mestrado. Curso de Pós-Graduação em Engenharia de Materiais. Rede Temática em Engenharia de Materiais. UFOP – CETEC – UEMG. Ouro Preto, maio de 2015.

FERREIRA, N. F., et al. **Análise de Fatores Operacionais de Panela da Aciaria da GERDAU – Aços Finos Piratini Utilizando um Modelo Matemático.** Anais do 12º Seminário de Aciaria do IAS, Buenos Aires, 1999.

FERREIRA, N. F. **Controle da Temperatura do Aço Líquido em uma Aciaria Elétrica.** Tese de Doutorado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais. Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Porto Alegre, abril de 2000.

FERREIRA, N. F., et al. **Influência do Desgaste de Painéis Sobre as Perdas Térmicas do Aço Líquido**. Anais do 35º Seminário de Fusão, Refino e Solidificação dos Metais, Salvador, 2004.

FERREIRA, N. F., et al. **O Modelo Matemático das Painéis da CST**. Anais do 33º Seminário de Fusão, Refino e Solidificação dos Metais, Santos, 2002.

FREDMAN, T. P. **Heat Transfer in Steelmaking Ladle Refractories and Steel Temperature**. Scandinavian Journal of Metallurgy, Volume 29, p.232-258, 2000.

GUPTA, N., CHANDRA, S. **Temperature Prediction for Controlling Casting Superheat Temperature**. ISIJ International, Volume 44, p.1517-1526, June 2004.

GUZELA, D. N. **Modelo Matemático para Determinação da Queda de Temperatura do Aço no Vazamento de Corridas em Convertedores LD**. Seminário COAÇO – COREF, São Paulo, 1985.

LAGARIAS, J. C., REEDS, J. A., WRIGHT, M. H., WRIGHT, P. E. **Convergence Properties of the Nelder-Mead Simplex Method in Low Dimensions**. SIAM Journal on Optimization. Vol. 9, No. 1, pp. 112-147. December 2, 1998.

MEISTER., D. **Aplicação do Método dos Mínimos Quadrados na Estimativa de Parâmetros de um Transformador**. Dissertação de Mestrado. Departamento de Engenharia Elétrica. Faculdade de Tecnologia da Universidade de Brasília. Brasília, novembro de 2006.

MUCCIARDI, F., et al. **Thermal Cycling of Ladles at Stelco McMaster Works**. Iron & Steel Engineer, p.24-30, December 1987.

MUNDIM, M. J., et al. **Análise Térmica da Painel de Aço**. Anais do 40º Congresso Anual da ABM, Rio de Janeiro, 1985.

LOPES, H. L. P. **Modelo para Previsão da Condição Térmica de Painéis de Aciaria**. Dissertação De Mestrado. Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas. Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte, dezembro de 2007.

OMOTANI, M. A., et al. **Ladle Temperature Control During Continuous Casting**. Iron & Steelmaker, p.29-35, October 1983.

OLIVEIRA, R. N. B., et al. **Perdas Térmicas em Painéis de Aço e Convertedor LD**. Anais do 35º Congresso Anual da ABM, São Paulo, 1980.

OLIVEIRA, D. R. **Estudo do Comportamento Térmico das Painéis da Aciaria da Siderúrgica SINOBRAS S.A.** Faculdade de engenharia de materiais. Trabalho de conclusão de curso. Universidade Federal do Pará. Campus de Marabá. 2013.

PEREIRA, C. L., **Modelamento Matemático do Perfil Térmico do Revestimento Refratário de Painéis de Aço.** Dissertação de Mestrado, Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas. Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte, Março de 1986.

PERKINS, A., et al. **Improvements to Liquid Steel Temperature Control in The Ladle and Tundish.** Scaninject IV, Lulea, June, 2004.

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.

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

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

## ANEXO I: PROPRIEDADES TERMOFÍSICAS DOS MATERIAIS REFRAATÓRIOS

O anexo a seguir apresenta as propriedades dos materiais utilizados no modelo matemático. Todos os dados dos materiais refratários apresentados abaixo foram fornecidos pelos fabricantes.

### 1 CONDUTIVIDADE TÉRMICA

A partir de dados de condutividade térmica dos materiais refratários fornecidos pelos fabricantes (Tabela 10), foi possível obter equações de regressão ajustando-se curvas aos dados fornecidos. Desta forma, o modelo desenvolvido neste trabalho utiliza as equações de regressão apresentadas nas figuras abaixo, para cálculo da condutividade térmica de cada material refratário em função da temperatura, onde  $k$  é a condutividade térmica e  $T$  é a temperatura. As equações permitem que o modelo determine o valor adequado para a condutividade térmica para cada ponto do refratário, com base na temperatura atual daquele ponto.

Para a carcaça metálica da panela, utilizou-se a condutividade térmica do aço constante igual a  $52 \text{ w}/(\text{m}^\circ\text{K})$ , fornecida por Gupta et al (2004).

Tabela 10: Condutividades térmicas dos materiais utilizadas no modelo.

Temperatura	$^\circ\text{K}$	473	673	873	1073	1273	1473	1673
Material	Unidade	Condutividade térmica (k)						
Refratário de trabalho	$\frac{\text{w}}{\text{m}^\circ\text{K}}$	5,990	4,010	2,910	2,380	2,300	2,500	3,030
Refratário permanente 1	$\frac{\text{w}}{\text{m}^\circ\text{K}}$	1,672	1,556	1,481	1,447	1,455	1,505	1,596
Refratário permanente 2	$\frac{\text{w}}{\text{m}^\circ\text{K}}$	1,314	1,339	1,370	1,409	1,453	1,505	1,563
Isolante	$\frac{\text{w}}{\text{m}^\circ\text{K}}$	0,152	0,161	0,181	0,213	0,256	0,311	-

Figura 28: Condutividade térmica do refratário de trabalho em função da temperatura.

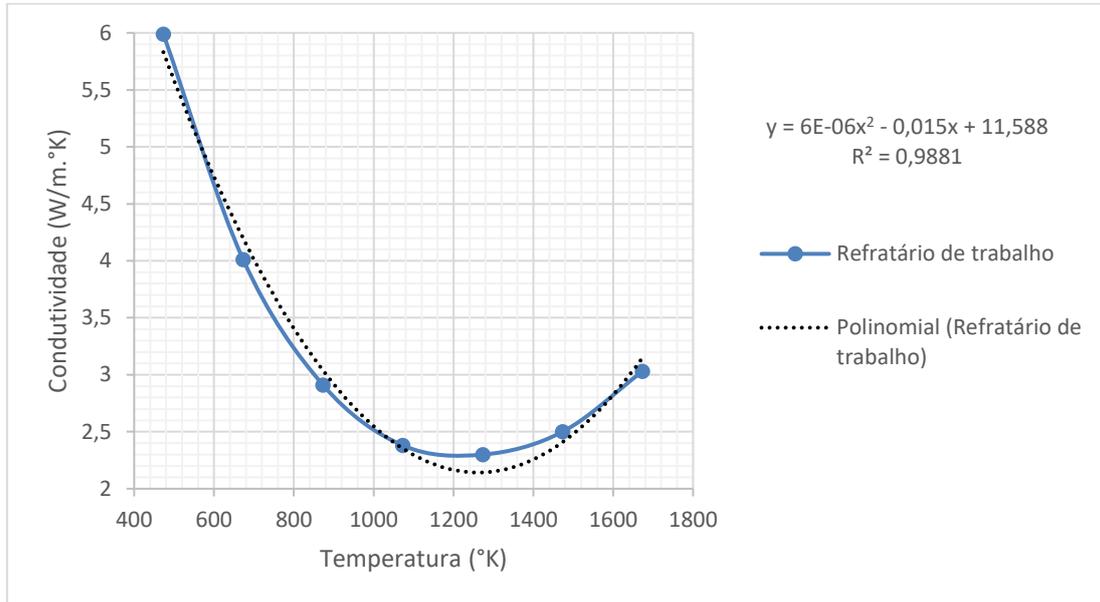


Figura 29: Condutividade térmica do refratário permanente 1 em função da temperatura.

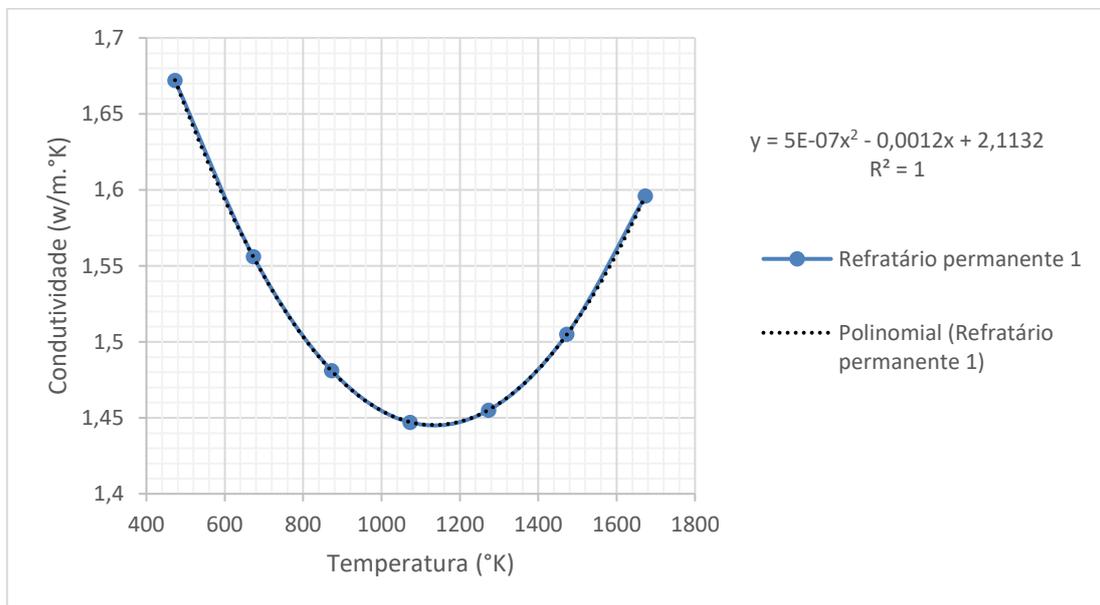


Figura 30: Condutividade térmica do refratário permanente 2 em função da temperatura.

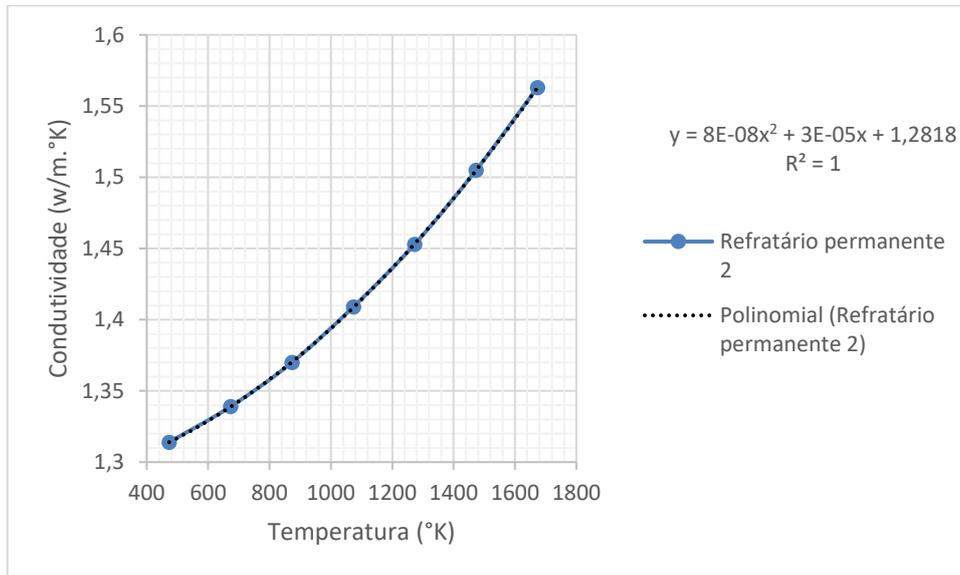
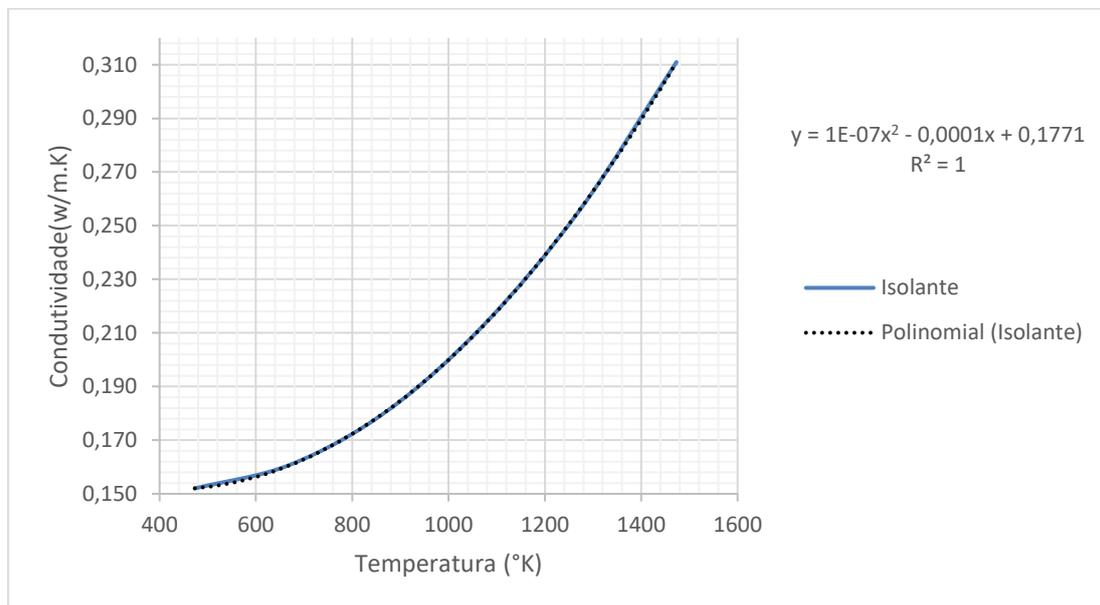


Figura 31: Condutividade térmica do isolante em função da temperatura.



## 2 CALOR ESPECÍFICO E DENSIDADE

A Tabela 11 apresenta os valores de calor específico adotados no modelo para os materiais, os quais foram considerados constantes (não foram consideradas variações nos valores de calor específico em função da temperatura).

Tabela 11: Calor específico dos materiais utilizados no modelo.

<b>Material</b>	<b>Calor Específico (J/Kg.°C)</b>
Carcaça Metálica (Aço)	552
Refratário de trabalho	1000
Refratário permanente 1	1000
Refratário permanente 2	950
Isolante	757,5

### 3 DENSIDADE

A Tabela 12 apresenta os valores de densidade adotados no modelo para os materiais, os quais foram considerados constantes.

Tabela 12: Densidade dos materiais utilizadas no modelo.

<b>Material</b>	<b>Densidade (Kg/m<sup>3</sup>)</b>
Carcaça Metálica (Aço)	7800
Refratário de trabalho	2920
Refratário permanente 1	2530
Refratário permanente 2	2330
Isolante	750

### 4 DENSIDADE

Os valores de emissividade adotados no modelo para a carcaça metálica (aço) e para o refratário de trabalho são apresentadas na Tabela 13.

Tabela 13: Emissividade dos materiais utilizadas no modelo.

<b>Material</b>	<b>Emissividade</b>
Carcaça Metálica (Aço)	0,9
Refratário de trabalho	0,1

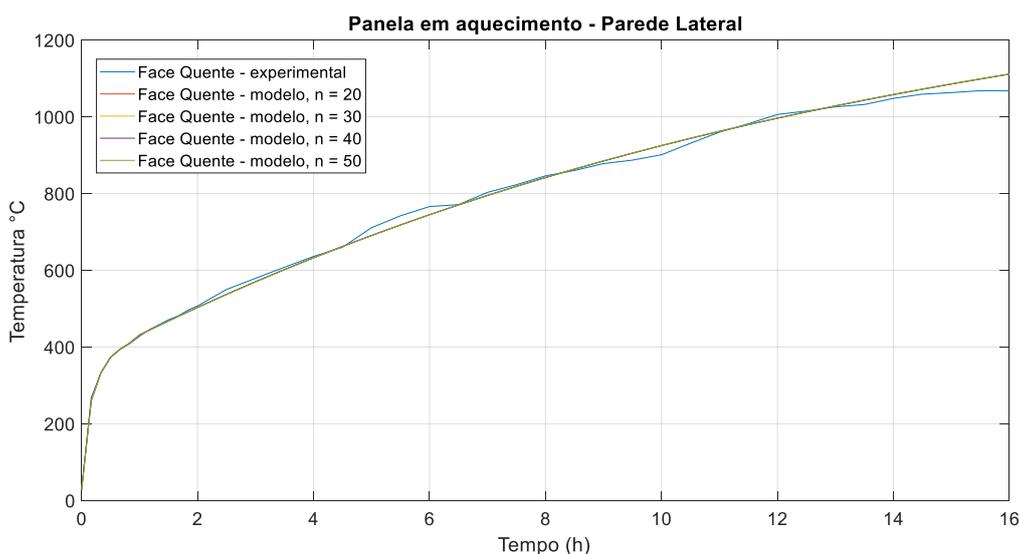
## ANEXO II: ANÁLISE E SELEÇÃO DA QUANTIDADE DE NÓS DA MALHA E DO INTERVALO DE TEMPO

Para avaliar a influência da quantidade do número de linhas mínimas da matriz da malha de resolução do modelo (nós da malha), simulou-se o modelo de aquecimento da parede lateral de painéis novos (parede lateral e carcaça) com 20, 30, 40 e 50 nós, para um intervalo de tempo de 1 segundo. A Figura 32 apresenta os resultados dos perfis de temperaturas para os diferentes números de nós na malha.

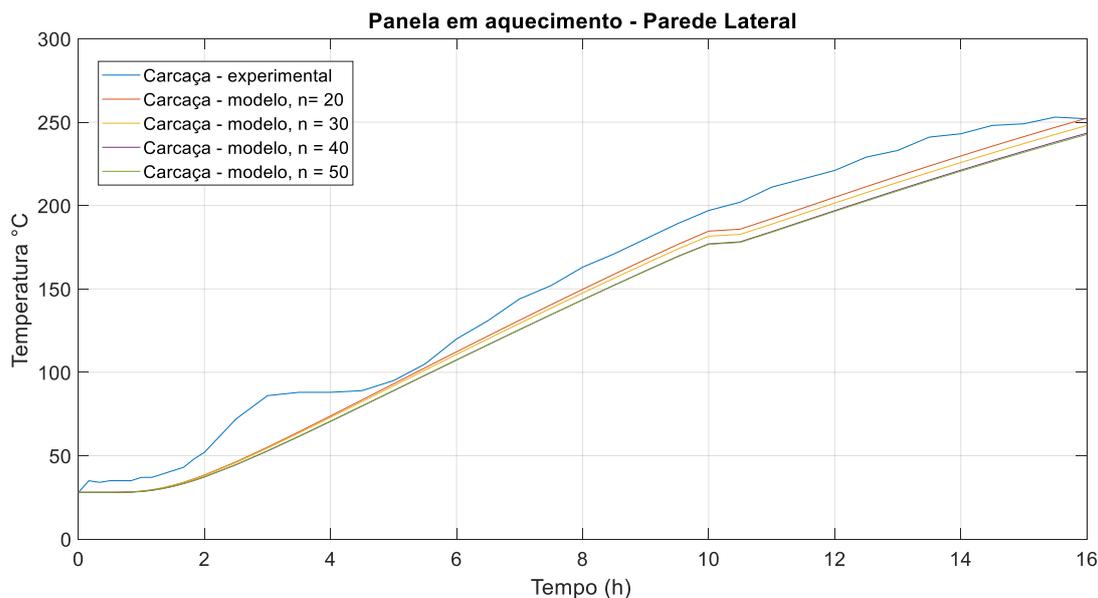
É possível observar que para a face quente da panela (Figura 32.a), as curvas para 20, 30, 40 e 50 nós estão sobrepostas, enquanto para a carcaça da panela, todas as curvas têm boa aproximação, porém a curva com 20 nós é a que apresenta melhor ajuste.

Diante disto nisto, foi selecionado para a construção da malha o número de nós da malha igual a 20, visto que foi o menor número de nós que fornece uma boa precisão dos resultados, uma vez que a utilização de uma malha mais refinada, por exemplo, com 50 nós, não aumentaria a precisão dos resultados, além de proporcionaria um aumento no tempo de resolução.

Figura 32: Perfis de temperaturas durante o aquecimento da (a) face quente e da (b) carcaça da parede lateral de painéis novos, para os diferentes números de nós na malha.



(a)



(b)

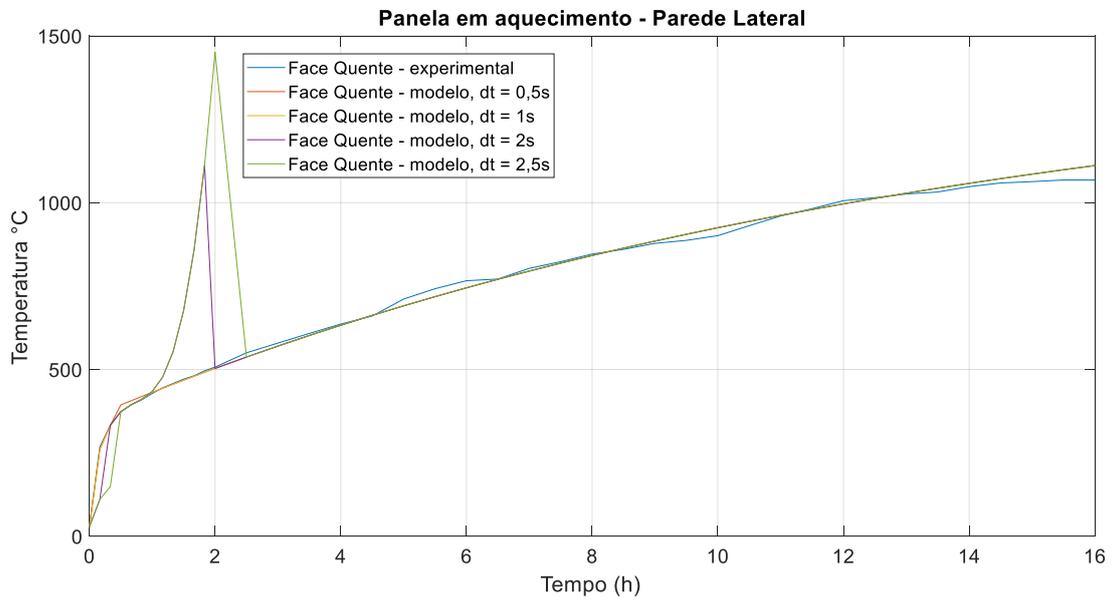
Por sua vez, para avaliar a influência do intervalo de tempo na precisão dos resultados do modelo, simulou-se o modelo de aquecimento da parede lateral e do fundo de panelas novas com 20 nós, para intervalos de tempos de 0,5, 1, 2 e 2,5 segundos. A Figura 33 apresenta os resultados dos perfis de temperaturas para os diferentes intervalos de tempo.

Analisando a Figura 33.a, observa-se que para a face quente da parede lateral da panela, os tempos de 2 segundos e 2,5 segundos apresentaram resultados poucos precisos, enquanto os intervalos de tempos de 0,5 segundos e 1 segundo apresentaram resultados melhores, com suas curvas quase que sobrepostas. Já para a carcaça da panela (Figura 33.b), apenas a curva para o intervalo de 2,5 segundos apresentou resultados poucos satisfatórios.

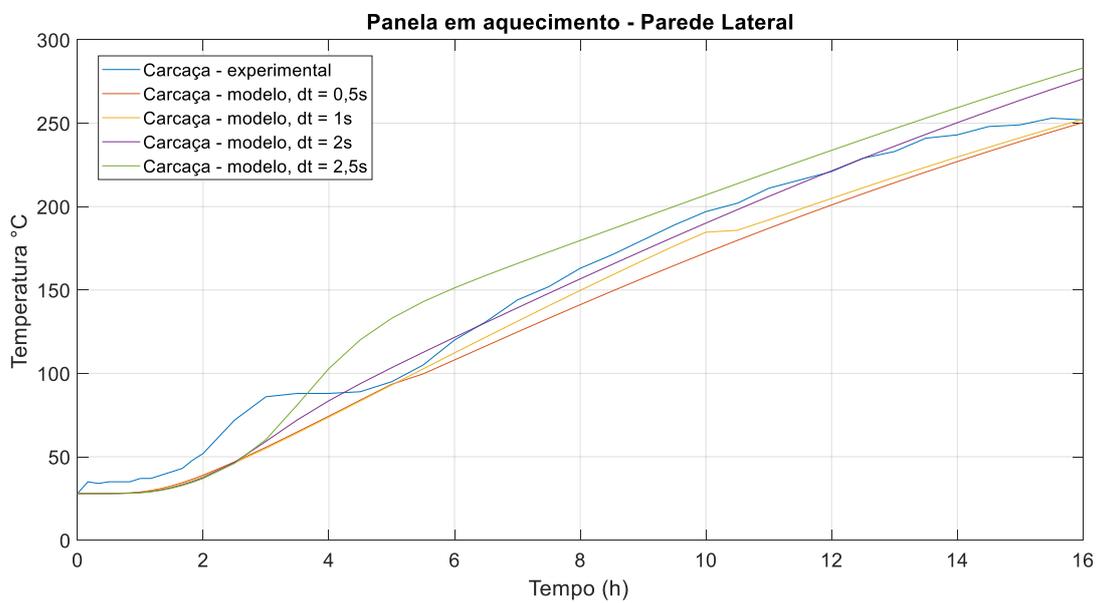
Por fim, para a face quente do fundo da panela (Figura 33.c), os tempos de 0,5 segundo e 2,5 segundos apresentaram resultados poucos precisos, enquanto os intervalos de tempos de 1 segundo e 2 segundos apresentaram resultados melhores, com suas curvas quase que sobrepostas.

Desta forma, optou-se por utilizar 1 segundo, visto que é o menor intervalo de tempo que garante a convergência do modelo e uma resolução mais rápida da simulação.

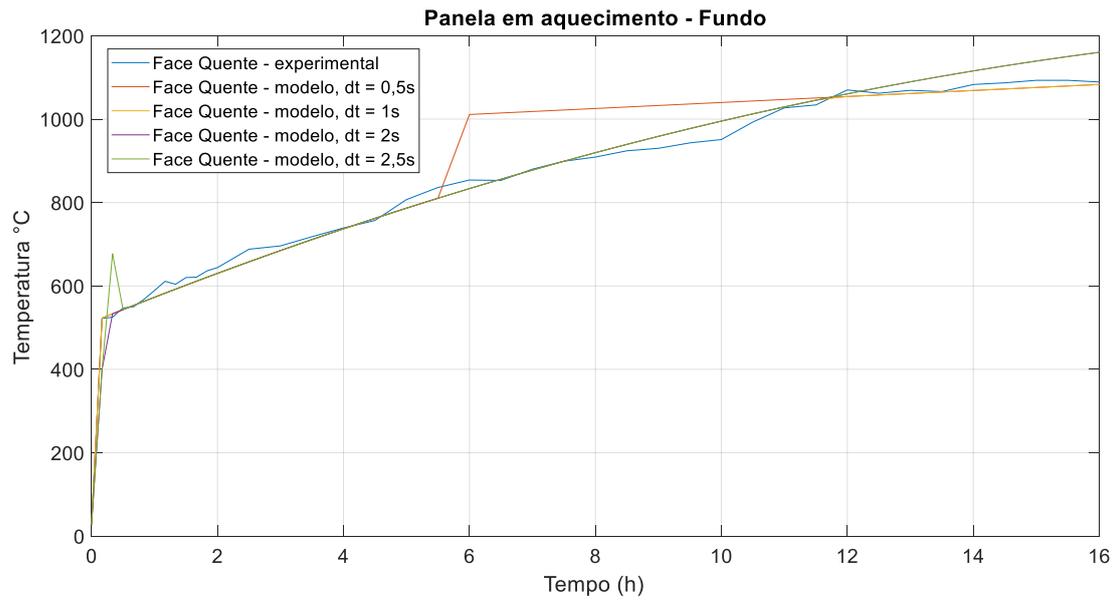
Figura 33: Perfis de temperaturas durante o aquecimento da (a) face quente e da (b) carcaça da parede lateral, e da (c) face quente do fundo, para os diferentes intervalos de tempo.



(a)



(b)



(c)