

IVANILDO DA SILVA DOS SANTOS

**RESFRIAMENTO ARTIFICIAL DE CARVÃO VEGETAL EM FORNOS DE  
ALVENARIA**

Tese apresentada à Universidade Federal de Viçosa, como parte das exigências do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Agrícola, para obtenção do título de *Doctor Scientiae*.

VIÇOSA  
MINAS GERAIS – BRASIL  
2013

**Ficha catalográfica preparada pela Seção de Catalogação e  
Classificação da Biblioteca Central da UFV**

T

S237r  
2013

Santos, Ivanildo da Silva dos, 1971-  
Resfriamento artificial de carvão vegetal em fornos de  
alvenaria / Ivanildo da Silva dos Santos. – Viçosa, MG, 2013.  
ix, 87f. : il. (algumas color.) ; 29cm.

Inclui anexos.

Orientador: Márcio Arêdes Martins

Tese (doutorado) - Universidade Federal de Viçosa.

Inclui bibliografia.

1. Carbonização. 2. Resfriamento. 3. Otimização.  
4. Materiais granulados - Permeabilidade. 5. Carvão vegetal -  
Propriedades térmicas. 6. Fornos. I. Universidade Federal de  
Viçosa. Departamento de Engenharia Agrícola. Programa de  
Pós-Graduação em Engenharia Agrícola. II. Título.

CDD 22. ed. 662.74

IVANILDO DA SILVA DOS SANTOS

**RESFRIAMENTO ARTIFICIAL DE CARVÃO VEGETAL EM FORNOS DE ALVENARIA**

Tese apresentada à Universidade Federal de Viçosa, como parte das exigências do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Agrícola, para obtenção do título de *Doctor Scientiae*.

APROVADA em 26 de março de 2013.

---

Angélica de Cássia O. Carneiro  
(Coorientadora)

---

Ana Márcia Ladeira Carvalho

---

Jadir Nogueira da Silva

---

Daniel Camara Barcellos

---

Prof. Márcio Arêdes Martins  
(Orientador)

A minha Mãe, pelo exemplo de paciência. Ela faz parte das conquistas.

Ao meu Pai, com quem aprendi a aproveitar ao máximo as potencialidades do que dispomos ao nosso alcance. Poluição é fonte de energia não aproveitada.

Aos meus irmãos(ãs), que com palavras e gestos desempenharam papel decisivo nesta conquista.

DEDICO.

A minha esposa Luciana,  
Aos meus filhos(as), Isabella, Johnny e Lorraine

OFEREÇO.

## **AGRADECIMENTOS**

A Deus, pela maravilha que é viver.

Aos amigos do IFMT-SVC, que assumiram atividades extras, demonstrando solidariedade e compreensão. Com estes atos, concretizaram minha liberação e ajudaram-me a vencer esta batalha.

Ao Instituto Federal de Educação Ciência e Tecnologia do Mato Grosso – Campus São Vicente IFMT-SVC, por ter efetivado minha liberação para realização do curso.

À Universidade Federal de Viçosa / Departamento de Engenharia Agrícola, pela oportunidade e condições oferecidas para realização e conclusão do curso.

Ao professor Marcio Arêdes Martins, pela atenção dispensada, pela orientação, confiança, amizade e pelos ensinamentos. Obrigado Professor foi mais que um Orientador.

À professora Angélica de Cássia (Cassinha), pela amizade, orientação e confiança. A grandeza de uma pessoa a gente observa em suas ações.

Aos professores conselheiros, pelas críticas e sugestões que só somaram para o sucesso deste trabalho.

Aos Professores Jadir, Ana Marcia e Daniel, que deixaram seus afazeres diários para colaborar com sugestões e indagações realizadas durante a defesa.

A todos meus familiares, pelo incentivo e torcida.

À Coordenadoria de Aperfeiçoamento de Pessoal de Ensino Superior – CAPES/ PIQDTec, pela bolsa de estudo.

À Fundação de Amparo a Pesquisa de Minas Gerais – FAPEMIG, pelo apoio financeiro à realização do projeto e a SECTES.

Às empresas do grupo de pesquisa (G6) (Gerdau, Votorantim, AcellorMital, V&M do Brasil, Plantar e Aperam

Aos amigos do laboratório CFDBIO - Engenharia Agrícola – UFV (Emanuelle, Marcelo, Diego, Thais, Luciano, Michel, Rosana, Mariana,

Daniel Rizzo, Rodrigo, Ana e Lucas), que não mediram esforços nos momentos em que os solicitei.

Aos amigos do LAPEM (Marco Túlio, Sálvio (Moiado), Arthur, Thiago, Matheus, Miguel, Bráulio, Welliton, Júlia, Lucas, Wagner, Danilo, Tito, Ariel, e demais colaboradores). Vocês são exemplos de solidariedade e união. Com vocês, fazia muitos experimentos (carbonizações).

Aos funcionários do Departamento de Engenharia Agrícola e Departamento de Engenharia Florestal, pela colaboração durante a conclusão do curso.

Ao meu amigo próximo, Guilherme Vargas e família, sempre presentes nos momentos em que mais precisava.

Aos amigos que proporcionaram momentos agradáveis durante este período em Viçosa. O bom bate papo, as gargalhadas, o futebol, etc, são escapes que alimentam, revigoram e dão forças para seguirmos nas batalhas a cada dia.

A todos o meu muito obrigado.

## BIOGRAFIA

Ivanildo da Silva dos Santos, o quinto, dos nove filhos de Valdemar Dantas dos Santos e Iracema Ana da Silva dos Santos, nasceu em 03 de janeiro de 1971 em Vale Rico, estado de Mato Grosso.

Nesta mesma cidade, concluiu o ensino fundamental em 1987 na Escola Estadual de 1º Grau “Pedro Ferreira”, na qual, durante o ano de 1991 foi professor substituto.

Em 1990 conclui o ensino médio e o curso Técnico em Agropecuária pela Escola Agrotécnica Federal de Cuiabá, hoje, Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia de Mato Grosso – Campus São Vicente (IFMT), do qual é professor efetivo desde 2006.

Concluiu o curso de Licenciatura em Física pela Universidade Federal Rural do Rio de Janeiro, em março de 1996.

No período de maio de 1996 a setembro de 2006, fez parte do quadro efetivo de professores do Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia do Triângulo Mineiro – Campus Uberaba (antigo Centro Federal e Ensino Tecnológico de Uberaba), ocupando a cadeira de professor de Física.

Especializou-se em “O Processo Ensino Aprendizagem”, na área de Educação, pela Universidade Claretianas de Batatais, em dezembro 1996.

Obteve título de mestre em Engenharia Agrícola pela Universidade Federal de Viçosa, na área de Armazenamento e Processamento de Produtos Vegetais em agosto de 2003.

Em março de 2009 ingressou no curso de doutorado em Engenharia Agrícola da Universidade Federal de Viçosa, concluindo-o em março de 2013.

## SUMÁRIO

<b>RESUMO</b> .....	viii
<b>ABSTRACT</b> .....	ix
<b>1 Introdução Geral</b> .....	1
<b>2 Bibliografia</b> .....	5
<b>3 CAPÍTULO I - PROPRIEDADES FÍSICAS DO CARVÃO DE EUCALIPTO</b> .....	6
3.1 INTRODUÇÃO .....	8
3.2 REFERENCIAL TEÓRICO .....	9
3.2.1 Perda de Carga .....	9
3.2.2 Porosidade .....	10
3.2.3 Condutividade térmica .....	11
3.2.4 Calor específico .....	13
3.3 MATERIAL E MÉTODOS .....	14
3.4 RESULTADOS E DISCUSSÃO .....	21
3.5 CONCLUSÕES .....	31
3.6 SUGESTÕES .....	32
3.7 BIBLIOGRAFIA .....	33
<b>4 CAPÍTULO II - RESFRIAMENTO ARTIFICIAL DE CARVÃO VEGETAL EM FORNOS DE ALVENARIA</b> .....	37
4.1 INTRODUÇÃO .....	39
4.2 REFERENCIAL TEÓRICO .....	40
4.2.1 Carbonização da madeira .....	40
4.2.2 Trocadores de calor .....	41
4.2.3 Resfriamento de carvão vegetal em fornos de alvenaria .....	42
4.3 MATERIAL E MÉTODOS .....	43
4.3.1 Carbonização .....	44
4.3.2 Dimensionamento do trocador de calor .....	45
4.3.3 Resfriamento do forno .....	56
4.3.4 Aquisição de dados .....	60
4.3.5 Análises da Qualidade do carvão vegetal .....	62
4.4 RESULTADOS E DISCUSSÃO .....	63
4.4.1 Perfil térmico do forno durante o resfriamento .....	63
4.4.2 Qualidade do carvão .....	72

4.5 CONCLUSÕES.....	74
4.6 SUGESTÕES .....	75
4.7 BIBLIOGRAFIA.....	76
<b>5. CONCLUSÕES GERAIS.....</b>	<b>80</b>
ANEXO 1 .....	81
ANEXO 2 .....	82

## RESUMO

SANTOS, Ivanildo da Silva dos, D.Sc., Universidade Federal de Viçosa, março de 2013. **Resfriamento artificial de carvão vegetal em fornos de alvenaria.** Orientador: Marcio Arêdes Martins. Coorientadora: Angélica de Cássia Oliveira Carneiro.

O setor siderúrgico nacional supriu 21,6% de suas necessidades energéticas consumindo 84,8% da produção de carvão vegetal brasileira. Parte desta produção, proveniente de florestas plantadas, vem aumentando nos últimos anos e o processo de resfriamento artificial de carvão vegetal em fornos de alvenaria, surge como práticas na redução de custos e tempo do processo produtivo. Metodologias de resfriamentos vêm sendo pesquisadas em praças de carbonização, porém sem a avaliação de fatores que possam influenciar na qualidade do carvão vegetal. Objetivou-se neste trabalho, avaliar a dinâmica de resfriamento de um forno de alvenaria contendo carvão vegetal, utilizando um trocador de calor no resfriamento dos gases presentes no interior do forno. Especificamente, objetivou-se analisar a influência do fluxo dos gases (presentes no forno) pela massa de carvão na qualidade final do carvão vegetal. Investigar as propriedades térmicas e físicas do carvão produzido e propor metodologia de dimensionamento de sistemas de resfriamento para fornos de alvenaria usados na produção de carvão vegetal. Durante o resfriamento, 4 fluxos foram avaliados em 3 repetições. O uso do trocador proporcionou reduções no tempo de resfriamento de 50%, 57% e 63% para os fluxos de  $0,108 \text{ m}^3 \text{ m}^{-2} \text{ s}^{-1}$ ,  $0,060 \text{ m}^3 \text{ m}^{-2} \text{ s}^{-1}$  e  $0,034 \text{ m}^3 \text{ m}^{-2} \text{ s}^{-1}$ , respectivamente. Verificou-se para os maiores fluxos, ocorrência de queima de carvão próximo à saída dos gases do forno, provocando aumentando no tempo de resfriamento. Para os fluxos adotados, verificou-se que não houve diferença significativa entre os tratamentos e a testemunha (fluxo 0), nos parâmetros de qualidade do carvão, produzindo carvão vegetal com características desejáveis para o consumo. Finalmente, sugere-se que no dimensionamento de trocadores, a diferença de pressão entre a sucção e injeção dos gases no forno, não proporcione infiltração de ar atmosférico para o interior do forno.

## ABSTRACT

SANTOS, Ivanildo da Silva dos, D.Sc., Universidade Federal de Viçosa, March 2013. **Artificial cooling of wood carbonization furnaces.** Advisor: Marcio Arêdes Martins. Co-Advisor: Angélica de Cássia Oliveira Carneiro.

The domestic steel industry has met 21.6% of its energy needs by consuming 84.8% of charcoal production. Part of this production, from planted forests, has increased in recent years and the artificial cooling process of carbonization furnaces emerges to reduce costs and time in the production process. Methodologies of cooling have been researched for the carbonization process, but without the assessment of factors that may influence the quality of charcoal. The objective of this study was to evaluate the performance of a cooling process of furnace containing charcoal, using a heat exchanger for cooling the gases present inside the furnace. The aim of this work was specifically to analyze the influence of the gas flow (present inside the furnace) through the mass of charcoal in final product quality. To investigate the thermal and physical properties of produced charcoal, and propose design methodology for cooling systems for carbonization furnaces of charcoal. During the cooling process, 4 flows were evaluated in three replicates. The heat exchanger promoted reductions in cooling time of 50%, 57% and 63% for the flows of  $0.108 \text{ m}^3 \text{ m}^{-2} \text{ s}^{-1}$ ,  $0.060 \text{ m}^3 \text{ m}^{-2} \text{ s}^{-1}$ , and  $0.034 \text{ m}^3 \text{ m}^{-2} \text{ s}^{-1}$ , respectively. It was observed for the higher flows, the occurrence of burning charcoal near the exit of the gases, resulting in an increase of cooling time. For flows adopted, it was found that there was no significant difference between treatment and control (flow 0), in the parameters of quality of charcoal, producing charcoal with desirable characteristics for consumption. Finally, it is suggested that in the design of heat exchangers, the pressure difference between the suction and injection of the gases in the furnace, does not provide infiltration of atmospheric air into the furnace.

## 1 – INTRODUÇÃO GERAL

O uso do carvão vegetal na siderurgia está intimamente relacionado com o processo de industrialização do Brasil. Na época em que a estrutura viária não permitia o emprego do carvão mineral, importado ou produzido no país, o carvão vegetal, de fácil produção e de baixo custo, viabilizou a implantação de usinas de pequena capacidade de produção, compatíveis com o nascente mercado de aço. Na década de 50, com a instalação da Usina Siderúrgica Nacional, em Volta Redonda, que consumia coque de carvão mineral importado, iniciou-se então, um período de competição entre os dois termorreductores, o que ocasionou na época, uma queda no uso do carvão vegetal.

Hoje, sabe-se que os processos de redução que utilizam o carvão vegetal são praticamente isentos de enxofre, obtendo-se produtos de melhor qualidade devido aos baixos teores de inorgânicos. A melhor qualidade, preços competitivos, além do reconhecimento das nações que participam das reuniões internacionais relativas ao clima, de que a utilização de combustíveis obtidos a partir da biomassa iram minimizar o agravamento do efeito estufa, incentivos ao uso desta fonte tem sido apresentados, tornando o uso de carvão vegetal uma opção atrativa.

É importante destacar que a madeira e o carvão vegetal, segundo dados do Balanço Energético Nacional (Brasil, 2011) compõem 9,7% da matriz energética nacional. Entretanto, ressalta-se que houve decréscimo na composição da matriz em relação ao ano de 2008, possivelmente motivada pela queda no consumo energético do setor de ferro-gusa e aço, que consumiu 18229 mil tep (toneladas de equivalente em petróleo) em 2008, caindo para 16637 mil tep em 2010.

Como reportado por Brasil (2011), 33,1 % da madeira produzida no ano de 2010 foram transformadas em carvão vegetal. Do total de carvão vegetal produzido, 84,8 % foi destinado ao setor siderúrgico nacional, respondendo por aproximadamente 21,6 % da energia demandada. Ressalta-se que o principal consumidor foi o setor de ferro gusa e aço (72,6 %), representando 20,3 % de toda energia utilizada no processo. Já o setor de ferro-ligas, utilizou-se 12,2 % do carvão com fins energético, suprimindo

35,8 % de toda energia usada no processo. Estes números caracterizam que é no setor siderúrgico que o carvão vegetal encontra seu melhor nicho de mercado, apesar de, mundialmente, a utilização de carvão vegetal em altos-fornos representar apenas 1 % da produção de ferro gusa.

O carvão vegetal, obtido pelo processo da pirólise da madeira à razão de uma tonelada de carvão por 3 toneladas madeira na base seca, foi sinônimo de desmatamento indiscriminado e exploração de mão-de-obra durante séculos. Ultimamente, por meio de um planejamento (cultivo de milhares de hectares de florestas energéticas) e do uso mais eficiente da energia gerada por este combustível, o mesmo vem tornando-se sinônimo de melhoria de qualidade de vida dos produtores, do ponto de vista ambiental, social e econômico.

Apesar da grande utilização do carvão vegetal pelo setor siderúrgico brasileiro, o sistema de transformação ainda é arcaico e rudimentar, tendo o seu rendimento e qualidade, bem como a produtividade dos fornos, dependente de fatores inerentes a madeira e aos processos de carbonização, dentre os quais se destacam a umidade da madeira, rusticidade dos fornos, instrumentação para controle da carbonização, emissões de poluentes e longos períodos de resfriamento dos fornos.

A madeira usada no processo de carbonização, geralmente apresenta umidade (Ubs) de aproximadamente 100 % após o corte e dependendo da espécie pode chegar a 150 %. Armazenadas ao ar livre (a campo) e dependendo das condições climáticas local, as toras empilhadas atingem umidade (Ubs) de aproximadamente 30-40 % em 90 a 180 dias. Depois da etapa de secagem a campo, a madeira é transportada para as praças de carbonização e em fornos de alvenaria, o processo de carbonização é iniciado. Nestes fornos, o tempo de carbonização é de aproximadamente 3 a 5 dias e após este período, inicia-se o resfriamento natural, com duração de 5 a 11 dias, momento em que atingem temperatura de descarga (40 °C).

Durante a pirólise, há perdas significativas de energia nos gases liberados do processo de carbonização ou até mesmo após a queima destes em fornalhas. Estas perdas podem ser minimizadas se tal energia for utilizada na secagem da madeira ou na geração de energia elétrica. Essa energia elétrica gerada pode ser utilizada para acionar motores de

trocadores de calor usados no resfriamento artificial do carvão, reduzindo o ciclo produtivo do carvão vegetal, uma vez que o resfriamento natural é a etapa que demanda maior tempo.

Usando a energia dissipada pelos gases para gerar vapor e aplicando-o no resfriamento de um sistema de carbonização, Reis (2009) concluiu que a metodologia possibilitou ótima relação custo/benefício, aumentando o número de fornadas por ano. Porém, salienta-se que o autor não apresentou dados importantes sobre a qualidade do carvão, como friabilidade, poder calorífico e densidade a granel.

Pesquisas apontam que projetos de sistemas específicos para utilização de biomassa com fins energéticos, requer um pleno conhecimento das propriedades físicas e químicas do biocombustível. Nos estudos sobre conversão termoquímica de energia, além do conhecimento da granulometria, análise imediata, análise elementar e poder calorífico, cita-se também a massa específica do combustível como importante fator de contribuição ao estudo da utilização da biomassa para diversos fins.

No caso do carvão, essas propriedades dependem da composição e da estrutura da madeira, da umidade, das dimensões da tora, da temperatura de carbonização, da taxa de aquecimento da carga no forno e da taxa de resfriamento. Os três últimos fatores estão diretamente relacionados com a dinâmica dos gases dentro do forno, por isso, a modelagem e simulação computacional do processo possibilitam analisar diversas situações de trabalho sem ter que executar diversas mudanças e diversos testes em um forno proposto, viabilizando a obtenção de um sistema mais eficiente em um curto período.

Diante do exposto, o presente trabalho tem como objetivo geral, contribuir para a estruturação da cadeia produtiva do carvão vegetal, aumentando a produtividade do setor e conseqüentemente minimizando custos de produção. Para isso, o trabalho foi organizado em duas partes, sendo dois capítulos com objetivos específicos. A primeira parte foi desenvolvida a partir da percepção da necessidade de fornecer informações sobre as propriedades térmicas e aerodinâmicas do carvão vegetal, de forma a contribuir no dimensionamento de trocadores de calor a serem acoplados aos fornos. Os resultados obtidos são apresentados no capítulo I

intitulado “**Propriedades físicas do carvão vegetal da madeira de eucalipto**”.

A segunda parte do estudo (parte experimental) foi desenvolvida a partir da melhor configuração de resfriamento dos fornos apontada em estudos preliminares de simulações e devido à inexistência da mesma configuração nas Unidades Produtoras de Carvão que já utilizam o resfriamento artificial. Os efeitos do resfriamento no carvão vegetal, foram analisados modificando-se os fluxos dos gases de resfriamento. Os resultados são apresentados no capítulo II com o título “**Resfriamento artificial de carvão vegetal em fornos de alvenaria**”.

## **2 - Bibliografia**

BRASIL. MINISTÉRIO DE MINAS E ENERGIA. **Balço Energético Nacional 2011 (anexos)/ Ministério de Minas Energia**; colaboração Empresa de Pesquisa Energética . Brasília : MME : EPE, 2011. p. 111 : il

REIS, H. O. **Resfriamento de fornos de carbonização por meio de injeção de vapor d'água**. 2009. 78 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Agrícola), Universidade Federal de Viçosa, Viçosa, MG.

### 3. CAPÍTULO I - PROPRIEDADES FÍSICAS DO CARVÃO VEGETAL DA MADEIRA DE EUCALIPTO

**RESUMO:** O baixo potencial energético do carvão mineral brasileiro, o alto custo em importar e transportar carvão mineral e as recentes preocupações com as emissões de CO<sub>2</sub>, proveniente da utilização de combustíveis não renováveis, tem levado as indústrias do setor siderúrgico a utilizarem o carvão vegetal, proveniente de madeira de eucalipto, como principal termorreduzidor. Neste contexto, a produção de carvão vem aumentando nos últimos anos e os processos de resfriamento dos fornos de carbonização, surgem como práticas na redução de custos e aumento de produtividade, por meio da redução do tempo do processo produtivo. Nestes processos, o conhecimento das propriedades físicas do carvão de eucalipto é de fundamental importância no dimensionamento de equipamentos e escolha das vias de resfriamento. Sendo assim, objetivou-se neste trabalho avaliar as propriedades físicas do carvão de eucalipto (perda de carga, porosidade, condutividade térmica e calor específico) para subsidiar dimensionamento de trocadores de calor para o processo de resfriamento. Verificou-se que a perda de carga é diretamente proporcional ao quadrado da velocidade do ar que permeia o leito de carvão e à altura da coluna de carvão, obtendo-se R<sup>2</sup> superiores a 0,95 nos ajustes entre os modelos de perda de carga testados e os dados obtidos. A porosidade a granel do carvão produzido situou-se em 54,8 ± 2 %. A condutividade e o calor específico foram 0,030 ± 0,002 W m<sup>-1</sup> K<sup>-1</sup> e 1017 ± 74 J kg<sup>-1</sup> K<sup>-1</sup>, respectivamente.

**PALAVRAS-CHAVE:** condutividade, escoamento de ar, permeabilidade.

## PHYSICAL PROPERTIES OF CHARCOAL OF EUCALYPTUS WOOD

**ABSTRACT:** The low energy potential of brazilian coal, the high cost of importing and transporting coal and the recent concerns about CO<sub>2</sub> emissions from the use of non-renewable fuels, has led industries of the steel sector to use charcoal of eucalyptus wood. In this context, the production of charcoal from planted forests has been increasing in recent years and the cooling processes of carbonization furnaces arises as an activity to reduce costs and increase productivity, by reducing the time of the production process. In these processes, the knowledge of the physical properties of the eucalyptus charcoal is crucial in the design of equipment and choice of cooling airway. The objective of this study was to evaluate the physical properties of eucalyptus charcoal (head loss, porosity, thermal conductivity, specific heat) to support the design of heat exchanger for the cooling process. It was found that the head loss is directly proportional to the square of air velocity and the charcoal column height, resulting in R<sup>2</sup> above 0.95 in the adjustments between models of head loss tested and the data obtained. The porosity of the charcoal produced was 54.8 ± 2%. The conductivity and specific heat were 0.030 ± 0.002 W m<sup>-1</sup> K<sup>-1</sup> and 1017 ± 74 J kg<sup>-1</sup> K<sup>-1</sup>, respectively.

**KEYWORDS:** conductivity, air flow, permeability.

### 3.1 – INTRODUÇÃO

O baixo potencial energético do carvão mineral brasileiro, o alto preço de importação e transporte do carvão mineral, além das recentes preocupações com as emissões de CO<sub>2</sub>, proveniente da utilização de combustíveis não renováveis, tem motivado o setor siderúrgico brasileiro a utilizar o carvão vegetal como principal termorredutor na produção de ferro-liga, ferro gusa e aço. A grande demanda por carvão vegetal de florestas plantadas motivou produtores a usarem técnicas modernas de produção. Dentre estas técnicas, destacam-se os fornos equipados com termometria, trocadores de calor para resfriamento do carvão, queimadores de gases de emissão e secadores de lenha. Tais técnicas vêm ocorrendo com planejamento, possibilitando ganhos na produtividade do carvão vegetal.

Dentro desta perspectiva, o resfriamento artificial do carvão já é uma realidade, tornando-se necessário o conhecimento da dinâmica do escoamento e de transferência de calor entre os gases, a massa de carvão vegetal que compõem o leito poroso e o forno.

Assim, o conhecimento das propriedades físicas de materiais lignocelulósicos é essencial para fornecer informações para a modelagem, otimização e projetos de processos e equipamentos nas operações baseadas em tratamento térmico, como por exemplo, desidratação, branqueamento, cozimento, aquecimento, resfriamento, evaporação e congelamento, dentre outras (CASANOVA, 2012).

Para dimensionar equipamentos de resfriamento, valores de perda de carga, porosidade, condutividade térmica, calor específico, área superficial, diâmetro de partícula e densidade, são essenciais, porém, em literaturas que tratam de carvão vegetal, não se encontra informações a cerca de algumas destas propriedades para o carvão vegetal da madeira de eucalipto.

Considerando que no dimensionamento de equipamentos de resfriamento ou secagem de um material, as propriedades físicas deste produto devem ser conhecidas, o objetivo geral deste trabalho é avaliar algumas propriedades físicas do carvão de eucalipto para subsidiarem no dimensionamento de um sistema de resfriamento de forno de alvenaria, usado para carbonizar madeira de eucalipto.

Como objetivos específicos, tem-se:

- Determinar experimentalmente a perda de carga em um leito fixo de carvão vegetal da madeira de eucalipto;
- Relacionar os valores de perda de carga obtidos por meio de modelos teóricos existentes; e;
- Determinar a condutividade térmica, o calor específico e a porosidade do carvão vegetal da madeira de eucalipto.

## **3.2 – Referencial Teórico**

### **3.2.1 – Perda de Carga**

No dimensionamento e construção de sistemas com ventilação forçada ou natural, em meios porosos, deve-se considerar uma resistência adicional ao escoamento, devida ao dispositivo de homogeneização do fluxo e às características das partículas, ocasionando uma queda na pressão estática ao longo do escoamento. Segundo Lasseran (1981), os ventiladores são escolhidos para fornecerem uma vazão de ar sob determinada pressão, sendo que o seu desempenho depende principalmente desses dois parâmetros e o aumento de um, implica na redução do outro. Em produtos agrícolas, por exemplo, que apresentam tamanhos uniformes, como soja, arroz, café e milho, a perda de carga é determinada por equações que relacionam a queda de pressão por unidade de espessura da camada do produto com o fluxo de ar ( $\text{m}^3 \text{s}^{-1} \text{m}^{-2}$ ), diâmetro da partícula ( $D_p$ ) e da porosidade ( $\varepsilon$ ), segundo a Lei de Darcy (COELHO, 2009).

Os modelos para determinar a perda de carga em meios porosos surgiram em 1856 quando Darcy equacionou o enunciado publicado 15 anos antes por Poiseuille, que dizia que o escoamento em um tubo capilar é diretamente proporcional à carga hidráulica no tubo e inversamente proporcional ao comprimento (BOTARI e DI BERNARDO, 2009); (SHEDD, 1951) (Equação 1); (HUKILL e IVES, 1955) (Equação 2) e (HUNTER, 1983) citado por (BIAGGIONI, 2005) (Equação 3).

$$Q''=a\left(\frac{\Delta p}{\Delta n}\right)^b \quad (1)$$

$$\frac{\Delta p}{\Delta n} = \frac{a Q''^2}{\ln(1+b Q'')} \quad (2)$$

$$\frac{\Delta p}{\Delta n} = M V + N V^2 \quad (3)$$

em que;

- $\frac{\Delta p}{\Delta n}$  - queda de pressão por unidade de distância na direção do fluxo de ar (gradiente de pressão) (Pa m<sup>-1</sup>);
- a,b - constantes que dependem da partícula;
- Q'' - fluxo de ar (m<sup>3</sup> s<sup>-1</sup> m<sup>-2</sup>).
- V - fluxo de ar (m<sup>3</sup> s<sup>-1</sup> m<sup>-2</sup>);
- M - Coeficiente linear de perda de carga, e;
- N - Coeficiente quadrático de perda de carga.

O conhecimento da dinâmica dos gases da carbonização, ao percolar a massa de carvão presente no interior do forno é fundamental para que se consiga caracterizar o processo de transferência de calor do carvão para os gases durante o resfriamento do forno.

### 3.2.2 – Porosidade

De acordo com Bear (1979), uma matriz porosa é considerada contínua quando a retirada de um poro não altera significativamente a porosidade global, o que não ocorre para o carvão, devido a sua massa ter granulometria diversa.

A porosidade de um leito poroso, também conhecida como porosidade a granel ( $\varepsilon$ ), é a percentagem em volume não ocupado pelos pedaços do material em relação ao volume total (Equação 4). Esta

propriedade tem forte relação com a perda de carga do fluido que percola o meio poroso, por isso, sua determinação é essencial.

$$\varepsilon = \frac{V_{\text{ar}}}{V_{\text{total}}} \quad (4)$$

em que;

- $\varepsilon$  - Porosidade (adimensional);
- $V_{\text{ar}}$  - volume de ar presente no meio poroso ( $\text{m}^3$ ); e,
- $V_{\text{total}}$  - volume total do meio poroso ( $\text{m}^3$ ).

### 3.2.3 – Condutividade térmica

Existem inúmeras técnicas de determinação da condutividade térmica de materiais, em que suas medições são baseadas em condições de estado estacionário, semiestacionário ou transiente (MOHSENIN, 1980).

O método estacionário se sobressai sobre os demais devido a sua simplicidade e o alto grau de controle das variáveis experimentais, gerando resultados bastante precisos. A desvantagem deste método refere-se ao longo tempo de observação para atingir o estado estacionário, e dependendo do material, pode alterar sua composição (REIDY & RIPPEN, 1971).

Em um corpo sólido homogêneo, o fluxo de calor é constante em todas as direções e as propriedades térmicas independem da forma ou do volume do material. Porém, em meio poroso, a forma das partículas, a compactação do produto, o teor de água, a temperatura, a composição, a densidade e a porosidade influenciam na quantidade de calor transferido por unidade de área, influenciando as propriedades térmicas do material (STOLF, 1972).

A condutividade térmica, no caso de uma transferência de calor unidimensional, pode ser definida por meio da lei de Fourier, expressa pela Equação 5.

$$q_x = KA \frac{\Delta T}{\Delta L} \quad (5)$$

em que;

- $q_x$  - taxa de calor dissipado no sistema (W);
- $k$  - condutividade térmica ( $W\ m^{-1}\ K^{-1}$ );
- $\Delta T$  - variação de temperatura entre as duas faces ( $^{\circ}C$ );
- $A$  - área da face ( $m^2$ ); e,
- $\Delta L$  - distância entre as duas faces (m).

Na determinação da condutividade térmica, por meio da Equação 5, além da geometria da amostra ( $A$  e  $\Delta L$ ), são necessárias medidas de diferenças de temperatura ( $\Delta T$ ) e taxa de calor ( $q_x$ ).

Na determinação da condutividade térmica de um material, o processo de transferência de calor por condução, em regime permanente ou transiente, geralmente é investigado em uma amostra do produto, modelada com uma forma geométrica usualmente simples (placas paralelas, cilindros e esferas concêntricas). As condições impostas ao sistema para a transferência de calor e a geometria são similares àquelas que teoricamente descrevem um problema, regido por uma equação diferencial, que tenha uma solução analítica.

Uma geometria simples, para a qual soluções algébricas podem ser obtidas, é o sólido semi-infinito. Em princípio, tal sólido se estende até o infinito em todas as direções, exceto uma, por isso, é caracterizado por uma única superfície. Uma súbita mudança de temperatura imposta nesta superfície provocará condução unidimensional transiente no interior do sólido (INCROPERA *et. al.* 2011). Nesta geometria, pode-se quantificar a transferência de calor transiente próxima à superfície de um sólido finito com aproximação razoável nos instantes, durante o qual as temperaturas em pontos distantes da superfície não estão sob a influência da condição de contorno da face. Desta forma, a distribuição de temperaturas é descrita pela Equação 6, em casos de temperatura na superfície constante ( $T_s$ ).

$$\frac{T(x,t)-T_s}{T_i-T_s} = \text{erf}\left(\frac{x}{2\sqrt{\alpha t}}\right) \quad (6)$$

em que, erf(x) é a função erro de Gauss, que pode ser aproximada como:

$$\operatorname{erf}\left(\frac{x}{2\sqrt{\alpha t}}\right) = \sqrt{1 - \exp\left(\frac{x^2}{4\alpha t} \cdot \frac{(16\alpha t + a\pi x^2)}{(4\pi\alpha t + \pi a x^2)}\right)} \quad (7)$$

Desta forma, substituindo a Equação 7 na Equação 6 e definindo  $\alpha = k/\rho c_p$ , a condutividade térmica da peça pode ser obtida pelo ajuste da Equação 8 aos dados de temperatura em função do tempo, para uma posição (x) pré-estabelecida.

$$\frac{T(x,t) - T_s}{T_i - T_s} = \sqrt{1 - \exp\left(\frac{-\rho c_p x^2}{4kt} \cdot \frac{(16kt + \pi\rho c_p a x^2)}{(4\pi kt + \pi\rho c_p a x^2)}\right)} \quad (8)$$

em que;

- T(x,t) - Temperatura da peça em determinado instante de tempo (°C);
- T<sub>s</sub> - Temperatura da superfície (°C);
- T<sub>i</sub> - Temperatura inicial do ponto (°C);
- a - Constante de aproximação da função erro de Gauss (0,140012);
- ρ - Densidade do corpo de prova (kg m<sup>-3</sup>);
- c<sub>p</sub> - Calor específico do corpo de prova (J kg<sup>-1</sup> K<sup>-1</sup>); e,
- t - Tempo (s).

### 3.2.4 – Calor específico

Em processos de aquecimento ou resfriamento de determinado material é imprescindível o conhecimento da quantidade de calor a ser fornecido ou retirado. A determinação desta quantia só é possível quando se conhece o calor específico do material, definido como a quantidade de calor necessária para elevar ou baixar a temperatura de uma unidade de massa do material em 1 °C, sem mudança de estado.

Vários pesquisadores utilizam o método das misturas por sua versatilidade e eficácia para determinar o calor específico de materiais

granulares (RAMASWAMY *et al.*, 2003), relacionando o calor específico de alguns produtos agrícolas com a umidade (CASANOVA, 2012), (BITRA *et al.*, 2010), (SUBRAMANIAN e VISWANATHAN, 2003), com a temperatura (SINGH e GOSWAMI, 2000), e com umidade e temperatura (AVIARA e HAQUE, 2001).

### **3.3 - MATERIAL E MÉTODOS**

O experimento foi realizado no Laboratório de Fontes Alternativas de Energia para Secagem de Produtos Agrícolas do Departamento de Engenharia Agrícola e no Laboratório de Painéis e Energia da Madeira do Departamento de Engenharia Florestal - UFV, Viçosa, MG. Utilizou-se carvão obtido com a pirólise de madeira de eucalipto realizada em um forno de alvenaria com dimensões internas de 2,3 m de comprimento, 1,6 m de largura, 2,0 m de altura da camisa com 0,5 m de flecha na cúpula (Cardoso, 2010).

#### **3.3.1 – Perda de carga**

A avaliação na queda da pressão estática foi realizada em um meio composto por carvão de eucalipto com teor de água de 5 % (b.s) e com granulometria que variou de 6,35 mm a 150 mm. O equipamento usado na avaliação foi um Determinador de Perda de Carga (DPC) (Figura 1), constituído por: uma coluna de chapa galvanizada, medindo 1,20 m de altura, com seção quadrada de 0,60 m de lado (1); tomadas para medição da pressão estática, distanciadas em 0,20 m no sentido vertical, em torno da coluna (2); câmara plenum, de seção quadrada (0,7 x 0,7 m), com 0,30 m de altura (3); tubo de chapa galvanizada, medindo 3,00 m de comprimento por 0,20 m de diâmetro, usado para conduzir o ar insuflado pelo ventilador até a câmara plenum (4); placa de orifício para medir o fluxo de ar (5); ventilador centrífugo de pás retas, acionado por motor elétrico com potência de 2 cv em 1710 rpm (6); inversor de frequência, que possibilitou a variação da rotação do motor e, conseqüentemente, a vazão de ar (7) e micromanômetro diferencial com precisão de  $\pm 0,1$  mmca (8).

O carvão vegetal foi disposto aleatoriamente na coluna (1) do equipamento (DPC), de 0,20 em 0,20 m até atingir altura de 1,20 m, e percolado por ar ambiente com fluxos de 0,15, 0,22, 0,27, 0,31, 0,34 m<sup>-3</sup> s<sup>-1</sup> m<sup>-2</sup>, realizando-se para cada fluxo, medidas de queda de pressão do ar no meio poroso (leito de carvão). Após verificação das quedas de pressões, a coluna era esvaziada e o procedimento repetido. Foram realizadas 3 repetições.

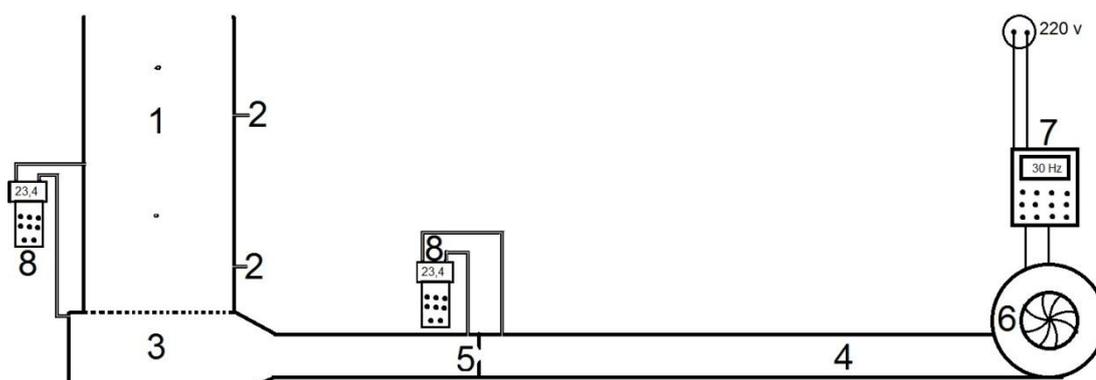


Figura 1. Vista geral do sistema de determinação de perda de carga.

Os dados experimentais, perda de carga e fluxo (velocidade) obtidos no DPC foram comparados aos valores estimados a partir dos modelos descritos por SHEDD (1951), HUKILL & IVES (1955) e HUNTER (1983).

### 3.3.2 – Porosidade, Densidade aparente e a granel do carvão vegetal de eucalipto.

O método direto para determinar a porosidade de uma massa granular consiste em acrescentar um fluido à massa porosa contida em um recipiente graduado. O volume de fluido gasto indica o mesmo volume ocupado pelo espaço intergranular (BROOKER *et al.*, 1992). Porém, como o carvão é menos denso que a maioria dos fluidos, a porosidade foi determinada de forma indireta (Equação 11) a partir de medidas da densidade a granel e densidade aparente.

Na determinação da densidade a granel do carvão vegetal, utilizou-se uma caixa de madeira com massa de 19 kg e volume interno de 0,216 m<sup>3</sup>.

Mediu-se a massa correspondente a máxima ocupação da caixa com o carvão, descontando a massa da caixa, a fim de se obter a razão entre a massa do carvão e o volume da caixa (Equação 9).

$$\rho = \frac{m_{total}}{V_{total}} \quad (9)$$

em que;

$m_{total}$  - massa total da amostra de carvão (kg)

$\rho$  - densidade a granel ( $\text{kg m}^{-3}$ )

$V_{total}$  - volume do recipiente que contem as partículas de carvão ( $\text{m}^3$ )

A densidade aparente foi determinada conforme os procedimentos da norma ABNT NBR 9195 (ABNT, 1985), ou teste do cesto, que consiste em imergir uma massa conhecida de carvão em um recipiente com água, medindo o volume da água deslocada. A água absorvida pela massa de carvão é contabilizada como volume deslocado. De forma geral, a densidade aparente é dada pela Equação 10.

$$\rho_{apar} = \frac{m_i}{V_{H_2O} + (m_f - m_i)} \quad (10)$$

em que;

$\rho_{apar}$  - densidade aparente ( $\text{kg m}^{-3}$ )

$m_i$  - massa inicial da amostra de carvão (kg)

$V_{H_2O}$  - volume de água deslocada ( $\text{m}^3$ )

$m_f$  - massa final da amostra de carvão (kg)

O volume da massa porosa ( $V_{massa}$ ) é igual à diferença entre volume total do recipiente ( $V_{total}$ ) e o volume de vazios ( $V_{ar}$ ). Substituindo as Equações 9 e 10 na Equação 4, é possível determinar, de forma indireta, a porosidade a granel do leito poroso de carvão vegetal:

$$\varepsilon = 1 - \frac{\rho}{\rho_{apar}} \quad (11)$$

### 3.3.3 – Condutividade térmica

Devido à resistência mecânica e à geometria das amostras de carvão vegetal, diversas metodologias de determinação da condutividade térmica são de difícil aplicação. Os testes preliminares, usando o método de sólido semi-infinito descrito por Incropera *et. al.* (2011), (Equação 6), indicaram ser o método de maior confiabilidade devido aos ajustes de regressão obtidos.

Na montagem do experimento, 4 amostras cilíndricas com 70,00 mm de comprimento e 35,50 mm de diâmetro foram posicionadas sobre uma placa quente (superfície aquecida) à temperatura constante (Figura 2). A superfície cilíndrica do carvão foi isolada com poliestireno expandido e a transferência de calor monitorada com sensores de temperatura posicionados a 10,00 mm da superfície aquecida. Utilizou as seguintes temperaturas de superfície aquecida: 37,8,0°C, 44,9°C e 48,3°C.

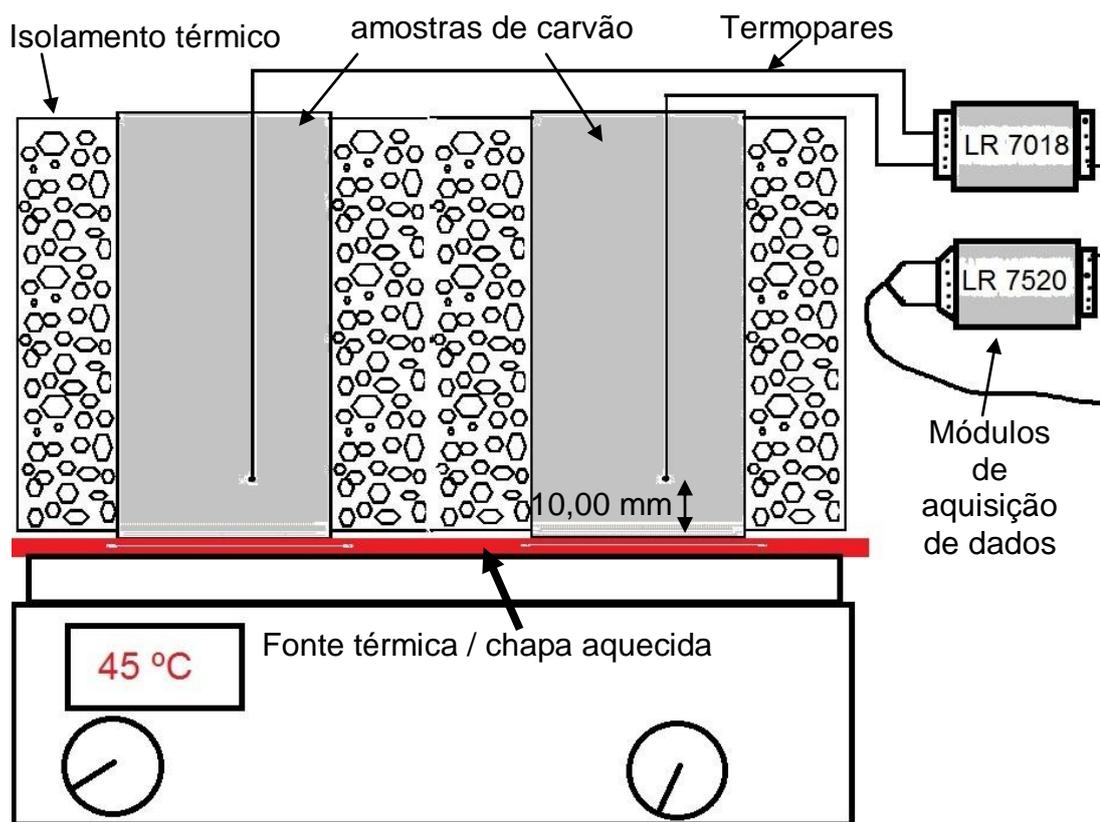


Figura 2- Esquema da montagem experimental com sistema de aquisição de dados para determinação da condutividade térmica.

O sistema de aquisição de dados de temperaturas foi composto por 4 termopares tipo T (sensores), 3 módulos seriais de aquisição de dados (LR-7018, LR COM), um Módulo Conversor Bidirecional Optoisolado RS-232 para RS-485 a Dois Fios (LR-7520, LR COM) e um computador. O módulo LR-7520 fez a conexão dos sinais elétricos dos termopares, recebidos pelos módulos LR-7018, com o computador, por cabo serial (RS232). Todo sistema de aquisição foi gerenciado por um programa computacional implementado na plataforma C++ Builder (versão 6.0) no ambiente windows. Os dados recebidos pelos módulos foram armazenados no computador em intervalos de um minuto (figura 3).

Um fator limitante em técnicas transiente é a escolha do período transiente térmico experimental, uma vez que esses dados devem ser registrados antes que comece a ocorrer troca de calor entre a amostra e o meio. A incorreta interpretação do período transiente experimental, a ser utilizado no cálculo da condutividade térmica, pode comprometer a confiabilidade do resultado obtido. A escolha deste período foi realizada seguindo as considerações feitas por Santos (2002).

Como a fonte de calor tem uma capacidade térmica definida, e existe uma resistência de contato entre a fonte e a amostra, o intervalo inicial da distribuição de temperaturas no logaritmo do tempo não é linear, portanto não deve ser considerado no cálculo da condutividade térmica. A amostra também não é de fato infinita. Como consequência, após certo tempo, começa ocorrer perda da linearidade da distribuição de temperaturas, devido à troca de calor entre a amostra e o meio, na face oposta à face aquecida, descaracterizando o problema como semi-infinito. Desta forma, este último período de aquecimento também deve ser desconsiderado, caracterizando assim o tempo máximo das observações.

Desta forma, obtendo-se um gráfico da temperatura do ponto X em função do tempo de aquecimento, este em escala logarítmica, o intervalo do transiente térmico experimental foi escolhido onde a distribuição no gráfico foi linear.

O experimento foi realizado com 4 repetições (amostras de carvão vegetal) por temperatura utilizada (37,8, 44,9 e 48,3) °C, totalizando 12 unidades amostrais.

### 3.3.4 – Calor específico

Na determinação do calor específico, utilizou-se um calorímetro de mistura direta. O calorímetro é constituído por um cilindro de PVC contendo, no seu interior, um reservatório de alumínio isolado termicamente com poliestireno expandido (Figura 4).

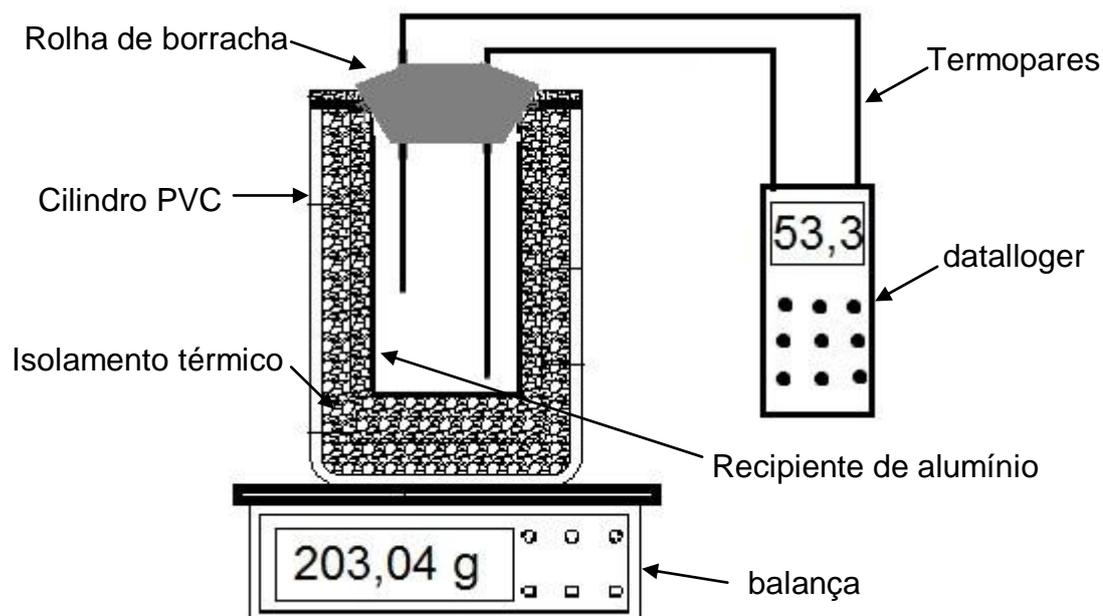


Figura 4 – Desenho esquemático do calorímetro equipado com termopares, datalogger e balança.

A aferição da temperatura no interior do calorímetro foi efetuada por meio de um datalogger (termômetro digital portátil tipo K/J - 4 canais, modelo TH-O96, marca instrutherm, Brasil) interligado a dois termopares tipo k.

As amostras de carvão foram peneiradas e usou-se o carvão que passou pela peneira com malha de 12,70 mm e que ficou retido na peneira com malha de 6,35 mm. O uso de carvão com esta granulometria proporcionou troca térmica mais rápida com toda a massa da partícula de carvão e a água.

Durante a determinação da capacidade térmica do calorímetro e do calor específico do carvão, o calorímetro permaneceu sobre uma balança.

A capacidade térmica do aparelho foi determinada adicionando aproximadamente 100,00 g de água destilada a temperatura ambiente (25

°C) no interior do calorímetro. Verificada a temperatura da água contida no recipiente, adicionava-se ao calorímetro, aproximadamente 100,00 g de água destilada a 70°C, agitando e homogeneizando a mistura até atingir equilíbrio térmico. Assumiu-se que o sistema era adiabático, logo que a capacidade térmica do calorímetro foi determinada mediante um balanço de energia (RAMASWAMY et al., 2003).

$$C_c = \frac{c_a [m_{aq}(T_{aq} - T_{eq}) - m_{af}(T_{eq} - T_{af})]}{T_{eq} - T_{af}} \quad (12)$$

em que;

- $c_a$  - Calor específico da água ( $\text{kJ kg}^{-1} \text{K}^{-1}$ );
- $C_c$  - Capacidade térmica do calorímetro ( $\text{kJ K}^{-1}$ );
- $m_{aq}$  - Massa de água quente (kg);
- $m_{af}$  - Massa água fria (kg);
- $T_{eq}$  - Temperatura de equilíbrio (°C);
- $T_{af}$  - Temperatura da água fria (°C); e,
- $T_{ac}$  - Temperatura da água quente (°C).

Na determinação do calor específico do carvão vegetal, aproximadamente, 125,00 g de água a temperatura ambiente (25 °C) foram adicionadas no calorímetro com capacidade térmica conhecida. Posteriormente, adicionava-se aproximadamente 25,00 g de carvão a 90 °C ao conjunto. O líquido e o sólido contidos no calorímetro foram agitados, a fim de que houvesse uma homogeneização das temperaturas. A temperatura interna do calorímetro foi, então, medida até a obtenção de um estado de equilíbrio térmico, caracterizado por um valor de temperatura. De forma análoga à determinação da capacidade térmica do calorímetro, mediante um balanço de energia, determinou-se o calor específico do carvão como:

$$C_p = \frac{c_a \cdot m_{af} (T_{af} - T_{eq}) + C_c (T_{af} - T_{eq})}{m_p (T_p - T_{eq})} \quad (13)$$

em que;

$c_p$  - Calor específico do produto ( $J\ kg^{-1}\ K^{-1}$ );

$m_p$  - Massa do produto (kg); e,

$T_p$  - Temperatura do produto ( $^{\circ}C$ ).

Este procedimento foi realizado por 10 vezes e considerou-se como calor específico do carvão vegetal da madeira de eucalipto, o valor médio obtido.

### 3.4 - RESULTADOS E DISCUSSÃO

#### 3.4.1 – Perda de Carga

Na Tabela 1 são apresentados os valores de perda de carga do ar por unidade de altura da coluna de carvão vegetal (gradiente de pressão) para os diferentes fluxos e alturas avaliadas.

Tabela 1 – Perda de carga do ar por unidade de altura de coluna de carvão para distintos fluxos e alturas.

Altura da coluna (m)	Gradiente de pressão ( $Pa\ m^{-1}$ )				
	Fluxo de ar ( $m^3\ s^{-1}\ m^{-2}$ )				
	0,15	0,22	0,27	0,31	0,34
0,20	4,90Be	14,71Ad	26,15Ac	31,05Ab	39,22Aa
0,40	7,35ABe	19,61Ad	25,33Ac	35,96Ab	43,31Aa
0,60	9,26ABe	19,61Ad	28,33Ac	34,87Ab	43,58Aa
0,80	11,44Ae	20,02Ad	29,42Ac	38,00Ab	46,17Aa
1,00	12,09Ae	19,94Ad	29,09Ac	38,90Ab	47,72Aa
1,20	11,71Ae	21,52Ad	31,05Ac	40,04Ab	49,03Aa

Valores médios de gradiente de pressão seguidos das mesmas letras maiúsculas entre linhas (Altura da coluna) e minúsculas entre colunas (Fluxo de ar) não diferem entre si a 95% de probabilidade pelo teste Tukey..

Pode-se observar na tabela que, independente da altura da coluna de carvão, houve aumento no gradiente de pressão à medida que se aumentou o fluxo de ar.

Verifica-se que não houve efeito significativo da altura da coluna de carvão no gradiente de pressão, exceto no fluxo de 0,15 e para a altura de 0,20 m. No entanto, observa-se que, de modo geral, houve uma variação positiva no gradiente de pressão à medida que se aumentou a altura da coluna até 0,80 m, a partir desta altura, esta variação diminuiu com o aumento da coluna, chegando até ser negativa.

Na Figura 5 são apresentados os valores obtidos experimentalmente e os estimados de acordo com o modelo de Hunter (1983) para a variável gradiente de pressão.

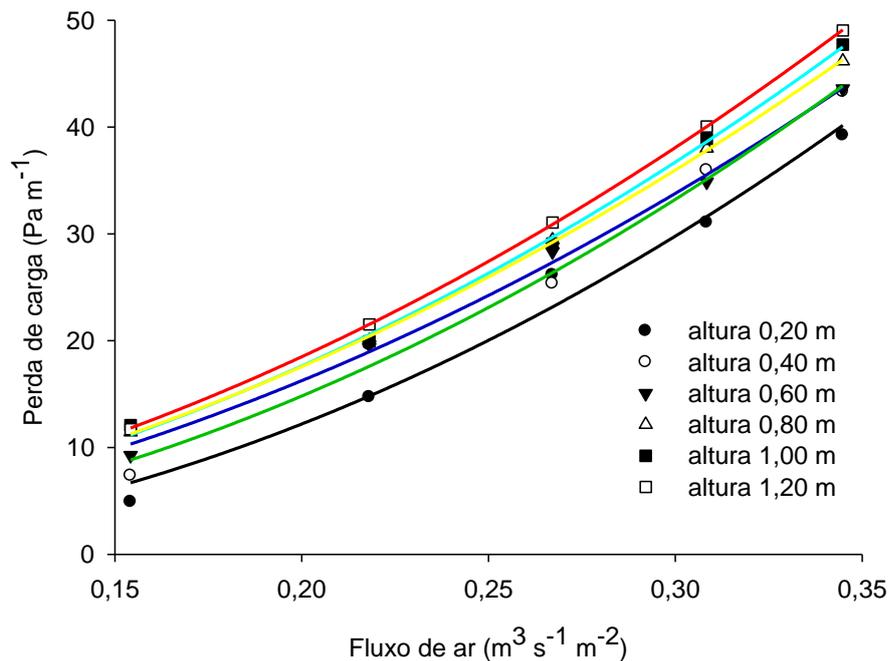


Figura 5 - Valores do gradiente de pressão em função do fluxo de ar superficial, experimentais e estimados pelo modelo de Hunter.

A regressão obtida ( $Y = 23,52X + 344,75X^2$ ), considerando a altura de coluna de 1,20 m, pode ser comparada às considerações feita por HUNTER (1983), sendo os coeficientes linear e quadrático (M e N),  $23,52 \text{ kg m}^{-3} \text{ s}^{-1}$  e  $344,75 \text{ kg m}^{-4}$  respectivamente, que resultaram do ajuste do modelo aos dados experimentais.

Para a altura de 1,20 m, plotando os valores obtidos em uma escala logarítmica, obteve-se ajuste com  $R^2$  igual a 1 (um) entre o modelo de Sedd e os dados experimentais. Os valores de a e b foram iguais a 2,3366 e 0,5606, respectivamente. Na Figura 6 observam-se os valores observados e estimados com o modelo de Sedd.

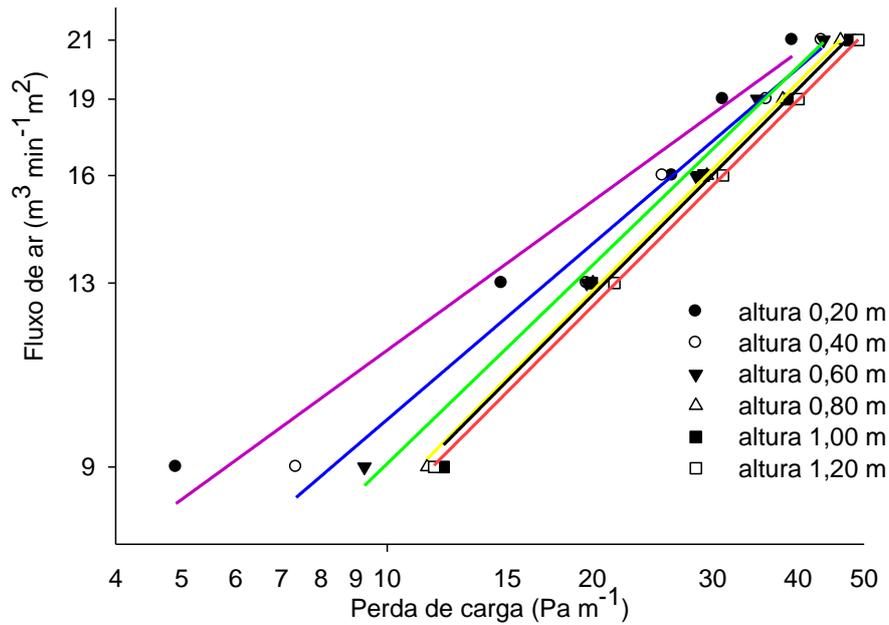


Figura 6 - Valores do fluxo de ar superficial em função do gradiente de pressão, experimentais e estimados pelo modelo Shedd.

Usando o modelo proposto por Hukill & Ives, obteve-se valores de  $a$  e  $b$ , iguais a 0,5660 e 6,7237, respectivamente, com  $R^2$  igual a 1, para uma coluna de carvão de 1,20 m. Os dados experimentais estão disposto na figura 7

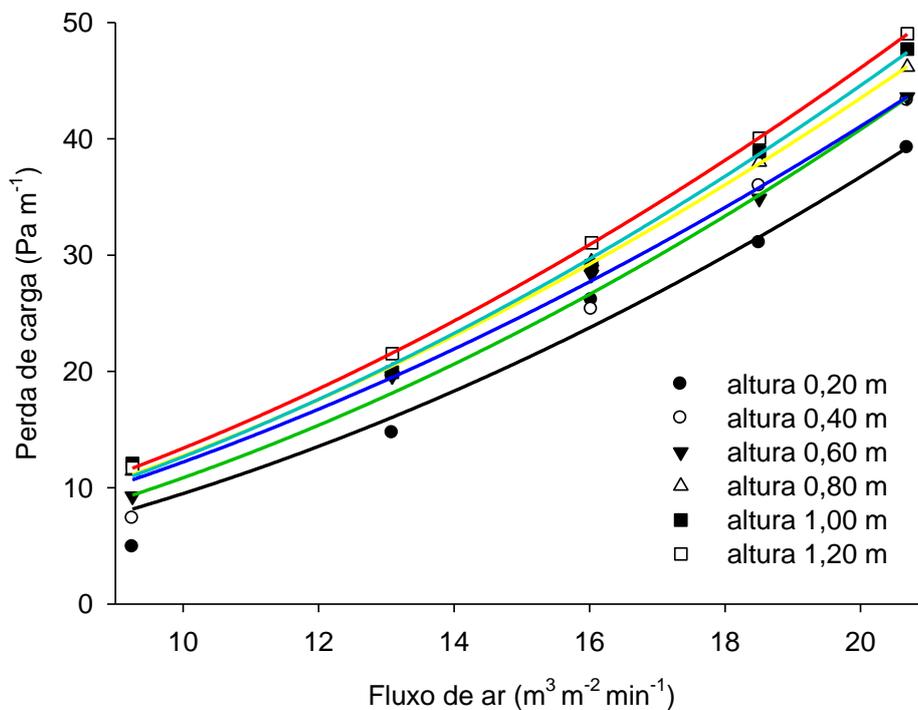


Figura 7 - Valores do gradiente de pressão em função do fluxo de ar superficial, experimentais e estimados pelo modelo de Hukill & Ives.

Na Tabela 2 são apresentados os parâmetros de cada modelo avaliado, bem como os seus respectivos coeficiente de terminação (R<sup>2</sup>), nas alturas de coluna de carvão de (0,20, 0,40, 0,60 0,80, 1,00 e 1,20) m.

Tabela 2 – Resumo dos ajustes entre os modelos sugeridos e os valores estimados para fluxos superficiais de ar.

Modelo	Equação	Altura da coluna (m)	Parâmetros		R <sup>2</sup>
			a	b	
Hunter	$\Delta p/\Delta n = MV + NV^2$ M=a e N=b	1,20	23,52	344,75	0,9999
		1,00	19,64	342,52	0,9979
		0,80	23,66	320,85	0,9996
		0,60	18,56	313,57	0,9957
		0,40	0,71	366,88	0,9895
		0,20	-15,62	383,07	0,9817
Shedd	$Q'' = a \left( \frac{\Delta p}{\Delta n} \right)^b$	1,20	2,3366	0,5606	1
		1,00	1,3836	0,5608	0,9958
		0,80	2,3611	0,5665	0,9993
		0,60	2,6882	0,5395	0,9956
		0,40	3,3676	0,4778	0,9851
		0,20	4,5320	0,4055	0,9673
Hukill & Ives	$\frac{\Delta p}{\Delta n} = \frac{a \cdot Q''^2}{\ln(1+bQ'')}$	1,20	0,5671	6,8028	1
		1,00	0,6445	16,1670	0,9973
		0,80	0,5047	5,1315	0,9994
		0,60	0,4398	3,5743	0,9955
		0,40	1,1760	5,1x10 <sup>3</sup>	0,9851
		0,20	1.9065	5,2x10 <sup>7</sup>	0,9754

Independente do modelo observa-se na Tabela 2 que o melhor ajuste foi para a altura de 1,20 m, ou seja, experimento com maiores alturas de coluna de carvão vegetal proporcionam menores erros. A redução do erro pode ser observada na pequena variação existente entre os valores de gradiente de pressão a partir da altura de 0,80 m, na semelhança entre os coeficientes obtidos nas regressões para alturas de 0,80 m, 1,00 m e 1,20 m e nas projeções gráficas para as mesmas alturas (Figuras 5, 6 e 7).

Diante desta observação, em experimentos com objetivo de determinar a perda de carga em uma massa de carvão, aconselha-se trabalhar com altura maior ou igual a um metro.

É importante salientar que a maioria dos modelos baseia-se no fluxo superficial, ou seja, razão entre vazão e a área do plenum (superfície que sustenta a massa porosa). No entanto, alguns modelos, tais como os modelos de Ergun (1952) e Massarani (2002), utilizam o fluxo real em sua formulação, ou seja, a velocidade do fluido entre as partículas. A relação entre estas velocidades é definida por meio da equação 14.

$$q = \frac{Q''}{\varepsilon} \quad 14$$

em que:

- q - fluxo real ( $\text{m s}^{-1}$ );
- Q'' - fluxo superficial ( $\text{m s}^{-1}$ ); e ,
- $\varepsilon$  - porosidade do produto

Assim, a partir do fluxo superficial obtido experimentalmente, porosidade a granel do carvão de 54,8 %, e usando a equação 14 para determinar o fluxo real, obtiveram-se os parâmetros de cada modelo avaliado, bem como os seus respectivos coeficiente de terminação ( $R^2$ ), para as alturas de coluna de carvão de (1,00 e 1,20) m, conforme pode ser observado na Tabela 3.

Tabela 3 – Resumo dos ajustes entre os modelos sugeridos e os valores estimados para fluxos reais de ar.

Modelo	Equação	Altura da coluna (m)	Parâmetros		$R^2$
			a	b	
	$\Delta p/\Delta n = MV + NV^2$	1,20	12,87	103,57	0,9999
Hunter	$M=a$ e $N=b$	1,00	10,75	102,90	0,9979
Shedd	$Q'' = a \left( \frac{\Delta p}{\Delta n} \right)^b$	1,20	4,2638	0,5606	1
		1,00	4,3496	0,5608	0,9958
Hukill & Ives	$\frac{\Delta p}{\Delta n} = \frac{a \cdot Q''^2}{\ln(L + bQ'')}$	1,20	0,1700	3,6846	1
		1,00	0,1935	8,8607	0,9973

Observa-se que os ajustes entre os modelos empregados e os valores estimados, para os fluxos reais, apresentaram valores de  $R^2$  satisfatórios, igualmente aos obtidos para fluxo superficial.

No resfriamento de uma massa de carvão presente no interior de um forno, os parâmetros  $a$  e  $b$  dos modelos de Shedd, Hukill & Ives e Hunter para fluxo real, são os mais indicados no dimensionamento de sistemas de resfriamento (trocadores de calor), pois a intensidade do fluxo que percola a massa de carvão é fator limitante no processo de resfriamento. Fluxo menor que o fluxo limite demanda maior tempo de resfriamento e fluxo maior ocasiona queima da massa de carvão. A aplicação do fluxo indicado aumenta a eficiência do sistema de resfriamento e reduz os custos de produção do carvão.

#### **3.4.2 – Densidade aparente, densidade a granel e porosidade a granel do carvão vegetal de madeira de eucalipto.**

A densidade aparente do carvão vegetal analisado variou de 316 a 385  $\text{kg m}^{-3}$ , com média igual a  $344,58 \pm 17,58 \text{ kg m}^{-3}$ . Os valores obtidos ficaram abaixo do indicado por Santos (2008), que menciona valores acima de 400  $\text{kg m}^{-3}$ . Este parâmetro está fortemente relacionado com a densidade da madeira carbonizada, que neste experimento foi de 490  $\text{kg m}^{-3}$ .

A densidade a granel do carvão vegetal analisado variou de 147 a 160  $\text{kg m}^{-3}$ , com média igual a  $155,3 \pm 4,1 \text{ kg m}^{-3}$ . Assim como a densidade aparente, o valor é considerado baixo se comparado ao valor encontrado por Santos (2008), que citou densidade a granel de carvão vegetal para uso na siderurgia, superior a 200  $\text{kg m}^{-3}$ .

A porosidade a granel do carvão, obtida a partir das densidades aparente e a granel, variou de 0,511 a 0,601 com valor médio de  $0,548 \pm 0,027$ . Estas variações são normais, uma vez que tais densidades dependem da densidade da madeira e do processo de carbonização.

Menores percentuais de porosidade a granel do carvão acarreta maior velocidade real e conseqüentemente maior perda de carga. Este valor médio obtido proporciona uma perda de carga menor no leito de carvão em comparação com outros produtos agrícolas ou florestais.

### 3.4.3 - Calor específico

Os resultados de calor específico encontrados para o carvão de eucalipto variaram de 891 a 1096 J kg<sup>-1</sup> K<sup>-1</sup>, obtendo um valor médio de 1017 ± 74 J kg<sup>-1</sup> K<sup>-1</sup>.

Os valores de calor específico obtidos, aproximaram-se de valores para carvões, citados por GUPTA *et al.* (2003) 768 a 1506 J kg<sup>-1</sup> K<sup>-1</sup>, ELTOM e SAYIGH (1994) 709 J kg<sup>-1</sup> K<sup>-1</sup>.

A execução do experimento sobre uma balança é essencial para reduzir a variabilidade entre os resultados, pois em testes preliminares, realizados fora da balança, ocorreram variações indesejáveis.

### 3.4.4 – Condutividade térmica

As temperaturas das amostras, medidas em um ponto interno da amostra, distante 10,00 mm da superfície aquecida, tiveram comportamento análogo ao apresentado na Figura 8. A Figura apresentada refere-se as 4 amostras quando ficaram exposta a superfície aquecida, com temperatura constante de 37,8 °C. Os demais perfis de temperaturas estão apresentados no Anexo 1.

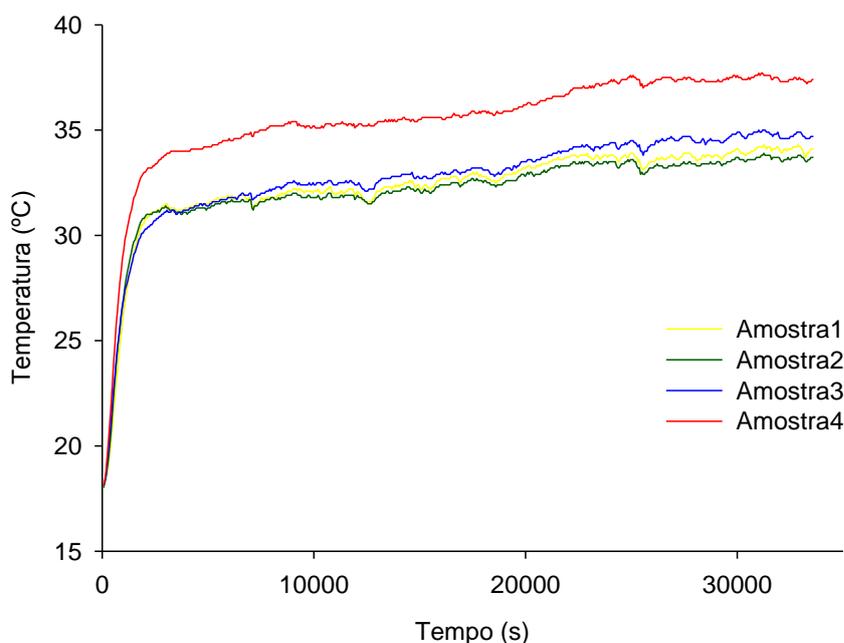


Figura 8 – Distribuição das temperaturas a 10,00 mm da superfície, em função do tempo, com superfície da amostra aquecida a 37,8 °C.

Observa-se que as curvas são características de um aquecimento, apresentando inicialmente um período em que o calor tende a romper a resistência de contato, e depois observa-se um período transiente, de difícil identificação pela Figura 8, e por final um período permanente com baixa variação da temperatura. O perfil de temperatura da amostra 4 não teve o mesmo comportamento das outras amostras, refletindo no valor da condutividade. Este comportamento pode ter sido influenciado por trincas na amostra, posicionamento do termopar e umidade da amostra.

A Figura 9 representa a seleção do intervalo de tempo do processo transiente.

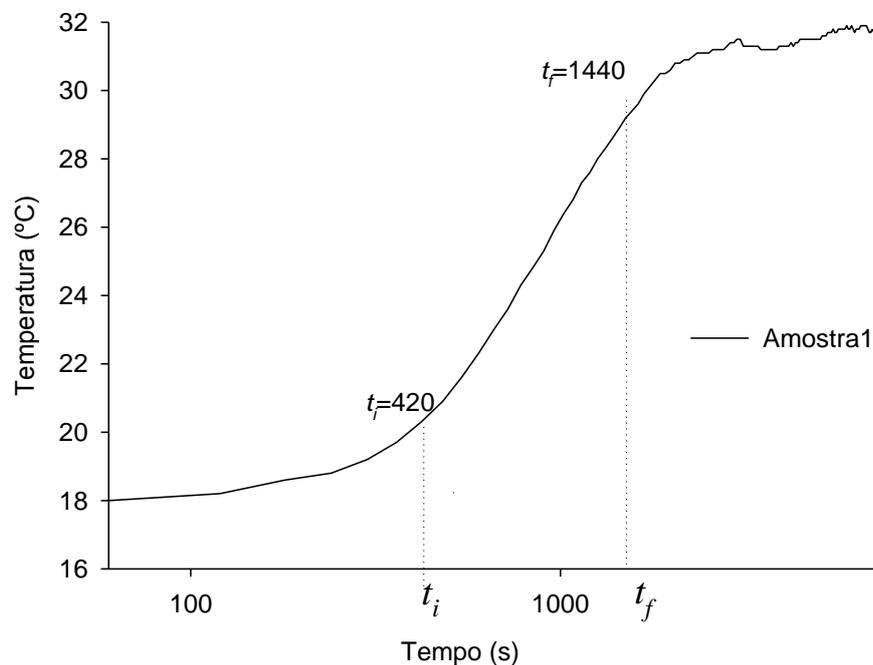


Figura 9 – Técnica de avaliação do intervalo transiente durante o aquecimento.

A distribuição de temperatura em função do tempo, em escala logarítmica, foi utilizada na escolha do intervalo de tempo do processo transiente. Os valores de  $t_i$  e  $t_f$  obtidos para amostra 1, à temperatura de superfície de 37,8 °C foram respectivamente 420 s e 1440 s (Figura 9).

Os dados experimentais tratados foram expressos em termos de temperatura adimensional ( $\Phi$ ), por meio da equação:

$$\Phi = \frac{T(x,t) - T_s}{T_i - T_s} \quad (15)$$

Na Figura 10, observa-se o ajuste entre o modelo de sólido semi-infinito e os dados experimentais para a amostra 1 com a superfície de prova aquecida à 37,8°C. Os ajustes das demais amostras estão no Anexo 2.

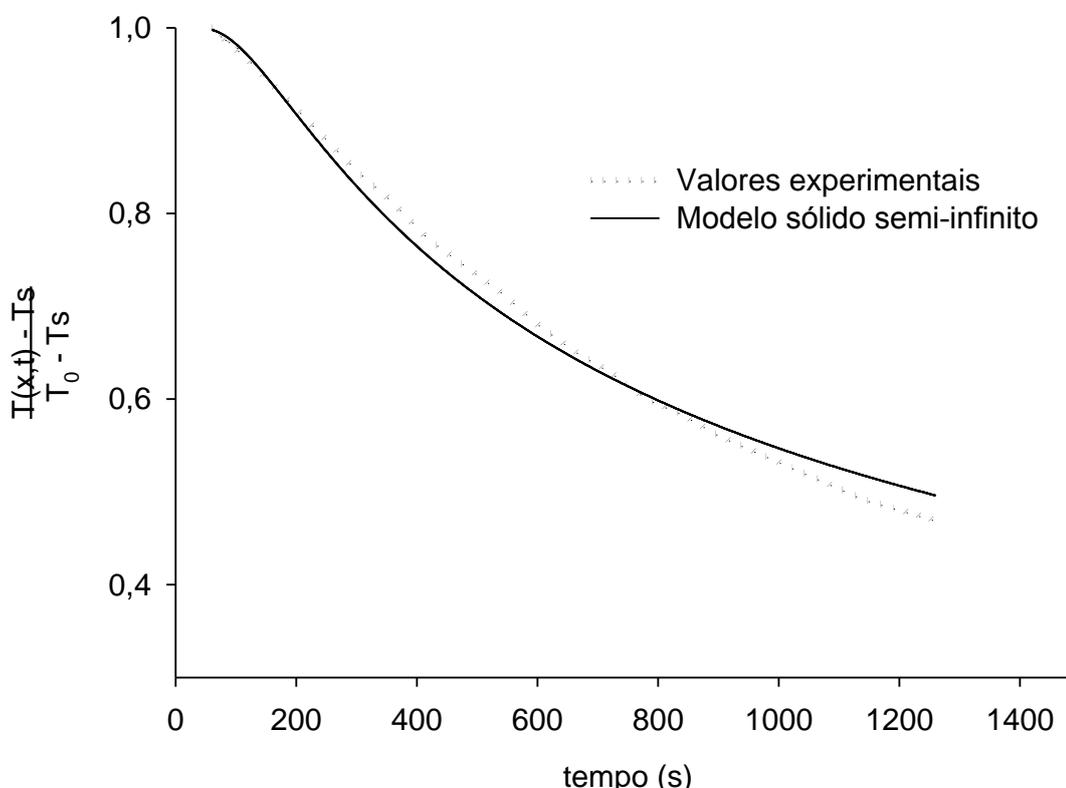


Figura 10- Ajuste do modelo aos dados experimentais.

Os valores de temperatura adimensional foram ajustado ao modelo de sólido semi-infinito (Equação 8) com  $R^2$  superiores a 0,97.

Na Tabela 4 observa-se os parâmetros da análise estatística da regressão, realizada para a amostra 1 à temperatura de superfície aquecida a 37,8 °C. Para as demais amostras de carvão e nas temperaturas avaliadas, os parâmetros estão nas Figuras 1A a 12A, do anexo 2.

Tabela 4—Resumo da análise de regressão (amostra 1-temperatura 37,8 °C).

R	$R^2$	$R^2$ ajustado	Estimativa do erro padrão	
0,9951	0,9903	0,9903	0,0166	
Coeficiente-K	Erro padrão	T	P	VIF
0,0295	0,0005	59,0865	<0,0001	1,0000

Na Tabela 5 estão representados os valores de condutividade térmica do carvão vegetal em função das diferentes temperaturas de aquecimento.

Tabela 5 – Valores de condutividade térmica do carvão vegetal em função de diferentes temperaturas de aquecimento

Carvão vegetal	Condutividade térmica ( $W m^{-1} K^{-1}$ )			
	37,8°C	44,9°C	48,3°C	Médias
amostra1	0,030±0,0005	0,031±0,0001	0,028±0,0002	0,030bc
amostra2	0,033±0,0004	0,034±0,0003	0,032±0,0001	0,033b
amostra3	0,029±0,0002	0,027±0,0006	0,026±0,0005	0,027c
amostra4	0,043±0,0012	0,042±0,0004	0,040±0,0008	0,042a

Valores médios de condutividade térmica, seguidos de mesma letra na coluna, não diferem entre si pelo teste de Tukey, ao nível de 95% de probabilidade.

A maioria dos materiais lignocelulósicos tem sua condutividade térmica aumentada com a temperatura, porém para as temperaturas de superfície adotadas neste estudo (37,8 °C, 44,9 °C e 48,3 °C) esse efeito não foi observado, ao nível de 5% de significância pelo teste F da análise de variância. Eltom e Sayigh (1993) também não encontraram relação da condutividade com aumento de temperatura, no intervalo de (30 a 90) °C.

Neste estudo, o efeito da temperatura na condutividade do carvão vegetal não foi observado, provavelmente, devido à pequena variação adotada entre as temperaturas de superfície. Logo, temperaturas maiores podem ser avaliadas, porém deve-se considerar que em altas temperaturas o carvão vegetal entra em ignição e, aumentando-se a temperatura, o modelo de sólido semi-infinito também pode não ser o mais adequado na determinação da condutividade térmica.

Observa-se que quando se analisou as condutividades térmicas médias, independente da temperatura, houve diferenças significativas entre as amostras de carvão, provavelmente, ocasionada pela heterogeneidade do carvão, presença de trincas internas não visíveis e também pelo posicionamento do termopar.

Em relação ao posicionamento do termopar, as profundidades dos orifícios para a instalação destes foram medidas com um paquímetro com

precisão de 0,05 mm. No entanto, ressalta-se que algumas variações observadas podem advir da colocação do termopar, pois, o simples fato da ponta de prova ter perfurado a amostra e o ponto de medição ter aproximado 1 mm da superfície aquecida, é suficiente para causar alguns desvios. Sugere-se desta forma, total cuidado na aferição da distância entre a superfície e o ponto de medição, uma vez que este não fica visível.

Confrontando os resultados de condutividade térmica obtidos para o carvão vegetal de madeira de eucalipto, a valores obtidos por outros pesquisadores, nota-se que o valores observados encontram-se dentro do intervalo dos valores publicados por Eltom e Sayigh (1993), Suuberg *et al.* (2001) e Gupta *et al.* (2002). Eltom e Sayigh (1993) encontraram valores de condutividade térmica que variaram de 0,025 a 0,09  $W m^{-1} K^{-1}$  em uma faixa de temperatura de 30 a 90 °C para carvão vegetal. Suuberg *et al.* (2001), obtiveram valores de 0,05 a 0,06  $W m^{-1} K^{-1}$  em uma faixa de temperatura de (147 a 247) °C. Gupta *et al.* (2002), obtiveram valor de 0,0946  $W m^{-1} K^{-1}$  à temperatura de 35 °C, para partículas de carvão provenientes de madeira de baixa densidade. Ressalta-se que os autores acima não mencionaram qual espécie de madeira deu origem ao carvão avaliado.

### **3.5 - CONCLUSÕES**

Para as condições nas quais foi realizado este experimento concluiu-se:

- Não é possível utilizar modelos de perda de carga em um leito de carvão que sejam função da granulometria do mesmo, pois os pedaços de carvão contido no leito possuem tamanhos variáveis, não apresentando uma distribuição característica;
- Os modelos de perda de carga de Hunter, Shedd e Hukill & Ives, largamente usados na determinação da perda de carga em produtos agrícolas como milho, soja e arroz, podem ser usados para o carvão vegetal, pois os coeficientes dos modelos, obtidos com as regressões dos dados experimentais, apresentaram bons ajustes;
- Os melhores ajustes entre os dados experimentais e os modelos de perda de carga foram os obtidos para colunas de carvão de maiores alturas. Desta forma, nas medições de perda de carga em carvão

vegetal, recomenda-se usar colunas de carvão com altura superior a um metro;

- As densidades aparente e a granel, mesmo baixa, encontram-se em faixa desejável para este parâmetro, pois as mesmas dependem da densidade da madeira carbonizada;
- Mesmo não havendo diferença significativa entre os 12 testes de porosidade a granel, é improvável inferir um único valor de porosidade a granel ao carvão vegetal de madeira de eucalipto;
- Na determinação da condutividade térmica do carvão vegetal, o modelo de sólido semi-infinito é adequado, uma vez que bons ajustes do modelo aos dados experimentais foram verificados. Destaca-se a importância de avaliar previamente o intervalo de tempo no qual o modelo é válido; e,
- O método de mistura em calorímetro, usado para determinar o calor específico do carvão vegetal de madeira de eucalipto, pode ser considerado como um método padrão para o produto, considerando que as variações entre os resultados obtidos foram pequenas.

### **3.6 – SUGESTÕES**

- Elaboração de um estudo que relacione a porosidade a granel do carvão com a densidade da madeira a quem lhe deu origem;
- Desenvolver uma metodologia que possa relacionar a condutividade com a temperatura da amostra é essencial, pois o processo de resfriamento de fornos inicia-se com o carvão a aproximadamente 450 °C;
- Implementação de outras metodologias de determinação de condutividade térmica para futuras comparações, uma vez que esta propriedade é essencial nas análises de resfriamento de fornos de carbonização;
- Sugere-se estudo que relacione o calor específico com a densidade do carvão de eucalipto.

### 3.7 - BIBLIOGRAFIA

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS-ABNT. **Normas técnicas NBR 6923**. Brasília, 1981. n. p.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS-ABNT. **NBR 9165**: Carvão vegetal: Determinação da densidade relativa aparente, relativa verdadeira e porosidade - Método de ensaio. Rio de Janeiro, 1985. 8 p.

AVIARA, N.; HAQUE, M. **Moisture dependence of thermal properties of sheanut kernel**. Journal of Food Engineering, v. 47, n. 2, p. 109-113. doi: 10.1016/S0260-8774(00)00105-9, 2001.

BEAR, J. **Hydraulics of Groundwater**. New York: McGraw-Hill, 1979, 569, p.

BIAGGIONI, A. M. **Queda de pressão estática por meio de uma coluna de noz macadâmia**. Eng. Agrícola. Jaboticabal, v.25, n.2, p.499-507, maio/ago. 2005

BITRA, V. S. P.; BANU, S.; RAMKRISHNA, P.; NARENDER, G.; WOMAC, A. R. **Moisture dependent thermal properties of peanut pods, kernels, and shells**. Biosystems Engineering, v. 106, n. 4, p. 503-512. doi:10.1016/j.biosystemseng.2010.05.016, 2010.

BOTARI, A.; DI BERNARDO, L. **Modelação da perda de carga na filtração direta ascendente em meio granular de areia grossa e pedregulho**. Engenharia Sanitária e Ambiental. v. 14, n.2, p. 245-256, 2009.

BROOKER, D. B., BAKKER-ARKEMA, F. W., HALL, C. W. **Drying and storage of grains and oilseeds**. Westport: AVI, 1992. 420p.

CASANOVA, T. P. **Propriedades físicas, aerodinâmicas e térmicas de frutos de café (Coffea canéfora)**. 2012. 93p. Tese (Doutorado em Engenharia Agrícola), Universidade Federal de Viçosa, Viçosa, MG / Pedro Casanova treto. – Viçosa, MG, 2012.

ÇENGEL, Y. A. **Transferência de calor e massa uma abordagem prática**. The Mc. Grow Hill Companies, Inc. 3th ed., 2009.

COELHO, M. P. **Simulação do processo de resfriamento de grãos usando a mecânica dos fluidos computacional**. 2009. 61 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Agrícola), Universidade Federal de Viçosa, Viçosa, MG.

ELTOM, O. M. M; SAYIGH, A. A. M. **A simple method to enhance thermal conductivity of charcoal using some additives**. Renewable Energy, Vol. 4, No. 1. pp 113 -118. 1994.

ERGUN, S. **Fluid flow through packed columns**. Chemical Engineering Progress, New York, v.48, n.2, p.89-94, 1952.

GUPTA, M; YANG, J; ROY, C. **Specific heat and thermal conductivity of softwood bark and softwood char particles**. Fuel 82 2003; 919 - 927

HUKILL, W.V. e IVES, N.C. **Radial air flow resistance of grain**. Agricultural Engineering, St. Joseph, 36(5): 332-5, 1955.

HUNTER, A.J. **Pressure difference across an aerated seed bulk for some common duct and store crosssections**. Journal of Agricultural Engineering Research, London, v.28, n.5, p.437-50, 1983.

INCROPERA, F.; DEWITT, D.P.; BERGMAN, T.L.; LAVINE, A.S. **Fundamentos de Transferência de Calor e Massa**, LTC, 6a Edição, 2011.

LASSERAN, J.C. **Aeração de grãos**. Viçosa, centreinar, 1981 31p. (série centreinar, 2).

MASSARANI, G. **Fluidodinâmica em Sistemas Particulados/ Giulio Massarani** – 2ª Edição – Rio de Janeiro: E-Papers Serviços Editoriais, 2002. 152P.

MOHSENIN, N. N. **Thermal properties of foods and agricultural materials**. New York: Gordon and Breach, 1980. 407 p.

NIEL, D.A.; BENJAN, A. **Convection in Porous Media**. New York: Springer, 2006, 653p.

RAMASWAMY, H.; RAGHAVAN, V.; CHAKRAVERTY, A.; MUJUMDAR, A. **Handbook of Postharvest Technology**. [S.l.]: CRC Press, 2003

REIDY, G. A.; RIPPEN, A. L. **Methods for determining thermal conductivity in foods**. Transactions of the ASAE, Saint Joseph, v. 14, n. 2, p. 248-254, 1971.

SANTOS, M. A. S. Parâmetros da qualidade do carvão vegetal para uso em alto-forno. In: **Fórum nacional de carvão vegetal**, 2008, Belo Horizonte. Disponível em: <[painelflorestal.com.br/exibeNews.php?id=1784](http://painelflorestal.com.br/exibeNews.php?id=1784)>. Acesso em: 23 de dezembro de 2011.

SANTOS, W.N. dos. **O método de fio quente: técnica em paralelo e técnica de superfície**. Cerâmica 48 (306) Abr/Mai/Jun 2002.

SHEDD, C.K. **Some new data on resistance of grains to air flow**. Agricultural Engineering, St. Joseph, v.32, n.9, p.493-5, 1951.

SINGH, K. K.; GOSWAMI, T. K. **Thermal properties of cumin seed**. Journal of Food Engineering, v. 45, n. 4, p. 181-187. doi:10.1016/S0260-8774(00)00049-2, 2000.

STOLF, S. R. **Medição da condutividade térmica dos alimentos.** Boletim do Instituto de Tecnologia de Alimentos, Campinas, n. 29, p. 67-79, 1972.

SUBRAMANIAN, S.; VISWANATHAN, R. **Thermal Properties of Minor Millet Grains and Flours.** Biosystems Engineering, v. 84, n. 3, p. 289-296. doi:10.1016/S1537-5110(02)00222-2, 2003.

SUUBERG, E. M; AARNA, I; MILOSAVLJEVIC, I. **The char residues from pyrolysis of biomass—some physical properties of importance.** Progress in Thermochemical Biomass Conversion, IEA Bioenergy, vol. 2. UK: Blackwell Science Ltd; 2001. p. 1246–58.

#### **4. CAPÍTULO II: RESFRIAMENTO ARTIFICIAL DE CARVÃO VEGETAL EM FORNOS DE ALVENARIA**

**RESUMO:** O setor siderúrgico nacional supriu 21,6% de suas necessidades energéticas consumindo 84,8% da produção de carvão vegetal. Parte desta produção de carvão, proveniente de florestas plantadas, vem aumentando nos últimos anos, sendo o processo de resfriamento artificial do carvão vegetal em fornos de alvenaria, uma técnica adotada para aumento da produção. Metodologias de resfriamentos vêm sendo pesquisadas e empregadas após o processo de carbonização, porém sem a avaliação de fatores que possam influenciar na qualidade do carvão vegetal. O objetivo principal ao executar este trabalho foi avaliar o resfriamento de uma massa de carvão vegetal contida em um protótipo de forno retangular, usando um trocador de calor. Especificamente, objetivou-se analisar a influência da variação da velocidade de escoamento do fluido refrigerante pela massa de carvão na qualidade final do produto e propor metodologia de dimensionamento de sistemas de resfriamento para fornos de carbonização. Para a realização do experimento, utilizou-se quatro velocidades de escoamento, em 3 repetições, totalizando doze carbonizações da madeira. O trocador de calor proporcionou redução no tempo de resfriamento de 76 para 28 horas. A maior redução (63% de redução em relação ao resfriamento por convecção natural) foi obtida com a menor velocidade de escoamento. Nas maiores velocidades, ocorreu queima do carvão na seção de saída dos gases do forno, o que provocou aumento no tempo de resfriamento. No entanto, verificou-se que essas perdas de carvão, devido à queima, não causaram diferença significativa no rendimento gravimétrico em relação à testemunha. Para as velocidades adotadas, verificou-se que não houve diferença significativa entre os tratamentos e a testemunha, nos parâmetros de qualidade do carvão. Finalmente, no dimensionamento de trocadores de calor, estes não devem proporcionar diferença de pressão entre a sucção e injeção dos gases no forno, capaz de promover infiltração de ar atmosférico para o interior do forno.

**PALAVRAS-CHAVE:** resfriamento, escoamento de ar, qualidade do carvão.

## ARTIFICIAL COOLING OF CHARCOAL IN MASONRY FURNACES

**ABSTRACT:** The domestic steel industry has met 21.6% of its energy needs by consuming 84.8% of charcoal production. Part of this production, from planted forests, has increased in recent years and the artificial cooling process of carbonization furnaces emerges to reduce costs and time in the production process. Methodologies of cooling have been researched for the carbonization process, but without the assessment of factors that may influence the quality of charcoal. The objective of this work was to evaluate the performance of a cooling process of a charcoal mass in a rectangular furnace, using heat exchanger. Specifically, this work aimed to analyze the influence of the velocity variation of refrigerant fluid flow through the mass of charcoal in final product quality, and to propose design methodologies of cooling systems for carbonization furnaces. To perform the experiment, 4 velocities were evaluated in three replicates, totaling twelve wood carbonization. The heat exchanger provided a reduction in cooling time of 76 to 28 hours. The largest reduction (63% reduction compared to cooling by natural convection) was obtained with the lower flow rate. At higher velocities, it was observed the occurrence of burning coal in the output section of the gases, which caused an increase in cooling time. However, it was found that this loss of charcoal due to burning caused no significant difference in the gravimetric yield compared to the control. For velocities adopted, it was found that there was no significant difference between treatments and control in charcoal quality parameters. Finally, the heat exchangers must not provide pressure difference between the suction and injection of gas into the furnace, able to promote infiltration of atmospheric air into the furnace.

**KEYWORDS:** cooling, air flow, charcoal quality.

## 4.1 - INTRODUÇÃO

Técnicas modernas de produção de carvão vegetal (fornos equipados com termometria e trocadores de calor) estão sendo implantadas em praças de carbonização, possibilitando ganhos expressivos na produção de carvão vegetal. Dentro desta perspectiva, o resfriamento artificial do carvão vegetal contido em fornos retangulares é uma realidade, tornando-se necessário o conhecimento da cinética do processo de resfriamento e da dinâmica do escoamento dos gases ao percolar o leito de carvão durante o processo.

O dimensionamento e construção de sistemas de resfriamentos vêm ocorrendo, levando-se em conta basicamente a quantidade de calor que se deseja retirar dos fornos em um intervalo de tempo que justifique sua implantação. Nesta sistemática, alguns protótipos já foram testados, sendo que algumas configurações tiveram viabilidade técnica, porém não se viabilizaram do ponto de vista econômico e ambiental. Em outras configurações tem-se verificado equipamentos de resfriamentos superdimensionados, devido principalmente a diferença de pressão que o mesmo oferece à estrutura interna dos fornos que é suficiente para possibilitar a infiltração de ar externo (comburente) e conseqüentemente ocasionam aquecimento do sistema ao invés de resfriar a massa de carvão contida no forno.

No entanto, mesmo com esses sistemas de resfriamento superdimensionados, as empresas produtoras de carvão vegetal vêm obtendo reduções de 40 a 50% no tempo total de resfriamentos dos fornos, ocasionando uma maior produtividade dos mesmos. Nestas pesquisas, as empresas produtoras de carvão não constataram mudanças nos parâmetros de qualidade do carvão vegetal resfriado artificialmente.

Assim, para um melhor dimensionamento e configurações de resfriamento de fornos, devem ser considerados os parâmetros do carvão vegetal e a dinâmica de escoamento. Diante desta problemática, o objetivo geral deste trabalho foi:

- Avaliar o resfriamento de uma massa de carvão vegetal contida em um protótipo de forno retangular, usando um trocador de calor;

Os objetivos específicos foram:

- Desenvolver um trocador de calor para resfriar carvão vegetal presente no interior de um forno retangular;
- Analisar os efeitos da velocidade dos gases que percolam a massa de carvão contida no interior do forno durante o resfriamento na qualidade final do carvão vegetal, e;
- Propor uma metodologia de dimensionamento de sistemas de resfriamento para fornos de alvenaria.

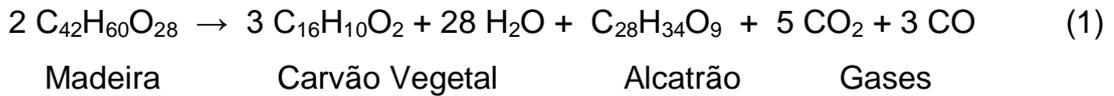
## **4.2 – Referencial Teórico**

### **4.2.1 – Carbonização da madeira**

Para Vale e Gentil (2008), a carbonização é um processo de decomposição térmica físico-química irreversível, cujo objetivo principal é eliminar a maior parte do oxigênio, possibilitando uma concentração de carbono na estrutura residual. Na madeira, sua transformação em carvão vegetal se inicia com a secagem, perda de água livre ou capilar e água de adesão. Após a secagem, inicia-se a fase de pirólise, com a ocorrência da decomposição térmica das hemiceluloses, celulose e lignina, momento em que ocorre produção de gases condensáveis e não condensáveis.

Segundo Rezende (2006), o processo de carbonização da madeira de eucalipto ocorre em quatro fases, divididas por intervalos de temperaturas, ou seja; até 110°C ocorre a secagem, entre 110°C e 250°C há a torrefação, de 250°C e 350°C acontece a carbonização e a partir dos 350°C a fixação de carbono. Na secagem, há liberação de água livre e de adesão. Na torrefação, inicia-se a liberação da água de constituição pela decomposição das hemiceluloses e celulose. Durante a carbonização, há intensificação da decomposição das hemiceluloses e celulose ocorrendo expressiva perda de massa. Finalmente, na fixação, ocorre redução gradual na liberação dos voláteis, principalmente gases combustíveis, continuando a fixação do carbono.

Segundo Klason *et al*, citados por Oliveira et al (1982) e Wenzl (1970), o processo de carbonização pode ser representado, genericamente, pela equação de reação química seguinte Equação 1:



Fatores como a qualidade da madeira a ser carbonizada, propriedades físicas, controles do processo envolvendo tempo e temperaturas, características de forno, posicionamento da madeira no forno e até mesmo condições climáticas, influenciam a qualidade final do carvão vegetal. De modo geral, a qualidade do carvão a ser obtido depende da espécie da madeira e do método de carbonização.

Esses fatores devem seguir uma padronização, uma vez que, o carvão vegetal produzido deve atender aos padrões de qualidade exigidos pelo setor siderúrgico. Esses parâmetros, segundo Oliveira (2009), podem ser físicos (resistência mecânica, friabilidade, densidade a granel) ou químicos (teor de carbono fixo, teor de matérias voláteis, teor de cinzas).

#### 4.2.2 – Trocadores de calor

Frequentemente, busca-se transferir energia térmica de um sistema para a vizinhança ou entre partes de um sistema. Isto é feito usando trocadores de calor, que, segundo Baehr e Stephan (2006), são dispositivos usados para transferir calor entre dois fluidos em diferentes temperaturas, separados por uma superfície sólida. Esse processo de troca térmica é bastante utilizado e com muitas aplicações na engenharia. Dentre estas aplicações destacam-se o aquecimento e resfriamento de ambientes, usinas de geração de energia, evaporação ou condensação de um fluxo de fluido, recuperação ou rejeição de calor de um sistema.

Segundo Braga Filho (2006), os trocadores de calor são classificados quanto ao modo de operação, quanto ao número e a natureza dos fluidos envolvidos, ao tipo de construção e arranjo de escoamento. Dentre os principais tipos, destacam-se os tubulares que quando envolvidos por uma

carcaça são chamados de casco e tubo. Para Incropera *et al* (2011), essa classificação é feita em função da configuração do escoamento e do tipo de construção.

O projeto técnico de um trocador de calor inicia propondo-se um equipamento capaz de realizar a troca térmica requerida e, posteriormente, é feita a verificação da área de troca térmica e perda de carga.

O cálculo do coeficiente de transferência de calor entre um banco de tubos e um fluido escoando em ângulo reto em relação aos tubos é um passo importante no projeto e na análise de desempenho de muitos tipos de trocadores de calor comerciais. Para Incropera *et al* (2011), uma das primeiras tarefas em análise térmica referente a um trocador de calor é avaliar o coeficiente global de transferência de calor entre duas correntes de fluido. Apesar de ser essencial, frequentemente é a mais imprecisa devido às incertezas associadas às estimativas dos coeficientes de convecção nos fluidos.

#### **4.2.3 – Resfriamento de carvão vegetal em forno de alvenaria**

Vários problemas de transferência de calor são dependentes do tempo, e conhecidos como não estacionários ou transientes, sendo caracterizados, usualmente, quando as condições de contorno são alteradas. As variações de temperaturas ocorrerão até que a distribuição de temperaturas alcance o estado estacionário. A metodologia da abordagem depende das considerações que podem ser feitas para o processo.

A Inércia térmica de uma estrutura, a exemplo de um forno de alvenaria é a sua capacidade em armazenar e liberar calor. Uma estrutura com baixa inércia térmica mantém mínima a variação da temperatura entre o interior e exterior, já em sistemas com uma maior inércia, as temperaturas dos respectivos lados tendem a permanecer iguais às quais estão submetidas, podendo ocasionar uma grande variação de temperatura entre as superfícies.

Durante o processo de carbonização, a estrutura do forno recebe calor proveniente das reações termoquímicas que ocorrem na madeira. Após a carbonização, inicia-se o processo de resfriamento. O sistema formado

pelas paredes do forno e massa de carvão possui uma quantidade de energia armazenada e passa a ser dissipador de calor. A parede, por apresentar características isolantes, dificulta a transferência de calor do interior para o exterior do sistema, tornando-se necessário uma alternativa que facilite esta troca (trocador de calor) mantendo a atmosfera interna livre de oxidante.

Várias tentativas em reduzir esta resistência térmica já foram ou estão sendo verificadas, visando redução no tempo de resfriamento do sistema forno de alvenaria/carvão vegetal. A maioria delas, desenvolvidas por empresas produtoras de carvão, não possuem resultados publicadas no meio científico. Dentre as tentativas, destacam-se as seguintes:

-Barrelamento: que consiste em pulverizar água misturada com barro nas paredes dos fornos;

-Adição de água no piso do forno logo após o término da carbonização; e;

-Uso de trocadores de calor em que os gases presentes no forno passam por uma fonte fria, perdem calor e retornam para o forno (piscininha, piscinão, golias (Acellor Mital) e convecção natural (V&M)).

Cientificamente, Oliveira *et al* (2010) injetou vapor no interior de um protótipo de forno retangular obtendo redução no tempo de resfriamento. Porém, os resultados das propriedades físicas e químicas do carvão obtido demonstram existir uma redução na qualidade do carvão.

França e Campos (2002) realizaram análise teórica e experimental do resfriamento natural de carvão vegetal em um forno retangular e os resultados obtidos mapearam com fidelidade o processo de resfriamento natural.

### **4.3 - MATERIAL E MÉTODOS**

O experimento foi realizado no Laboratório de Painéis e Energia da Madeira (LAPEM) do Departamento de Engenharia Florestal da UFV, Viçosa, MG.

Para avaliação dos efeitos da velocidade de escoamento dos gases pelo leito do carvão vegetal e, conseqüentemente, o tempo de resfriamento do forno e também seu efeito na qualidade final do carvão produzido,

utilizou-se um trocador de calor do tipo casco e tubos, equipado com inversores de frequência que proporcionaram variação nas velocidades de escoamento das partes fluidas do sistema.

Para avaliar os efeitos do resfriamento do forno no rendimento e na qualidade final do carvão, o experimento foi conduzido segundo o delineamento inteiramente casualizado, com quatro velocidades de gases pelo leito, em três repetições, totalizando doze carbonizações. Os dados foram submetidos à análise de variância (ANOVA) a 5% de significância pelo teste F. Quando estabelecidas diferenças significativas, a comparação múltipla das médias obtidas foi feita ao nível de 95% de probabilidade de pelo teste de Tukey.

#### 4.3.1 - Carbonização

Para os ensaios de carbonização e resfriamento, foi utilizado um protótipo de forno retangular com capacidade para 10 estéreis de madeira. Construído com tijolo maciço, possui medidas internas de 2,3 m de comprimento, 1,6 m de largura, 2,0 m de altura de pé direito e 2,5 m de altura na parte central (Cardoso, 2010) (Figura 1). Para tiragem e queima dos gases, o forno foi acoplado a um sistema de fornalha/chaminé dimensionado por Coelho (2013).

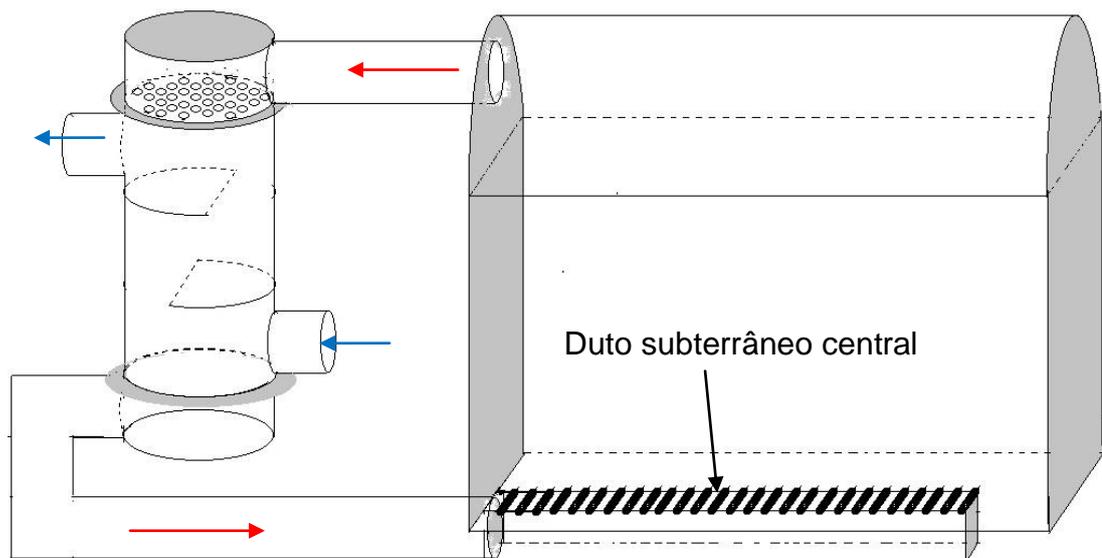


Figura 1- Esquema do acoplamento do forno com trocador de calor.

Em cada carbonização, preencheu-se o forno com madeira de *Eucalyptus sp.*, idade aproximada de 8 anos, comprimento de 2,10 m, diâmetro de 8 a 25 cm, teor de água que variou de 27 a 38 % b.s., poder calorífico superior de 4444 kcal kg<sup>-1</sup> e densidade básica de 490kg m<sup>-3</sup>. As toras de madeira foram dispostas verticalmente no forno.

O processo de carbonização foi iniciado queimando-se de pequenas quantidades de atíços nos controladores de ar, denominados popularmente de “tatus”, localizados nas laterais inferiores do forno. Verificado o início do processo de carbonização, o controle da temperatura dentro do forno foi realizado pelos controladores de ar e por um duto subterrâneo central (Figura 1).

Os ensaios de carbonização foram conduzidos monitorando-se as temperaturas na copa do forno por meio de termopares. Uma curva de carbonização foi utilizada para o controle do processo (Figura 2), baseada nas características do forno e nas fases teóricas de degradação térmica da madeira de acordo com as recomendações de Oliveira (2012).

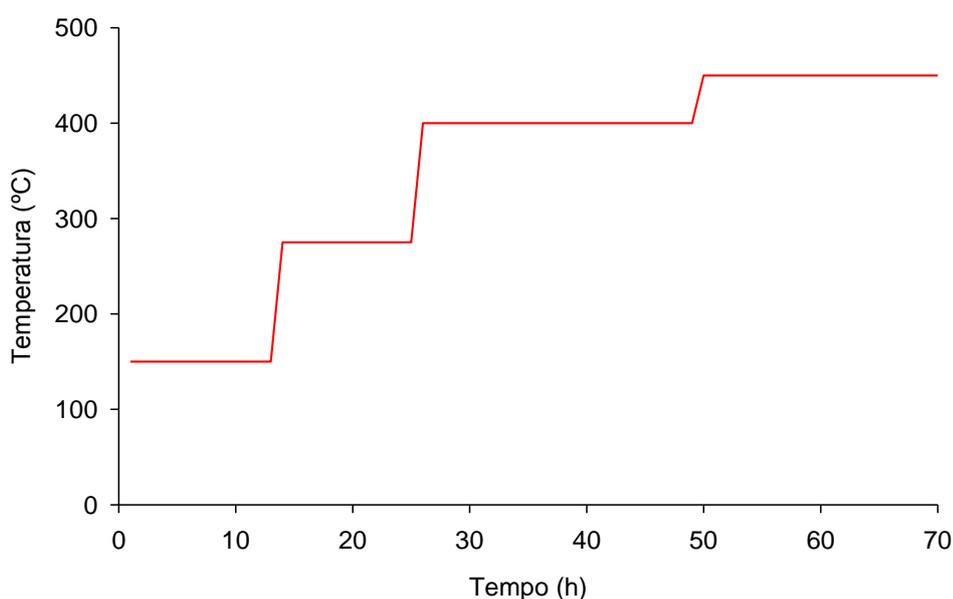


Figura 2 – Curva teórica de temperatura utilizada para controle térmico do processo de carbonização da madeira no protótipo de forno retangular.

#### 4.3.2 – Dimensionamento do trocador de calor

O trocador de calor desenvolvido apresenta a configuração tipo casco e tubo com um passe no casco do tipo TEMA E (TEMA, 2007). Em trabalho

envolvendo troca de calor entre fluidos gasosos, esta configuração foi considerada por Costa (2012), como eficiente. Esta configuração possui custo de construção reduzido, perda de carga inferior, se comparada com os demais tipos de casco, e foi utilizada devido à sua robustez e facilidade de manutenção e limpeza. Um trocador deste tipo possui característica de fabricação relativamente simples e boa adaptabilidade às diferentes condições de operação, (WANG & WEN, 2009). Para promover o escoamento de gases pelo interior do trocador, dois ventiladores centrífugos foram utilizados, equipados com inversores de frequência que possibilitaram realizar variações de velocidades de escoamento durante o resfriamento. (Figura 3). O feixe de tubos, cabeçotes superiores e inferiores possuem acoplamentos possíveis de remoção. Esta configuração facilita manutenção, limpeza e/ou substituição (Figura 3).

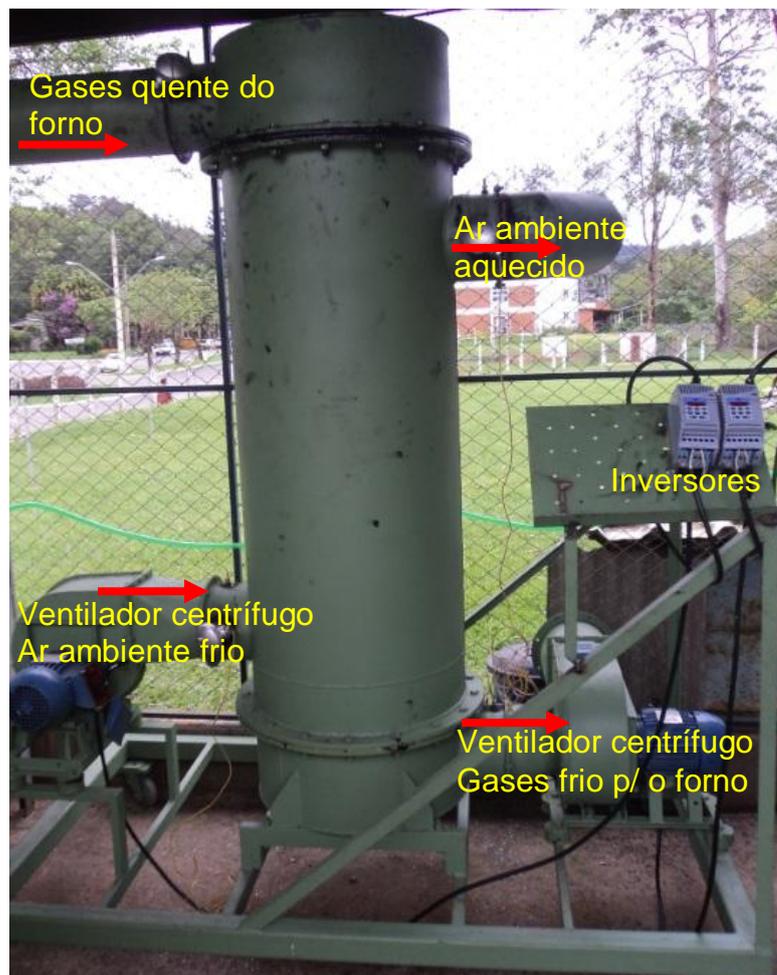


Figura 3 - Trocador de calor equipado com ventiladores centrífugos e inversores de frequência

Na configuração dos escoamentos do fluido quente e do fluido frio no interior do trocador de calor, os gases do interior do forno (gases liberados durante a carbonização (fluido quente)) passam pelo interior dos tubos que compõem o feixe e o ar atmosférico (fluido frio) escoam no lado do casco, externamente aos tubos. A escolha desta configuração se justifica pelo fato de o fluido quente possuir maior impureza que o fluido frio, pois se qualquer impureza fixar no interior do tubo, sua remoção é facilitada.

O feixe tubular foi construído com tubos comerciais de aço carbono SAE 1020 com diâmetro interno de 19,05 mm e parede com espessura de um milímetro. Para uma melhor eficiência de transferência de calor e auxiliar a fixação dos tubos no feixe, evitando danos causados pelas vibrações dos mesmos, defletores com altura da janela 25% do diâmetro e espaçamento uniforme entre eles, foram instalados (Figura 4).



Figura 4 – Detalhe do Feixe de tubos removível e com defletores

#### 4.3.2.1 - Escoamento de gases quentes através dos tubos

Para o cálculo do coeficiente de transferência de calor por convecção interno aos tubos, foi utilizada a equação de Gnielinski (1976), que é válida para o número de Reynolds superior a 2300 e inferior a  $5 \times 10^6$  e número de Prandtl superior a 0,5 e inferior a 2000.

$$h_i = \frac{\left(\frac{f}{2}\right)(Re_D - 1000)Pr}{1 + 12,7\left(\frac{f}{2}\right)^{0,5}\left(Pr^{\frac{2}{3}} - 1\right)} \frac{k_h}{D_i} \quad (2)$$

em que  $f$  é o fator de atrito definido pelo modelo proposto por KaKaç (1998):

$$f=(1,58\ln Re_D-3,82)^{-2} \quad (3)$$

O número de Reynolds foi calculado por:

$$Re_D = \frac{4\dot{m}_h}{\pi D_i \mu_h} \quad (4)$$

em que:

$Re_D$  - Número de Reynolds (adimensional);

$\dot{m}_h$  - Vazão mássica do fluido quente ( $\text{kg s}^{-1}$ ); e,

$\mu_h$  - Viscosidade dinâmica do fluido quente ( $\text{Pa s}$ ).

Usando o fator de atrito (equação 3), determinou-se a perda de carga no interior dos tubos pela Equação 5:

$$\Delta P_{iP} = \frac{2f_t L N_t \rho_t V_t^2}{D_i \phi} \quad (5)$$

em que:

$f_t$  - Fator de atrito do lado do tubo (adimensional);

$L$  - Comprimento do tubo (m);

$N_t$  - Número de passe dos tubos (adimensional);

$\rho_t$  - Massa específica do fluido ( $\text{kg m}^{-3}$ );

$V_t$  - Velocidade do fluido ( $\text{m s}^{-1}$ );

$D_i$  - Diâmetro interno do tubo (m);

$\phi$  - Fator de correção da viscosidade dinâmica (adimensional).

$\Delta P_{iP}$  - Perda de carga interna aos tubos (Pa).

#### 4.3.2.2 - escoamento de ar atmosférico externo aos tubos

O fluxo cruzado entre o fluido quente e o fluido frio sobre um banco ou conjunto de tubos é comumente encontrado nas configurações de trocadores de calor. O escoamento sobre os tubos pode ser analisado considerando o escoamento sobre um único tubo e multiplicando o resultado pelo número de tubos. No entanto, em trocadores de calor, o escoamento e o nível de turbulência a jusante através de um banco de tubos afeta a transferência de calor. Portanto, ao analisar a transferência de calor em um banco de tubos, deve-se considerar o banco como um único sistema térmico.

Geralmente os tubos em um banco de tubos são organizados em linha ou escalonados na direção do escoamento. O diâmetro externo do tubo ( $D$ ) é usado como comprimento característico. O arranjo dos tubos no banco é caracterizado pelo passo transversal ( $S_t$ ), passo longitudinal ( $S_L$ ) e passo diagonal ( $S_D$ ) entre centros de tubos.

Segundo Kreith (2003), para um arranjo alternado de tubos com um espaçamento próximo, a esteira de turbulência atrás de cada tubo é um pouco menor que nos arranjos com linhas similares, porém não há uma redução considerável na dissipação total de energia. Os experimentos sobre vários tipos de arranjos de tubos demonstram que, para unidades práticas, a relação entre a transferência de calor e a dissipação de energia depende basicamente da velocidade do fluido, do tamanho dos tubos e da distância entre eles. Entretanto, na zona de transição, o desempenho de um arranjo alternado de tubos com espaçamento próximo é um pouco superior ao de um arranjo de tubos em linha similar.

As equações disponíveis para cálculo dos coeficientes de transferência de calor no escoamento sobre bancos de tubos são baseadas em dados experimentais, pois o padrão de escoamento é muito complexo para ser tratado de forma analítica.

Quando o fluido escoar sobre o banco de tubos, a área de escoamento diminui e, conseqüentemente, a velocidade de escoamento aumenta ( $V_{max}$ ), fator que determina as características do escoamento. Assim, o número de Reynolds é definido com base na velocidade máxima como (Equação 6):

$$Re_D = \frac{V_{\max} D}{\nu} \quad (6)$$

em que:

$D$  – diâmetro externo do tubo (m);

$V_{\max}$  – velocidade máxima de escoamento ( $m \cdot s^{-1}$ );

$\nu$  - viscosidade cinemática ( $m^2 \cdot s^{-1}$ ); e

$Re_D$  – número de Reynolds.

No arranjo escalonado, se  $2(S_D - D) > (S_T - D)$ , a velocidade máxima atingida em um banco de tubos pode ser obtida pela equação 7.

$$V_{\max} = \frac{S_T}{(S_T - D)} V \quad (7)$$

em que:

$S_T$  – passo transversal (m); e

$V$  – velocidade de aproximação do ar ao chegar no banco de tubos ( $m \cdot s^{-1}$ ).

Geralmente, deseja-se conhecer o coeficiente de transferência de calor médio para a matriz tubular. Zukauskas, citado por Incropera *et al.* (2011), propôs uma correlação com a Equação 8.

$$h_0 = \frac{C \cdot k}{D} Re_{D,\max}^m Pr^{0,36} \left( \frac{Pr}{Pr_s} \right)^{0,25} \quad (8)$$

em que:

$C$  e  $m$  – constantes; (Incropera *et al.*, 2011);

$Pr_s$  – número de Prandtl na superfície;

$h_0$  - coeficiente médio de transferência de calor por convecção externa ao banco ( $W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$ ).

A perda de carga externa aos feixes de tubo foi calculada pela equação 9 (KAKAÇ, 1998):

$$\Delta P_{SP} = \frac{f_s G_s^2 (N_b + 1) D_s}{2 \rho_s D_o \phi_s} \quad (9)$$

em que:

$\Delta P_{SP}$  - Perda de carga externa aos tubos ( lado do casco) (Pa);

$f_s$  - Fator de atrito lado do casco (adimensional);

$G_s$  - Vazão mássica por unidade de área no lado do casco ( $\text{kg m}^{-2}\text{s}^{-1}$ );

$N_b$  - Número de chicanas (adimensional);

$D_s$  - Diâmetro interno do casco (m);

$\rho_s$  - Massa específica do fluido do lado do casco ( $\text{kg m}^{-3}$ );

$D_o$  - Diâmetro externo do tubo (m);

$\phi_s$  - Fator de correção da viscosidade dinâmica (adimensional).

A vazão mássica por unidade de área no lado do casco foi dada por:

$$G_s = \frac{\dot{m}_s}{A_s} \quad (10)$$

em que,

$\dot{m}_s$  - Vazão mássica do fluido do lado do casco ( $\text{kg m}^{-2}\text{s}^{-1}$ );

$A_s$  - Área de escoamento lado do casco ( $\text{m}^2$ ).

Para determinar a área de escoamento lado do casco, foi usada a equação:

$$A_s = \frac{D_s C B}{P} \quad (11)$$

em que,

C - Afastamento entre os tubos (m);

B - O comprimento do passo (m);

P - Afastamento entre as chicanas (m).

O fator de atrito do lado do casco foi calculado pela equação (KAKAÇ, 1998):

$$f_s = \exp(0,576 - 0,19 \ln(\text{Re}D)) \quad (12)$$

Que é válida para  $400 < \text{Re}_D \leq 10^6$ . O fator de correção da viscosidade dinâmica da perda de carga foi determinado por:

$$\phi_s = \left( \frac{\mu_b}{\mu_w} \right)^{0,14} \quad (13)$$

em que,

$\mu_b$  - Viscosidade dinâmica na temperatura média do escoamento ( $\text{N s m}^{-2}$ );

$\mu_w$  - Viscosidade dinâmica na temperatura da parede do tubo ( $\text{N s m}^{-2}$ ).

Além de dados iniciais e parâmetros do forno piloto, foram utilizadas no dimensionamento do tocadour de calor as propriedades termofísicas dos gases e do ar a uma temperatura de 350 K (Tabela 1) publicadas por Shaaban (2007), Incropera *et al.* (2011), Çengel (2009) e Shah (2003),.

Tabela 1 – Propriedades termofísicas dos gases e do ar.

<b>PROPRIEDADES TERMOFÍSICAS</b>	
Calor específico dos gases	1083 J kg <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup>
Calor específico do ar	1009 J kg <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup>
Condutividade térmica dos gases	0,0346473 W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup>
Condutividade térmica do ar	0,03 W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup>
Condutividade térmica dos tubos	52,9 W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup>
Viscosidade dinâmica dos gases	235,2529 x 10 <sup>-7</sup> kg s <sup>-1</sup> m <sup>-1</sup>
Viscosidade dinâmica do ar	208,2 x 10 <sup>-7</sup> kg s <sup>-1</sup> m <sup>-1</sup>
Viscosidade cinemática do ar	20,92 x 10 <sup>-6</sup> m <sup>2</sup> s <sup>-1</sup>
Número de Prandtl dos gases	0,73
Número de Prandtl do ar	0,70
Massa específica dos gases	0,7951 kg m <sup>-3</sup>
Massa específica do ar	0,995 kg m <sup>-3</sup>

Incropera *et al.* (2011) sugerem que a área da superfície de transferência de calor pode ser determinada a partir do coeficiente global de transferência de calor ( $U$ ), considerando a resistência térmica das paredes dos tubos, os coeficientes de transferência de calor por convecção do lado dos gases e do ar e fatores de incrustação do lado interno ao tubos e do casco. Para um trocador de calor casco e tubos, existem duas áreas de transferência de calor no tubo, a interna e a externa. Assim, caso o coeficiente de transferência de calor seja baseado na área externa, será definido pela Equação 14.

$$U_o = \frac{1}{\frac{A_o}{A_i h_i} + \frac{A_o \ln(r_o/r_i)}{2\pi k L} + \frac{1}{h_o}} \quad (14)$$

em que:

$U_o$  - coeficiente global de transferência de calor ( $W m^{-2} K^{-1}$ );

$A_i, A_o$  – área interna e externa do tubo, respectivamente ( $m^2$ );

$h_i, \bar{h}_o$  – coeficiente de convecção interno e externo, respectivamente ( $W m^{-2} K^{-1}$ );

$k$  – condutividade térmica do tubo ( $W m^{-1} K^{-1}$ );

$r_i, r_o$  – raio interno e externo do tubo, respectivamente (m); e

$L$  – comprimento do tubo (m)

Quando a espessura da parede do tubo é pequena e a condutividade térmica do material elevada, a resistência térmica é desprezível e quando um dos coeficientes de convecção é muito menor que o outro, o coeficiente de transferência global pode ser igual ao menor coeficiente de convecção. Assim, se  $h_i \ll h_o$ , então  $U = h_i$ , e se  $h_i \gg h_o$ , então  $U = h_o$ .

#### 4.3.2.3 - O Método da Efetividade-NUT

A efetividade do trocador de calor é determinada em função da taxa máxima de transferência de calor possível, ( $q_{max}$ ), obtida em função da

menor taxa térmica dos fluidos que entram no trocador, conforme Equação 15 (INCROPERA *et al.* 2011).

$$q_{max}=C_{min}(T_{q.ent} - T_{f.ent}) \quad (15)$$

em que:

$T_{q.ent}$  - temperatura de entrada do fluido quente no trocador (°C);

$T_{f.ent}$  - temperatura de entrada do fluido frio no trocador (°C);

$q_{max}$  - taxa de transferência de calor máxima possível (W);e

$C_{min}$  - menor capacidade térmica dos fluidos envolvidos.

Assim, a efetividade de um trocador ( $\varepsilon$ ) é a razão entre a taxa de transferência de calor que ocorre durante seu funcionamento (real) e a taxa de transferência de calor máxima possível:

$$\varepsilon = \frac{q}{q_{max}} \quad (16)$$

em que:

$q$  - taxa de transferência de calor (real) (W);

A efetividade é útil quando se conhece  $\varepsilon$ ,  $T_{q.ent}$  e  $T_{f.ent}$ , desta forma, a real taxa de transferência de calor pode ser definida pela Equação 17.

$$q = \varepsilon \cdot C_{min}(T_{q.ent} - T_{f.ent}) \quad (17)$$

A taxa real de calor recuperada pelo fluido frio (ar atmosférico) foi determinada pela equação:

$$q_R = \dot{m}_c c_{p,c} (T_{c,o} - T_{c,i}) \quad (18)$$

em que:

$q_R$  - Taxa real de calor entre os fluidos quente e frio (W).

Utilizando as vazões mássicas medidas e as temperaturas de entrada no trocador de calor, determinou-se a comparação da taxa de calor trocada real com a taxa de calor trocada predita, por meio da equação abaixo:

$$q_p = \varepsilon_p q_{máx} \quad (19)$$

em que:

$q_p$  - Taxa predita de calor entre os fluidos quente e frio (W);

$\varepsilon_p$  - Efetividade predita do trocador de calor (adimensional);

Para qualquer trocador de calor a efetividade é função do número de unidades de transferência (NUT). É um parâmetro adimensional amplamente utilizado na análise de trocadores de calor, definido pela Equação 20 (THEODOR, 2011):

$$NUT = \frac{UA}{C_{\min}} \quad (20)$$

em que,

$NUT$  - Número de unidades de transferência (adimensional);

$U$  - coeficiente global de transferência de calor ( $W m^{-2} K^{-1}$ );

$A$  - Área superficial total ( $m^2$ );

$C_{\min}$  - Taxa de capacidade calorífica mínima ( $W K^{-1}$ ).

A efetividade foi calculada pela seguinte equação (INCROPERA *et al.* 2011) :

$$\varepsilon_p = \frac{1 - \exp[-NUT(1 - C_r)]}{1 - C_r \exp[NUT(1 - C_r)]} \quad (21)$$

em que:

$\varepsilon_p$  - Efetividade predita do trocador de calor (adimensional); e;

$C_r$  - Razão entre as capacidades caloríficas das correntes (adimensional).

As temperaturas de saída dos fluidos, quente e frio, foram calculadas pelas equações 22 e 23, respectivamente:

$$T_{coP} = \frac{q_p + \dot{m}_c c_{pc} T_{ci}}{\dot{m}_c c_{pc}} \quad (22)$$

em que:

$T_{coP}$  - Temperatura prevista de saída do fluido frio (K).

$$T_{hoP} = \frac{q_p + \dot{m}_h c_{ph} T_{hi}}{\dot{m}_h c_{ph}} \quad (23)$$

em que:

$T_{hoP}$  - Temperatura esperada de saída do fluido quente (K).

#### 4.3.2.4 - Potência de ventilação

A potência de ventilação ( $P_v$ ), foi obtida pelo produto da queda de pressão pela taxa de escoamento volumétrico do fluido (vazão total,  $Q_t$ ), dividido pela eficiência do sistema, conforme equação abaixo.

$$P_v = \frac{\Delta P Q_t}{\eta_v} \quad (24)$$

em que:

$P_v$  - potência de ventilação (W); e

$\eta_v$  - eficiência do sistema.

#### 4.3.3 – Resfriamento do forno

Uma hora após o término da carbonização da madeira (tempo para vedação do forno e dutos de ligação forno/chaminé/trocador), os ventiladores centrífugos do trocador de calor eram acionados, iniciando o resfriamento do forno. Os ventiladores permaneceram ligados até o instante em que justificasse as trocas realizadas, analisadas pela diferença de temperatura dos fluidos frios ou do fluido quente ao entrar e sair do trocador. Assim, quando pequenas variações eram observadas entre estas temperaturas, os ventiladores eram desligados devido à baixa eficiência de troca. O desligamento dos ventiladores também foi realizado quando se tinha indícios de entradas de comburente no forno, evidenciado por oscilação (fora da curva característica de resfriamento) nas temperaturas de copa do forno.

Foram testadas 4 velocidades de escoamento de gás pelo leito de carvão vegetal. O primeiro teste foi realizado sem acionar os ventiladores

(testemunha), ou seja, com resfriamento natural, o segundo com o motor do ventilador trabalhando com frequência de 30 Hz, o terceiro em 45 Hz e o quarto em 60 Hz, ou seja, na potência máxima.

#### 4.3.3.1 – Energia retirada do forno de carbonização

Durante o resfriamento, tomando como volume de controle todo o forno (massa de carvão e paredes), o balanço de energia foi composto pela soma do calor perdido pelas paredes e massa de carvão para o fluido refrigerante (Equação 25):

$$Q_{\text{parede}} + Q_{\text{carvão}} + Q_{\text{fixação}} = Q_{\text{fluido}} \quad (25)$$

em que:

$Q_{\text{parede}}$  – calor trocado entre a parede e o fluido (J);

$Q_{\text{carvão}}$  – calor trocado entre a massa de carvão e o fluido (J); e

$Q_{\text{fixação}}$  – calor liberado durante a fixação do carbono (J).

A convecção e a radiação são os principais mecanismos de troca de calor associada à movimentação de fluídos, estes foram considerados pelo coeficiente global que combina os dois mecanismos. Segundo Braga filho (2006), o calor trocado quando se utiliza coeficiente global pode ser calculado pela Lei do resfriamento de Newton (Equação 26).

$$Q = hA_s(T_s - T_\infty)dt \quad (26)$$

em que:

$Q$  – calor trocado;

$h$  – coeficiente global de troca de calor por convecção e radiação ( $W m^{-1} K^{-1}$ );

$A_s$  – área superficial ou de contato, entre a peça e o fluido ( $m^2$ );

$T_s$  - temperatura superficial do sólido (K); e

$T_\infty$  - temperatura do fluido (K).

O calor trocado por um corpo até o instante  $t$  desejado pode ser dado pela Equação 27 (BRAGA FILHO, 2006).

$$Q(t) = \rho c_p V (T_\infty - T_i) \cdot [1 - \exp\left(\frac{-hA_s t}{\rho c_p V}\right)] \quad (27)$$

em que:

$Q(t)$  – calor trocado até um instante  $t$  (J);

$\rho$  - massa específica do corpo ( $\text{kg m}^{-3}$ );

$C_p$  – calor específico do corpo ( $\text{kJ kg}^{-1} \text{K}^{-1}$ );

$V$  – volume do corpo ( $\text{m}^3$ ); e

$T_i$  – temperatura inicial do corpo (K).

Dividindo a quantidade de calor trocado até o instante  $t$  e a quantidade total do calor a ser trocado ( $Q_0 = \rho C_p V (T_\infty - T_i)$ ), obtém-se uma expressão adimensional (Equação 28).

$$\frac{Q}{Q_0} = 1 - \exp\left(\frac{-hA_s t}{\rho c_p V}\right) \quad (28)$$

O calor do corpo sólido será totalmente retirado quando  $Q = Q_0$ , assim pela Equação 28, verifica-se que:

$$\exp\left(\frac{-hA_s t}{\rho c_p V}\right) = 0 \quad (29)$$

O termo do expoente da equação 28 é o produto entre número de Biot (Bi) e de Fourier (Fo). Para Braga filho (2006), se a diferença entre a temperatura inicial e temperatura pretendida for de 500 °C, usando o valor do produto igual a 5, o erro para a temperatura pretendida será menor ou igual 3,4 °C. Diante disso, o tempo necessário para resfriamento de toda massa porosa de carvão pode ser dado pela Equação 30:

$$t = \frac{5m_e c_p}{hA_s} \quad (30)$$

em que:

$t$  – tempo total de resfriamento (s); e

$m_e$  – massa estimada do leito de carvão (kg).

Coelho (2009) determinou a relação entre a área superficial dos sólidos esféricos e o volume total ocupado pelos mesmos por meio da Equação 31:

$$a_s = \frac{6.V_L(1-\varepsilon)}{d_p} \quad (31)$$

em que:

$a_s$  – área superficial do sólido ( $m^2$ );

$V_L$  – Volume ocupado pelo sólido ( $m^3$ )

$d_p$  – diâmetro de partícula, (m); e

$\varepsilon$  – porosidade da massa de sólidos.

Na massa de carvão as peças são compostas por cilindros e prismas, logo a área superficial foi medida diretamente e expressa como área superficial volumétrica. Esta metodologia consistiu em medir a área total das peças contidas em um recipiente cilíndrico com capacidade para  $8,55 \times 10^{-3} m^3$  ( $60,7 m^2 m^{-3}$ ). Çengel (2009) relata que os escoamentos em leitos compostos por partículas cilíndricas e esféricas, em geral, envolvem a separação do escoamento, tornando difícil o estudo analítico do meio como um todo. Portanto, esses escoamentos são estudados de forma experimental ou numericamente.

Whitaker, citado por Kreith (2003), correlacionou os dados para transferência de calor a partir de gases em diferentes tipos de meios porosos. O formato das partículas incluiu cilindros com diâmetros iguais às alturas. A correlação estabelece que:

$$\frac{\bar{h}_c D_p}{k} = \frac{(1-\varepsilon)}{\varepsilon} (0,5 Re_{D_p}^{1/2} + 0,2 Re_{D_p}^{2/3}) P_r^{1/3} \quad (32)$$

Para partículas esféricas, o diâmetro ( $D_p$ ) é definido como seis vezes o volume dividido pela área superficial da partícula. No caso de carvão, por se tratar de partículas com formato cilíndrico,  $D_p$  será obtido pela Equação 33.

$$D_p = \frac{3DL}{D+2L} \quad (33)$$

em que:

$D_p$  – diâmetro de compactação (m);

$D$  – diâmetro das peças (m); e

$L$  – comprimento das peças (m).

Todas as propriedades do fluido (gases presentes no interior do forno) foram calculadas à temperatura média do fluido. Se a temperatura variar de forma significativa através do meio poroso, pode-se utilizar a média entre os valores de entrada e saída. A velocidade superficial foi obtida pela Equação 34:

$$U_s = \frac{\dot{m}_f}{\rho_f A_{st}} \quad (34)$$

em que:

$U_s$  – Velocidade superficial do fluido ao percolar a massa porosa ( $m\ h^{-1}$ );

$\dot{m}_f$  – Taxa de escoamento do fluido ( $kg\ h^{-1}$ );

$A_{st}$  – área da seção transversal da massa porosa ( $m^2$ ); e

$\rho_f$  – densidade do fluido ( $kg\ m^{-3}$ )

Whitaker (1972), definiu o número de Reynolds como:

$$Re_{D_p} = \frac{D_p U_s}{\nu(1-\varepsilon)} \quad (35)$$

#### 4.3.4 - Aquisição de dados

Para conduzir a carbonização, avaliar a eficiência do trocador e o comportamento do resfriamento do forno, medidas de temperaturas, pressões e vazões foram verificadas. As temperaturas foram medidas usando-se termopares tipo K posicionados em pontos estratégicos do sistema (Figura 5).

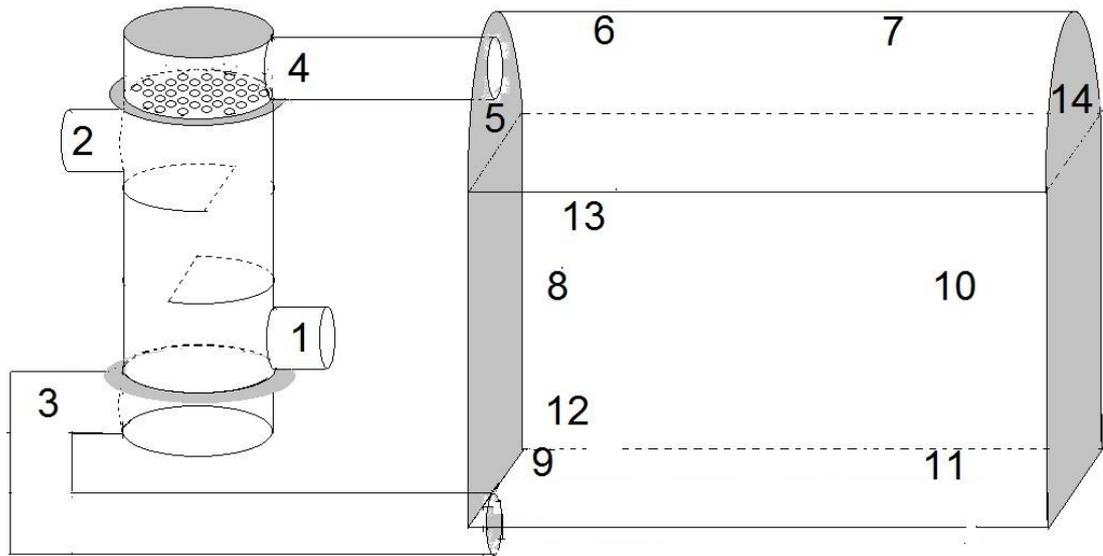


Figura 5 – Localização dos pontos onde se avaliou o perfil das temperaturas internas do forno e dos fluidos que escoaram pelo trocador de calor

O sistema de aquisição de dados (temperaturas) foi composto por 14 termopares tipo K (sensores), 2 módulos seriais de aquisição de dados (LR-7018, LR COM), um módulo conversor bidirecional optoisolado RS-232 para RS-485 a dois fios (LR-7520, LR COM) e um computador (figura 6).



Figura 6-Sistema de aquisição de dados

Os módulos LR-7018O receberam os sinais elétricos dos termopares. O módulo LR-7520 fez a conexão do LR-70180 com o computador, por cabo serial (RS232). Todo sistema de aquisição foi gerenciado por um programa computacional implementado na plataforma C++ Builder (versão 6.0) no

ambiente windows. Os dados recebidos pelos módulos foram armazenados no computador em intervalos de um minuto

#### **4.3.5 – Análises da Qualidade do carvão vegetal**

A densidade a granel foi obtida da razão entre a massa de uma amostra contida em uma caixa cúbica de madeira com o volume interno da caixa de 0,216 m<sup>3</sup>. As amostras foram coletadas em três pontos do forno (porta, meio e fundo).

De uma porção de carvão vegetal representativa, coletou-se 15 kg em cada ponto do forno (porta, meio e fundo) para composição dos demais ensaios, físicos e químicos. Seguiu-se a preparação da amostra geral, baseada na norma ABNT NBR 9165 (ABNT, 1985), com homogeneização e quarteamento.

A densidade relativa aparente foi determinada conforme os procedimentos da norma ABNT NBR 9165 (ABNT, 1985).

O poder calorífico superior (PCS) do carvão vegetal foi determinado por meio da bomba calorimétrica adiabática, de acordo com a norma ABNT NBR 8633 (ABNT, 1984). A determinação dos teores de materiais voláteis (MV), cinzas (CZ) e carbono fixo (CF) seguiram os procedimentos da norma NBR 8112 (ABNT, 1986).

Para a friabilidade, uma amostra de 500 gramas de carvão classificado entre as granulometria de 60 mm a 20 mm foi introduzida num tambor rotativo de aço, de 30 cm de diâmetro, e submetida a 500 rotações a 30 rpm. A razão entre a massa de carvão com granulometria inferior a 13 mm após o tamboramento e a massa introduzida no tambor, define o parâmetro.

O rendimento gravimétrico é a razão da massa de carvão produzido e a massa seca de madeira enfiada (Equação 36). A massa seca é obtida após determinação da umidade da madeira. Essa umidade pode ser calculada na base seca ou base úmida, porém, a massa seca de madeira é única, podendo ser calculada pelas equações 37 ou 38, seguindo a base da umidade da madeira.

$$R_G = \frac{m_c}{m_s} \times 100 \quad (36)$$

$$m_s = m_u - m_u U_{bu} \quad (37)$$

$$m_s = \frac{m_u}{1 + U_{bs}} \quad (38)$$

Em que:

- $R_G$  - Rendimento gravimétrico;
- $m_c$  - Massa de carvão produzido na fornada;
- $m_s$  - Massa seca de madeira enfiada (kg);
- $m_u$  - massa total de madeira enfiada (kg);
- $U_{bu}$  - Umidade na base úmida; e,
- $U_{bs}$  - Umidade na base seca.

## 4.4 - RESULTADOS E DISCUSSÃO

### 4.4.1 - Perfil térmico do forno durante o resfriamento.

Durante as carbonizações, as temperaturas internas do forno evoluíram, seguindo a curva teórica de carbonização adotada para o forno e na maior parte do tempo, não ultrapassaram a temperatura máxima permitida para parte superior do forno (copa) (Figura 7).

Nota-se na figura 7, que houve variação entre as temperaturas da copa e as temperaturas da parte inferior do forno. Esta variação diminuiu com a evolução da carbonização e caracteriza como evolui a carbonização no interior do forno, apontando que a frente de carbonização inicia-se na parte superior do forno e desce na diagonal do forno. Desta forma, o fundo inferior do forno é a última região a carbonizar.

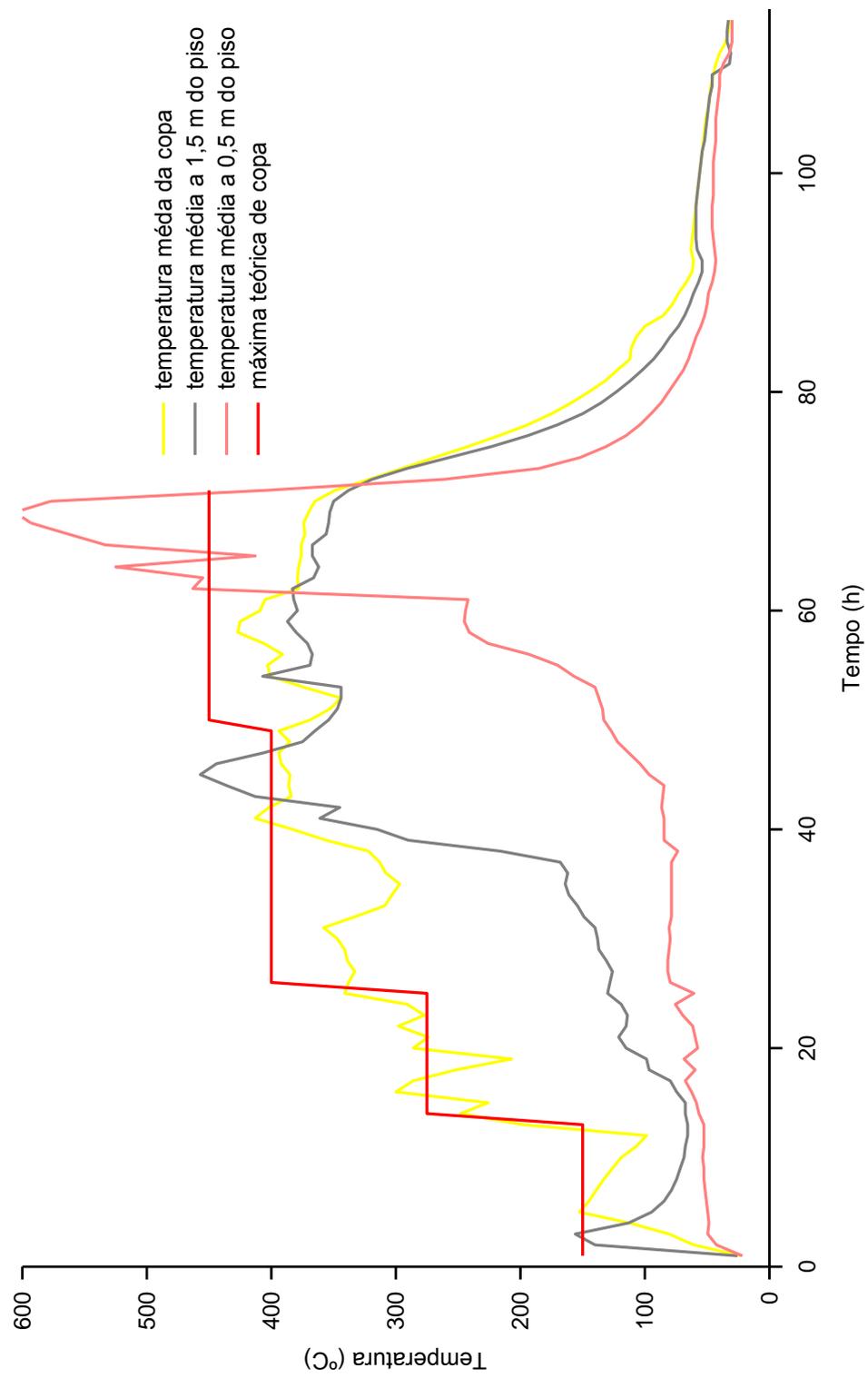


Figura 7 – Temperaturas do forno durante a carbonização e resfriamento com velocidade superficial de  $0,034 \text{ m s}^{-1}$

O comportamento térmico do forno durante os resfriamentos pode ser observado nas Figuras 8, 9, 10 e 11, onde se verifica que para as maiores velocidades não houve redução no tempo de resfriamento. O emprego de maiores velocidades de gás pela massa de carvão proporcionaram maior diferença de pressão no interior do forno, provocando infiltrações de ar (comburente) e, conseqüentemente, queimas de carvão no ponto de sucção dos gases (Figura 12). Estas queimas foram percebidas no instante em que as temperaturas de copa apresentavam desvios na curva característica de resfriamento para a velocidade adotada (Figuras 10 e 11). Este fato ocorria em média 13 horas após o início do resfriamento, momento em que os ventiladores eram desligados.

No resfriamento por convecção natural, que teve duração média de 76 horas, observa-se que a taxa de resfriamento foi lenta, evidenciando a grande resistência térmica do forno (Figura 8). Esta resistência é adequada durante a carbonização, pois minimiza as perdas térmicas mantendo a madeira a temperaturas ideais para o processo de pirólise. No entanto, durante o resfriamento esta resistência deve ser vencida para realização rápida do processo, por isso, justifica-se o uso de trocadores nos fornos de alvenaria.

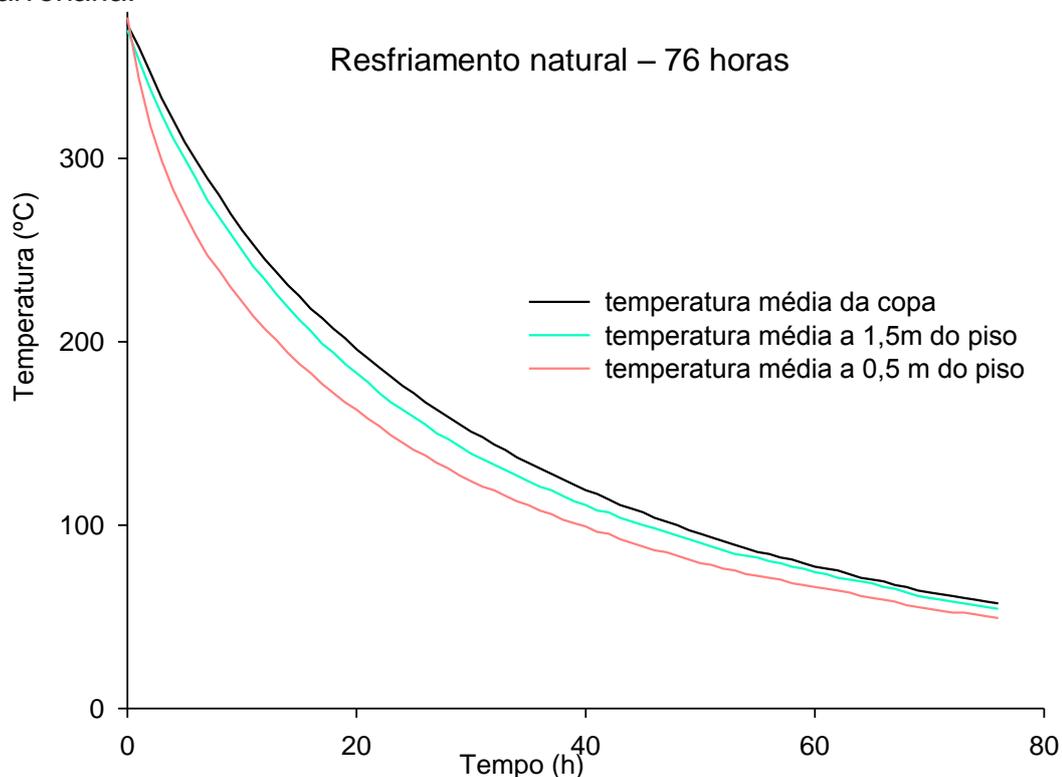


Figura 8 – perfil térmico do forno durante resfriamento por convecção natural

No início do resfriamento por convecção natural, verifica-se que a diferença de temperatura entre a parte superior (copa) e inferior interna do forno chegava a aproximadamente 100 °C, sendo que esta foi reduzindo-se até atingir 20°C ao fim do resfriamento. De modo geral, os pontos de temperatura dentro do forno tiveram um mesmo perfil de resfriamento. Os pontos da copa sempre tiveram temperaturas superiores e tal fenômeno ocorre devido ao princípio físico de que os gases mais quentes possuem densidade menor. Esta observação é importante para futuras implantações de sistemas de resfriamento sem uso de motores, pois, com esta diferença de temperatura, conectando a copa do forno ao duto subterrâneo por um trocador posicionado acima da copa, as correntes de convecção natural serão intensificadas.

Usando velocidade superficial de resfriamento de  $0,034 \text{ m s}^{-1}$  e com vazão de  $0,1243 \text{ m}^3 \text{ s}^{-1}$ , a diferença de pressão estática entre a saída e entrada dos gases do forno foi de 14,2 mmca. Estas condições foram obtidas quando o motor que movimentava os gases quentes trabalhou com frequência de 30 Hz. As curvas de temperaturas deste resfriamento seguiram o padrão característico, comum em qualquer resfriamento de um corpo (Figura 10).

O tempo de resfriamento usando velocidade superficial dos gases pela massa de carvão de  $0,034 \text{ m s}^{-1}$  foi de 28 horas, proporcionando redução de 63% no tempo de resfriamento em relação ao resfriamento por convecção natural.

Ao forçar a circulação de gases no interior do forno, a diferença de temperaturas entre a região superior e inferior interna do forno foi maior que no resfriamento natural. Este fato indica que os gases ao percolarem o leito de carvão retiram calor da massa de carvão e das paredes, chegando à copa do forno com temperaturas bem superiores.

Observando a curva de resfriamento do ponto superior do forno (copa), nota-se que não ocorreram oscilações na curva de resfriamento, sinalizando que os ventiladores poderiam permanecer ligados após as 13 horas e que esta velocidade superficial é aplicável em resfriamentos com gases percolando o leito de carvão.

Em todos os tratamentos, após o desligamento do sistema de resfriamento, ocorreu pequena elevação da temperatura em todos os pontos internos do forno. Este fenômeno ocorre porque os gases quando em movimento recebem calor das paredes e da massa de carvão e em seguida perdem este calor no trocador. Sem movimento, estes gases acumulam este calor provocando o aumento de temperatura.

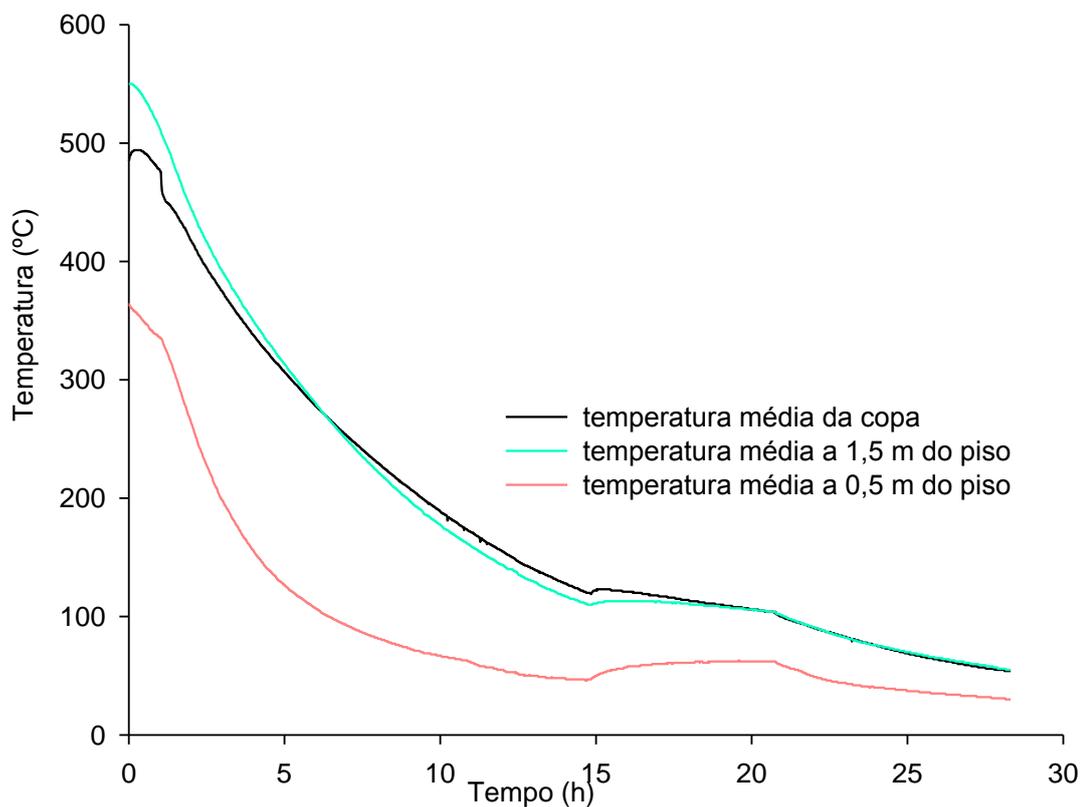


Figura 9 – perfil térmico do forno durante resfriamento com velocidade de  $0,034 \text{ m s}^{-1}$ .

Aumentando a velocidade superficial dos gases pela massa de carvão para  $0,060 \text{ m s}^{-1}$ , a diferença de pressão estática entre a saída e entrada dos gases se elevou para 24,3 mmca. Esta velocidade e pressão estática foram proporcionadas com o motor trabalhando a frequência de 45 Hz.

Observando a curva de resfriamento do ponto superior do forno (copa), nota-se que após as 12 horas de resfriamento ocorreram oscilações na curva de resfriamento, descaracterizando-a como um resfriamento normal (Figura 10). Estas oscilações indicam um aquecimento no interior do forno sinalizando que os ventiladores devem ser desligados. Esta velocidade superficial com esta diferença de pressão entre a injeção e sucção dos

gases, não é aplicável por todo o tempo de resfriamento com os gases percolando o leito de carvão.

O tempo médio de resfriamento usando velocidade superficial dos gases pela massa de carvão de  $0,060 \text{ m s}^{-1}$  foi de 33 horas, proporcionando redução de 56,6% no tempo de resfriamento em relação ao resfriamento por convecção natural.

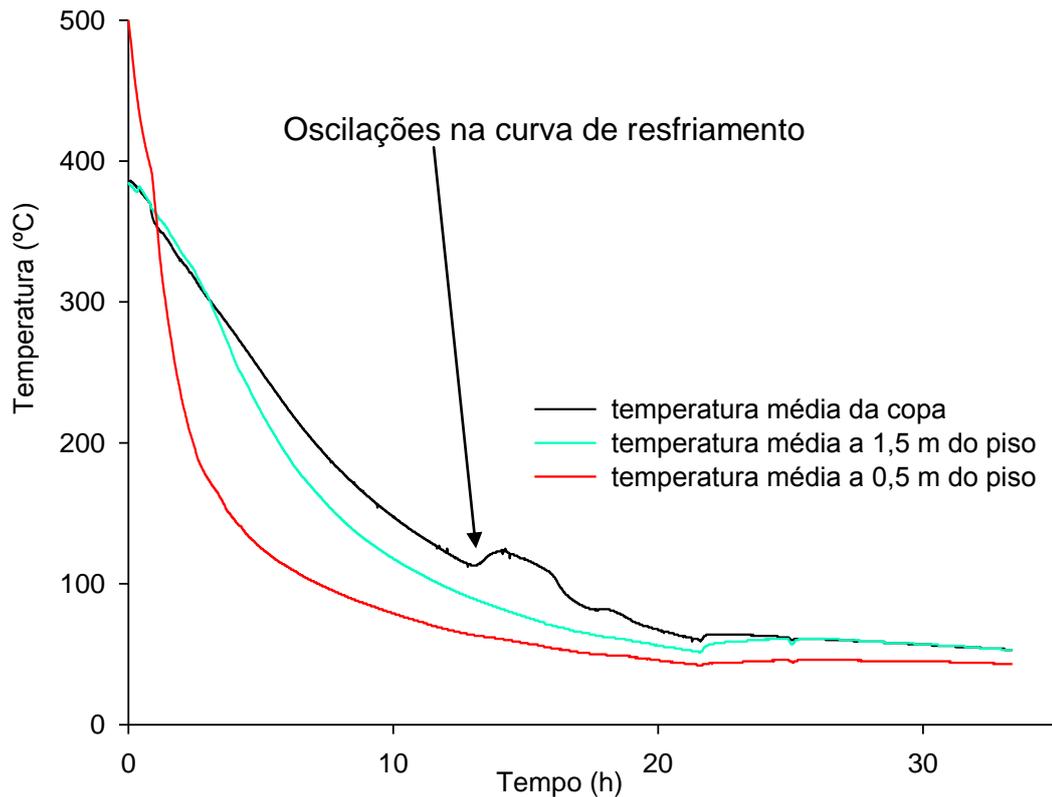


Figura 10 – perfil térmico do forno durante resfriamento com velocidade de  $0,060 \text{ m s}^{-1}$ .

Acionando o motor com frequência máxima (60 Hz), obteve-se uma vazão de  $0,3981 \text{ m}^3 \text{ s}^{-1}$ , que corresponde a uma velocidade superficial dos gases pela massa de carvão igual a  $0,108 \text{ m s}^{-1}$ . Neste fluxo, a diferença de pressão estática entre a saída e entrada dos gases no forno foi de 36 mmca. O comportamento do perfil térmico foi análogo ao verificado para o caso anterior, ocorrendo oscilações mais intensas nas temperaturas de copa após as 12 horas (Figura 11).

O tempo médio de resfriamento usando velocidade superficial dos gases pela massa de carvão de  $0,108 \text{ m s}^{-1}$  foi de 38 horas, proporcionando

redução de 50 % no tempo de resfriamento em relação ao resfriamento por convecção natural.

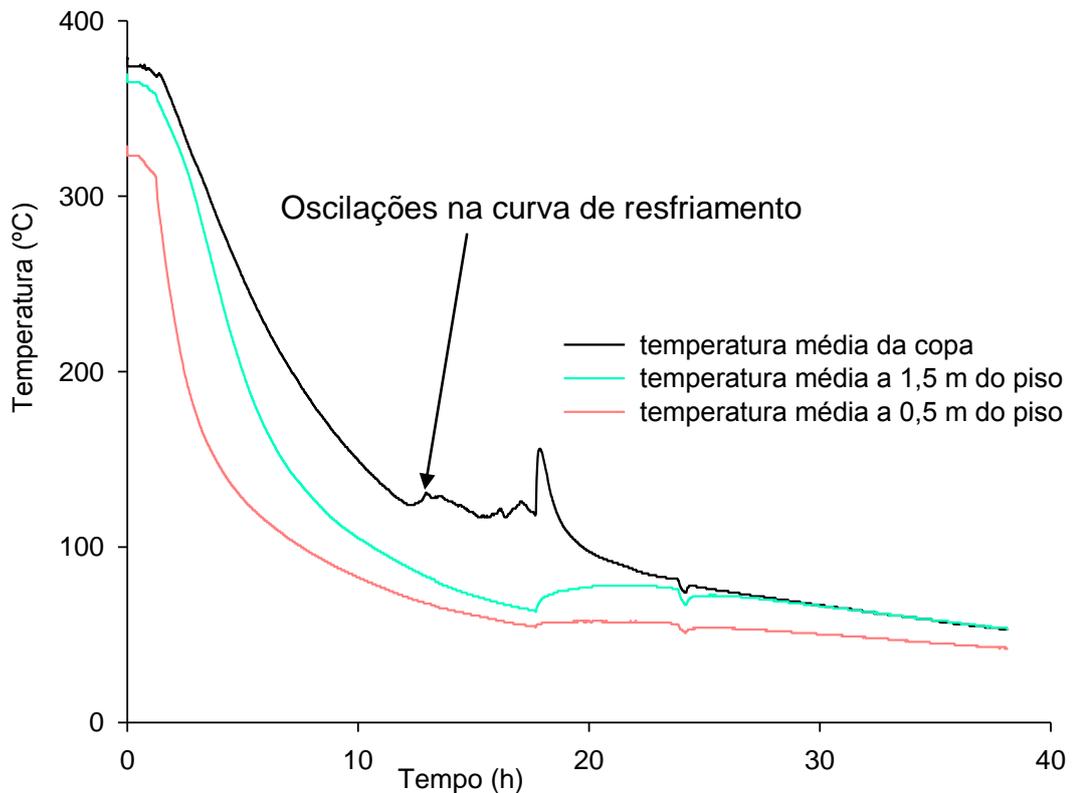


Figura 11 – perfil térmico do forno durante resfriamento com velocidades superficiais dos gases de  $0,108 \text{ m s}^{-1}$

Observando as Figuras 10 e 11, pode-se inferir que as temperaturas na massa de carvão não tiveram oscilações, permitindo manter o sistema de resfriamento ligado. No entanto, salienta-se que os termopares utilizados para medir a temperatura do leito do carvão, instalados nas laterais do forno, não detectaram os focos de aquecimento situados próximos ao ponto de sucção dos gases por estarem abaixo dos focos. Por outro lado, os termopares localizados na copa foram eficientes neste sentido acusando o aquecimento dos gases circulantes dentro do forno. Desta forma, fornos equipados com sistema de resfriamento, devem possuir eficientes sistemas de termometria. Como o fluxo dos gases no interior do forno é ascendente os termopares instalados na copa mapeiam com fidelidade o resfriamento, os quais não podem registrar oscilações que não caracterize uma curva de resfriamento.

Na Figura 12, observa-se a deposição de cinzas sobre a massa do carvão produzido, indicativo da ocorrência de focos de fogo dentro do forno.



Figura 12 – Deposição de cinza sobre a massa de carvão indicando focos de fogo dentro do forno para os maiores fluxos.

Estes focos de fogo podem ser minimizados aumentando-se a área de sucção, ou seja, instalando mais uma tubulação de mesmo diâmetro na frente do forno, acima da porta. Esta ação acarretará uma diminuição na diferença de pressão estática e evitará a concentração dos gases em um só ponto, impedindo que oxidantes presentes nos gases atinjam concentrações capazes de provocarem combustões. Esta configuração não foi adotada, pois se procurou evitar intervenções na estrutura do forno.

O comportamento análogo da temperatura de todos os pontos internos do forno, durante o resfriamento, permite dizer que a distribuição dos gases pela massa de carvão foi uniforme, caracterizando a configuração de injetar os gases pela base do forno como aplicável.

A melhor eficiência, obtida com os resfriamentos onde foi aplicada menores velocidades é um fator importante a ser considerado no dimensionamento de sistemas de resfriamento com trocador de calor. Aumento das velocidades de escoamento, objetivando redução no tempo de

resfriamento, deve ser acompanhado de metodologia que não eleve a diferença de pressão entre a sucção e injeção dos gases do forno. Uma proposta metodológica eficiente seria o aumento das áreas de sucção e injeção dos gases no forno, porém esta ação pode danificar a estrutura do forno, principalmente na sucção, uma vez que a injeção dos gases de resfriamento ocorre pela base do forno (ducto subterrâneo).

#### 4.4.1.1 - Comparação entre valores observados e estimados de temperatura na massa de carvão

Usando a metodologia proposta para estudar o resfriamento do forno (Equação 29), os perfis de temperaturas de resfriamento da massa de carvão foram estimados e comparados com os dados experimentais (Figura 13).

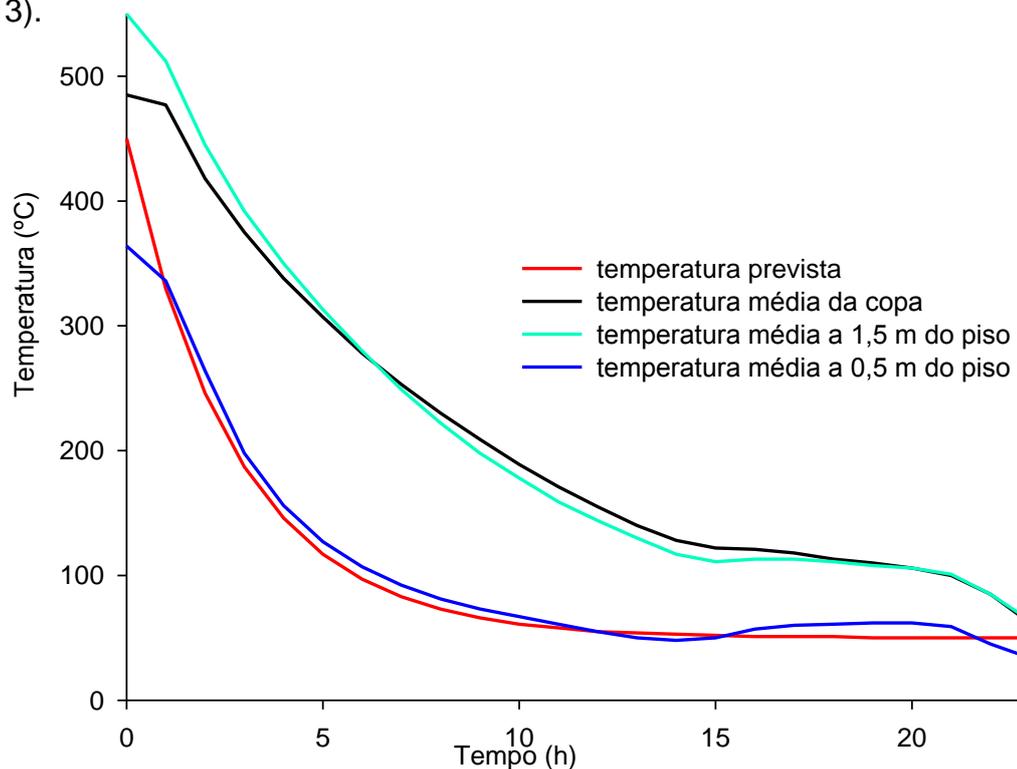


Figura 13 – Comparação entre os perfis de temperaturas do resfriamento observados e estimados para velocidade superficial de  $0,034 \text{ m s}^{-1}$

O perfil de temperatura previsto para a menor velocidade de resfriamento foi a que mais aproximou dos dados experimentais, pois nestes experimentos não ocorreram aquecimento devido aos focos de fogo.

Verifica-se na Figura 13, que o perfil de temperatura previsto se ajusta melhor às temperaturas medidas nos pontos da parte inferior do forno. Esta observação é coerente uma vez que os termopares da parte superior do forno medem as temperaturas de gases que já passaram pela massa de carvão e ganharam calor.

#### 4.4.2 - Qualidade do carvão

De acordo com a análise de variância, ao nível de 95% de probabilidade, pelo teste F, a variação da velocidade dos gases pelo leito e conseqüentemente o tempo de resfriamento, não ocasionaram variação significativa no rendimento e nas propriedades do carvão, exceto para o parâmetro friabilidade (Tabela 2).

Tabela 2 – Valores médios do rendimento gravimétrico e das propriedades dos carvões em função das diferentes velocidades superficiais dos gases pela massa de carvão durante o resfriamento do forno.

<b>Velocidade superficial (m s<sup>-1</sup>)</b>	<b>Parâmetro</b>							
	<b>RGCV (%)</b>	<b>Cf (%)</b>	<b>Cz (%)</b>	<b>Fr (%)</b>	<b>MV (%)</b>	<b>Pcs (kcal kg<sup>-1</sup>)</b>	<b>DAP (kgm<sup>-3</sup>)</b>	<b>DAG (kg m<sup>-3</sup>)</b>
0	30,9	71,7	0,30	13,6ab	28,0	6932	342	154
0,034	27,1	79,8	0,32	14,6a	19,9	7249	353	156
0,060	28,2	81,5	0,25	12,0b	18,3	7515	342	154
0,108	32,0	73,5	0,26	12,1b	26,3	7201	341	158

Onde: RGCV-rendimento gravimétrico do carvão vegetal, Cf-teor de carbono fixo, Cz-teor de cinzas, F-teor de friabilidade, Pcs-Poder calorífico superior, MV-teor de materiais voláteis, Dap-densidade aparente, Dag-densidade a granel. Valores médios de friabilidade, seguidos de mesma letra na coluna, não diferem entre si pelo teste de Tukey, ao nível de 95% de probabilidade.

O rendimento gravimétrico (Tabela 2), calculado pela razão entre a massa de carvão produzido por fornada e a massa seca de madeira enforada, variou de 27,1 a 32,0 %. Estatisticamente, não houve diferença

entre os valores obtidos, porém, verificou-se que esta variação é mais dependente dos procedimentos de carbonização que do resfriamento.

O teor de carbono fixo, que é um índice muito relacionado com a temperatura de carbonização, variou de 71,7 a 81,5 %. Os valores médios obtidos encontram-se dentro do intervalo considerado ideal para uso na siderurgia, que demanda um carvão com teor de carbono fixo que varia entre 72 a 78 %. Um teor de carbono fixo próximo a 75 % representa um ganho em rendimento gravimétrico, enquanto que valores acima representam perda em massa, por isso, os fornos de carbonização devem possuir curvas de carbonização específicas para cada tipo de madeira, objetivando uniformizar o teor de carbono fixo, tão dependente da temperatura.

Os teores de cinzas do carvão produzido variaram de 0,25 a 0,32 %, comprovando o baixo percentual de inorgânicos presentes no carvão vegetal de madeira de eucalipto.

Apesar de ocorrerem diferenças significativas para a friabilidade, ao nível de 5% de probabilidade, observa-se que os carvões vegetais resfriados artificialmente com diferentes velocidades superficiais pela massa de carvão, foram considerados pouco friáveis segundo classificação do Centro Tecnológico de Minas Gerais (CETEC) (OLIVEIRA *et al*, 1982). Esta classificação evidencia que os tratamentos, de modo geral, não afetaram a resistência do carvão vegetal.

Os valores de poder calorífico superior (PCS) variaram de 6932 a 7515 kcal kg<sup>-1</sup>. O PCS possui grande relação com o teor de carbono fixo, por isso, os baixos valores também coincidiram com os testes em que as temperaturas de carbonização foram menores.

Os teores de materiais voláteis (MV) correspondem a uma quantidade de compostos existentes no carvão que volatilizarão ao atingir determinadas temperaturas. Estes valores possuem relação inversa com a temperatura final de carbonização, ou seja, quanto maior a temperatura menor será o teor de materiais voláteis. Os teores de materiais voláteis variaram de 18,3 a 28,0 %. Valores baixos de materiais voláteis geralmente são acompanhados de baixo rendimento gravimétrico e altos teores de carbono fixo, podendo comprometer a produção de carvão vegetal, por isso, a dinâmica de

carbonização para cada forno deve ser mapeada a fim de uniformizar a produção aos padrões exigidos pela siderurgia.

Os valores de densidade aparente variaram de 341 a 353 kg m<sup>-3</sup>, situando-se abaixo do valor indicado por Santos (2008), que menciona valores acima de 400 kg m<sup>-3</sup>.

Apesar de estarem abaixo de 400 kg m<sup>-3</sup>, os valores de densidade aparente encontram-se dentro da faixa de valores do carvão que hoje é consumido pelo setor siderúrgico. Este parâmetro está fortemente relacionado com a densidade da madeira utilizada, que foi de 490 kg m<sup>-3</sup>.

A densidade a granel, variou entre 154 a 158 kg m<sup>-3</sup>. Assim como a densidade aparente, considerados baixos se comparados ao valor encontrado por Santos (2008), que menciona 200 kg m<sup>-3</sup>. Por ter relação direta com a densidade aparente, estes resultados também estão relacionados com a baixa densidade da madeira utilizada neste experimento (490 kg m<sup>-3</sup>). Carvão com densidade a granel tem maior influência positivamente na produtividade do setor siderúrgica, pois possibilita o enchimento do alto-forno com maior quantidade de energia.

#### **4.5 - CONCLUSÕES**

Para as condições nas quais foram realizados os experimentos concluiu-se:

- A variação da velocidade superficial pela massa de carvão durante os resfriamentos, estatisticamente não alterou a maioria dos parâmetros de qualidade do carvão, exceto para a friabilidade, mesmo assim, os valores obtidos classificam o carvão como pouco friável;
- A metodologia de resfriamento tem influência mínima na qualidade do carvão se comparada aos procedimentos de carbonização e à qualidade da madeira a ser carbonizada;
- A circulação de gases através da massa de carvão proporcionou redução no tempo de resfriamento de 76 para 28 horas, que representa uma redução de 63% em relação ao tempo de resfriamento por convecção natural;
- O uso de trocadores de calor para resfriamento de fornos de alvenaria com escoamento forçado pela massa de carvão, não devem

proporcionar velocidades superficiais e diferença de pressão entre a sucção e injeção, capaz de promoverem infiltração de ar atmosférico pelas estruturas do forno e para o forno utilizado esses valores são  $0,034 \text{ m s}^{-1}$  e 14,2 mmca, respectivamente, e;

- O uso da tecnologia de resfriamento desenvolvida pode proporcionar ganhos expressivos na produtividade de carvão, pois proporciona redução no ciclo de produção.

#### **4.6 – SUGESTÕES**

- Sugerem-se estudos sobre a produção de calor residual da pirólise durante o resfriamento e os efeitos do aumento da velocidade de escoamento sobre as partículas de carvão, objetivando entender a dinâmica de resfriamento da partícula.

#### 4.7 - Bibliografias

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 8633: Carvão vegetal: determinação do poder calorífico, Brasília:1984.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS-ABNT. **NBR 8112:** Carvão vegetal: análise imediata. Rio de Janeiro, 1986. 8 p.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS-ABNT. **NBR 9165:** Carvão vegetal: Determinação da densidade relativa aparente, relativa verdadeira e porosidade - Método de ensaio. Rio de Janeiro, 1985. 8 p.

BAEHR, H. D.; STEPHAN, K. Heat and Mass Transfer. Springer Berlin Heidelberg, 2 nd. ed., 2006.

BRAGA FILHO, W. Fenômenos de transporte para engenharia. Rio de Janeiro: LTC, 2006.

CARDOSO, M. T. **Desempenho de um sistema de forno-fornalha para combustão de gases na carbonização de madeira.** 2010. 89p. Dissertação (Mestrado em Ciência Florestal) Universidade Federal de Viçosa, Viçosa - MG. 2010.

COELHO, M. P. **Simulação do processo de resfriamento de grãos usando a mecânica dos fluidos computacional.** 2009. 61 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Agrícola), Universidade Federal de Viçosa, Viçosa, MG.

COELHO, M. P. **Desenvolvimento de metodologia para o dimensionamento de câmaras de combustão para gases oriundos do processo de carbonização de madeira.** 2013. 78 p. Tese (Doutorado em Engenharia Agrícola), Universidade Federal de Viçosa, Viçosa, MG.

COSTA, R. C. **Protótipo de um recuperador de calor para resfriamento rápido de gases de incineração de resíduos perigosos**. 2012. 134 p. Tese (Doutorado em Engenharia Agrícola), Universidade Federal de Viçosa, Viçosa, MG.

ÇENGEL, Y. A. **Transferência de calor e massa uma abordagem prática**. The Mc. Grow Hill Companies, Inc. 3th ed., 2009.

FOX, R. W.; McDONALD, A. T. **Introdução à mecânica dos fluidos**. 6ª ed., LTC, 2006.

FRANCA, G. A. C. e CAMPOS, M. B.. Análise teórica e experimental do resfriamento de carvão vegetal em forno retangular. In: ENCONTRO DE ENERGIA NO MEIO RURAL, 4., 2002, Campinas.

GNIELINSKI, V. New equations for heat and mass transfer in turbulent pipe and channel flow, **International Chemical Engineering** v. 16, p. 359–368, 1976.

INCROPERA, F.; DEWITT, D.P.; BERGMAN, T.L.; LAVINE, A.S. **Fundamentos de Transferência de Calor e Massa**, LTC, 6a Edição, 2011.

KAKAÇ, S. **Heat Exchangers Selection, Rating, and Thermal Design**. Florida-US: CRC Press LLC, 1998.

KAKAÇ, S.; BERGLES, A. E.; MAYINGER, F. **Heat exchangers: Thermal hydraulic fundamentals and design**. McGraw Hill, 1981.

KREITH, F., **Princípios de transferências de calor**; tradução All Tasks; revisão técnica Flávio Maron Vichi e Maria Teresa Castilho Mansor. São Paulo: Pioneira Thomsin Learning, 2003.

SAUNDERS, E. A. D. **Heat exchangers: selection, design and construction**. New York, NY. Longman Scientific & Technical, 1988.

OLIVEIRA, A. C. M. **Sistema forno-fornalha para produção de carvão vegetal**. 2012. 73p. Dissertação (Mestrado em Ciência Florestal) Universidade Federal de Viçosa, Viçosa - MG. 2012.

OLIVEIRA, F. D.; TEIXEIRA, C. A.; SILVA, J. DE S.; REIS, H. O.; VOROBIEFF, C. L. Resfriamento rápido de fornos de carbonização. **Engenharia Agrícola**, Jaboticabal, v. 30, n. 6, Dec. 2010 .

OLIVEIRA, R. L. M. Instrumentação e análise térmica do processo de produção de carvão vegetal. 2009. 111f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica)- Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG, 2009.

OLIVEIRA, J.B.de.;VIVACQUA FILHO, A.; GOMES, P.A.. Produção de Carvão Vegetal - aspectos técnicos. In: PENEDO, W.R. et al. Eds. **Produção e utilização de carvão vegetal**. Belo Horizonte: CETEC, 1982. p.60-73.

REZENDE, M. E. Produção de carvão vegetal – importância do conhecimento fundamental. Curso: Fundamentos e práticas da carbonização da biomassa, ministrado durante o Seminário: Prática, logística, gerenciamento e estratégias para o sucesso da conversão da matéria lenhosa em carvão vegetal para uso na metalurgia e indústria. – Belo Horizonte, novembro 27-28, 2006.

SANTOS, M. A. S. Parâmetros da qualidade do carvão vegetal para uso em alto-forno. In: **Fórum nacional de carvão vegetal**, 2008, Belo Horizonte. Disponível em: <[painelflorestal.com.br/exibeNews.php?id=1784](http://painelflorestal.com.br/exibeNews.php?id=1784)>. Acesso em: 23 de dezembro de 2011.

SHAABAN, A. F. **Process engineering design of pathological waste incinerator with an integrated combustion gases treatment unit**. Journal of hazardous materials. 145 (2007) 195-202.

SHAH, R. K.; SEKULIC, D. P. **Fundamental of heat exchanger design**. John wiley & sons, Inc., 2003.

TEMA - Tubular Exchanger Manufacturers Association. **Standards of the tubular exchanger manufacturers association**. 9 th. ed. New York: TEMA, 2007.

THEODOR, L. **Applications for the practicing engineer**. John Wiley & Sons, 1st. ed., 2011.

VALE, A. T.; GENTIL, L. V. **Produção e uso energético de biomassa e resíduos agroflorestais**. In: OLIVEIRA, J. T. S; FIEDLER, N. C.; NOGUEIRA, M. (Ed.). *Tecnologias aplicadas ao setor madeireiro III*. Jerônimo Monteiro-ES: 2008. p. 196-246.

WENZL, H. F. J. **The chemical technology of wood**. New York: Academic Press, 1970. 692 p.

WANG, S.; WEN, J.; LI, Y. **An experimental investigation of heat transfer enhancement for a shell-and-tube heat exchanger**. *Applied thermal engineering* v.29, p. 2433–2438, 2009.

WHITAKER, S. **“Forced Convection Heat Transfer Correlations for Flow in Pipes, Past Flat Plates, Single Cylinders, Single Spheres and for Flow in Packed Beds and Tube Bundles”**. *AIChE J.* v. 18,p. 361-371, 1972.

## 5 – CONCLUSÕES GERAIS

Analisando os resultados obtidos com as investigações a que se propôs este trabalho, estes nos permite concluir que:

- Para escoamento em massa de carvão, modelos de perda de carga relacionados com granulometria e diâmetro de partícula não são aplicáveis, porém os ajustes usando os modelos de HUNTER, SHEDD e HUKILL & IVES são satisfatórios;
- As propriedades físicas obtidas para o carvão vegetal de eucalipto aproximaram de alguns valores para outros carvões vegetais de outras espécies, entretanto, recomendam-se estudos relacionando tais propriedades entre si, especificamente para carvão de eucalipto, que representa a maior parte da produção brasileira;
- O carvão resfriado artificialmente, com qualidades estatisticamente iguais ao do carvão produzido sem resfriamento, indica que o uso de trocadores de calor nos fornos de carbonização, injetando os gases de menor temperatura pela base do forno é uma alternativa que pode proporcionar ganhos expressivos na produtividade, desde que, no dimensionamento e instalação dos equipamentos, alguns parâmetros de escoamento, como velocidade e pressão, não ultrapassem valores limites, impostos basicamente pela capacidade de estanqueidade do forno, e;
- Finalmente, sugerem-se estudos na determinação destes valores limites, sistematizando uma metodologia que investigue os causadores para possíveis intervenções.

## ANEXO 1

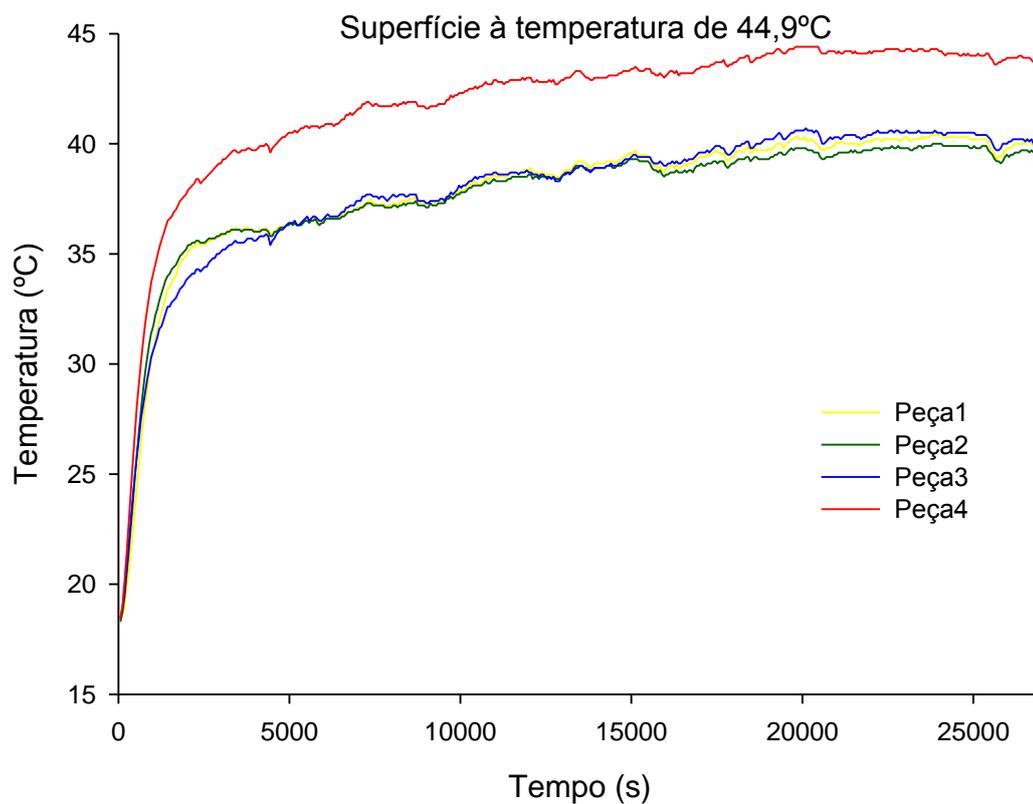


Figura 1A<sub>1</sub>- Distribuição de temperaturas a 1 cm da superfície.

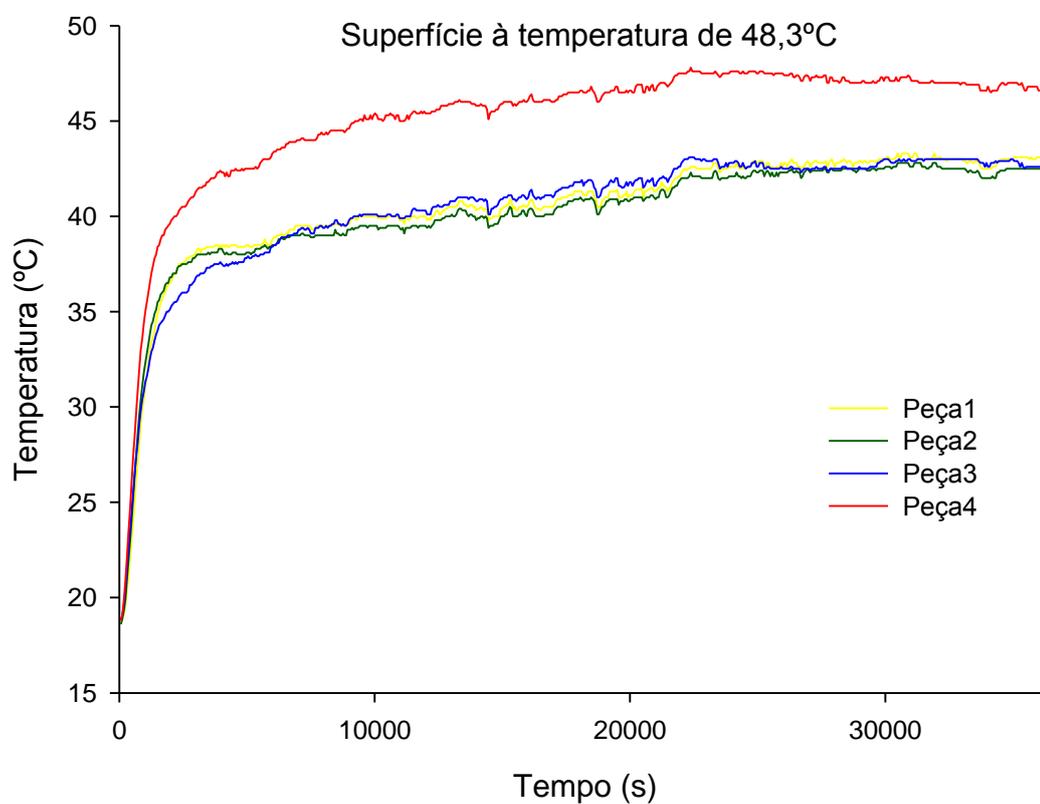


Figura 2A<sub>1</sub>- Distribuição de temperaturas a 1 cm da superfície.

## ANEXO 2

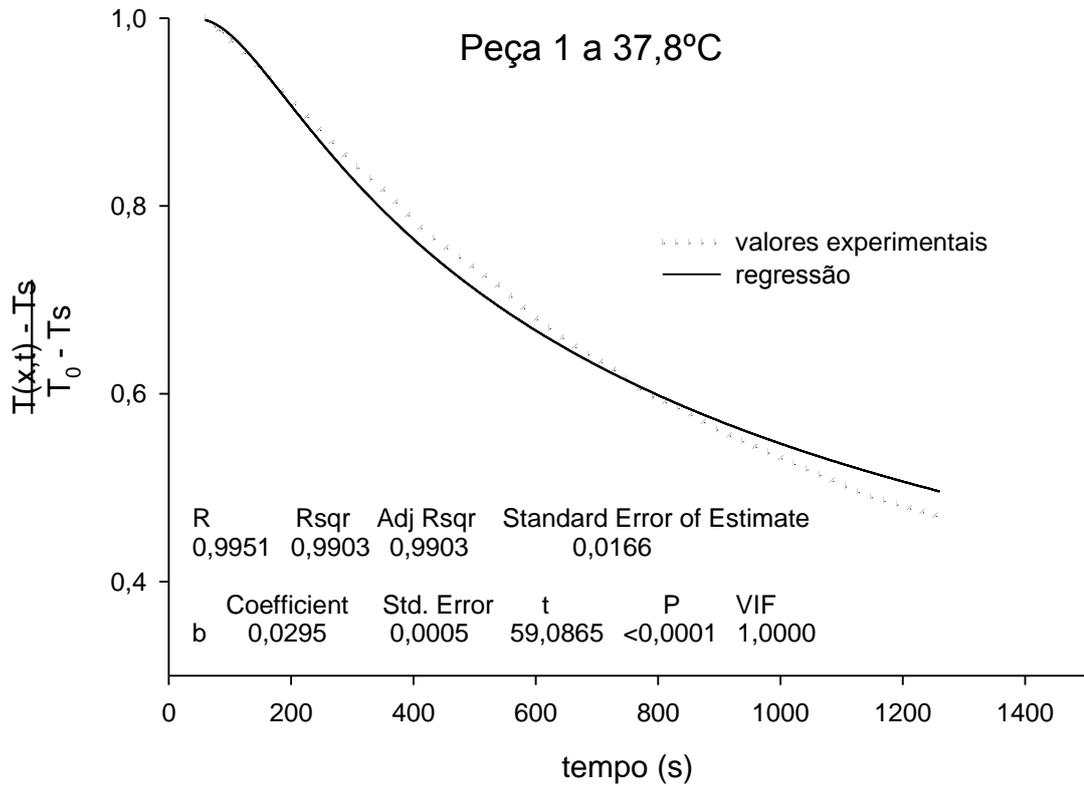


Figura 1A<sub>2</sub>- Ajuste do modelo aos dados experimentais.

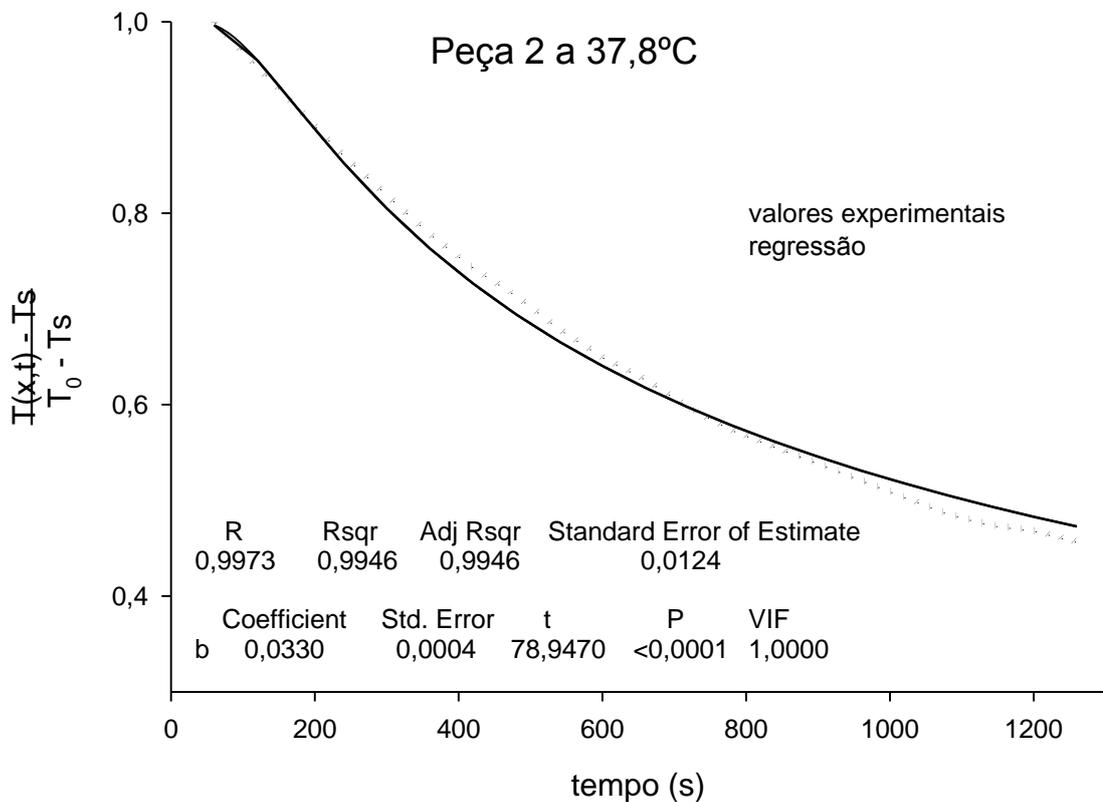


Figura 2A<sub>2</sub>- Ajuste do modelo aos dados experimentais.

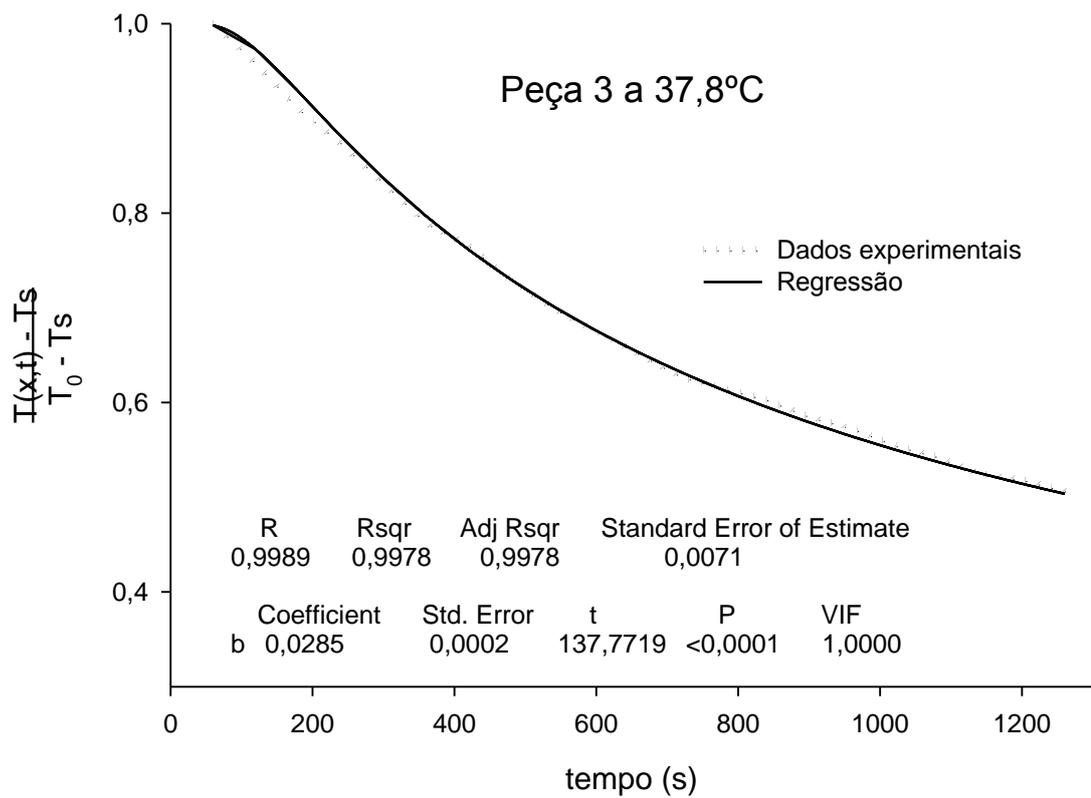


Figura 3A<sub>2</sub>- Ajuste do modelo aos dados experimentais

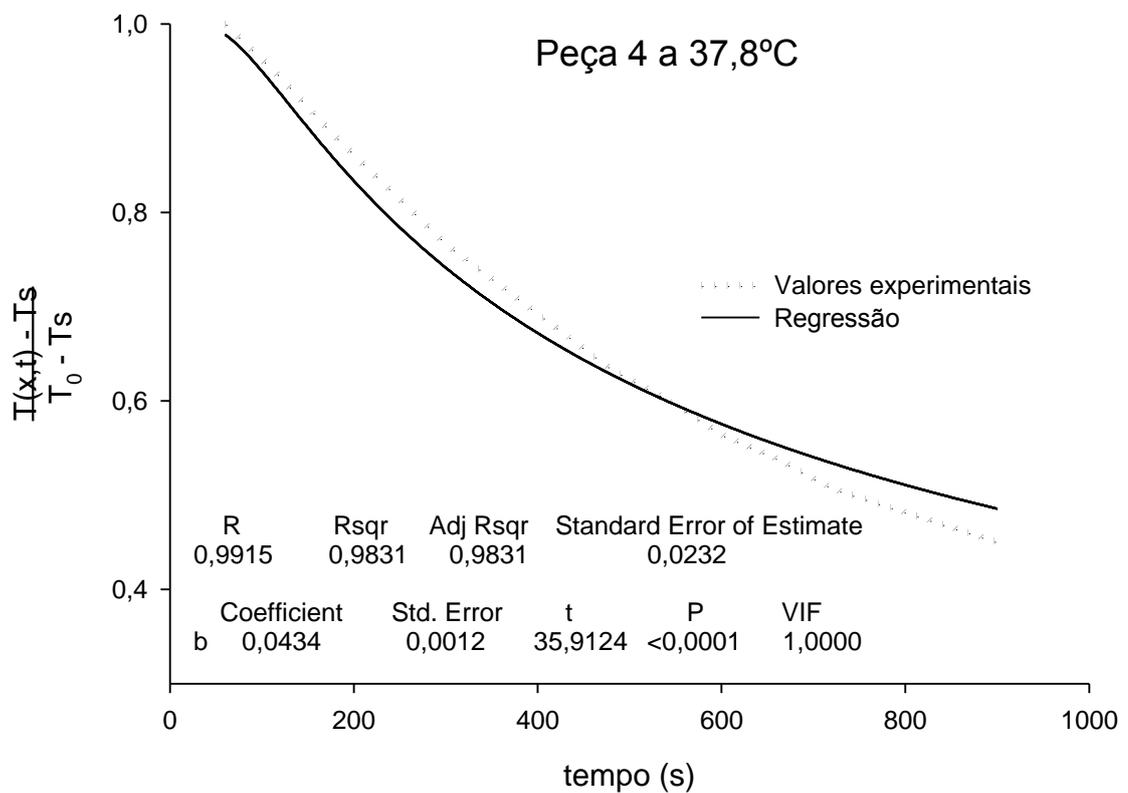


Figura 4A<sub>2</sub>- Ajuste do modelo aos dados experimentais

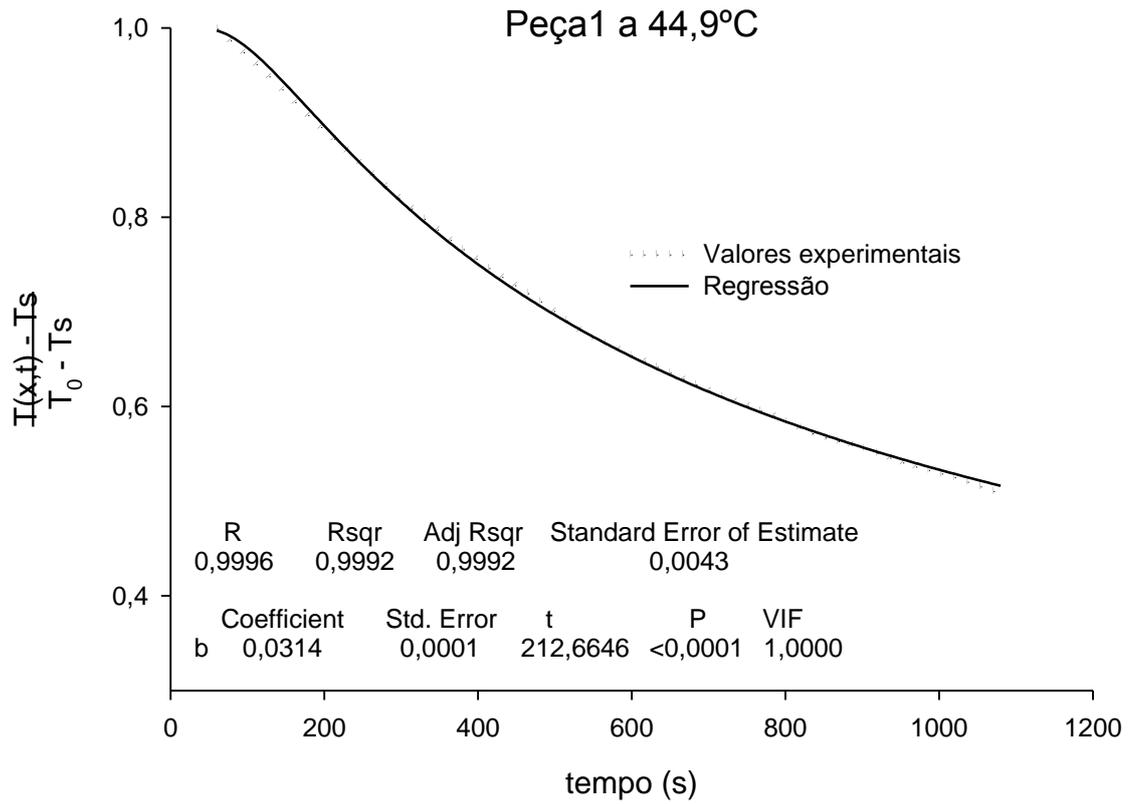


Figura 5A<sub>2</sub>- Ajuste do modelo aos dados experimentais

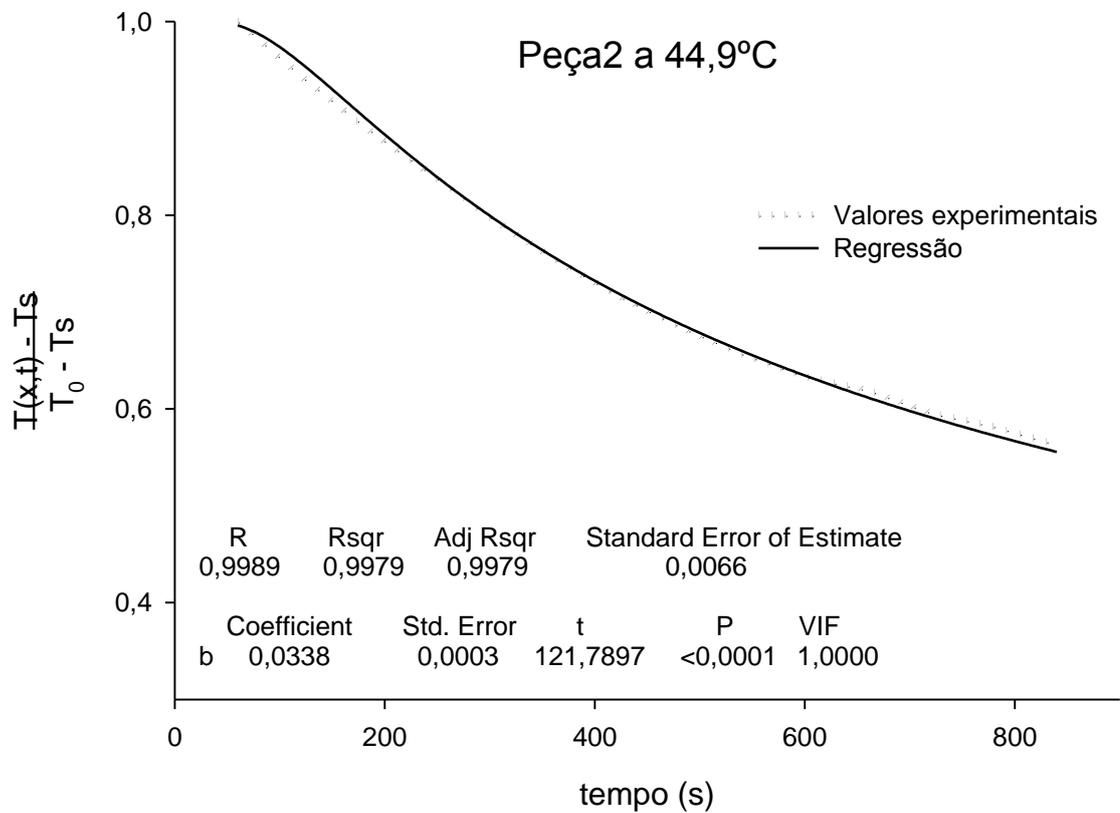


Figura 6A<sub>2</sub>- Ajuste do modelo aos dados experimentais

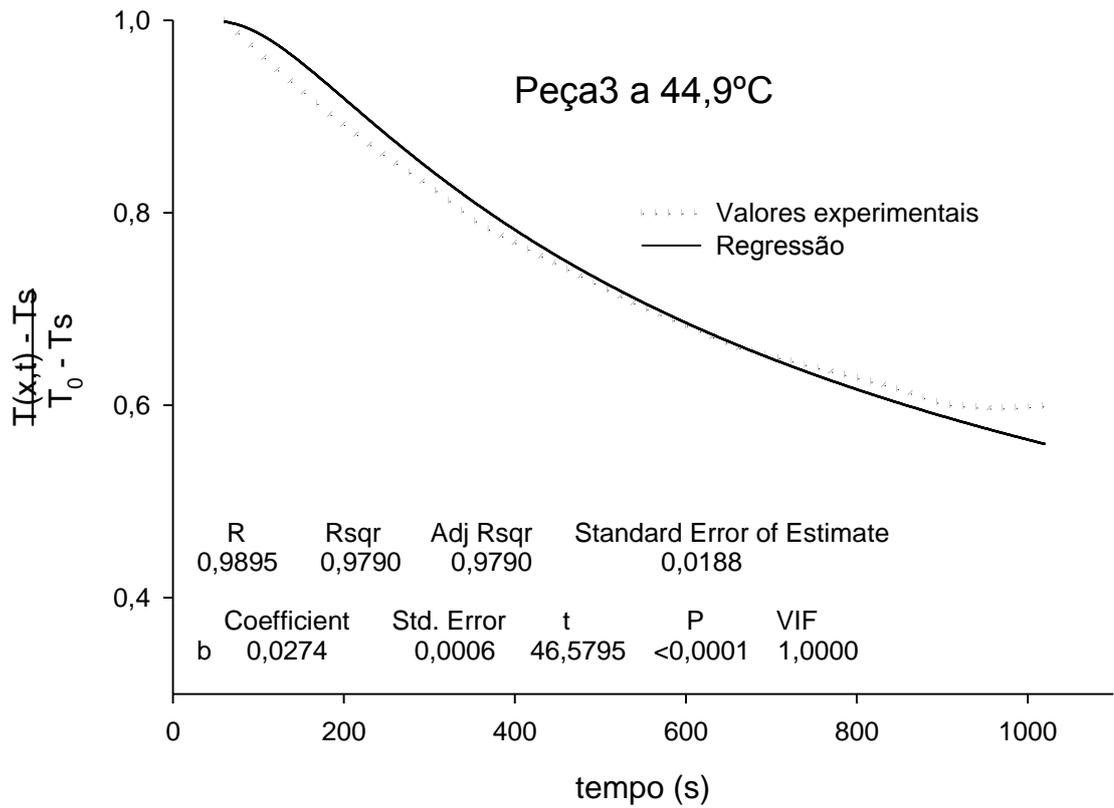


Figura 7A<sub>2</sub>- Ajuste do modelo aos dados experimentais

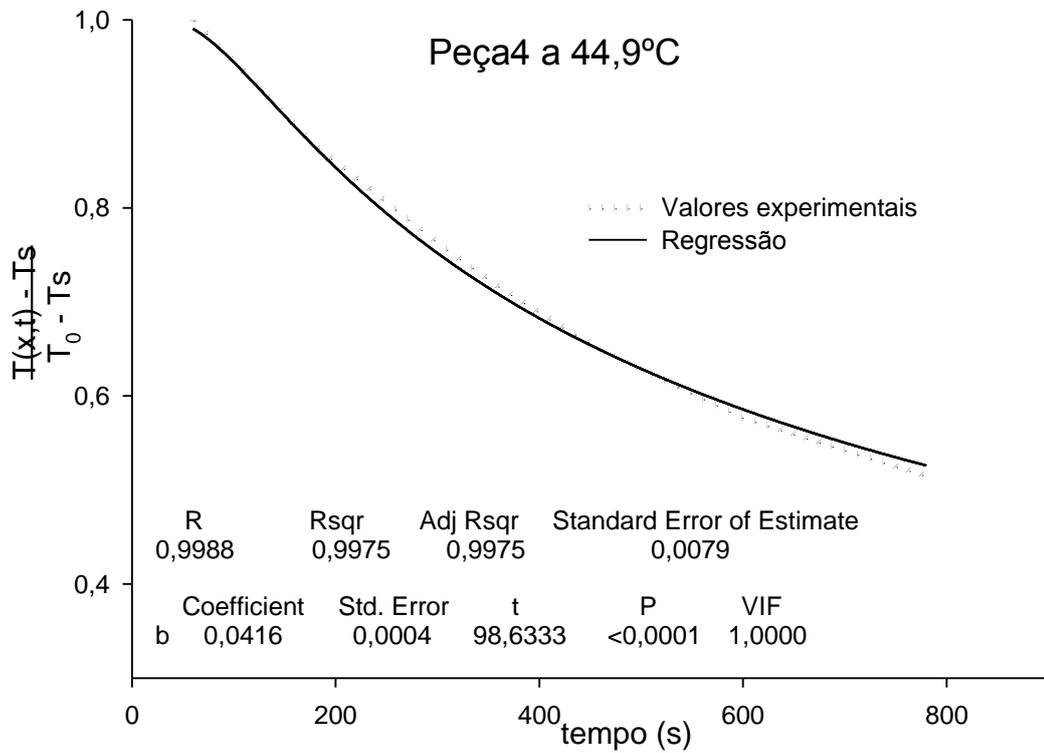


Figura 8A<sub>2</sub>- Ajuste do modelo aos dados experimentais

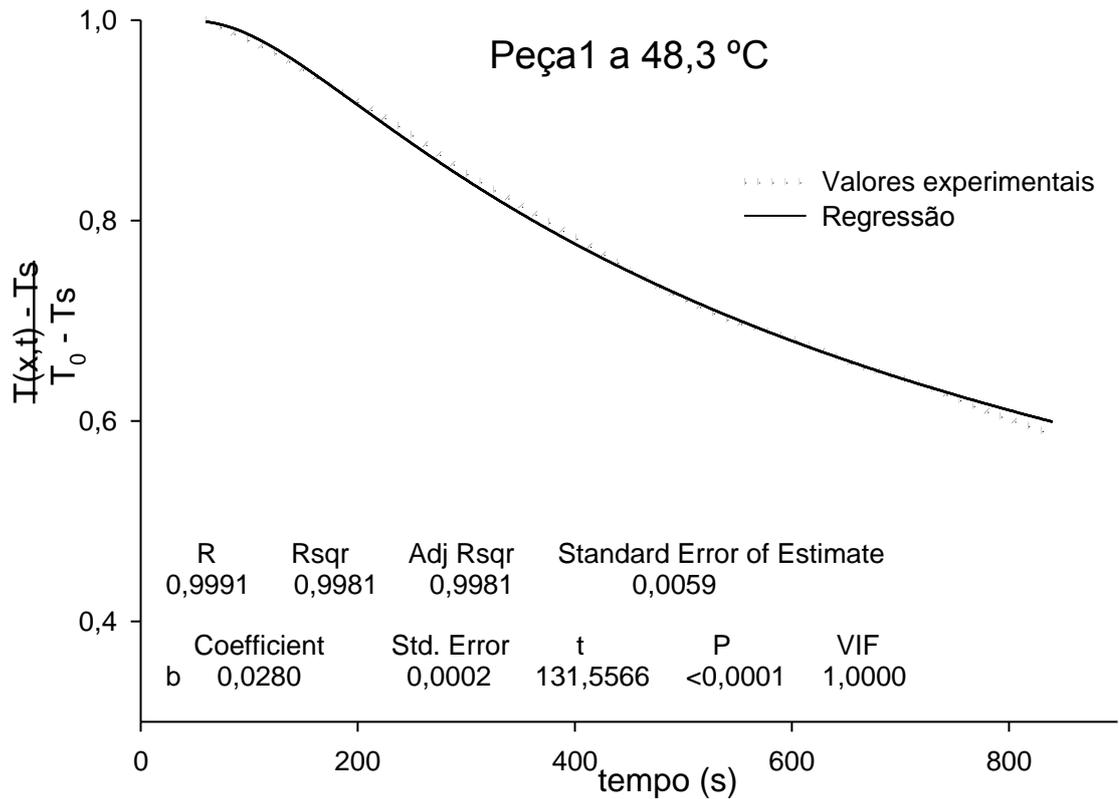


Figura 9A<sub>2</sub>- Ajuste do modelo aos dados experimentais

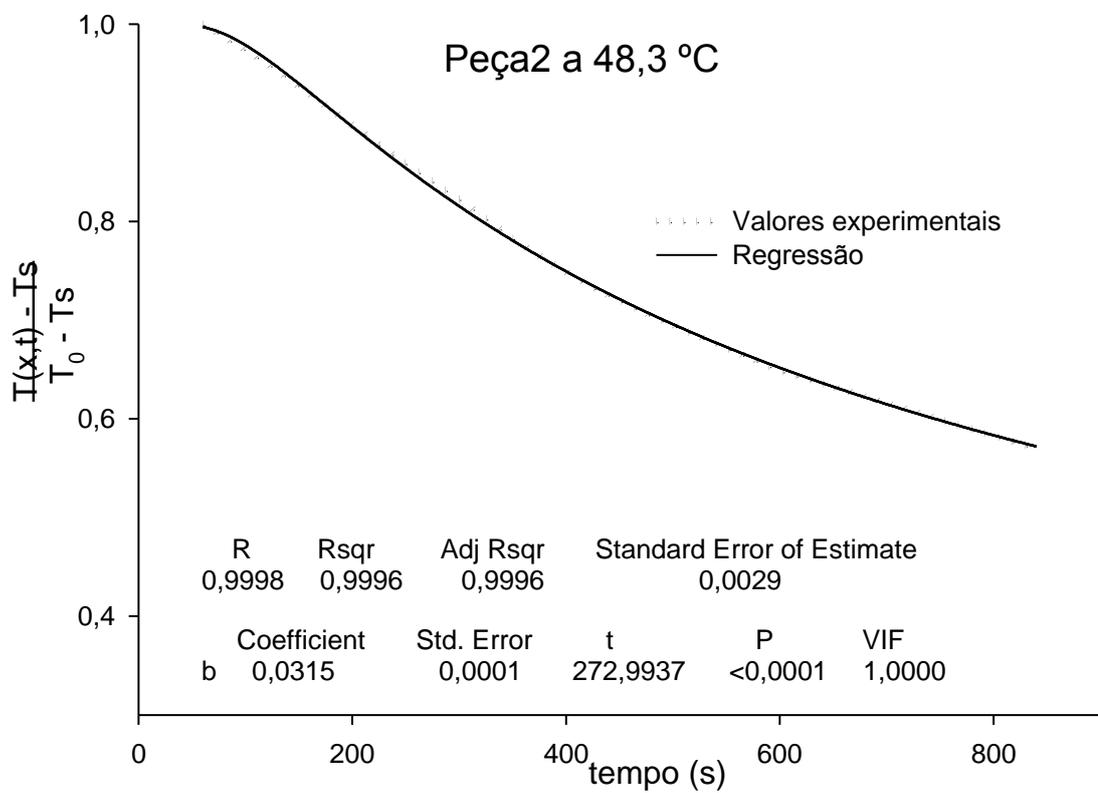


Figura 10A<sub>2</sub>- Ajuste do modelo aos dados experimentais

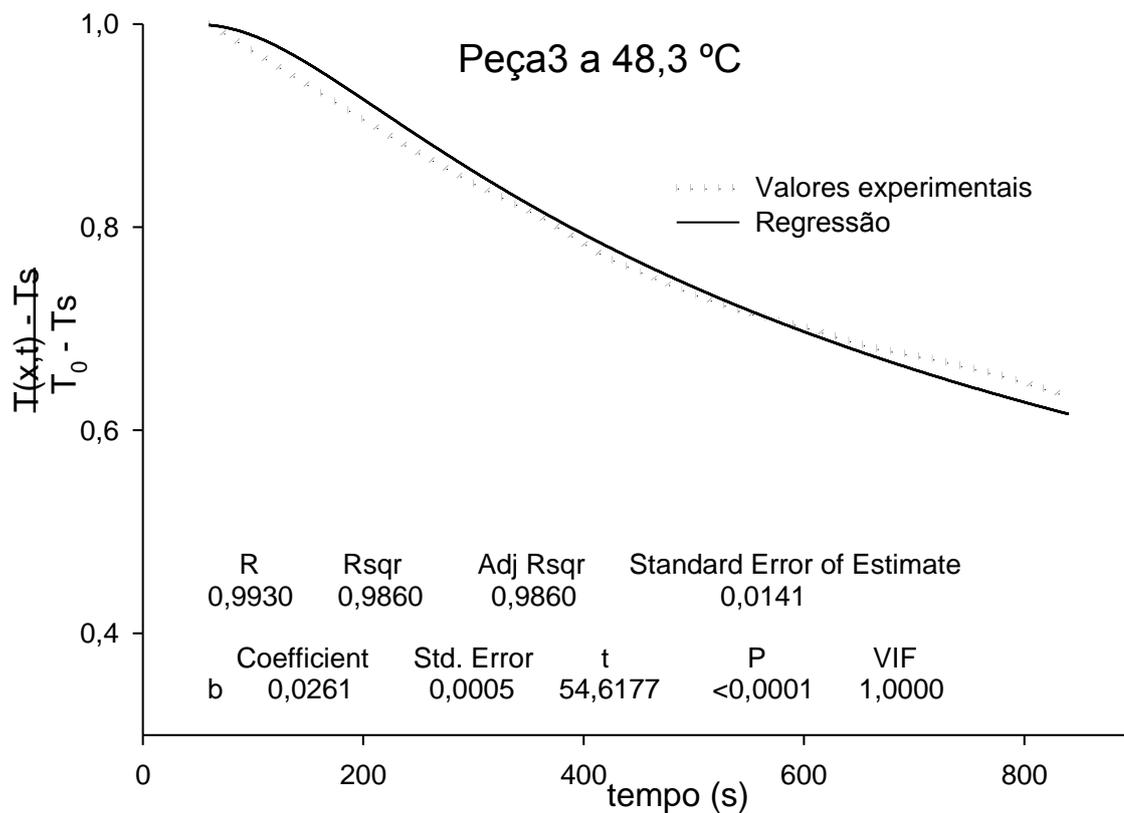


Figura 11A<sub>2</sub>- Ajuste do modelo aos dados experimentais

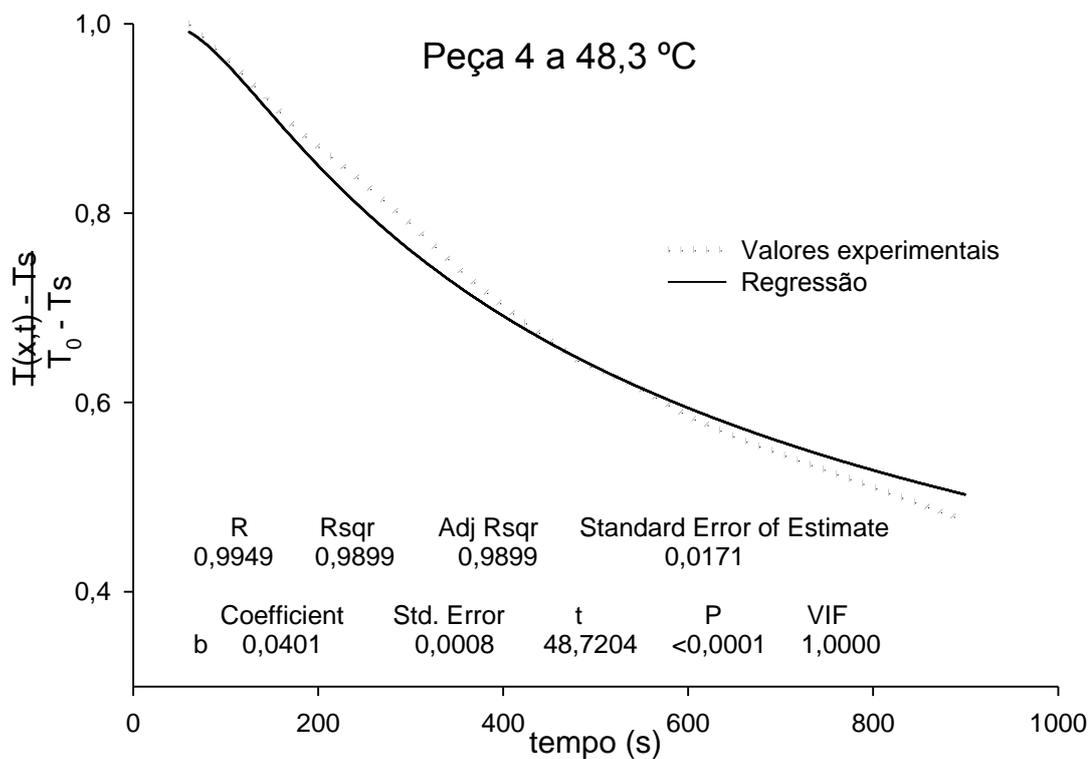


Figura 12A<sub>2</sub>- Ajuste do modelo aos dados experimentais