

DESENVOLVIMENTO DE UM MODELO
PARA ESTIMATIVA DE FLUXO
DE ÁGUA EM MEIO POROSO

MARCUS ANTONIO SANTOLIN

UNIVERSIDADE ESTADUAL DO NORTE FLUMINENSE
DARCY RIBEIRO

CAMPOS DOS GOYTACAZES – RJ
SETEMBRO – 2013

DESENVOLVIMENTO DE UM MODELO
PARA ESTIMATIVA DE FLUXO
DE ÁGUA EM MEIO POROSO

MARCUS ANTONIO SANTOLIN

Tese apresentada ao Centro de Ciências e
Tecnologias Agropecuárias da Universidade
Estadual do Norte Fluminense Darcy Ribeiro,
como parte das exigências para obtenção do
título de Doutor em Produção Vegetal.

Orientador: Prof. Dr. Elias Fernandes de Sousa

CAMPOS DOS GOYTACAZES – RJ
SETEMBRO – 2013

DESENVOLVIMENTO DE UM MODELO
PARA ESTIMATIVA DE FLUXO
DE ÁGUA EM MEIO POROSO

MARCUS ANTONIO SANTOLIN

Tese apresentada ao Centro de Ciências e
Tecnologias Agropecuárias da Universidade
Estadual do Norte Fluminense Darcy Ribeiro,
como parte das exigências para obtenção do
título de Doutor em Produção Vegetal.

Aprovada em 19 de setembro de 2013.

Comissão Examinadora

Prof. Luiz Roberto Angelocci (D.Sc., Ciências) – ESALQ

Prof. Edson Corrêa da Silva (D.Sc., Ciências) – UENF

Prof. Ricardo Ferreira Garcia (D.Sc., Engenharia Agrícola) – UENF

Prof. Elias Fernandes de Sousa (D.Sc., Produção Vegetal) – UENF
(Orientador)

Ao meu pai, João (*In memoriam*) e à minha mãe Hilda;

Às minhas Irmãs Jane e Monica;

À minha esposa, Andressa;

Aos meus filhos, Bruno e Ester.

AGRADECIMENTOS

A Deus, pelo dom da vida e que iluminou sempre o meu caminho, para que eu pudesse tornar mais um sonho possível;

A toda minha família pelo apoio, pela colaboração e pelo incentivo. Ao meu pai que não está entre nós, mas ainda olha por mim. A minha mãe e irmãs. Aos meus filhos Ester e Bruno que souberam compreender a minha ausência. A minha esposa Andressa pela compreensão nos momentos mais difíceis e por ter sempre uma palavra de consolo e carinho, sabendo me incentivar para seguir em frente;

A Universidade Estadual do Norte Fluminense Darcy Ribeiro (UENF) e ao Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia do Espírito Santo (IFES – Campus de Alegre) pela oportunidade e pelo apoio na realização do curso de doutorado;

Ao Prof^o Elias Fernandes de Sousa por ter aceitado o desafio de me orientar neste trabalho no Programa DINTER, como também, pelo constante incentivo, pela paciência, pelo entusiasmo, pela confiança, pelo apoio e pela amizade;

Ao Professor Ricardo Ferreira Garcia, pela amizade, pelas orientações e pelo apoio;

A todos os colegas e professores do DINTER, os quais tornaram minha jornada muito mais agradável. Todos eles sempre terão uma presença garantida nas minhas recordações;

A todos que direta ou indiretamente contribuíram para realização deste sonho.

SUMÁRIO

RESUMO.....	vii
ABSTRACT.....	ix
1. INTRODUÇÃO	1
2. REVISÃO DE LITERATURA	5
2.1. Fluxo de água em meio poroso: Caso do fluxo de seiva	5
2.1.1. Método de Pulso de Calor	5
2.1.2. Método de Balanço de Calor	8
2.1.3. Método de Dissipação Térmica	12
2.1.4. Aplicação da medição do fluxo de água em meio poroso na irrigação..	15
3. MATERIAL E MÉTODOS	18
3.1. Desenvolvimento do modelo de variação de temperatura no sensor com fonte intermitente de calor.....	18
3.2. Construção do sensor e do sistema para medição do fluxo na coluna hidráulica.....	27
3.3. Teste do modelo teórico em coluna hidráulica de serragem.....	29
3.4. Determinação da distância entre as agulhas dos sensores.....	33
3.5. Determinação das propriedades térmicas do material	34
3.6. Determinação da densidade de fluxo de água em meio poroso.....	37
3.7. Análise dos dados.....	41

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	45
4.1.Determinação dos coeficientes de sensibilidade relativa.....	45
4.2. Determinação das distâncias entre as agulhas e das propriedades térmicas do material.....	49
4.3. Determinação da densidade de fluxo.....	53
5. RESUMO E CONCLUSÕES.....	64
6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	66
APÊNDICE.....	75

RESUMO

SANTOLIN, Marcus Antonio, D.Sc., Universidade Estadual do Norte Fluminense Darcy Ribeiro. Setembro de 2013. Desenvolvimento de um modelo para estimativa de fluxo de água em meio poroso. Orientador: Prof. Dr. Elias Fernandes de Sousa.

Com o objetivo de desenvolver um modelo matemático para estimativa de fluxo de água em meio poroso, realizou-se esse trabalho, o qual foi subdividido em quatro etapas, sendo elas: desenvolvimento da teoria, construção do sensor e do sistema para medição do fluxo na coluna hidráulica, teste do modelo na coluna de serragem e determinação das propriedades térmicas e da densidade de fluxo de água. No desenvolvimento da teoria de transferência de calor em uma fonte linear, utilizaram-se parâmetros baseados na propriedade física da matéria, como por exemplo, a condutividade térmica. A construção do sensor foi feita utilizando-se uma agulha hipodérmica, apresentando no seu interior um ponto do termopar (cobre/constantan) e um fio de Ni-Cr. A construção do sensor e do sistema de medição foi realizada no Laboratório de Engenharia Agrícola (LEAG), utilizando-se um equipamento desenvolvido no mesmo laboratório, que consiste em fazer a água fluir dentro de um tubo de PVC com pó de serra compactado que, por intermédio da variação da carga hidráulica entre as extremidades do tubo, permite a variação do fluxo de água dentro do mesmo. Com o presente trabalho, foi possível concluir que o sensor proposto é de fácil construção, não necessitando

de equipamentos e/ou laboratórios sofisticados, pois o mesmo é constituído de materiais de fácil aquisição. O modelo matemático foi desenvolvido para descrever a variação de temperatura em um sistema de pulso intermitente de calor. O modelo foi capaz de determinar as propriedades térmicas do meio de uma coluna hidráulica de serragem. A análise de sensibilidade mostrou os parâmetros do modelo que mais influenciam as propriedades térmicas da coluna hidráulica de serragem. Os resultados obtidos permitem concluir que o método proposto estimou o fluxo de água em uma coluna hidráulica de pó de serra com uma concordância satisfatória. Apesar do bom desempenho, existe a necessidade de avaliar ainda mais o modelo em tecido vegetal e em condições de campo, comparando também os resultados com medições de outros métodos.

Palavras-chave: termometria, fluxo hidráulico, meio poroso, modelo matemático, método numérico.

ABSTRACT

SANTOLIN, Marcus Antonio, D.Sc., Universidade Estadual do Norte Fluminense Darcy Ribeiro. September, 2013. Development of a model for estimation of water flow in porous medium. Advisor: Prof. Dr. Elias Fernandes de Sousa.

With the goal of developing a mathematical model for estimation of water flow in porous medium, this work, which was subdivided into four steps, namely: development of theory, construction of the sensor and system for measurement of flow in hydraulic model test of column in the column of sawdust and determination of thermal properties and density of water flow. In the development of the theory of heat transfer in a linear source, using parameters based on physical property of matter, as for example, the thermal conductivity. The construction of the sensor was made using a hypodermic needle, featuring a point inside the thermocouple (copper/constantan) and a Ni-Cr wire. The construction of the sensor and the measuring system was held at the Agricultural Engineering Laboratory (LEAG), using a device developed in the same lab, which consists of making the water flow inside a PVC pipe with compacted sawdust that, through the variation of hydraulic load between the ends of the tube allows the variation of the flow of water within the same. With the present study, it was possible to conclude that the proposed sensor is easy, does not require construction of work equipment and/or sophisticated laboratories, because it consists of materials of easy acquisition. The mathematical model was developed to describe the variation of temperature in an

intermittent heat pulse system. The model was able to determine the thermal properties of a hydraulic column of sawdust. The sensitivity analysis shows the parameters of the model that most influence the thermal properties of hydraulic column of sawdust. The obtained results allow concluding that the proposed method estimated the water flow in a hydraulic column of sawdust with a satisfactory agreement. Despite the good performance, there is a need to evaluate further the model in plant tissue and under field conditions, comparing the results with other measurement methods.

Keywords: Thermometry, hydraulic flow, porous medium, mathematical model, numerical method.

1. INTRODUÇÃO

A irrigação foi utilizada por grandes civilizações para aumentar a produção de alimentos. Civilizações prosperaram às margens de rios, como os chineses nos rios Huang Ho e Lang-Tse-Kiang, os indianos no rio Ganges, na Mesopotâmia com os rios Tigre e Eufrates e no Egito com o rio Nilo (RIBEIRO, 1978).

Atualmente, a agricultura irrigada tornou-se uma importante estratégia para o aumento da produtividade mundial, sendo que 17% da área irrigada no mundo responde por 40% de toda a produção de alimentos. No Brasil, apesar de haver uma abundante rede hidrográfica, a distribuição dos recursos hídricos não é equilibrada entre as grandes regiões brasileiras dado que a maior abundância de águas corresponde às regiões de menor densidade de ocupação humana e menor crescimento da agricultura irrigada. O consumo de água devido à irrigação é de 69%, 12% ao consumo animal, consumo humano nos meios urbano e rural 12 %, industrial 7 % (ANA, 2010). Esta maior utilização de água na agricultura é preocupante, pois a considerando um recurso natural que está cada vez mais escasso, torna-se necessário o emprego de soluções tecnológicas capazes de minimizar o seu desperdício. Para racionalizar o uso da água é necessário estimar a quantidade de água perdida na área cultivada por evapotranspiração para repor o suficiente que otimize a produtividade sem promover um excesso de aplicação de água.

Procurando aumentar a exatidão das medições do consumo de água pelas plantas, estão sendo utilizados métodos que permitem estimar diretamente a transpiração, através da mensuração do fluxo de seiva.

A medição do fluxo de seiva nas plantas, especialmente nas árvores, tem aplicação em várias áreas do conhecimento como hidrologia, ecologia, irrigação, entre outras. Com a medição direta da transpiração por meio de técnicas termométricas, os sensores de fluxos de seiva podem fornecer informações que são potencialmente úteis para tomadas de decisões no manejo da irrigação.

Nos últimos 40 anos vários métodos para medir o fluxo de seiva xilemática foram elaborados (CERMAK et al. 1973, 1982, 1991, 2004; KUCERA et al. 1977; SAKURATANI 1981; GRANIER 1985; SWANSON, 1967, 1994; BURGESS et al., 2001 e GREEN et al., 2003; VANDEGEHUCHTE e ESTEPE, 2012). Alguns métodos se baseiam no rastreamento da onda de calor após a aplicação de energia no interior ou na superfície do caule da planta e a aplicação de energia pode ser instantânea ou constante. A propagação da onda de calor no interior do caule é monitorada por intermédio de sensores (sondas), que podem ser localizados externamente ou serem inseridos radialmente no caule da planta.

Os métodos térmicos podem ser separados em três grandes grupos: método de pulso de calor, que rastreia o movimento de um curto pulso de calor no fluxo de seiva; método de balanço de calor, que mensura o movimento da seiva, pelo transporte de calor, para fora de uma fonte de calor controlada; e método de dissipação térmica, que mede a dissipação do calor pelo fluxo de seiva por meio de uma relação empírica.

Métodos que utilizam a aplicação de pulso intermitente de calor são escassos na literatura. DO e ROCHETEAU (2002) fizeram uma análise modificando o método proposto por GRANIER (1985), alterando a aplicação constante de energia por um sistema com fonte intermitente de calor. Os autores concluíram que a aplicação intermitente tinha a vantagem de economizar energia e ser menos influenciada pelo gradiente natural de temperatura entre a sonda e o meio no entorno da planta. TATARINOV et al. (2005) analisaram teoricamente a aplicação intermitente de calor em um sistema similar ao proposto por GRANIER (1985), mas concluíram que o método teria dificuldades em detectar o fluxo de

seiva operacionalmente. Recentemente, alguns estudos têm focado o uso de uma fonte intermitente, com base em relações empíricas ou modelos matemáticos incipientes (ISARANGKOOL Na AYUTTHAYA et al., 2010; LUBCZYNSKI et al., 2012). Os modelos desenvolvidos até a data não consideram a geometria do sensor. Além disso, a redução do tempo dos ciclos de medição para permitir a determinação do fluxo regular ainda é um desafio para os modelos desenvolvidos.

A medição de fluxo de seiva no campo para fins de manejo de irrigação, com os equipamentos existentes no mercado, ainda é uma metodologia que tem desafios tecnológicos a serem vencidos.

Desta forma, este trabalho tem por objetivo geral o desenvolvimento de um modelo físico - matemático para estimativa do fluxo de água em meio poroso, como base para o estabelecimento de um método de determinação de fluxo de seiva no caule e nos ramos de plantas. E como objetivos específicos: Propor um modelo matemático para estimativa da variação de temperatura utilizando uma fonte intermitente de calor em um meio poroso anisotrópico com fluxo de água; Fazer a análise de sensibilidade dos parâmetros envolvidos no modelo matemático; Avaliar, em laboratório, o desempenho do modelo matemático na estimativa do fluxo de água em uma coluna hidráulica com pó de serra.

2. REVISÃO DE LITERATURA

2.1. Fluxo de água em meio poroso: caso do fluxo de seiva.

O fluxo de seiva que passa por um determinado segmento do caule pode ser medido diretamente utilizando-se de métodos térmicos relativamente simples. A sua determinação se baseia no aquecimento da corrente de seiva e no acompanhamento da transferência de calor pela mesma. Os métodos térmicos podem ser classificados, de acordo com a técnica e os princípios de fornecimento de calor (SWANSON, 1994; SMITH e ALLEN, 1996; ČERMÁK et al., 2004), que podem ser separados em três grandes grupos: (1) método de pulso de calor, que rastreia o movimento de um curto pulso de calor no fluxo de seiva; (2) método de balanço de calor, que mensura o movimento da seiva, pelo transporte de calor, para fora de uma fonte de calor controlada, e (3) método de dissipação térmica, que mede a dissipação do calor pelo fluxo de seiva por meio de uma relação empírica.

2.1.1. Método de pulso de calor

O princípio básico do método de pulso de calor é promover um aquecimento da seiva em um determinado ponto no interior do caule e acompanhar o transporte desse calor ao longo do percurso da seiva por meio de sensores de temperatura. Dessa forma, o fluxo de seiva é mensurado pela determinação da velocidade de um pequeno pulso de calor. Sondas de aquecimento e sensores de temperatura são inseridos no caule, sendo que o arranjo desses sensores de temperatura pode ser basicamente de três tipos: aquele que possui apenas um sensor acima da sonda de aquecimento; aquele que possui dois sensores equidistantes ($x = y$), sendo um acima e outro abaixo, da sonda de aquecimento; e aquele em que as duas sondas são inseridas a distâncias diferentes da sonda de aquecimento ($x \neq y$), conforme esquematiza a Figura 1.

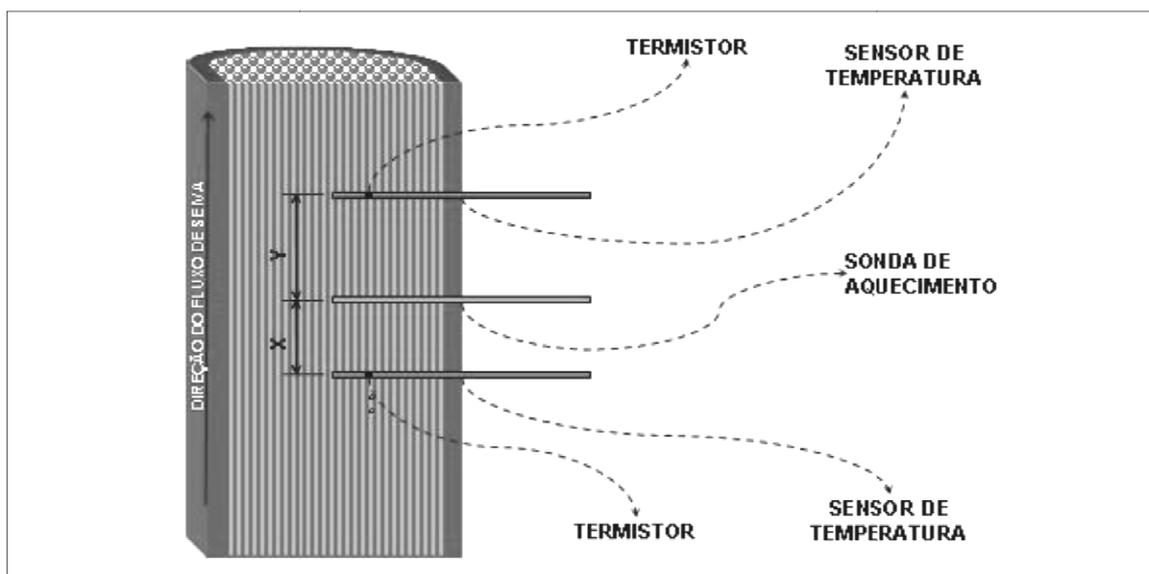


Figura 1: Esquema do método de pulso de calor, em corte longitudinal do caule, mostrando a inserção das sondas ($x =$ distância entre sensor de temperatura inferior e sonda de aquecimento e $y =$ distância entre sensor de temperatura superior e sonda de aquecimento).

Segundo SWANSON (1994), o primeiro relato do uso do calor para mensurar a velocidade do fluxo de seiva foi feito por HUBER, em 1932. MARSHALL (1958) demonstra analiticamente que a velocidade do pulso de calor não é idêntica, mas apresenta uma relação com o fluxo de seiva. Nesse sentido,

ao analisar a difusão do calor por meio do movimento da seiva, MARSHALL (1958) propôs a seguinte equação:

$$F = au = \frac{\rho c}{\rho_s c_s} V = \rho_b (m_c + 0,33) V \quad (1)$$

onde:

F = densidade de fluxo de seiva ($\text{cm}^3 \text{h}^{-1} \text{cm}^{-2}$);

a = fração da área de um plano perpendicular ao sentido do fluxo que é ocupado pela seiva (adimensional) ;

u = velocidade da seiva (cm h^{-1});

ρ = densidade aparente do lenho (g mL^{-1});

c = calor específico do lenho ($\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$);

ρ_s = densidade da seiva (g mL^{-1});

c_s = calor específico da seiva ($\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$);

ρ_b = densidade real do lenho (g mL^{-1});

m_c = umidade do lenho (decimal);

V = velocidade do pulso de calor (cm h^{-1}).

COHEN et al. (1981) propuseram um arranjo diferenciado das sondas, ou seja, em vez de usar um sensor acima do aquecedor como proposto por MARSHALL (1958), os autores usaram dois termopares para medir a temperatura, sendo que esses foram inseridos no tronco a 15 mm acima e 15 mm abaixo da fonte de aquecimento.

Estudos sobre a teoria e prática do método da velocidade do pulso de calor foram feitos por SWANSON e WHITFIELD (1981), que derivaram equações da velocidade de pulso de calor, apresentando correções e aprimorando o cálculo da transpiração. Estudos similares, considerando o modelo numérico dos autores acima, foram realizados por GREEN et al. (2003).

FERNÁNDEZ et al. (2001) apresentaram resultados que demonstram que a técnica do pulso de calor para mensurar o fluxo de seiva é uma ferramenta duplamente benéfica, pois pode ser usada para a pesquisa do uso da água e do funcionamento hídrico das árvores, além disso, pode ser usada como um esquema para prover um sinal para tomadas de decisão a respeito da necessidade e do tempo de irrigação.

A principal limitação do método de pulso de calor é a mensuração de baixos fluxos de seiva, a qual foi estudada por BURGESS et al. (2001), que apresentaram um método melhorado, chamado de método da razão de calor, capaz de mensurar baixos fluxos de seiva e, ainda, sensíveis à direção do fluxo. Em raízes, o fluxo de seiva pode ser acrópeto ou basípeto (BURGESS et al., 1998, citado por BURGESS et al., 2001).

GINESTAR et al. (1998a, 1998b) estudaram os diferentes níveis de irrigação de videira, baseado na transpiração medida pelo método do pulso de calor, e concluíram que os sensores de fluxo de seiva podem ser usados como base para calcular a quantidade de lâmina d'água a ser aplicada. Conclusões similares obtiveram GIORIO e GIORIO (2003) para irrigação de oliveiras.

O método de pulso de calor tem sido usado para avaliar e descrever várias culturas sob diversos ambientes, por exemplo: mensuração da transpiração em sistemas agroflorestais de *Pinus radiata* (MILLER et al., 1998), *P. halepensis* (SCHILLER e COHEN, 1995) e *P. ponderosa* (KURPIUS et al., 2003); de eucalipto, *Eucalyptus sieberi* (ROBERT et al., 2001), *E. populnea*, *E. gomphocephala* e *E. sticklandii* (COHEN et al., 1997); consumo de água em carvalho, *Quercus calliprinos* (SCHILLER et al., 2003); transpiração em macieiras, *Mallus domestica* (GREEN et al., 1997 e GREEN et al., 2003), e em plantas de chá verde, *Camellia sinensis* L. (ANANDACOOMARASWAMY et al., 2000).

2.1.2. Método de balanço de calor

Essa técnica consiste em aplicar um aquecimento em torno da circunferência em um segmento axial ou vertical do caule por uma fonte de calor e o fluxo de massa da seiva é obtido por meio do balanço dos fluxos de calor para dentro e fora da seção aquecida do caule. A Equação 2 expressa o balanço de energia em um segmento de caule:

$$P_{in} = Q_r + Q_v + Q_s + Q_{flow} \quad (2)$$

onde:

P_{in} = potência aplicada no aquecedor (W);

Q_r = perda de calor por condução na direção radial (W);

Q_v = perda de calor por condução vertical (W);

Q_s = energia armazenada pelo caule (W);

Q_{flow} = energia perdida por convecção no fluxo da seiva (W).

Desse modo, o fluxo de seiva é calculado de acordo com a equação 3:

$$F = \frac{P_{in} - Q_r - Q_v - Q_s}{c (T_a - T_b)} \quad (3)$$

onde:

F = fluxo de seiva (g s^{-1});

c = calor específico da água ($\text{J g}^{-1} \text{K}^{-1}$);

T_a = temperatura da seiva acima do aquecedor (K);

T_b = temperatura da seiva abaixo do aquecedor (K).

A equação 3 pode ser simplificada (Equação 4):

$$F = \frac{Q_{flow}}{c \cdot \Delta T_{sap}} \quad (4)$$

onde:

ΔT_{sap} = diferença da temperatura da seiva nos limites superior e inferior do segmento de caule adotado na medida (K).

A Figura 2 esquematiza o princípio básico do método de balanço de calor.

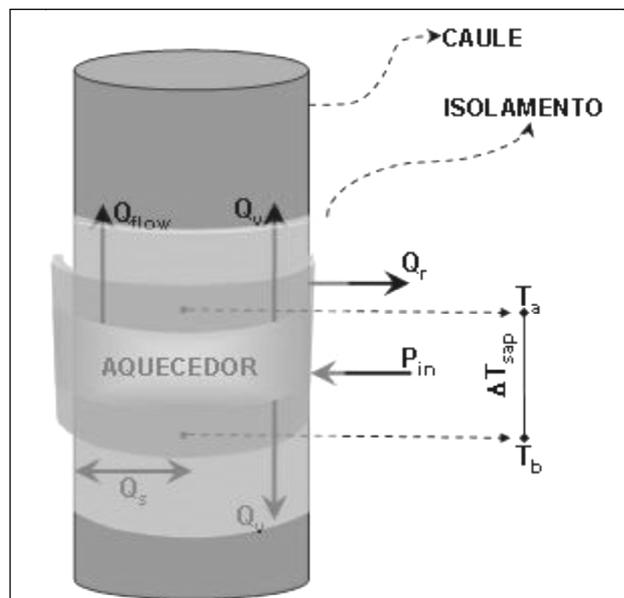


Figura 2: Esquema do método de balanço de calor, ressaltando o comportamento dos fluxos de calor no segmento de caule adotado na medida.

O método de balanço de calor, que mede o fluxo de massa usando a aplicação contínua de calor ao caule, foi proposto por VIEWEG e ZIEGLER (1960), e em seguida por DAUM (1967). Uma variante desse método foi feita por CERMAK et al. (1973), que aplicavam intensidade de calor variável para manter estável o gradiente de temperatura nas extremidades do segmento de caule aquecido. Em condições de campo, foi realizado por SCHULZE et al. (1985) e GRIME et al. (1995) e depois por TREJO-CHANDIA (1997).

BAKER e VAN BAVEL (1987) utilizaram o método de balanço de calor descrito por SAKURATANI (1981), citado por BAKER e VAN BAVEL (1987), para plantas herbáceas, e concluíram que este método é suficientemente exato e preciso, podendo ser usado em muitas aplicações agrônomicas e fisiológicas. Os autores ainda desenvolveram um medidor de fluxo de seiva, baseado em SAKURATANI (1984), citado por BAKER e VAN BAVEL (1987), mas modificando o projeto original, para eliminar as dificuldades descritas pelo autor. Essa melhoria e o aperfeiçoamento do método permitiram que os dados fossem coletados e armazenados por sistema de aquisição de dados, sendo processados em tempo real. Embora a resposta dos sensores possa não ser sempre adequada, particularmente em períodos de baixo fluxo, a utilidade desse método não é diminuída para quantificar determinações do uso de água pelas plantas por períodos prolongados de tempo.

Utilizando o mesmo princípio, mas em arbustos, STEINBERG et al. (1989) desenvolveram outro protótipo de medidor de fluxo de seiva, sendo que a diferença básica está no diâmetro abrangido de 8 a 50 mm, enquanto que o anterior foi de 8 a 18 mm do caule da planta. Os autores concluíram que o método é simples e apropriado para ser usado no campo, desde que protegido contra umidade e chuva, podendo tornar-se uma ferramenta útil em estudos das relações hídricas de plantas. Posteriormente, os mesmos autores melhoraram a versão anterior, aumentando a acurácia do sinal coletado no sistema de aquisição de dados (STEINBERG et al., 1990a).

DUGAS et al. (1993) estudaram as transpirações calculadas pelos métodos de balanço de calor, utilizando energia constante; porômetro e óxido de deutério, comparando-os com a transpiração medida pelo método gravimétrico. A menor

diferença encontrada quando comparada com a transpiração medida pelo método gravimétrico foi o método de balanço de calor, indicando ser esse um bom método para estimativa da transpiração.

REMORINI e MASSAI (2003) mediram vários indicadores fisiológicos e físicos e compararam com o fluxo de seiva xilemático mensurado pelo balanço de calor, para identificar o indicador de status hídrico da planta mais sensível e confiável. Em suas conclusões verificaram que o fluxo de seiva e a flutuação no diâmetro do tronco foram os melhores indicadores.

Vários outros trabalhos foram realizados, comparando o fluxo de seiva como estimativa da transpiração com outros tipos de métodos (DUGAS, 1990; CASPARI et al., 1993; DEVITT et al., 1993; GOULDEN e FIELD, 1994; ANSLEY et al., 1994; WILSON et al., 2001; BARRET et al., 1995; KÖSTNER et al., 1998), e, ainda, trabalhos comparando a estimativa da transpiração entre os métodos existentes de medição de fluxo de seiva (GRANIER et al., 1996; TOURNEBIZE e BOISTARD, 1998; GRANIER et al., 1994; GRIME et al., 1995).

Os métodos de balanço de energia utilizam sondas que envolvem o caule das plantas, mas para o bom funcionamento desse método as sondas devem ter um perfeito ajustamento em torno do caule. Isso limita a sua utilização em árvores com caules irregulares. WEIBEL e VOS (1994) encontram erros maiores que 20% devido à alta irregularidade do caule da macieira. Baseado nos autores anteriores, e com o intuito de sanar essa deficiência, WEIBEL e BOERSMAN (1995) propuseram um equipamento melhorado e apropriado para plantas com caules irregulares e com o córtex sensível ao calor.

Segundo ČERMÁK et al. (1995), os erros na estimativa da transpiração pelo método do balanço de calor são menores quando há água disponível para planta, e maiores sob condições de estresse hídrico. GUTIÉRREZ et al. (1994b) demonstram a importância do isolamento e da proteção do caule e das sondas para obter dados mais precisos.

O método de balanço de calor envolve o conhecimento e a mensuração de algumas variáveis (Equações de 2 a 4), sendo que a mensuração de algumas dessas variáveis, por ser complexa, é determinada empiricamente. PERESSOTTI e HAM (1996) descreveram a teoria e a operação de um medidor de fluxo de

seiva que quantifica o balanço de calor entre dois segmentos consecutivos do caule e, pela relação inerente entre os dois balanços de calor, foi desenvolvida uma equação mais simplificada que não necessita de determinação empírica das variáveis. Quando comparado ao medidor de uma simples fonte de aquecimento, o medidor com duas fontes apresentou resultados mais precisos, além de ter as mesmas vantagens em ambas as configurações.

O método de balanço de calor tem sido usado para avaliar e descrever a transpiração de várias culturas sob diversos ambientes, por exemplo: regulação da transpiração e uso da água em café, *Coffea arabica* L. (GUTIÉRREZ et al., 1994a; GUTIÉRREZ e MEINZER, 1994); avaliação da transpiração do algodão, *Gossypium hirsutum* L., em ambiente enriquecido com CO₂ (DUGAS et al., 1994); estimação da evapotranspiração da cultura do milheto, *Pennisetum sp.* (SOEGAARD e BOEGH, 1995); medição da evapotranspiração da cultura do milho, *Zea mays* L., sob condições irrigadas e não irrigadas (JARA et al., 1998); avaliação do efeito da disponibilidade de água na transpiração de uma espécie arbórea, *Picea abies* L. Karst. (CIENCIALA et al., 1994); mensuração da transpiração de arbustos de savanas, *Guiera senegalensis* (ALLEN e GRIME, 1995); transpiração observada durante duas sucessivas estações secas e uma chuvosa de espécies florestais, *Miconia argentea*, *Paulicourea guianensis*, *Cecropia obtusifolia*, *C. insignis*, *Coccoloba manzanillensis* (MEINZER et al., 1995); avaliação da transpiração em uma espécie de acácia havaiana, *Acacia koa* (MEINZER et al., 1996); e quantificação da transpiração em noz-pecã, *Carya illinoensis* 'Wichita' (STEINBERG et al., 1990b).

2.1.3. Método de dissipação térmica

O método de dissipação de calor foi desenvolvido por GRANIER (1985,1987) para utilização em árvores de grande porte. O autor desenvolveu um método para mensuração do fluxo de seiva que utiliza duas sondas cilíndricas que são inseridas radialmente no caule das plantas. A superior contém um elemento aquecedor e uma junção de termopar, e a inferior possui apenas uma junção de termopar, espaçadas de 10 cm entre si (Figura 3). Uma corrente constante é

aplicada no aquecedor e a diferença de temperatura entre as duas sondas (ΔT) é dependente da quantidade do fluxo de seiva, que ascende pelos vasos xilemáticos. Com o aumento de fluxo, o calor é dissipado mais rapidamente e, portanto, ΔT decresce. Quando não há fluxo de seiva a diferença de temperatura entre as sondas atinge seu valor máximo ($\Delta T_{m\acute{a}x}$). Por meio dessa relação estima-se a transpiração da planta (Equação 5).

$$\hat{u} = a \cdot K^b \quad (5)$$

onde:

\hat{u} = densidade de fluxo de seiva ($m^3 s^{-1} m^{-2}$);

a = constante relativa à calibração do método ($m^3 s^{-1} m^{-2}$);

b = constante relativa à calibração do método (adimensional);

onde: $K = \frac{\Delta T_{m\acute{a}x}}{\Delta T} - 1$.

onde:

$\Delta T_{m\acute{a}x}$ = diferença de temperatura sem fluxo (K);

ΔT = diferença de temperatura com fluxo (K).

O total de fluxo de seiva, equivalente à transpiração, é determinado pela Equação 6:

$$F = \hat{u} \cdot S_a \quad (6)$$

onde:

F = total de fluxo de seiva ($m^3 s^{-1}$);

S_a = área da seção transversal do caule abrangida pelo xilema (m^2).

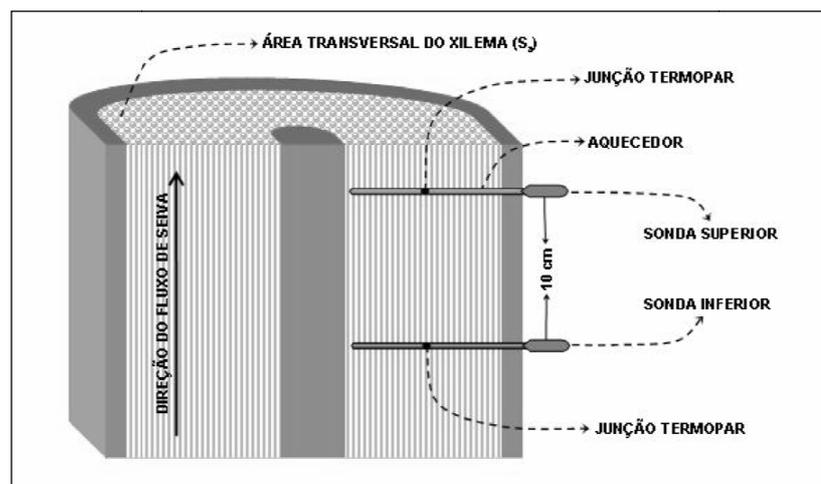


Figura 3: Esquema do método de dissipação térmica, desenvolvido por Granier, apresentando um corte longitudinal, mostrando a inserção das sondas, e transversal da planta, mostrando a área da seção transversal abrangida pelo xilema.

Esse é um método relativamente simples e de fácil utilização. Além da calibração feita por GRANIER (1985), outros trabalhos foram desenvolvidos, calibrando este método para outras espécies como o coco anão verde (ARAUJO, 2003) e mamão (REIS, 2003 e REIS et al., 2006). A calibração empírica do método de GRANIER (1985, 1987) foi reavaliada por CLEARWATER et al. (1999), analisando a não uniformidade da velocidade da seiva em estimativas da dissipação de calor. Os autores apontam que o fluxo de seiva pode ser subestimado se as sondas inseridas no caule estiverem em contato com porções do xilema inativo ou com o córtex, mas poderá realizar a correção se a porção inativa for conhecida. O fluxo de seiva também poderá ser subestimado se o gradiente na velocidade da seiva for diferente ao longo do comprimento da sonda, sendo esse erro minimizado pelo uso de sondas mais curtas e a inserção de múltiplas sondas.

DO e ROCHETEAU (2002a) estudaram a influência do gradiente da temperatura do meio nas medições feitas de fluxo de seiva pelo método de GRANIER (1985), concluindo que, quando se utiliza sondas de dissipação térmica com aquecimento contínuo, é importante considerar os efeitos do gradiente de temperatura no caule devido às condições ambientais. Os erros, nas medições associados ao gradiente de temperatura, foram aumentados quando existiam maiores diferenças entre as temperaturas do dia e da noite, baixas taxas de fluxo de seiva e em plantios espaçados ou com alta radiação solar. Os autores apresentam como alternativa a utilização de um sistema de dissipação térmica descontínua, considerando-a uma solução atrativa, pois conserva a simplicidade do método de Granier e aparentemente elimina a sensibilidade do sensor ao gradiente de temperatura ambiente.

Os mesmos autores deram sequência ao experimento anterior, com a finalidade de testar a alternativa recomendada por DO e ROCHETEAU (2002b). Foram estudadas várias combinações de ciclos de aquecimento das sondas, tendo sido recomendado o ciclo de 15 minutos de aquecimento e mais 15 minutos sem aquecimento, o qual permite duas mensurações de fluxo de seiva por hora.

DAUZAT et al. (2001) utilizaram o método de fluxo de seiva descrito por GRANIER (1985) para validar a simulação da transpiração, feita por um modelo

em plantas virtuais proposto pelos autores, e, ainda, utilizou-se esse método para avaliar a variação circunferencial e radial da densidade de fluxo de seiva em xilema de troncos de mangueira (LU et al., 2000).

O método de dissipação térmica tem sido usado para avaliar e descrever o fluxo de seiva de várias culturas sob diversos ambientes, por exemplo: avaliação do cajueiro, *Anacardium occidentale* L., sob ciclos de secagem do solo (BLAIKIE e CHACKO, 1998); mensuração da transpiração em pinheiros, *Pinus pinaster* Ait. (GRANIER e LOUSTAU, 1994); medição da transpiração em tamareira, *Date palms* (RINGERSMA et al., 1996); avaliação da transpiração em mangueira, *Mangifera indica* (LU e CHACKO, 1998); transpiração de espécies florestais, *Quercus prinus* L., *Q. alba* L., *Q. rubra* L., *Nyssa sylvatica* Marsh., *Acer rubrum* L., *Liriodendron tulipifera* L. (WULLSCHLEGER et al., 2001); e transpiração em coqueiro anão verde, *Cocos nucifera* L. (POSSE, 2005).

2.1.4. Aplicação da medição do fluxo de água em meio poroso na irrigação.

Os principais métodos utilizados para programar a irrigação, ou que têm potencial para desenvolvimento em um futuro próximo, estão resumidos na Tabela 1, segundo JONES (2004).

Medição da umidade do solo	Potencial hídrico do solo	Tensiômetros
		Psicrômetros
	Capacidade de água no solo	Gravimétrica
		Capacitância/TDR
Sonda de nêutron		
Cálculo do balanço hídrico do solo	Requer estimativa da evapotranspiração e precipitação	
Estresse hídrico da planta	Status hídrico do tecido	Murchamento visível
		Câmara de pressão
		Psicrômetro
		Conteúdo hídrico do tecido
		Sonda de pressão
		Cavitação no xilema
	Resposta fisiológica	Condutância estomática
		Porômetro
		Sensores térmicos
		Sensores de fluxo de seiva
		Razão de crescimento

Tabela 1 – Resumo dos principais métodos usados no manejo da irrigação

O manejo da irrigação pode ser baseado em medições da umidade do solo, onde o status hídrico do solo quer em termos de conteúdo de água ou potencial hídrico, é medido diretamente para determinar a necessidade de irrigação, outra forma de manejo basea-se no cálculo do balanço hídrico do solo, em que o status hídrico do solo é estimado por meio de cálculos, utilizando o balanço de água, em que a variação da umidade do solo em um período é dado pela diferença entre o volume de irrigação e a precipitação e o volume de evapotranspiração, drenagem profunda e escoamento superficial.

Procurando aumentar a precisão das medições do consumo de água pelas plantas, estão sendo utilizados métodos que permitem estimar diretamente a transpiração da planta, através da mensuração do fluxo de seiva. Dessa forma, com estimações diretas da transpiração, sensores de fluxos de seiva podem proporcionar informações que são potencialmente úteis para tomadas de decisões na aplicação da irrigação.

Trabalhos e artigos de revisão relatam o fluxo de seiva como parâmetro indicativo do status hídrico da planta e ferramenta promissora para o manejo da irrigação (CIFRE et al., 2005; GIORIO e GIORIO, 2003; EHRET, et al., 2001).

Alguns pesquisadores já utilizaram o fluxo de seiva como indicativo de irrigação. O fluxo de seiva estimado pelo método de pulso de calor foi usado por GINESTAR et al. (1998a, 1998b) em videiras, para quantificar a irrigação necessária, baseando-se na transpiração total medida pelos sensores de fluxo de seiva.

Considerando que uma planta esteja com água facilmente disponível, o fluxo de seiva será o máximo, e esse seria o fluxo de seiva de referência. A relação entre o fluxo de seiva em determinado momento e o fluxo de seiva de referência poderia refletir a disponibilidade de água para planta e assim seria usado como base para quantificar a irrigação. No entanto, em uma planta bem hidratada, como não há restrição hídrica do solo, a transpiração é dependente somente das condições climáticas. Dessa maneira, deveria ser estimado o fluxo de seiva de referência para todas as possíveis variações climáticas, o que dificultaria o uso do sensor para automação do sistema. Assim, considerando uma

estreita relação entre o fluxo de seiva de uma planta bem hidratada com a evapotranspiração de referência (ET_o) a relação seria fluxo de seiva atual / ET_o.

Valores da relação fluxo de seiva atual / ET_o próximos a 1 indicariam que a irrigação não é necessária, e o progressivo decréscimo desse valor indicaria que a irrigação é necessária devido ao fato de as plantas estarem consumindo uma quantidade de água abaixo de seu potencial máximo. Essa relação poderia ser usada como um sinal para acionar um dispositivo, iniciando uma irrigação. Como esse método irá medir diretamente a necessidade hídrica da planta, não se faz necessária a mensuração ou estimação do teor de umidade do solo. Por exemplo, o sensor de fluxo de seiva ligado a um sistema de aquisição de dados capaz de transformar esse sinal em pulso elétrico. Por meio de um programa esses dados do fluxo de seiva seriam transformados para relação 'fluxo de seiva atual / ET_o' e esse valor iria decaindo até atingir um limite predefinido, quando o sistema emitiria um sinal elétrico acionando o sistema de irrigação. O tempo de irrigação seria em função da quantidade de água perdida pela planta e mensurada pelo sensor de fluxo de seiva.

Alguns pesquisadores indicam que essa teoria poderia ser utilizada no campo, conforme estudos realizados com videira (PATAKAS et al., 2005), oliveira (FERNÁNDEZ et al., 2001) e damasco (NICOLAS et al., 2005), demonstrando que o fluxo de seiva pode ser usado como um sinal claro e simples para um controlador (dispositivo) automático, usado para realizar irrigação em tempo real.

Na cultura do milho, LI et al. (2002 e 2004) utilizaram, para o manejo da irrigação, a razão entre a transpiração real e a potencial: o valor real foi determinado pela medição do fluxo de seiva pelo método de pulso de calor e o valor potencial foi calculado pela equação de Penman-Monteith modificada. Uma redução de 50% da razão em relação ao valor inicial após a irrigação iniciava a próxima irrigação. Em aspectos operacionais o sensor de fluxo de seiva pode ser utilizado como dispositivo para automação de todo sistema de irrigação.

3. MATERIAL E MÉTODOS

3.1. Desenvolvimento do modelo de variação de temperatura no sensor com fonte intermitente de calor.

Considerando um tecido vegetal, no qual a seiva move-se a uma taxa constante, quando uma quantidade de calor, q é liberada instantaneamente em um ponto com coordenadas x , y e z e em um tempo t qualquer, neste tecido, sendo considerado um sólido isotrópico infinito, a condução de calor pode ser expressa segundo a Equação 7 (CARSLAW e JAERGER, 1959).

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = \frac{1}{\kappa} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (7)$$

onde:

T = temperatura do tecido nas coordenadas (x,y,z) no tempo t , K;

t = tempo de liberação de calor, s;

κ = difusividade térmica do meio, $m^2 s^{-1}$;

x , y e z = coordenadas espaciais, m.

A Equação 7 é satisfeita, para a temperatura em um ponto B (x, y, z) , com liberação de calor a uma taxa q em um ponto A (x', y', z') , considerando um pulso instantâneo de calor e $T_{iB} = 0$, pela Equação 8:

$$\Delta T = T_{f_B} - T_{i_B} = \frac{q}{8\rho c [\pi\kappa(t-t')]^{\frac{3}{2}}} e^{\left[-\frac{(x-x')^2 + (y-y')^2 + (z-z')^2}{4\kappa(t-t')}\right]} \quad (8)$$

onde:

q = densidade linear de potência dissipada, $W m^{-1}$;

ρ = massa específica do meio, $kg m^{-3}$;

c = calor específico do meio, $J kg^{-1} K^{-1}$;

T_{f_B} = temperatura final no ponto B, K;

T_{i_B} = temperatura inicial no ponto B, K.

Para se determinar a temperatura, considerando um pulso instantâneo de calor, em uma linha de diâmetro infinitesimal de comprimento L no sentido da coordenada z , faz-se a integração da Equação 8 para $z = -L/2$ até $z = L/2$, desta forma tem-se a Equação 9:

$$\Delta T = \frac{q}{8\rho c [\pi\kappa(t-t')]^{\frac{3}{2}}} \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} e^{\left[-\frac{(x-x')^2 + (y-y')^2 + (z-z')^2}{4\kappa(t-t')}\right]} dz \quad (9)$$

Para se considerar a liberação de calor em um tempo instantâneo em um ponto A (x' , y' , z') em um segmento de cilindro com raio igual a r , faz-se a transformação do sistema de coordenadas cartesianas (x , y , z) da Equação 9 para o sistema de coordenadas polares (r, θ), ou seja, fazendo $x' = r \cos \theta$, $y' = r \sin \theta$ e integrando ao longo da circunferência do cilindro, considerando $t'=0$, a Equação 9 torna-se:

$$\Delta T = \frac{q}{8\rho c (\pi\kappa t)^{\frac{3}{2}}} \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} \int_0^a \int_0^{2\pi} e^{\frac{-(x-r \cos \theta)^2 + (y-r \sin \theta)^2 + (z-z')^2}{4\kappa t}} r d\theta dr dz \quad (10)$$

onde:

a = raio, m;

q = densidade linear de potência, $W m^{-1}$.

Esta equação descreve a variação de temperatura em um meio sólido isotrópico, ou seja: $\kappa_x = \kappa_y = \kappa_z$, com uma difusividade térmica κ , a uma distância (x ou y) do segmento de um cilindro de raio a e de comprimento igual a L , quando uma quantidade de energia por unidade de tempo e por unidade de comprimento, q , é liberada instantaneamente a partir do cilindro.

Supondo um meio não homogêneo, considerando ainda a liberação de calor em um tempo instantâneo, sendo k_x a difusividade na direção x , com $k_y = mk_x$ e $k_z = mk_x$, a Equação 10, torna-se:

$$\Delta T = \frac{q}{8\rho c m (\pi \kappa_x t)^{\frac{3}{2}}} \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} \int_0^a \int_0^{2\pi} e^{\frac{-m(x-r \cos \theta)^2 + (y-r \sin \theta)^2 + (z-z')^2}{4m\kappa_x t}} r d\theta dr dz \quad (11)$$

onde:

m = coeficiente de anisotropia.

Para se considerar ainda a liberação de calor em um tempo instantâneo, inserido nesse meio, porém agora com uma velocidade de deslocamento igual a v , na direção x , ou seja, fazendo $x' = x - vt$ e $z' = 0$, a Equação 11 será assim descrita:

$$\Delta T = \frac{q}{8\rho c m (\pi \kappa_x t)^{\frac{3}{2}}} \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} \int_0^a \int_0^{2\pi} e^{\frac{-m(x-r \cos \theta - vt)^2 + (y-r \sin \theta)^2 + z^2}{4m\kappa_x t}} r d\theta dr dz \quad (12)$$

onde:

v = velocidade de deslocamento da linha infinitesimal, $m s^{-1}$.

A equação 12 descreve a variação de temperatura em um meio sólido anisotrópico, um deslocamento com velocidade igual a v , com difusividade térmica κ , a uma distância r do segmento de um cilindro de raio a e de comprimento igual a L , quando uma quantidade de energia por unidade de tempo por unidade de comprimento, q , é liberada instantaneamente a partir do cilindro, conforme mostrado na Figura 4.

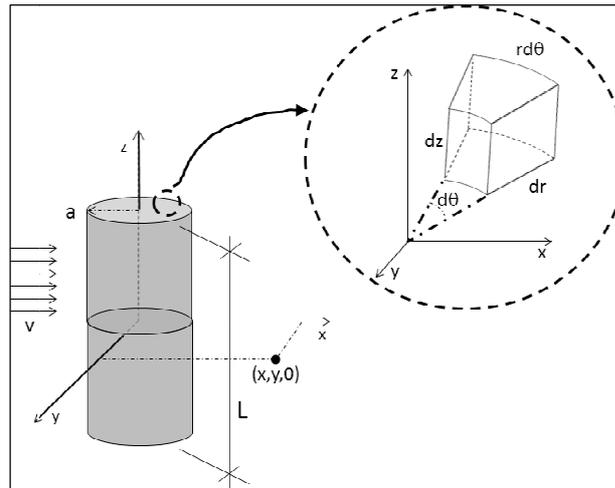


Figura 4: Esboço da configuração do aquecedor em um meio infinito, com comprimento L e raio a , movendo-se com velocidade v , na direção x , em relação a um ponto com coordenadas $(x, y, 0)$. Em destaque o volume de integração infinitesimal.

A partir da definição da função ΔT para um meio não homogêneo, supondo agora um pulso não instantâneo e para a fase de aquecimento, ou seja, com $t \leq t_p$, a Equação 12, torna-se:

$$\Delta T_a = \frac{q}{8\rho c m (\pi \kappa_x)^{\frac{3}{2}}} \int_0^{t_p} \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} \int_0^a \int_0^{2\pi} e^{\frac{-m(x-r \cos \theta - vt)^2 + (y-r \sin \theta)^2 + z^2}{4m\kappa_x t}} \frac{3}{t^{\frac{3}{2}}} r d\theta dr dz dt \quad (13)$$

E a partir da definição da função ΔT para um meio não homogêneo, para um pulso não instantâneo, e agora para a fase de resfriamento, ou seja, com $t > t_p$, a Equação 12, torna-se:

$$\Delta T_r = \frac{q}{8\rho c m (\pi \kappa_x)^{\frac{3}{2}}} \int_{t-t_p}^t \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} \int_0^a \int_0^{2\pi} e^{\frac{-m(x-r \cos \theta - vt)^2 + (y-r \sin \theta)^2 + z^2}{4m\kappa_x t}} \frac{3}{t^{\frac{3}{2}}} r d\theta dr dz dt \quad (14)$$

onde:

q = potência aplicada, Wm^{-1} ;

κ_x = difusividade térmica, na direção x , m^2s^{-1} ;

m = coeficiente de anisotropia da difusividade térmica, adimensional;

ρc = capacidade térmica volumétrica, Wm^{-3} ;

x = distância do ponto na coordenada x , m;

y = distância do ponto na coordenada y , m;

v = velocidade do fluxo, $\text{m}^3\text{m}^{-2}\text{s}^{-1}$;

a = diâmetro da agulha, m;

L = comprimento da agulha, m;

t = tempo de observação, s;

t_p = tempo de pulso, s.

As Equações 13 e 14 não têm solução analítica. Uma maneira de resolvê-las é utilizar um método de integração numérica, tal como a quadratura de Gauss.

Na Figura 5 estão representadas as curvas de aquecimento e resfriamento segundo as equações 13 e 14, calculadas utilizando a quadratura de Gauss.

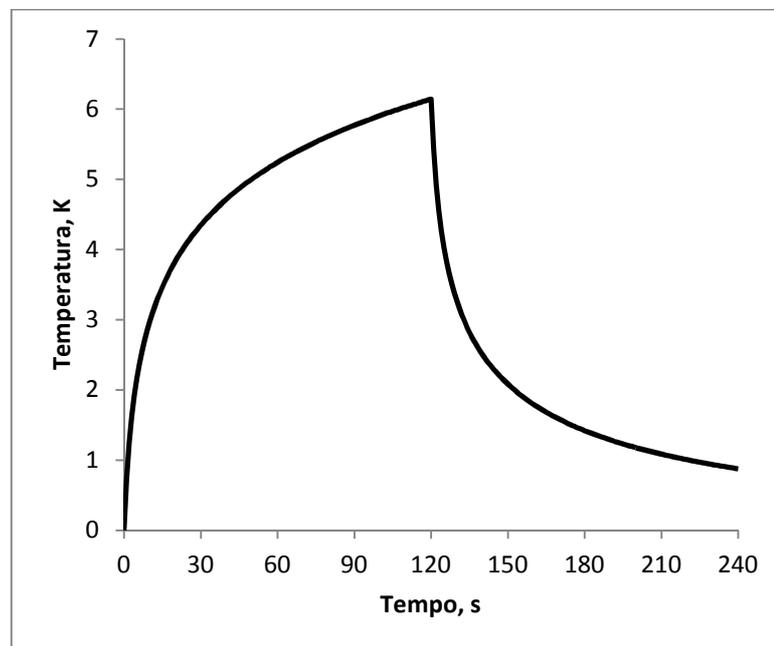


Figura 5: Simulação pelo método da quadratura de Gauss, da evolução da temperatura no interior da agulha, nas fases de aquecimento e de resfriamento para um pulso de 120 s de aquecimento e 120 s de resfriamento, utilizando as propriedades térmicas da água à temperatura ambiente, aplicando uma potência de 10 Wm^{-1} .

No sistema de ciclos intermitentes de pulso de calor, a variação de temperatura ($T_n(t)$) a uma distância (x,y) da linha emissora de calor, depois da aplicação de n ciclos de aquecimento e resfriamento, pode ser expressa pela equação 15, para $0 < t < t_c$.

$$T_n(t) = \begin{cases} \Delta T_a; & \text{se } n = 1, t \leq t_p \\ \Delta T_a + \sum_{i=1}^{n-1} \Delta T_r(t + it_c - t_p, t + it_c); & \text{se } n > 1, t \leq t_p \\ \sum_{i=0}^{n-1} \Delta T_r(t + it_c - t_p, t + it_c); & \text{se } n \geq 1, t > t_p \end{cases} \quad (15)$$

onde:

t_p = tempo de pulso, s;

t_c = intervalo de tempo do ciclo de aquecimento e resfriamento, s;

n = número de ciclos de aquecimento e resfriamento.

Na Figura 6, estão representadas as curvas para n = 6 ciclos de aquecimento e resfriamento, segundo a Equação 15.

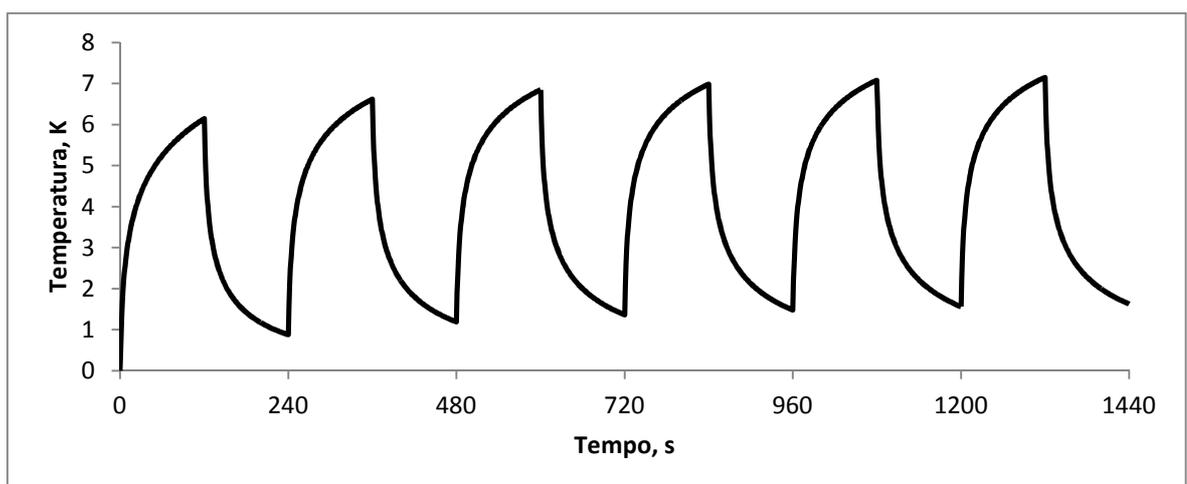


Figura 6: Evolução da temperatura para n= 6 ciclos de aquecimento e resfriamento para um tempo de pulso, $t_p=120s$ e tempo de ciclo, $t_c=240$ s, utilizando as propriedades térmicas da água à temperatura ambiente, aplicando uma potência de 10 Wm^{-1} .

Como o número de ciclos (n) é muito grande e as variações de temperatura são aproximadamente simétricas a partir do quinto ciclo de aquecimento e resfriamento, a Equação 15 não é muito adequada, pois para pulsos intermitentes de calor, após o aquecimento do sensor, não há tempo suficiente, na fase de resfriamento, para que a temperatura do sensor retorne às condições iniciais. Para contornar este problema, devem-se normalizar as curvas de aquecimento e de resfriamento. Assim, podem-se estimar os valores normalizados pelas equações 16 e 17.

$$T_n^*(t) = T_n(t) - [T_{n-1}(t_c) + \delta t] \quad (16)$$

onde:

$$\delta = \frac{T_n(t_c) - T_{n-1}(t_c)}{t_c} \quad (17)$$

Na Figura 7 estão representadas as curvas de aquecimento e resfriamento para $n=6$ ciclos segundo a equação 15.

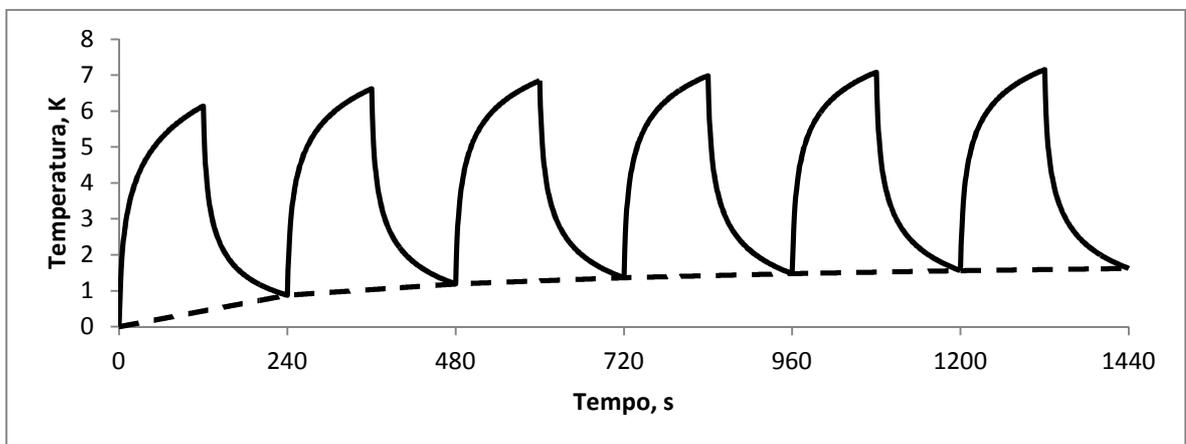


Figura 7: Evolução da temperatura nas fases de aquecimento e resfriamento para um tempo de pulso, $t_p=120$ s e tempo de ciclo, $t_c=240$ s e para $n=6$ ciclos, utilizando as propriedades térmicas da água à temperatura ambiente, aplicando uma potência de 10 Wm^{-1} . Linha contínua representa a Equação 15 e a linha pontilhada representa parte da Equação 16 $[T_{n-1}(t_c) + \delta t]$, que representa o resíduo de calor.

Na Figura 8 estão representadas as curvas normalizadas de aquecimento e resfriamento para $n=6$ ciclos segundo as Equações 16 e 17.

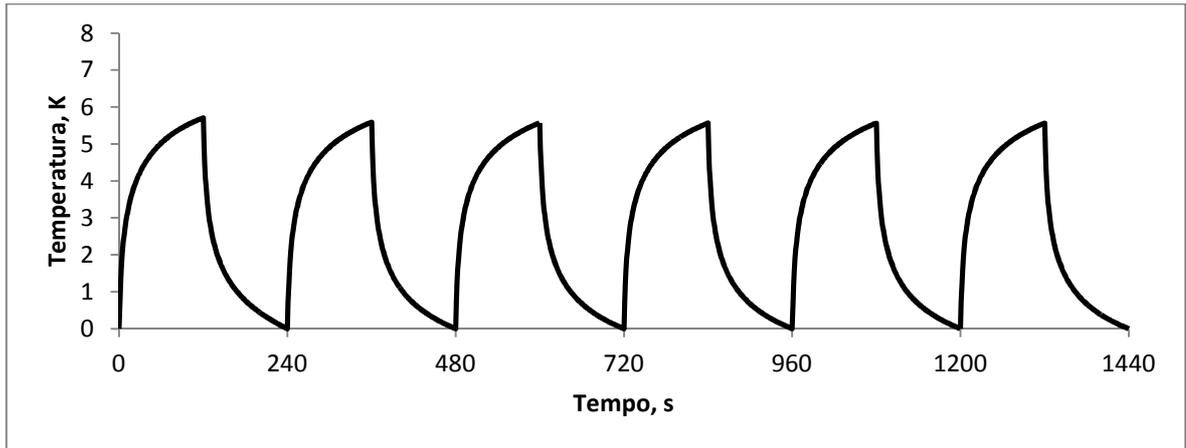


Figura 8: Evolução da temperatura normalizada nas fases de aquecimento e resfriamento para um tempo de pulso, $t_p=120$ s e tempo de ciclo, $t_c=240$ s e para $n = 6$ ciclos, utilizando as propriedades térmicas da água à temperatura ambiente, aplicando uma potência de 10 Wm^{-1} .

Para comparar o modelo com os dados observados, deve-se aplicá-los às Equações 16 e 17. Desta maneira, torna-se muito complexo, pois o sistema de aquisição de dados faz uma leitura a cada segundo e exige grande esforço computacional.

Porém, há uma maneira mais simples de fazer essa comparação, e contornar este problema. Por exemplo: Dado um sensor com duas agulhas, uma com aquecedor de comprimento L e um diâmetro posicionado na coordenada $(0, 0)$ e a outra agulha sem aquecedor, na posição $(0, y)$, inserida em qualquer meio. Aplicando-se uma potência de aquecimento q , W m^{-1} , em ciclos de t_p segundos de aquecimento e $(t_c - t_p)$ segundos de resfriamento, a variação da temperatura nas duas agulhas pode ser estimada pela equação 15, se as propriedades térmicas (κ_x e ρc) e o coeficiente de anisotropia (m) são conhecidos.

O que ocorre na prática é o oposto: a partir das leituras de temperatura, as propriedades térmicas e o coeficiente de anisotropia são determinados. Se os tempos de aquecimento e de resfriamento são iguais, a normalização gera uma variação simétrica de temperatura entre as fases de aquecimento e resfriamento, na agulha com aquecedor como em qualquer ponto longe dela.

Por exemplo, utilizando um período de tempo de aquecimento (t_p) igual a 120 s e um período de tempo de resfriamento ($t_c - t_p$) de 120 s, o ciclo de

aquecimento e resfriamento (t_c) é igual a 240 s. Assim, a diferença de temperatura medida em 30 s após o início do pulso de calor e a temperatura medida em " t_p " segundos é igual à diferença de temperatura medida em ($t_p + 30$ s) e à temperatura medida em " t_c " segundos. Isto ocorre na agulha com aquecedor e também na agulha sem aquecedor a uma certa distância " x " da agulha com aquecedor.

Portanto, este trabalho apresenta quatro leituras com valores de temperatura durante o ciclo de aquecimento e resfriamento nas duas agulhas. A primeira leitura em 30 s após o início do aquecimento (T_{30}), a segunda leitura em um tempo t_p (T_{t_p}), a terceira leitura em um tempo $t_p + 30$ s ($T_{t_p + 30}$) e a última em um tempo t_c (T_{t_c}). Assim, pode-se definir:

$$\Delta T^* = \frac{\Delta T_a + \Delta T_r}{2} = \frac{[T_n^*(t_p) - T_n^*(30)] + [T_n^*(t_p + 30) - T_n^*(t_c)]}{2} \quad (18)$$

onde:

ΔT^* = média da temperatura de aquecimento e resfriamento, K;

$T_n^*(t_p)$ = temperatura normalizada no tempo t_p , K;

$T_n^*(30)$ = temperatura normalizada após 30 s do início do aquecimento, K;

$T_n^*(t_p + 30)$ = temperatura normalizada em um tempo $t_p + 30$ s, K;

$T_n^*(t_c)$ = temperatura normalizada em um tempo t_c , K.

É importante mencionar que, por causa da resistência de transferência de calor do aquecedor para o ambiente, que é chamado de resistência de contato, a diferença de temperatura com a temperatura no início do pulso de calor não pode ser aplicada. Empiricamente, verificou-se que, após 30 s, a resistência de contato não influencia substancialmente as alterações de temperatura no aquecedor.

Assim, o modelo proposto só utiliza dois valores de temperatura para cada ciclo de aquecimento e resfriamento, ou seja, uma medição de temperatura na agulha com aquecedor (Figura 9) e uma medição na agulha sem aquecedor (Figura 10), a uma distância x (configuração vertical) ou y (configuração horizontal) do aquecedor.

Na Figura 9 estão representadas as curvas de aquecimento e resfriamento normalizadas, para a agulha com aquecedor.

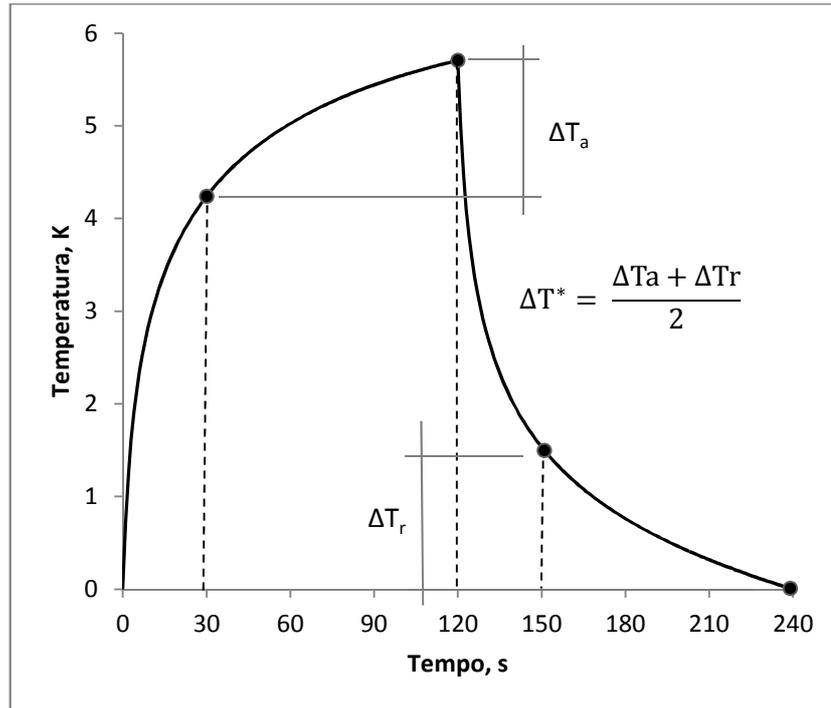


Figura 9: Simulação da temperatura nas fases de aquecimento e resfriamento para um tempo de pulso, $t_p=120$ s, tempo de ciclo, $t_c=240$ s e para a agulha com aquecedor.

Na Figura 10 estão representadas as curvas de aquecimento e resfriamento normalizadas, para a agulha sem aquecedor.

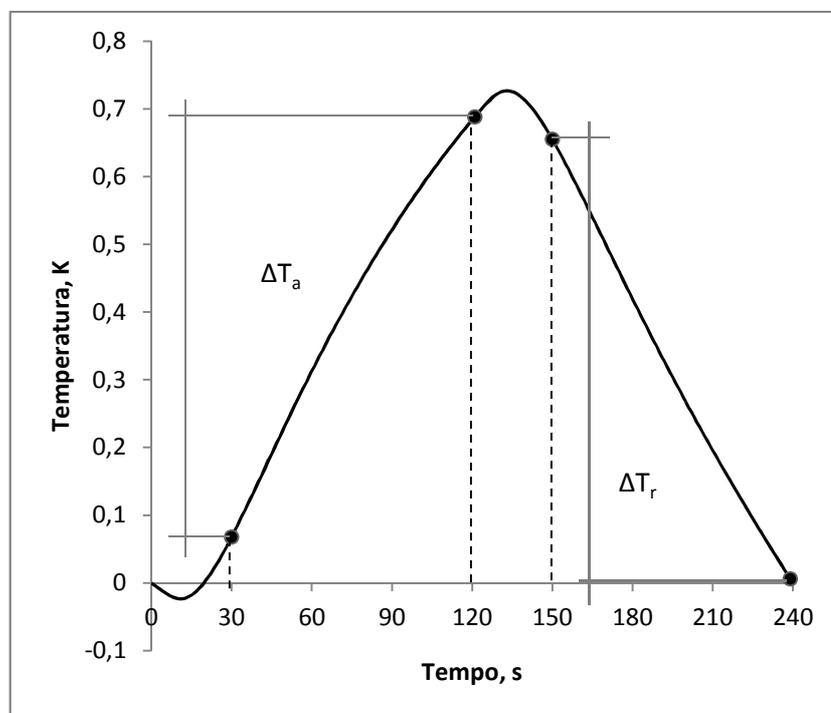


Figura 10: Simulação da temperatura nas fases de aquecimento e resfriamento para um tempo de pulso, $t_p=120$ s, tempo de ciclo, $t_c=240$ s e para a agulha sem aquecedor.

3.2. Construção do sensor e do sistema para medição do fluxo na coluna hidráulica.

O sensor foi desenvolvido e construído no Laboratório de Engenharia Agrícola (LEAG), localizado no Centro de Ciências e Tecnologias Agropecuárias (CCTA) da Universidade Estadual do Norte Fluminense Darcy Ribeiro (UENF).

Na Figura 11, tem-se o esquema de montagem do sensor de fluxo de água proposto.

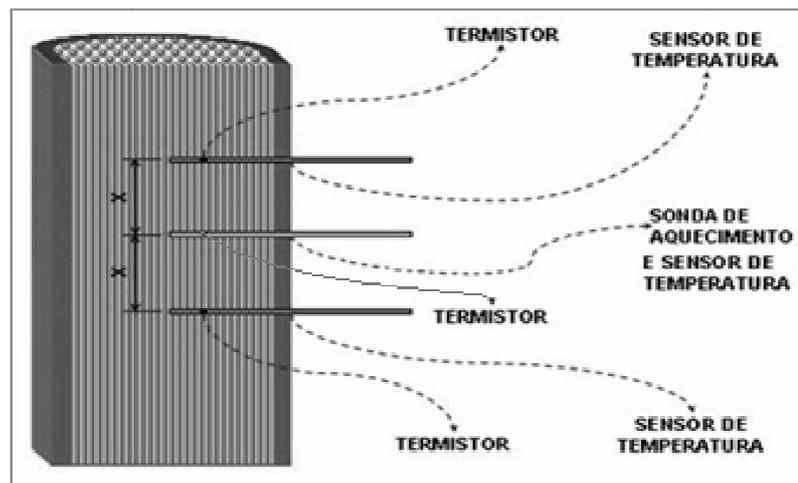


Figura 11: Esquema simplificado de montagem do sensor de fluxo de água proposto, sem escala e $x=0,7\text{cm}$.

Na montagem de um sensor, foram utilizadas três agulhas hipodérmicas, comumente usadas em práticas médicas com diâmetro de 1,5 mm (Figura 11). Após vários testes, o sensor que apresentou melhores resultados foi aquele em que a resistência e o termopar foram inseridos dentro da agulha, juntamente com um enchimento de Araldite® e pasta térmica. A pasta térmica melhora o contato entre a fonte de calor e a agulha internamente. A inserção da mistura é utilizada também para a retirada do ar no interior da cânula de aço, pois a presença de ar dentro da agulha altera o sinal de sensor.

A agulha com aquecedor contém em seu interior o conjunto termopar (cobre/constantan) e uma resistência de liga Ni-Cr. A agulha sem aquecedor encerra em seu interior apenas o conjunto termopar. O aquecimento da agulha foi

promovido pelo pulso de corrente elétrica, passando pela resistência de liga Ni-Cr, e a temperatura no interior da agulha mensurada pelo termopar (Figura 12).

A referência de temperatura do termopar, inserido em um invólucro isotérmico, foi medido por um termorresistor (Figura 12). Este sensor de temperatura foi alimentado por uma voltagem de 12 V e o seu sinal é linearmente dependente da temperatura. O sinal do termopar forneceu a diferença de temperatura entre a referência e as agulhas e o sinal do termorresistor forneceu a temperatura no ponto de referência. A soma dos dois valores corresponde ao valor da temperatura de cada agulha.

A Figura 12 apresenta um esquema de montagem do sensor de fluxo de seiva proposto, em detalhe as cores dos fios que foram conectados ao sistema de aquisição de dados.

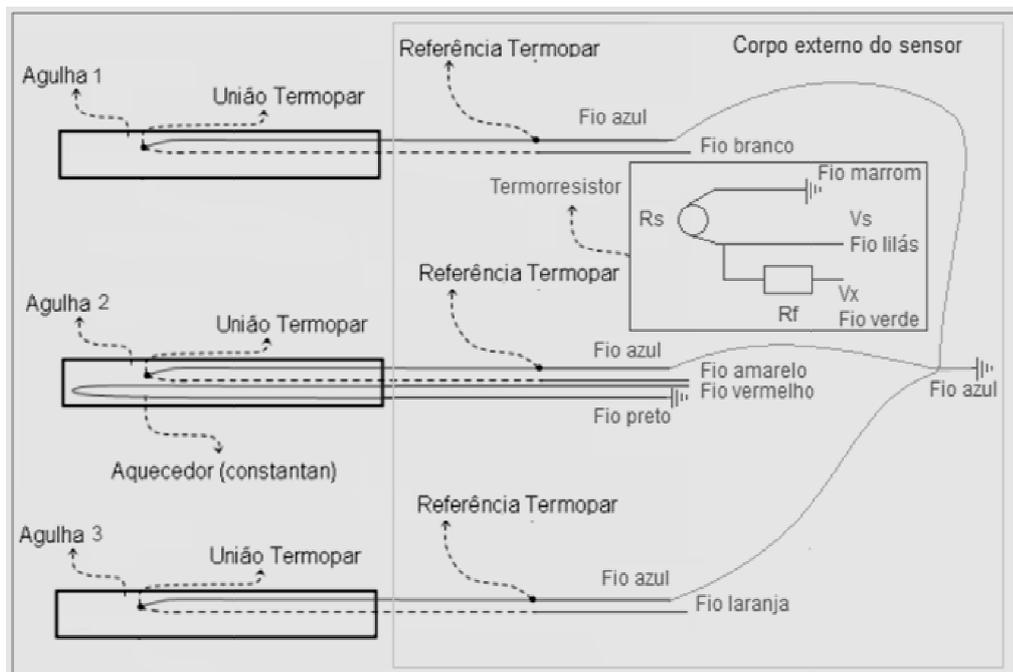


Figura 12: Esquema de ligação do sensor, composto de três agulhas com detalhes das cores dos fios que foram conectados ao sistema de aquisição de dados.

Depois de confeccionado o corpo do sensor, este foi soldado a um cabo tipo manga com 9 fios de bitola 22 AWG. A partir da referência do sensor, o sinal do termopar e da referência e a alimentação dos componentes do sensor são conduzidos por este cabo até um sistema automático de coleta de dados modelo Campbell Sci.; CR 1000, que além de coletar os dados a cada 1 s, foi utilizado

para controlar o pulso de calor e também fazer cálculos fornecendo os valores necessários ao cálculo do fluxo de água na coluna hidráulica. Um controlador de pulso foi utilizado para regular e fornecer o pulso de energia para a resistência que aquece o sensor. O sistema foi mantido por uma fonte de 12 V.

3.3. Teste do modelo teórico em coluna hidráulica de serragem

A validação da sonda foi realizada no Laboratório de Engenharia Agrícola (LEAG) do Centro de Ciências e Tecnologias Agropecuárias (CCTA) situado na Universidade Estadual do Norte Fluminense Darcy Ribeiro (UENF).

Para verificação da sensibilidade dos sensores em resposta ao fluxo, foi utilizado um tubo de PVC com diâmetro igual a 0,1 m e 1,0 m de comprimento, para simular o fluxo de água nos vasos xilemáticos.

Neste tubo colocou-se uma pequena porção de pó de serra compactando até 30% do volume inicial. Posteriormente, colocou-se mais uma porção de pó de serra repetindo-se a operação até que todo o tubo ficasse repleto de pó de serra compactado. As extremidades do tubo de PVC foram fechadas com um tampão, que foram perfurados e acoplados a conexões para inserção dos tubos (Figura 13).

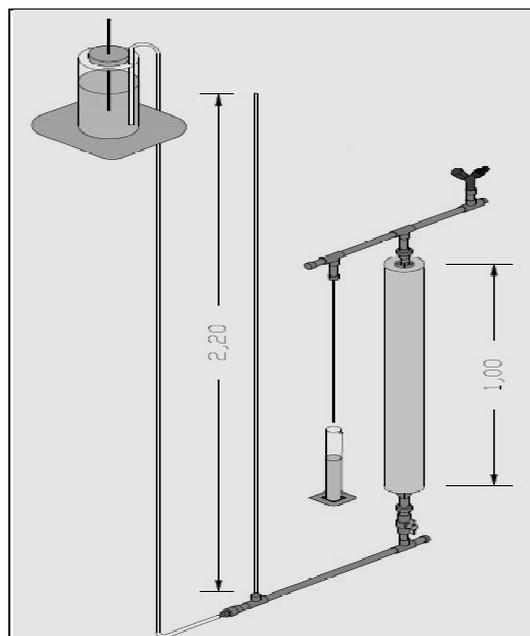


Figura 13: Esquema da montagem da coluna hidráulica de serragem.

Um reservatório foi colocado para fornecer água ao sistema. A variação da densidade de fluxo na coluna hidráulica foi obtida pelo método de Mariotte com carga hidráulica constante. Esse reservatório foi conectado a uma das extremidades do tubo de PVC que, devido à diferença de nível, em relação ao piso, de 0,5 m até 2,2 m promoveu uma variação da carga hidráulica que conseqüentemente ocasionou a passagem da água através da coluna de pó de serra. Um registro antes do tubo de PVC foi instalado para regular a pressão para obter as vazões desejadas. Para retirar o ar do sistema, optou-se em colocar uma torneira de PVC, de uso doméstico, para promover a retirada do ar e assim evitar a formação de bolhas, cavitação, no interior da estrutura. Em caso da presença de ar no sistema o fluxo da água fica comprometido sendo assim subestimado pelo sensor. A mangueira da saída do sistema foi direcionada de forma que a água fosse coletada em um recipiente graduado. O fluxo foi calculado pela seguinte relação:

$$J = \frac{4\Delta V}{\Delta t \pi D^2} \quad (19)$$

onde:

J = fluxo na coluna hidráulica, $\text{m}^3 \text{m}^{-2} \text{s}^{-1} \cdot 10^{-6}$;

ΔV = variação do volume no intervalo de tempo Δt , mL;

Δt = intervalo de medida, s;

D = diâmetro do tubo, 0,0983 m;

Na parte intermediária do tubo, com o auxílio de uma furadeira fez-se orifícios de mesmo diâmetro dos sensores. Para evitar vazamentos, os sensores foram colados com um adesivo bicomponente à base de resina epóxi, Araldite®. Nestes furos foram instalados três sensores que ficaram dispostos no centro do tubo de PVC de forma que os sensores ficassem equidistantes um do outro. Em cada sensor as agulhas que o compõem ficaram distanciadas 0,007 m entre si.

Para avaliar o desempenho do modelo foram testadas três configurações de sensores diferentes. Cada um dos sensores foi composto por três agulhas com

termopares, e um ou dois tiveram também uma resistência elétrica para gerar calor. A primeira configuração (sensor 01) consistia de um aquecedor e dois sensores laterais em uma posição horizontal. A segunda configuração (sensor 02) consistia de um aquecedor e dois sensores na vertical. Uma terceira configuração (sensor 03) consistia de dois aquecedores e um sensor central em uma posição horizontal (Figura 14).

Na figura 14, estão representadas as três configurações de sensores, com detalhes das cores dos fios do aquecedor de cada sensor que foram conectados ao sistema de aquisição de dados.

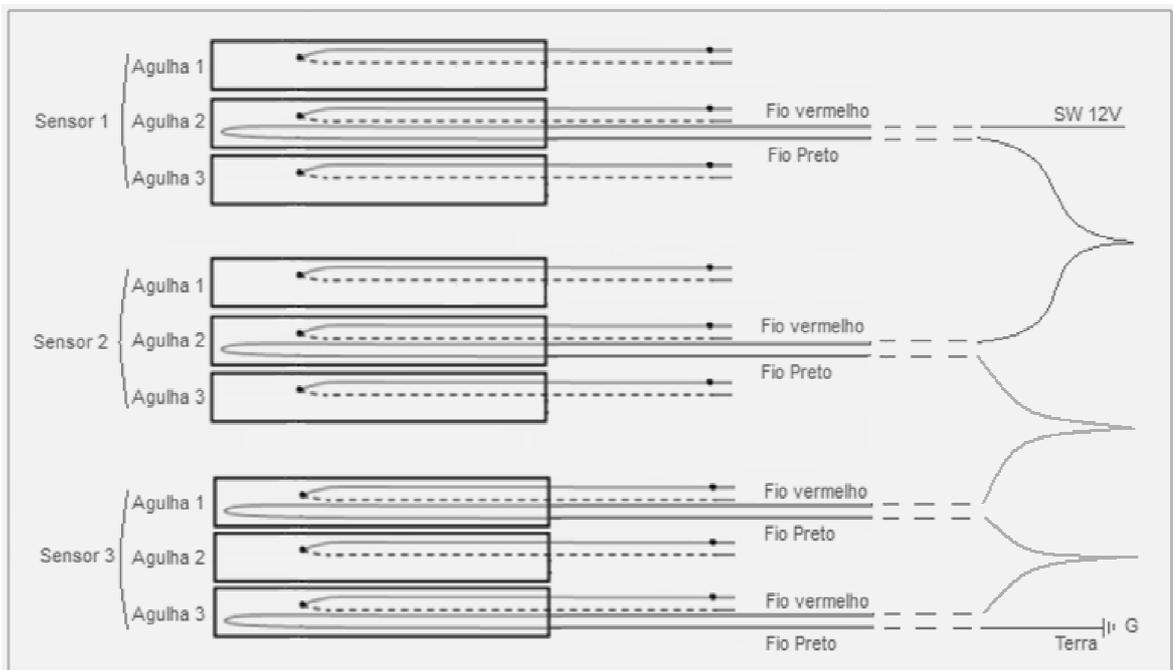


Figura 14: Esquema de ligação de cada agulha com aquecedor, com detalhes das cores dos fios que foram conectados ao datalogger.

Em cada sensor, foi aplicada uma potência de aquecimento q de 27 W m^{-1} . Utilizou-se quatro tempos de ciclo diferentes: o de 120 s, 60 s de aquecimento e 60 s de resfriamento; o tempo de ciclo de 180 s, 90 s de aquecimento e 90 s de resfriamento; o ciclo de pulso total de 240 s sendo 120 s de aquecimento e 120 s de resfriamento do sensor; e o de 360 s com 180 s de aquecimento e 180 s de resfriamento.

Os sensores foram conectados a um sistema automático de coleta de dados modelo Campbell Sci.; CR 1000, que armazenou os sinais detectados.

Este sistema foi conectado a um computador responsável pelo armazenamento e processamento desses sinais.

Para a determinação da densidade de fluxo estimado na coluna hidráulica, deve-se primeiramente determinar a distância entre as agulhas e em seguida as propriedades térmicas do meio.

3.4. Determinação da distância entre as agulhas dos sensores.

Antes do ensaio na coluna hidráulica, para determinar a distância entre as agulhas, coloca-se o sensor no ágar e utilizando-se, os valores das propriedades térmicas da água tabelados na literatura (Incropera e De Witt, 2002) à temperatura ambiente, assumindo $m=1$, e com os valores do comprimento e diâmetro da agulha, aplica-se pulsos intermitentes de calor no sensor, em intervalos consecutivos de 120 segundos de aquecimento e de 120 s de resfriamento. Procurando um parâmetro condensado, utilizando os dados de temperatura coletados em 30 s e em um tempo t_p do início do pulso de calor observados no ágar, e adotando-se a Equação 20, calcula-se os valores do parâmetro kr para cada pulso aplicado.

$$kr = \sqrt{\ln \left(\frac{\Delta T^{*wo}(t_p, n) - \Delta T^{*wo}(30, n)}{\Delta T^{*wx}(t_p, n) - \Delta T^{*wx}(30, n)} \right)} \quad (20)$$

onde:

kr = coeficiente de temperatura observado para a distância entre as agulhas no ágar, adimensional;

ΔT^{*wo} = variação de temperatura da agulha com aquecedor no ágar, K;

ΔT^{*wx} = variação de temperatura da agulha sem aquecedor no ágar, K;

t_p = tempo de pulso, s;

n = número de ciclos de aquecimento e resfriamento.

Utilizando-se as Equações 13, 14 e 15 do modelo, para encontrar os valores de Δt_o e ΔT_x nos mesmos tempos dos valores observados, simularam-se valores de \hat{kr} , aplicando-se a Equação 21:

$$\hat{k}r = \sqrt{\ln\left(\frac{\Delta T_{wo}(tp, n) - \Delta T_{wo}(30, n)}{\Delta T_{wx}(tp, n) - \Delta T_{wx}(30, n)}\right)} \quad (21)$$

onde:

$\hat{k}r$ = coeficiente de temperatura estimado pelo modelo para a distância entre as agulhas, adimensional;

tp = tempo de pulso, s;

n = número de ciclos de aquecimento e resfriamento.

Verificou-se experimentalmente, que kr é independente da potência aplicada, q , e da capacidade térmica, ρc , porém é dependente apenas do coeficiente de anisotropia, m , e da difusividade térmica, κ .

Com os dados observados e estimados pareados em planilha eletrônica *Excel®*, e utilizando-se a função *Solver*, buscou-se o valor de entrada da distância entre agulhas que minimizava o somatório do quadrado das diferenças entre os valores observados e estimados.

3.5. Determinação das propriedades térmicas do material.

3.5.1. Calculando a difusividade, κ_x , na coluna artificial com fluxo zero.

A difusividade térmica foi calculada na coluna artificial, com o valor de r encontrado no ágar, procedeu-se da mesma forma, quando para encontrar o valor de r no ágar. Sabendo-se que a difusividade é independente da densidade de potência aplicada e da capacidade térmica do material, conhecendo r , m e os valores observados de ΔT_o e ΔT_x aplicando-se a Equação 22:

$$k_{\kappa x} = \frac{1}{\ln\left(\frac{\Delta T_o(tp, n) - \Delta T_o(30, n)}{\Delta T_x(tp, n) - \Delta T_x(30, n)}\right)} \quad (22)$$

onde:

$k_{\kappa x}$ = coeficiente de temperatura observado para a difusividade na coluna artificial com fluxo, adimensional;

ΔT_o = variação de temperatura da agulha com aquecedor na coluna artificial, K;

ΔT_x = variação de temperatura da agulha sem aquecedor na coluna artificial, K.

Utilizando-se as Equações 13, 14 e 15 do modelo, para encontrar os valores de Δt_o e ΔT_x e aplicando-se a Equação 23:

$$\hat{k}_{\kappa x} = \frac{1}{\ln \left(\frac{\Delta T_o(tp, n) - \Delta T_o(30, n)}{\Delta T_x(tp, n) - \Delta T_x(30, n)} \right)} \quad (23)$$

onde:

$\hat{k}_{\kappa x}$ = coeficiente de temperatura estimado pelo modelo para a difusividade térmica na coluna artificial com fluxo, adimensional.

Com os dados de temperatura observada na coluna hidráulica, com fluxo, calcularam-se os valores de $k_{\kappa x}$ para cada pulso aplicado. Utilizando a Equação 15, simularam-se valores de $\hat{k}_{\kappa x}$, para a mesma situação. Com os dados observados e estimados pareados em planilha eletrônica *Excel*®, e utilizando-se a função *Solver*, buscou-se o valor de entrada da difusividade do material que minimizava o somatório do quadrado das diferenças entre os valores observados e estimados.

3.5.2. Calculando a condutividade térmica, λ_x , na coluna artificial com fluxo hidráulico zero.

Para determinar a condutividade térmica, se o valor da densidade de potência aplicada é o mesmo na coluna e no ágar, basta substituir na equação 24, o valor de ΔT_o e ΔT_w , em seguida substituir o resultado na Equação 25.

Porém, se o valor da densidade de potência aplicado na coluna artificial é diferente do aplicado no ágar, utilizando-se dos valores conhecidos da difusividade da água, da capacidade térmica da água e densidade de potência aplicada e do valor calculado da distância entre as agulhas (r), sendo $m = 1$, encontra-se o valor estimado de ΔT_w no ágar aplicando a equação 15 e com o valor observado de ΔT_o , substitua na equação 24, em seguida substitua o resultado na Equação 25.

$$k_\lambda = \frac{\Delta T_o(tp, n) - \Delta T_o(30, n)}{\Delta T_w(tp, n) - \Delta T_w(30, n)} \quad (24)$$

onde:

ΔT_o = valor observado da variação de temperatura da agulha com aquecimento na coluna artificial, K;

ΔT_w = valor estimado pela equação 15 da variação da temperatura da água, K; ou valor observado da variação de temperatura no ágar, K.

Conhecendo-se o valor de λ_w e substituindo-se o valor de k_λ , encontrado na Equação 24, com a Equação 25 encontra-se o valor de λ_x .

$$\lambda_x = k_\lambda \cdot \lambda_w \quad (25)$$

onde:

λ_x = condutividade térmica do meio, $Wm^{-1}K^{-1}$;

λ_w = condutividade térmica da água ou do ágar, $Wm^{-1}K^{-1}$.

3.5.3. Calculando-se a capacidade térmica.

Para determinar a capacidade térmica volumétrica na coluna artificial, substituam-se os valores encontrados de λ_x e de κ_x na equação 26:

$$\rho c_x = \frac{\lambda_x}{\kappa_x} \quad (26)$$

onde:

κ_x = difusividade térmica do meio, Wm^{-3} .

3.6. Determinação da densidade de fluxo de água em meio poroso.

Para a determinação da densidade de fluxo deve-se primeiramente calcular a velocidade do fluxo de água no meio poroso.

3.6.1. Cálculo da velocidade do fluxo.

Para determinar a velocidade do fluxo deve-se calcular inicialmente o índice térmico para cada configuração de sensor. Pois, empiricamente constatou que existe uma relação linear entre a velocidade do fluxo e este índice térmico.

3.6.1.1. Cálculo do índice térmico para a configuração horizontal.

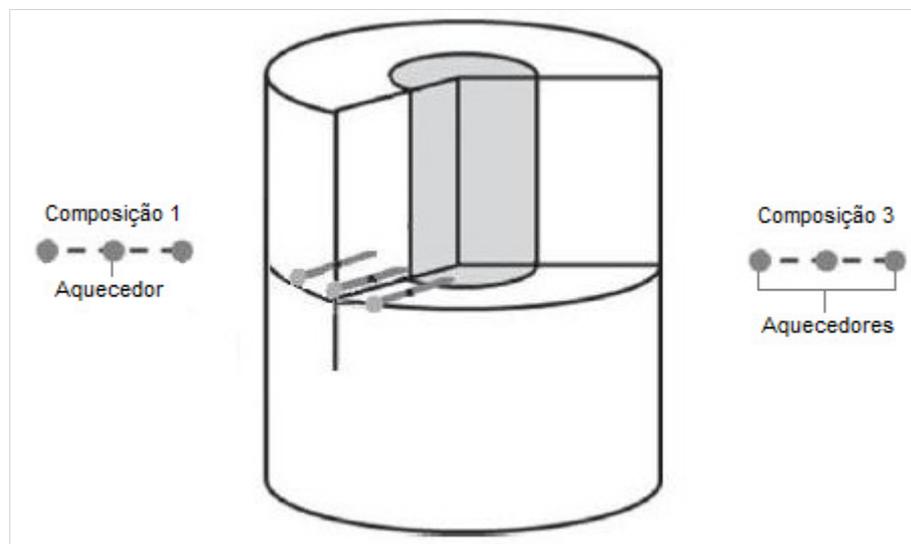


Figura 15: Esquema simplificado de montagem do sensor de fluxo de seiva proposto, na configuração horizontal, sem escala.

Para o sensor colocado horizontalmente na coluna artificial, baseado nas temperaturas da agulha com aquecedor e da agulha sem aquecedor, obtidas pela Equação 18, utilizando-se a Equação 27 obtém-se o valor de k_h :

$$\text{Horizontal} \Rightarrow k_h = \sqrt{\ln\left(\frac{\Delta T_{io}^* - \Delta T_{ir}^*}{\Delta T_{vo}^* - \Delta T_{vr}^*}\right)} \quad (27)$$

onde:

ΔT_{io}^* = variação da temperatura da agulha com aquecedor sem fluxo, °C;

ΔT_{ir}^* = variação da temperatura da agulha sem aquecedor sem fluxo, °C;

ΔT_{vo}^* = variação da temperatura da agulha com aquecedor com fluxo, °C;

ΔT_{vr}^* = variação da temperatura da agulha sem aquecedor com fluxo, °C.

Como existe uma relação linear entre k_h e v , obtém-se o valor da velocidade do fluxo para a configuração horizontal, utilizando a Equação 28:

$$\text{Horizontal} \Rightarrow v = \alpha_h \cdot k_h \quad (28)$$

onde:

α_h = coeficiente angular da relação entre k_h e v , adimensional.

3.6.1.2. Cálculo do índice térmico para a configuração vertical

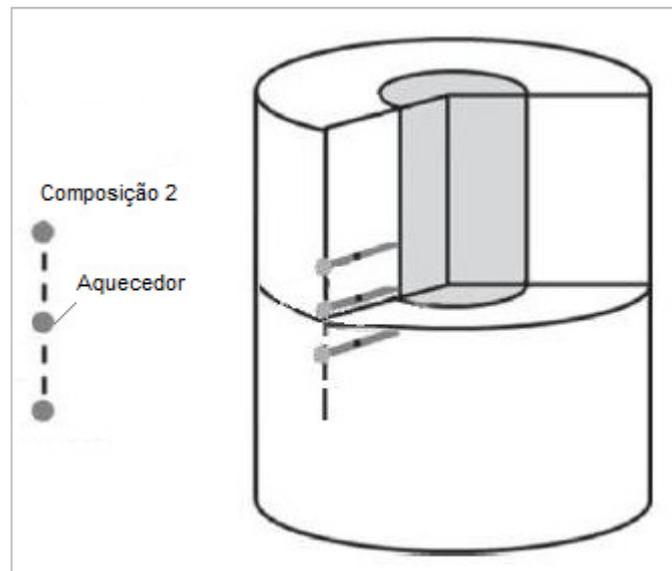


Figura 16: Esquema simplificado de montagem do sensor de fluxo de seiva proposto, na configuração vertical, sem escala.

Para o sensor colocado verticalmente na coluna artificial, baseado nas temperaturas da agulha com aquecedor e da agulha sem aquecedor, obtidas pela Equação 18, utilizando-se a equação 29 obtém-se o valor de k_v :

$$\text{Vertical} \Rightarrow k_v = \ln \left(\frac{\Delta T_{-x(r,i)}^* \cdot \Delta T_{+x(r,v)}^*}{\Delta T_{+x(r,i)}^* \cdot \Delta T_{-x(r,v)}^*} \right) \quad (29)$$

onde:

$\Delta T_{-x(r,i)}^*$ = variação da temperatura da agulha abaixo sem fluxo, °C;

$\Delta T_{+x(r,i)}^*$ = variação da temperatura da agulha acima sem fluxo, °C;

$\Delta T_{+x(r,v)}^*$ = variação da temperatura da agulha acima com fluxo, °C;

$\Delta T_{-x(r,v)}^*$ = variação da temperatura da agulha abaixo com fluxo, °C.

Como se verifica empiricamente que existe uma relação linear entre k_v e v , obtém-se também o valor da velocidade do fluxo para a configuração vertical, utilizando a Equação 30:

$$\text{Vertical} \Rightarrow v = \alpha_v \cdot k_v \quad (30)$$

onde:

α_v = coeficiente angular da relação entre k_v e v , adimensional.

3.6.1.3. Cálculo do índice térmico para a configuração horizontal ou vertical.

Para um sensor colocado horizontalmente ou verticalmente na coluna artificial, baseado apenas na temperatura da agulha com aquecedor, obtida pela Equação 18, utilizando-se a equação 31 obtém-se o valor de k_{hv} :

$$\text{Horizontal ou vertical} = k_{hv} = \sqrt{\ln \left(\frac{\Delta T_{io}^*}{\Delta T_{vo}^*} \right)} \quad (31)$$

onde:

ΔT_{io}^* = variação da temperatura da agulha com aquecedor sem fluxo, °C;

ΔT_{vo}^* = variação da temperatura da agulha com aquecedor com fluxo, °C.

Da mesma forma que se observou anteriormente, se verifica empiricamente que existe uma relação linear entre k_{hv} e v , obtém-se também o valor da velocidade do fluxo para a configuração horizontal ou vertical, utilizando a Equação 32:

$$\text{Horizontal ou vertical} \Rightarrow v = \alpha_{hv} \cdot k_{hv} \quad (32)$$

onde:

α_{hv} = coeficiente angular da relação entre k_{hv} e v , adimensional.

3.6.2. Estimando-se a densidade de fluxo.

Finalmente, utilizando-se a Equação 33 e o valor da velocidade de fluxo estimada pela Equação 28, 30 ou 32, obtém-se o valor da densidade de fluxo estimado (J) em $\text{m}^3 \text{m}^{-2} \text{s}^{-1} \cdot 10^{-6}$.

$$J = v \cdot \frac{\rho c_x}{\rho c_w} \quad (33)$$

onde:

ρc_x = capacidade térmica do material, Wm^{-3} ;

ρc_w = capacidade térmica da água, Wm^{-3} .

É importante notar que, qualquer que seja a orientação do sensor, na horizontal ou na vertical, é possível dispor de uma estimativa de fluxo independente, utilizando a variação da temperatura do aquecedor.

3.7. Análise dos dados.

Os resultados foram analisados comparando os dados observados aos estimados pelo modelo, por intermédio da análise de regressão, considerando-se os seguintes índices de validade das equações: precisão (r); de concordância ou exatidão (d); e de confiança ou consistência (c).

A precisão, dispersão dos valores em torno da média, é dada pelos coeficientes de correlação (r) ou determinação (r^2). São índices estatísticos que indicam o grau de dispersão dos dados obtidos, ou seja, o erro aleatório. Os coeficientes de correlação poderão indicar alta precisão da estimativa, embora tenham possibilidade de apresentar vício de origem, com grande erro sistemático, podendo resultar em informação precisamente errada.

A concordância se refere à exatidão ou à aproximação dos dados estimados aos verdadeiros, observados; pode ser avaliada graficamente pelo afastamento dos pontos cotados no gráfico de regressão em relação à reta de valores iguais, 1:1. Para quantificar matematicamente essa aproximação, foi desenvolvido por WILLMOTT ET al. (1985) um coeficiente designado concordância ou exatidão, representado pela letra d . Seus valores variam de 0,0 para nenhuma concordância e, 1,0 para concordância perfeita entre eles. O coeficiente pode ser assim representado:

$$d = 1 - \left[\frac{\sum(O_i - P_i)^2}{\sum(|P_i - O| + |O_i - O|)^2} \right] \quad (34)$$

onde:

O_i = valores observados;

P_i = valores estimados pelo modelo;

O = média dos valores observados.

A confiança ou consistência a qual reúne as indicações de dois coeficientes é obtida pelo produto entre o coeficiente de correlação (r) e o coeficiente de Willmott (d), $c = r.d$, onde $c = 1$ significa confiança perfeita e $c = 0$, confiança nula. O coeficiente de confiança (c) pode ser interpretado de acordo com o proposto por CAMARGO & SENTELHAS (1997), como: ótimo ($c > 0,85$); muito bom (c entre 0,76 e 0,85); bom (c entre 0,66 e 0,75); mediano (c entre 0,61 e 0,65), sofrível (c entre 0,51 e 0,60), mau (c entre 0,41 e 0,50) e péssimo ($c < 0,40$).

Alguns resultados foram analisados utilizando também para comparar os dados observados e estimados pelo modelo, o coeficiente de variação, o erro padrão de estimativa e a análise de sensibilidade.

Segundo PIMENTEL GOMES (2000), se o coeficiente de variação for inferior a 10% considera-se o mesmo como baixo, ou seja, o experimento tem alta precisão, de 10% a 20% os CVs são considerados médios, implicando em boa precisão, de 20% a 30% são julgados altos, significando baixa precisão e acima de 30% são tidos como muito altos, indicando baixíssima precisão. O inconveniente dessa classificação é de não levar em consideração a cultura estudada, as variáveis em análise, a heterogeneidade do solo, o tamanho da parcela, entre outros fatores, mas não é o caso deste trabalho.

A análise referente ao erro padrão de estimativa (EPE), utilizada neste trabalho, foi descrita por ALLEN ET AL. (1986), e calculado pela Equação 35:

$$EPE = \sqrt{\frac{\sum(O_i - P_i)^2}{n - 1}} \quad (35)$$

onde:

n = número de observações;

O_i = valores observados;

P_i = valores estimados pelo modelo.

A análise de sensibilidade permitiu determinar o coeficiente de sensibilidade relativa da variável dependente a qualquer variável independente do modelo. É importante proceder à análise de sensibilidade, pois permite determinar a importância dos componentes da equação em função das suas influências nas propriedades térmicas do meio poroso. Desta forma, os erros ocorridos nos componentes que apresentam alta sensibilidade relativa serão mais problemáticos para a estimativa das propriedades térmicas do que aqueles ocorridos nos que têm baixa sensibilidade.

Utilizou-se a metodologia para se determinar a sensibilidade relativa, apresentada por RODRIGUES (1996), que está representada pelas equações 36, 37 e 38.

$$S_r = \frac{Dres}{Dvar} \quad (36)$$

onde:

$$Dres = \frac{res - res_{base}}{res_{base}} \quad (37)$$

e

$$Dvar = \frac{var - var_{base}}{var_{base}} \quad (38)$$

onde:

$Dres$ = variação relativa da resposta do modelo de simulação;

$Dvar$ = variação relativa do componente ou da variável de simulação;

res = resposta do modelo na simulação;

var = valor do componente ou da variável de simulação;

res_{base} = resposta do modelo na simulação básica;

var_{base} = valor do componente ou da variável de simulação básica.

O procedimento referente à análise de sensibilidade relativa da condutividade térmica, da difusividade térmica e da capacidade térmica volumétrica foi determinado por meio das Equações 36, 37 e 38, simulando-se valores para as componentes no programa desenvolvido no Visual Basic (Figura 17), que utiliza as Equações 13, 14, 15, 16, 17 e 18 e determinando os S_r respectivos. A média aritmética das diferentes simulações para cada componente permitiu a determinação da S_r .

DT Aquec 1	1.4	1,4	Condutividade Térmica (W/m/K)	0,60831058025360	Simula
DT Sensor 2	0.6	0,5999988	Capac. Térmica Vol. (MJ/m ³ /K)	4,04217885722153	
Comprimento Sensor (cm)	2		Difus. Térmica (x) (10 ⁻⁷ m ² /s)	1,50490762962363	
Raio do Sensor (mm)	1		Coefficiente de assimetria	1	
Tempo (s)	120		Coefficiente de inclinação 1	33,92923	
Defasagem tempo inicial (s)	30		Coefficiente de inclinação 2	111,5538	
Tempo de Pulso (s)	120		Potência (W/m)	10	Ágar
Tempo do Ciclo (s)	240		Coordenada x (mm)	5	
Num. Iterações	7		Coordenada y (mm)	0	
Temperatura (oC)	21				Fechar

Figura 17: Tela de um dos resultados do programa utilizado para simular os valores das propriedades térmicas do meio poroso.

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1. Determinação dos coeficientes de sensibilidade relativa.

Para calcular os coeficientes de sensibilidade relativa de cada propriedade térmica foram utilizados os valores base das medições dos componentes do modelo como indicado na Tabela 3.

Tabela 3: Valores base das medições dos componentes do modelo

Componentes do modelo	Valores base
Varição da temperatura na agulha com aquecedor, K	1,4
Varição da temperatura na agulha sem aquecedor, K	0,6
Comprimento do sensor, cm	2
Raio de sensor, mm	1
Potência aplicada, Wm^{-1}	10
Coordenada x ou y, mm	5

Utilizando o programa desenvolvido no Visual Basic (Figura 17), simularam-se os valores base para as propriedades térmicas, como indicados na Tabela 4.

Tabela 4: Valores base da simulação das propriedades térmicas

Propriedades térmicas	Valores base
Condutividade térmica, $\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$	1,4
Capacidade térmica volumétrica, $\text{MJm}^{-3}\text{K}^{-1}$	0,6
Difusividade térmica, $10^{-7}\text{m}^2\text{s}^{-1}$	2

Utilizando-se de um desvio nas medições de cada componente, verificou-se a variação ocorrida para cada propriedade térmica. De posse do coeficiente de sensibilidade relativa, basta multiplicá-lo pelo erro esperado no componente analisado que se terá o erro máximo provocado na propriedade térmica considerada.

Usando as Equações 36, 37 e 38, calcularam-se os coeficientes de sensibilidade relativa das propriedades térmicas do meio poroso: condutividade térmica, da difusividade térmica e da capacidade térmica volumétrica referente a cada componente do modelo.

A Tabela 5 apresenta os coeficientes de sensibilidade relativa da condutividade térmica aos componentes do modelo.

Tabela 5: Valores médios dos coeficientes de sensibilidade relativa da condutividade térmica aos componentes analisados utilizando as Equações 13, 14, 15, 16, 17 e 18.

Componentes do modelo	Sensibilidade Relativa (S_r)
Varição da temperatura na agulha com aquecedor, K	-0,89
Varição da temperatura na agulha sem aquecedor, K	-0,08
Comprimento do sensor, cm	0
Raio de sensor, mm	-0,05
Potência aplicada, Wm^{-1}	0,98
Coordenada x ou y, mm	-0,11

Observa-se que os componentes de maior importância do modelo na determinação da condutividade térmica são: a variação de temperatura e a potência aplicada na agulha com aquecedor. Então os erros que poderão ocorrer na condutividade térmica são advindos de erros na medição da variação de temperatura na agulha com aquecedor e no valor da potência aplicada. Pois, considerando que os termopares apresentaram erros positivos de medição de $0,1^{\circ}\text{C}$, o que equivale a um aumento de 6,67 % na temperatura. O valor médio da condutividade térmica passou de $0,6 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ para $0,56 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, ou seja, um erro negativo de 5,94%. Como apresentado na Tabela 5, o coeficiente da sensibilidade relativa da condutividade térmica à variação de temperatura é igual a -0,89.

A Tabela 6 apresenta os coeficientes de sensibilidade relativa da difusividade térmica aos componentes do modelo.

Tabela 6: Valores médios do coeficiente de sensibilidade relativa da difusividade térmica aos componentes analisados utilizando as Equações 13, 14, 15, 16, 17 e 18.

Componentes do modelo	Sensibilidade Relativa (S_r)
Variação da temperatura na agulha com aquecedor, K	-0,94
Variação da temperatura na agulha sem aquecedor, K	1,61
Comprimento do sensor, cm	0,08
Raio de sensor, mm	-0,01
Potência aplicada, Wm^{-1}	0
Coordenada x ou y, mm	2,44

Observa-se que os componentes de maior importância do modelo na determinação da difusividade térmica são: as variações de temperatura nas agulhas com e sem aquecedor e a distância entre elas. Então, os erros que poderão ocorrer na difusividade térmica são advindos principalmente de erros na medição das variações de temperatura nas agulhas com e sem aquecedor, com maior intensidade em relação à distância entre elas, pois considerando que a

distância apresenta erro positivo devido à instalação do sensor de 0,1 mm, o que equivale a um aumento de 20 %. O valor médio da difusividade térmica passou de $1,5 \cdot 10^{-7} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$ para $2,24 \cdot 10^{-7} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$, ou seja, um erro positivo de 48,8%. Como apresentado na Tabela 6, o coeficiente da sensibilidade relativa da difusividade térmica à distância entre as agulhas é igual a 2,44.

A Tabela 7 apresenta os coeficientes de sensibilidade relativa da capacidade térmica volumétrica aos componentes do modelo.

Tabela 7: Valores médios do coeficiente de sensibilidade relativa da capacidade térmica volumétrica aos componentes analisados utilizando as Equações 13, 14, 15, 16, 17 e 18.

Componentes do modelo	Sensibilidade Relativa (S_r)
Variação da temperatura na agulha com aquecedor, K	0,12
Variação da temperatura na agulha sem aquecedor, K	-1,07
Comprimento do sensor, cm	0,02
Raio de sensor, mm	0
Potência aplicada, Wm^{-1}	1,01
Coordenada x ou y, mm	-1,31

Observa-se que os componentes de maior importância do modelo na determinação da capacidade térmica volumétrica são: a variação de temperatura na agulha sem aquecedor, a potência aplicada e a distância entre as agulhas. Então, os erros que poderão ocorrer na capacidade térmica volumétrica são advindos de erros na medição destes componentes. Pois, considerando que a distância apresenta erro negativo devido à instalação do sensor de 0,1 mm, o que equivale a um aumento de 20 %. O valor médio da capacidade térmica volumétrica passou de $4,04 \text{MJm}^{-3}\text{K}^{-1}$ para $2,98 \text{MJm}^{-3}\text{K}^{-1}$, ou seja, um erro negativo de 26,2%. Como apresentado na Tabela 7, o coeficiente da sensibilidade relativa da capacidade térmica volumétrica à variação de temperatura é igual a -1,31.

Nas Tabelas 5, 6 e 7, verifica-se que, por comparação entre os coeficientes de sensibilidade dos componentes do modelo, a coordenada x ou y, ou seja, a distância entre as agulhas é o que apresentou maior sensibilidade média. Assim, os erros nesta componente, devido à instalação do sensor, serão mais problemáticos para a estimativa das propriedades térmicas do que aqueles ocorridos com as outras componentes.

Um fato importante a ser considerado é que, na literatura especializada, não foi possível analisar nenhum trabalho que aborde o estudo de sensibilidade relativa das propriedades térmicas em meio poroso aos parâmetros do modelo proposto para estimativa do fluxo de água. Desta forma, não houve a possibilidade de se proceder à comparação dos resultados encontrados pelo presente trabalho com outros.

4.2. Determinação das distâncias entre as agulhas e das propriedades térmicas do material.

Na Tabela 8 estão apresentados os valores estimados da distância, em 10^{-3} m, entre as agulhas, tanto para a composição horizontal, como para a vertical, obtidos pelos sensores propostos em amostra de ágar.

Verifica-se que os valores estimados estão próximos aos medidos, com discrepância reduzida entre sensores e entre as posições dos sensores.

Tabela 8: Valores estimados das distâncias entre as agulhas de cada sensor, em 10^{-3} m, pelos sensores propostos, no ágar, para um período de pulso de 120 s.

Sensor	Composição	Distância x ou y (10^{-3} m)	
		Agulha 1	Agulha 2
1	horizontal	7,72	7,44
2	vertical	7,16	7,61
3	horizontal	7,12	7,11

Na Tabela 9 estão apresentados os valores estimados da difusividade térmica κ , em $10^{-7} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$, da condutividade térmica λ , em $\text{Wm}^{-1} \text{K}^{-1}$, e da capacidade térmica volumétrica ρc , em $\text{MJm}^{-3} \text{K}^{-1}$, obtidos pelo sensor 1, colocado na posição horizontal na coluna hidráulica sem fluxo, para os ciclos de 120 s, 180 s, 240 s e 360 s.

Verifica-se que os valores estimados têm discrepância reduzida entre os períodos de pulso dos ciclos e de modo geral com baixos coeficientes de variação. Este desempenho pode ser classificado como satisfatório para o sensor proposto.

Tabela 9: Valores estimados da difusividade térmica (κ), em $10^{-7} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$, condutividade térmica (λ), em $\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$, e da capacidade térmica volumétrica (ρc), em $\text{MJ m}^{-3} \text{K}^{-1}$, obtidos pelo sensor proposto 1, na composição horizontal na coluna hidráulica de serragem sem fluxo, para os períodos de pulso de 60 s, 90 s, 120 s e 180 s.

Período de pulso (s)	Difusividade térmica (κ) ($10^{-7} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$)		Condutividade térmica (λ) ($\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$)	Capacidade térmica volumétrica (ρc) ($\text{MJ m}^{-3} \text{K}^{-1}$)	
	Agulha 1 sem aquecedor	Agulha 2 sem aquecedor	Agulha com aquecedor	Agulha 1 sem aquecedor	Agulha 2 sem aquecedor
60	2,108	1,854	0,560	2663995	3041385
	(5,3)	(5,7)	(1,7)	(7,0)	(7,4)
90	2,066	1,803	0,568	2748548	3152429
	(2,9)	(3,1)	(1,3)	(4,0)	(4,2)
120	2,054	1,778	0,567	2748077	3173330
	(1,5)	(1,6)	(0,9)	(2,3)	(2,3)
180	2,079	1,755	0,559	2676510	3185413
	(3,1)	(3,1)	(0,7)	(3,8)	(3,7)

Entre parênteses estão os coeficientes de variação, em %, de cada valor estimado.

Na Tabela 10 estão apresentados os valores estimados da difusividade térmica κ , em $10^{-7} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$, da condutividade térmica λ , em $\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, e da capacidade térmica volumétrica ρc , em $\text{MJm}^{-3}\text{K}^{-1}$, obtidos pelo sensor 2, colocado na posição vertical na coluna hidráulica sem fluxo, para os ciclos de 120 s, 180 s, 240 s e 360 s.

Verifica-se que os valores estimados têm discrepância reduzida entre os períodos de pulso dos ciclos e de modo geral com baixos coeficientes de variação. Este desempenho pode ser classificado como satisfatório para o sensor proposto.

Tabela 10: Valores estimados da difusividade térmica (κ), em $10^{-7} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$, condutividade térmica (λ), em $\text{W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$, e da capacidade térmica volumétrica (ρc), em $\text{MJ m}^{-3} \text{ K}^{-1}$, obtidos pelo sensor proposto 2, na configuração vertical na coluna hidráulica de serragem sem fluxo, para os períodos de pulso de 60 s, 90 s, 120 s e 180 s.

Período de pulso (s)	Difusividade térmica (κ) ($10^{-7} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$)		Condutividade térmica (λ) ($\text{W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$)	Capacidade térmica volumétrica (ρc) ($\text{MJ m}^{-3} \text{ K}^{-1}$)	
	Agulha 1 sem aquecedor	Agulha 2 sem aquecedor	Agulha com aquecedor	Agulha 1 sem aquecedor	Agulha 2 sem aquecedor
60	1,742 (3,5)	1,827 (3,6)	0,531 (1,0)	3051015 (4,3)	2908621 (4,4)
90	1,667 (1,4)	1,751 (1,4)	0,530 (0,6)	3175705 (1,8)	3026994 (1,7)
120	1,597 (1,8)	1,674 (2,2)	0,529 (0,4)	3312470 (2,4)	3153681 (3,0)
180	1,504 (2,1)	1,527 (1,1)	0,534 (0,7)	3560484 (2,7)	3499671 (1,6)

Entre parênteses estão os coeficientes de variação, em %, de cada valor estimado.

Na Tabela 11 estão apresentados os valores estimados da difusividade térmica κ , em $\text{m}^2 \text{s}^{-1}$, da condutividade térmica λ , em $\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, e da capacidade térmica volumétrica ρc , em $\text{MJm}^{-3}\text{K}^{-1}$, obtidos pelo sensor 3, colocado na posição horizontal na coluna hidráulica sem fluxo, para os ciclos de 120 s, 180 s, 240 s e 360 s.

Verifica-se que os valores estimados têm discrepância reduzida entre os períodos de pulso dos ciclos e de modo geral com baixos coeficientes de variação. Este desempenho pode ser classificado como satisfatório para o sensor proposto.

Tabela 11: Valores estimados da difusividade térmica (κ), em $10^{-7} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$, condutividade térmica (λ), em $\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$, e da capacidade térmica volumétrica (ρc), em $\text{MJ m}^{-3} \text{K}^{-1}$, obtidos pelo sensor proposto 3, na configuração horizontal na coluna hidráulica de serragem sem fluxo, para os períodos de pulso de 60 s, 90 s, 120 s e 180 s.

Período de pulso (s)	Difusividade térmica (κ)		Condutividade térmica (λ)		Capacidade térmica volumétrica (ρc)	
	$(10^{-7} \text{m}^2 \text{s}^{-1})$		$(\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1})$		$(\text{MJ m}^{-3} \text{K}^{-1})$	
	Agulha 1 sem aquecedor	Agulha 2 sem aquecedor	Agulha 1 com aquecedor	Agulha 2 com aquecedor	Agulha 1 sem aquecedor	Agulha 2 sem aquecedor
60	1,654	1,696	0,508	0,553	3074832	3263877
	(3,0)	(3,0)	(3,5)	(2,4)	(4,8)	(4,7)
90	1,607	1,675	0,520	0,571	3228267	3412437
	(1,7)	(1,7)	(2,7)	(2,8)	(2,9)	(3,2)
120	1,563	1,653	0,473	0,525	3047135	3187113
	(1,4)	(1,1)	(2,9)	(2,5)	(2,8)	(2,8)
180	1,552	1,675	0,487	0,539	3112354	3185153
	(1,8)	(1,2)	(2,7)	(2,4)	(2,3)	(2,3)

Entre parênteses estão os coeficientes de variação, em %, de cada valor estimado.

Observa-se nas Tabelas 9, 10 e 11 uma coerência entre os valores estimados das propriedades térmicas nos períodos de pulso de 60 s, 90 s, 120 s e 180 s. Os valores de λ e ρc não diferiram entre si nas avaliações, e apresentam baixos coeficientes de variação.

O que indica que o sensor e o modelo proposto não diferem devido à mudança no período do ciclo e muito menos na posição do sensor na coluna hidráulica.

4.3. Teste do modelo teórico em coluna hidráulica de serragem – Determinação da densidade de fluxo.

Na Figura 18, são mostrados os gráficos das variações de temperatura medidos na agulha com aquecedor e nas agulhas a esquerda e a direita sem aquecedor com os valores estimados pelo modelo no sensor 01.

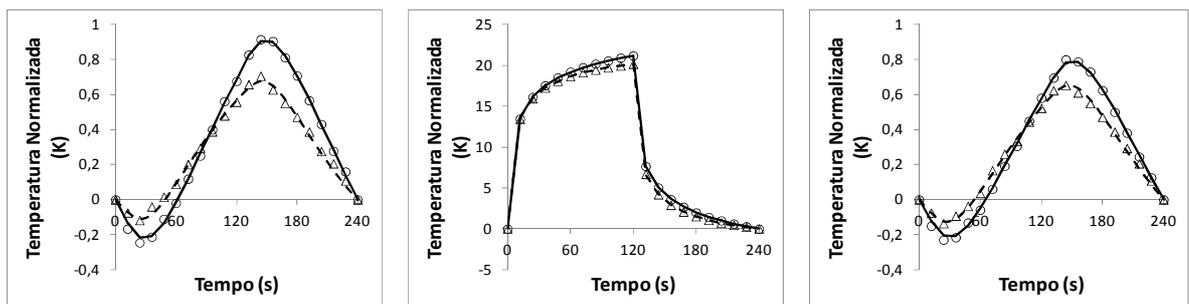


Figura 18: Gráficos das variações de temperatura medidas na agulha sem aquecedor a esquerda (A: $x = 0$ m, $y = 0,00772$ m), na agulha com aquecedor central (B: $x = 0$ m, $y = 0$ m) e na agulha sem aquecedor a direita (C: $x = 0$ m, $y = 0,00744$ m) com os valores obtidos neste modelo pelo sensor 01 (configuração horizontal). Círculo: temperatura medida sem fluxo; triângulo: temperatura medida com o fluxo. Linha contínua: temperatura estimada sem fluxo; linha tracejada: temperatura estimada com fluxo. $Q = 26,6$ W m^{-1} ; $\rho c = 2804792$ J m^{-3} K^{-1} ; $\kappa = 1,9 \times 10^{-7}$ m^2 s^{-1} ; $\lambda = 0,53$ W m^{-1} K^{-1} ; $t_p = 120$ s; $t_c = 240$ s. Densidade de fluxo medida: $41,1 \cdot 10^{-6}$ m^3 m^{-2} s^{-1} , densidade de fluxo estimado: $44,0 \cdot 10^{-6}$ m^3 m^{-2} s^{-1} .

Pode-se observar que os valores obtidos neste modelo são próximos aos valores medidos. Verifica-se que devido à resistência de contato da agulha com aquecedor na fase de aquecimento, causou uma discrepância, mas isto não afetou os valores estimados. As propriedades térmicas da coluna hidráulica determinadas pelo modelo com a situação de fluxo zero levaram a uma estimativa aproximada do valor medido, sendo a densidade do fluxo medido igual a : $41,1 \cdot 10^{-6} \text{ m}^3 \text{ m}^{-2} \text{ s}^{-1}$ e densidade de fluxo estimada igual a $44,0 \cdot 10^{-6} \text{ m}^3 \text{ m}^{-2} \text{ s}^{-1}$.

Na figura 19, são mostrados os gráficos de variações de temperatura medidos na agulha com aquecedor e nas agulhas abaixo e acima sem aquecedor com os valores estimados pelo modelo no sensor 02.

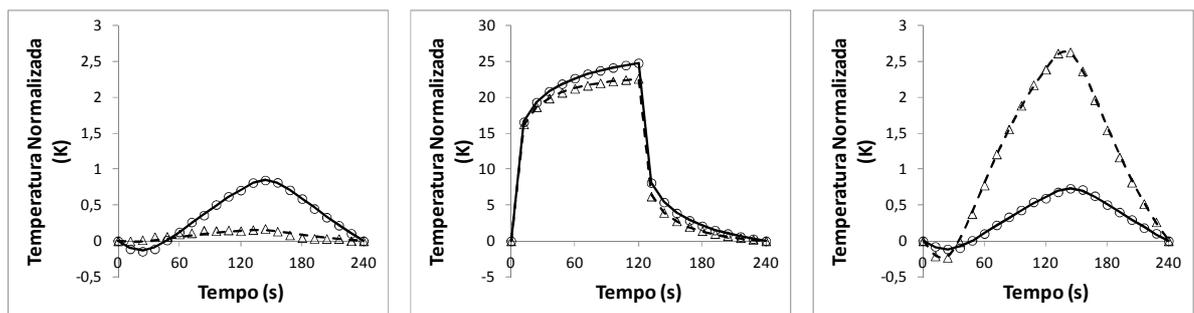


Figura 19: Gráficos das variações de temperatura medidos na agulha sem aquecedor abaixo (A: $x = 0,00716 \text{ m}$, $y = 0 \text{ m}$), na agulha com aquecedor central (B: $x = 0 \text{ m}$, $y = 0 \text{ m}$) e na agulha sem aquecedor acima (C: $x = 0,0761 \text{ m}$, $y = 0 \text{ m}$) com os valores obtidos neste modelo pelo sensor 02 (composição vertical). Círculo: temperatura medida sem fluxo; triângulo: temperatura medida com o fluxo. Linha contínua: temperatura estimada sem fluxo; linha tracejada: temperatura estimada com fluxo. $Q = 26,6 \text{ W m}^{-1}$; $\rho c = 2421148 \text{ J m}^{-3} \text{ K}^{-1}$; $\kappa = 2,0 \times 10^{-7} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$; $\lambda = 0,50 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$; $t_p = 120 \text{ s}$; $t_c = 240 \text{ s}$. Densidade de fluxo medida: $41,1 \cdot 10^{-6} \text{ m}^3 \text{ m}^{-2} \text{ s}^{-1}$, densidade de fluxo estimado: $44,9 \cdot 10^{-6} \text{ m}^3 \text{ m}^{-2} \text{ s}^{-1}$.

Pode-se observar que os valores obtidos neste modelo são próximos aos valores medidos. Verifica-se também a mesma discrepância na fase de aquecimento notada para o sensor 01, neste sensor também não causou nenhuma distorção nos valores estimados. As propriedades térmicas da coluna hidráulica determinadas pelo modelo com a situação de fluxo zero levaram a uma

estimativa aproximada do valor medido, sendo a densidade do fluxo medido igual a $41,1 \cdot 10^{-6} \text{ m}^3 \text{ m}^{-2} \text{ s}^{-1}$ e densidade de fluxo estimado igual a $44,9 \cdot 10^{-6} \text{ m}^3 \text{ m}^{-2} \text{ s}^{-1}$.

Na Figura 20, são mostrados os gráficos de correlação entre os valores de temperatura medidos na agulha sem aquecedor e nas agulhas a esquerda e a direita com aquecedor com os valores estimados pelo modelo no sensor 03.

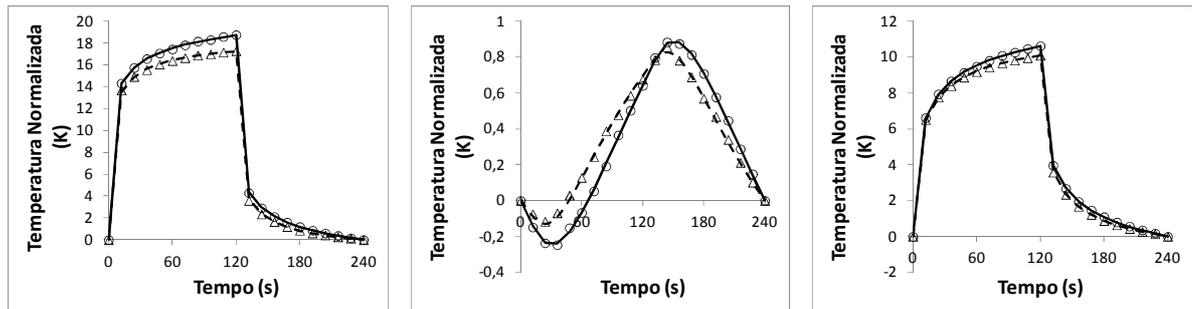


Figura 20: Gráficos das variações de temperatura medidos na agulha com aquecedor a esquerda (A: $x = 0 \text{ m}$, $y = 0,00712 \text{ m}$), na agulha sem aquecedor central (B: $x = 0 \text{ m}$, $y = 0 \text{ m}$) e na agulha com aquecedor a direita (C: $x = 0 \text{ m}$, $y = 0,00711 \text{ m}$) com os valores obtidos neste modelo pelo sensor 03 (composição horizontal). Círculo: temperatura medida sem fluxo; triângulo: temperatura medida com o fluxo. Linha contínua: temperatura estimada sem fluxo; linha tracejada: temperatura estimada com fluxo. $Q = 26,6 \text{ W m}^{-1}$; $\rho c = 3034841 \text{ J m}^{-3} \text{ K}^{-1}$; $\kappa = 1,6 \times 10^{-7} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$; $\lambda = 0,50 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$; $t_p = 120 \text{ s}$; $t_c = 240 \text{ s}$. Densidade de fluxo medida: $41,1 \cdot 10^{-6} \text{ m}^3 \text{ m}^{-2} \text{ s}^{-1}$, densidade de fluxo estimado: $39,5 \cdot 10^{-6} \text{ m}^3 \text{ m}^{-2} \text{ s}^{-1}$.

Pode-se observar que os valores obtidos neste modelo são próximos aos valores medidos. Verifica-se que devido à resistência de contato das agulhas com aquecedor na fase de aquecimento, causou uma discrepância, porém isto não influenciou na estimativa da densidade de fluxo. As propriedades térmicas da coluna hidráulica determinadas pelo modelo com a situação de fluxo zero levaram a uma estimativa aproximada do valor medido, sendo a densidade do fluxo medido igual a $41,1 \cdot 10^{-6} \text{ m}^3 \text{ m}^{-2} \text{ s}^{-1}$ e densidade de fluxo estimado igual a $39,5 \cdot 10^{-6} \text{ m}^3 \text{ m}^{-2} \text{ s}^{-1}$.

Verifica-se por comparação entre as médias dos fluxos estimados e medidos que o sensor 03, foi a princípio, o mais adequado, uma vez que proporcionou um valor médio do fluxo mais próximo do medido.

Na Figura 21, são mostrados os gráficos de correlação entre os valores medidos na coluna hidráulica de serragem e os valores estimados pelo modelo para o sensor 01, para os (períodos de pulso x tempo de ciclo): 60x120; 90x180; 120x240; 180x360.

Observa-se graficamente que não houve uma diferença marcante entre os ciclos aplicados no sensor. A regressão linear entre o valor estimado e os medidos para o sensor 01, na composição horizontal, teve um coeficiente de determinação acima de 0,99. Isto sugere que, o modelo proposto não difere devido à mudança no (período de pulso x tempo de pulso) para o sensor 01.

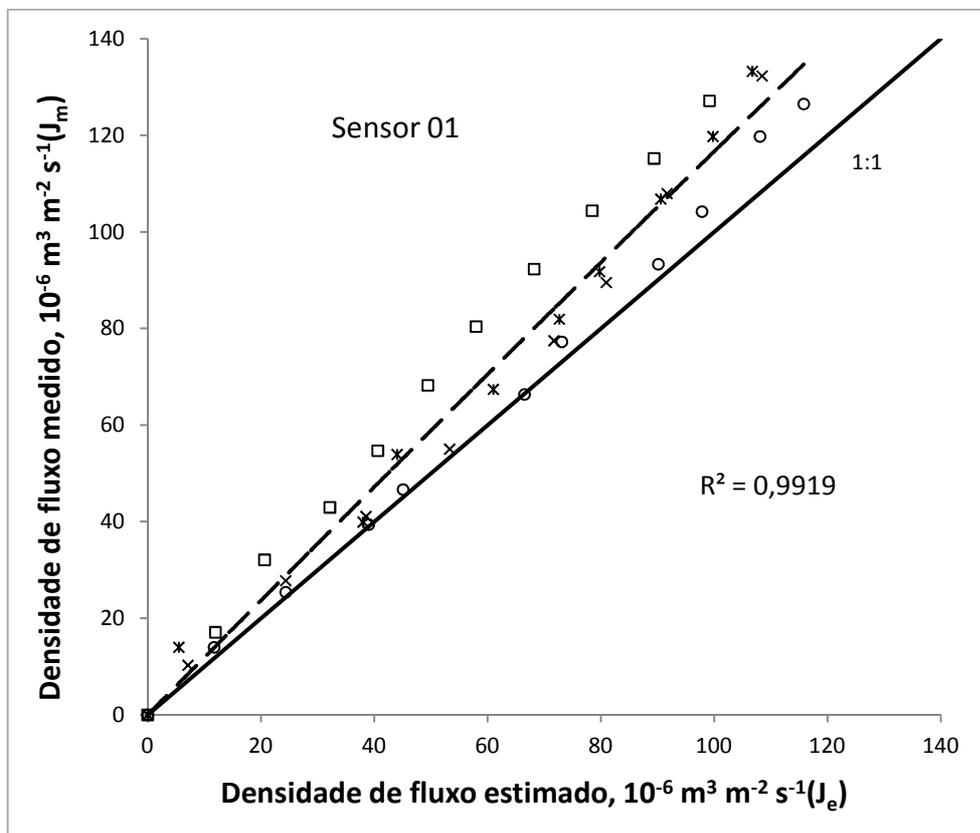


Figura 21: Gráfico dos valores médios da densidade de fluxo medidos na coluna hidráulica (J_m) e os valores estimados pelo modelo proposto (J_e), para o sensor 01 por ciclo de pulso transiente de calor. (Período de pulso x tempo de ciclo) \square : 60x120; \circ : 90x180; \times : 120x240; $*$: 180x360. Linha contínua: linha 1:1; linha tracejada: linha ajustada por meio de regressão linear para todos os pontos. R^2 : Coeficiente de determinação da regressão linear.

Na Figura 22, são mostrados os gráficos de correlação entre os valores medidos na coluna hidráulica de serragem e os valores estimados pelo modelo para o sensor 02, para os (períodos de pulso x tempo de ciclo): 60x120; 90x180; 120x240; 180x360.

Observa-se graficamente que não houve uma diferença marcante entre os ciclos aplicados no sensor. A regressão entre o valor estimado e os medidos para o sensor 02, na composição vertical, teve um coeficiente de determinação acima de 0,99. Isto indica que, o modelo proposto não difere devido à mudança no período de pulso x tempo de pulso para o sensor 02.

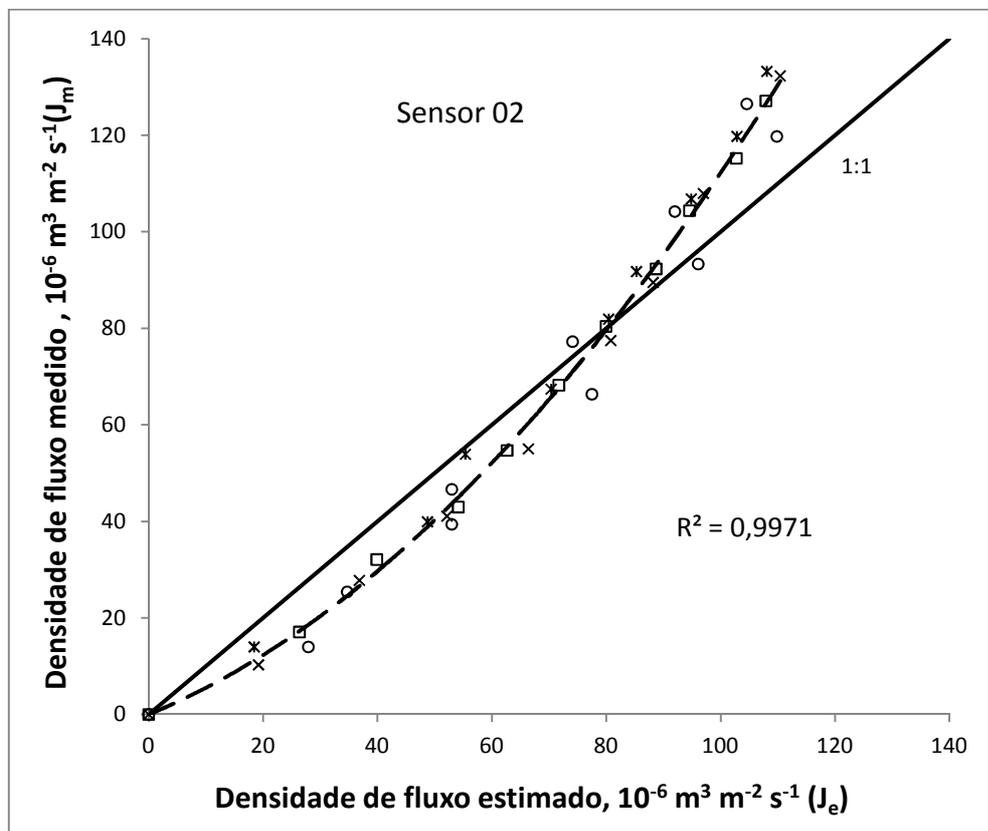


Figura 22: Gráfico dos valores médios de densidade de fluxo medidos na coluna hidráulica (J_m) e os valores estimados pelo modelo proposto (J_e), para o sensor 02 por ciclo de pulso transiente de calor. (Período de pulso x tempo de ciclo) \square : 60x120; \circ : 90x180; \times : 120x240; $*$: 180x360. Linha contínua: linha 1:1; linha tracejada: linha ajustada por meio de regressão linear para todos os pontos. R^2 : Coeficiente de determinação da regressão linear.

Na Figura 23, são mostrados os gráficos de correlação entre os valores medidos na coluna hidráulica de serragem e os valores estimados pelo modelo para o sensor 03, para os (períodos de pulso x tempo de ciclo): 60x120; 90x180; 120x240; 180x360.

Observa-se graficamente que não houve uma diferença marcante entre os ciclos aplicados no sensor. A regressão linear entre o valor estimado e os medidos para o sensor 03, na composição horizontal, teve um coeficiente de determinação acima de 0,99. Isto indica que, o modelo proposto não difere devido à mudança no período de pulso x tempo de pulso para o sensor 03.

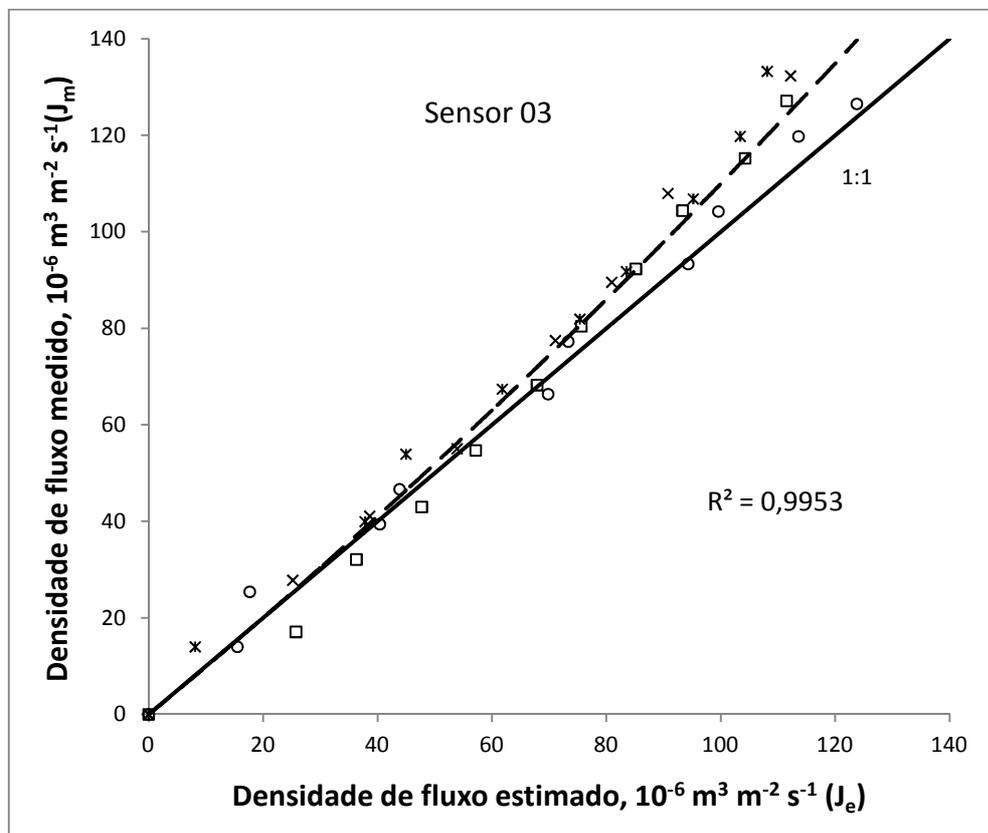


Figura 23: Gráfico de correlação entre os valores médios de densidade de fluxo medidos na coluna hidráulica (J_m) e os valores estimados pelo modelo proposto (J_e), para o sensor 03 por ciclo de pulso transiente de calor. (Período de pulso x tempo de ciclo) \square : 60x120; \circ : 90x180; \times : 120x240; $*$: 180x360. Linha contínua: linha 1:1; linha tracejada: linha ajustada por meio de regressão linear para todos os pontos. R^2 : Coeficiente de determinação da regressão linear.

Comparando as Figuras 21, 22 e 23, que estão apresentadas nos gráficos de correlação entre os valores de fluxos medidos e os valores de fluxos estimados pelos sensores 01, 02 e 03, respectivamente.

Verifica-se que, para os sensores, as estimativas apresentaram correlação com os valores medidos. Isso indica que os sensores apresentaram-se sensíveis à variação do fluxo, para os ciclos de aquecimentos e resfriamento analisados.

Porém, os valores estimados foram super ou subestimados. O sensor 01 tendeu a subestimar a densidade de fluxo no intervalo de fluxo testado. O sensor 02 começou a superestimar o fluxo, mas a partir de $70 \cdot 10^{-6} \text{ m}^3 \text{ m}^{-2} \text{ s}^{-1}$ em diante, ele subestimou o fluxo. O sensor 03, subestimou aumentando gradualmente de acordo com uma potência de segunda ordem.

No entanto, para os métodos de pulso de calor, subestimações de densidade de fluxo de seiva em altas vazões não são incomuns.

Primeiro de tudo, o diâmetro do orifício provocado pela inserção do sensor, o chamado “Efeito de Inserção” influencia nas medições de densidade de fluxo (SWANSON & WHITFIELD 1981; BURGESS et al 2001,.. GREEN et al, 2003).

Uma segunda explicação pode ser o “Efeito de dispersividade” (HOPMANS et al. 2002).

Por último, o “Efeito de Parede” poderia ser a causa desta subestimação do fluxo pelo sensor (GAO et al 2006; OCHSNER et al. 2005). O “Efeito de Parede” faz com que o valor do fluxo medido seja maior do que o valor do fluxo estimado pela equação, pois na coluna ao aumentar a carga hidráulica o fluxo no centro da coluna é maior que na parede, como o sensor está próximo da parede subestima os valores do fluxo.

Na Figura 24, são mostrados os gráficos de correlação entre os valores medidos por sensor na coluna hidráulica de serragem e os valores estimados pelo modelo para as três composições de sensores.

Observa-se que não houve uma diferença marcante entre os ciclos aplicados nos sensores. Isto indica que, o modelo proposto não difere devido à mudança na posição do sensor ou muito menos na sua configuração, ou seja, sensor 01, uma agulha com aquecedor e duas sem aquecedor na horizontal, sensor 02, uma agulha com aquecedor e duas sem aquecedor na vertical ou

sensor 03, duas agulhas com aquecedor e uma agulha sem aquecedor na horizontal.

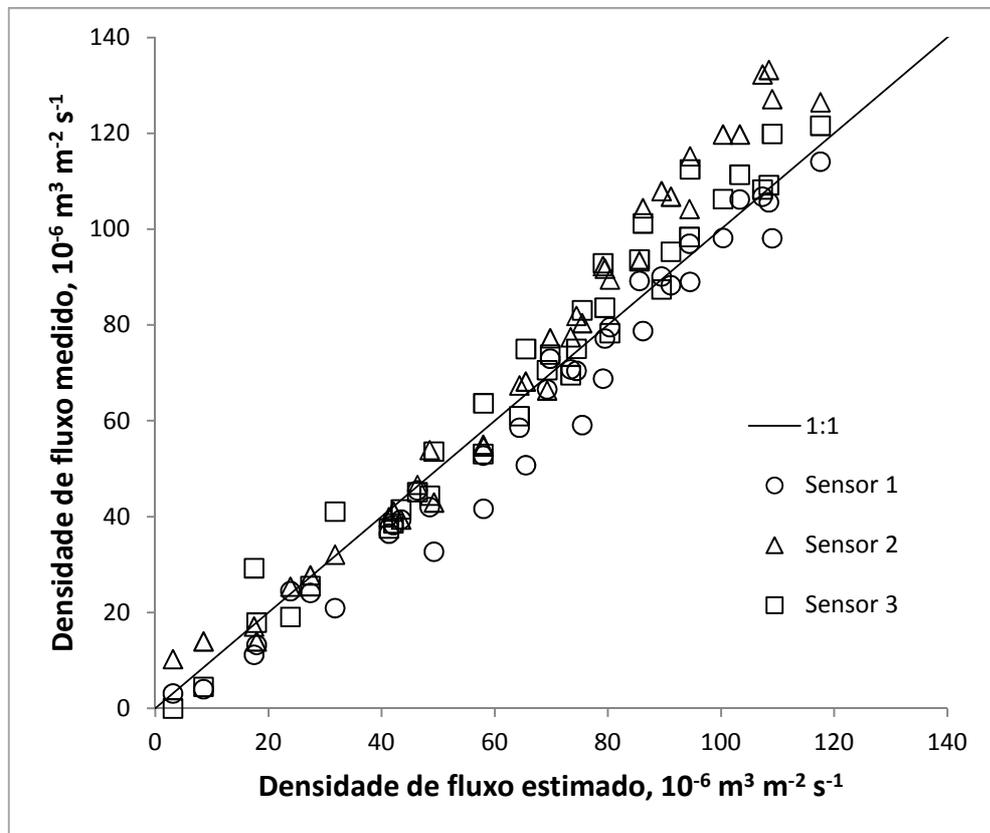


Figura 24: Gráfico de correlação entre os valores médios de densidade de fluxo medidos na coluna hidráulica (J_m) e os valores estimados pelo modelo proposto (J_e), para os sensores 01, 02 e 03 por ciclo de pulso transiente de calor.

Na Figura 25, são mostrados os gráficos de correlação entre os valores medidos na coluna hidráulica de serragem e os valores estimados pelo modelo para os quatro tipos de ciclos de aquecimento e resfriamento que foram aplicados aos sensores.

Observa-se que não houve uma diferença marcante entre os ciclos aplicados nos sensores. Isto indica que, o modelo proposto não difere devido à mudança no tipo de ciclo aplicado, ou seja, 60 s de aquecimento e 60 s de resfriamento com ciclo de 120 s; 90 s de aquecimento e 90 s de resfriamento com ciclo de 180 s; 120 s de aquecimento e 120 s de resfriamento com ciclo de 240 s; 180 s de aquecimento e 180 s de resfriamento com ciclo de 360 s.

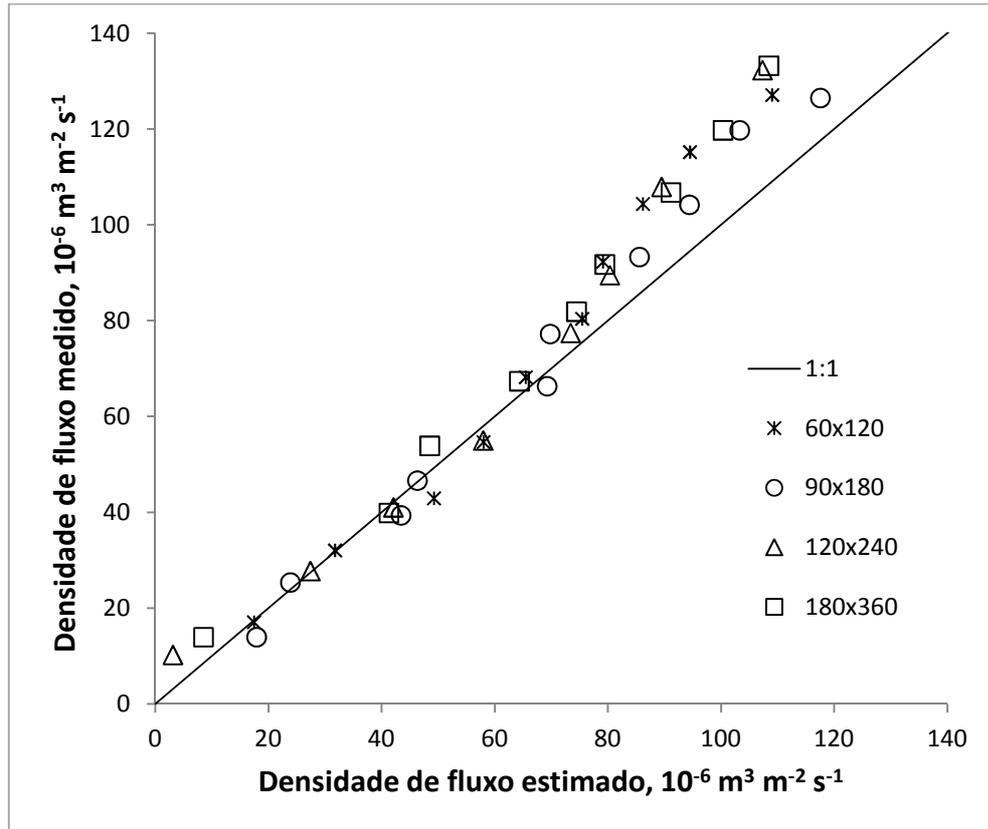


Figura 25: Gráfico de correlação entre os valores médios de densidade de fluxo medidos na coluna hidráulica (J_m) e os valores estimados pelo modelo proposto (J_e), para os períodos s de pulso x tempo de ciclo.

Apesar da serragem ter sido bem homogeneizada, uma pequena discrepância entre os diferentes arranjos dos sensores pode ser esperada. Esta discrepância não pode ser atribuída ao modelo, porque, conforme pode ser visto nas Figuras 24 e 25, os valores de fluxo medidos não diferiram acentuadamente dos obtidos a partir das medições dos sensores. Isto indica que o modelo estimou satisfatoriamente a evolução da temperatura dentro do sensor com as propriedades térmicas estimadas pelo próprio sensor. Esta diferença entre o estimado e o medido pode estar relacionada ao material utilizado na confecção da coluna hidráulica, pois apesar de ter sido peneirado, pode apresentar uma não uniformidade nas dimensões das partículas da serragem. Isto pode ter causado uma variação interna no fluxo de água, com regiões com fluxos maiores e outras com fluxos menores.

Na Tabela 12, são mostrados os valores dos erros padrões das estimativas, dos coeficientes de Willmott, dos coeficientes de correlação e dos coeficientes de confiança, para cada sensor e para os (períodos de pulso x tempo de ciclo): 60x120; 90x180; 120x240; 180x360 entre os valores estimados e observados para o fluxo de água na coluna hidráulica com serragem.

Observa-se que os valores dos erros padrões das estimativas variaram de 4,1 a 20,1 e os outros coeficientes ficaram entre 0,87 a 1,00.

Tabela 12: Valores dos erros padrões das estimativas, dos coeficientes de Willmott, dos coeficientes de correlação e dos coeficientes de confiança para cada sensor proposto e para os períodos de pulso de 60s, 90s, 120s e 180s entre os valores estimados e observados na coluna hidráulica com serragem.

Coeficientes	Sensor 01				Sensor 02				Sensor 03			
	60	90	120	180	60	90	120	180	60	90	120	180
Erro padrão de estimativa (EPE)	20,1	5,7	11,0	15,0	9,9	11,7	11,3	11,6	8,2	4,1	11,5	11,9
Coeficiente de Willmott (d)	0,87	0,99	0,96	0,93	0,98	0,95	0,96	0,96	1,00	1,00	0,99	0,99
Coeficiente de correlação (r)	1,00	1,00	1,00	0,99	0,99	0,98	0,98	0,99	0,99	1,00	1,00	0,99
Coeficiente de confiança (c)	0,87	0,99	0,96	0,92	0,96	0,93	0,94	0,94	0,99	1,00	0,99	0,99

Analisando a Tabela 12, comparando as médias dos erros padrões de estimativas, a configuração do sensor 03 teria preferência em relação aos demais. Esse coeficiente é importante para comparação, visto que ele dá pesos iguais às diferenças entre o valor medido e o estimado pelo modelo e indica como cada sensor estimou o valor medido, durante cada período de pulso.

Observa-se que os coeficientes de Willmott para o sensor 01 apresentam-se entre 0,87 e 0,99. Isso indica que valores estimados do fluxo de água na coluna hidráulica pelo modelo concordam com os valores medidos. Colaborando com esta afirmativa vem o coeficiente de precisão ou dispersão dos valores em torno da média, que são de 0,99 e 1,00. E ainda o coeficiente de confiança

apresentando-se entre 0,87 e 0,99, confirma que o sensor 01 possui um desempenho classificado como ótimo.

Observa-se que os coeficientes de Wilmott para o sensor 02 apresentam-se entre 0,95 e 0,98. Isso indica que valores estimados do fluxo de água na coluna hidráulica pelo modelo concordam com os valores medidos. Colaborando com esta afirmativa vem o coeficiente de precisão ou dispersão dos valores em torno da média, que são de 0,98 e 0,99. E ainda o coeficiente de confiança apresentando-se entre 0,93 e 0,96, confirma que o sensor 02 possui um desempenho classificado como ótimo.

Observa-se que os coeficientes de Wilmott para o sensor 03 apresentam-se de 0,99 e 1,00. Isso indica que valores estimados do fluxo de água na coluna hidráulica pelo modelo têm concordância perfeita ou quase perfeita com os valores medidos. Colaborando com esta afirmativa vem o coeficiente de precisão ou dispersão dos valores em torno da média que são de 0,99 e 1,00. E ainda o coeficiente de confiança apresentando-se de 0,99 e 1,00, confirma que o sensor 03 possui um desempenho classificado como ótimo.

Ao se compararem os coeficientes de Willmott, o sensor 3 supera os outros dois; e na comparação entre os coeficientes de confiança novamente predomina o sensor 3.

Os resultados foram analisados comparando os dados observados aos estimados, por intermédio da análise de regressão, considerando os índices de precisão (dispersão) r , exatidão (concordância) d e confiança (consistência). Analisando a tabela, comparando as médias dos coeficientes, o sensor 3 foi o mais adequado, pois apresentou os melhores coeficientes e proporcionou um valor de fluxo mais próximo do medido.

Apesar da boa concordância entre os valores estimados e os valores medidos na coluna hidráulica de serragem, indicando que os resultados foram satisfatórios para a determinação das propriedades térmicas e para a medição do fluxo, dentro da coluna hidráulica utilizando o sensor proposto, existe uma necessidade de avaliar ainda mais o modelo em condições de campo, comparando também os resultados do modelo com medições de outros métodos.

5. RESUMO E CONCLUSÕES

Um modelo matemático foi desenvolvido para estimativa da variação de temperatura em um sistema de pulso intermitente de calor em um meio poroso anisotrópico com fluxo de água. Para alcançar este objetivo, realizou-se esse trabalho, o qual foi subdividido em 4 etapas, sendo elas: desenvolvimento da teoria, construção do sensor e do sistema para medição do fluxo na coluna hidráulica, teste do modelo na coluna de serragem e determinação das propriedades térmicas e da densidade de fluxo de água.

No desenvolvimento da teoria utilizaram-se parâmetros baseados na propriedade física da matéria, como a condutividade térmica, conhecida como teoria de transferência de calor em uma fonte linear, sendo que nenhum dos métodos até hoje conhecidos para estimativa do fluxo de água aplica tal princípio.

A construção do sensor foi feita de forma simples, sendo constituído por uma agulha hipodérmica, apresentando no seu interior um ponto do termopar (cobre/constantan) e um fio de Ni-Cr. A construção do sensor e do sistema de medição foi realizada no Laboratório de Engenharia Agrícola (LEAG), utilizando-se um equipamento desenvolvido no mesmo laboratório, que consiste em fazer a água fluir dentro de um tubo de PVC com pó de serra compactado que, por intermédio da variação da carga hidráulica entre as extremidades do tubo, permite a variação do fluxo de água dentro do mesmo.

Com o presente trabalho, foi possível concluir que o sensor proposto é de fácil construção, não necessitando de equipamentos e/ou laboratórios

sofisticados, pois o mesmo é constituído de uma agulha, um termopar e um fio aquecedor. O modelo matemático foi desenvolvido para descrever a variação de temperatura em um sistema de pulso intermitente de calor. O modelo foi capaz de determinar as propriedades térmicas do meio de uma coluna hidráulica de serragem. A análise de sensibilidade mostrou os parâmetros do modelo que mais influenciam as propriedades térmicas da coluna hidráulica de serragem.

Os resultados obtidos permitem concluir que o método proposto estimou o fluxo de água em uma coluna hidráulica de pó de serra com uma concordância satisfatória. Com este método, e utilizando os sensores desenvolvidos, foi possível obter 30 estimativas da densidade de fluxo por hora. Esta é uma vantagem sobre alguns métodos que são restritos a algumas estimativas por hora (BURGESS et al 2001;. VANDEGEHUCHTE e STEPPE 2012).

Assim, o sensor proposto, bem como o modelo físico-matemático, podem ser utilizados para a estimativa do fluxo de água em uma coluna hidráulica.

Apesar do bom desempenho, há necessidade de uma validação em tecido vegetal, para avaliar melhor a capacidade de estimação do fluxo hidráulico do sensor, bem como uma outra em campo e, conseqüentemente, na estimativa do consumo de água pela planta.

6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Agência Nacional de Águas, ANA (2010). Conjuntura dos recursos hídricos no Brasil: informe 2010, Brasília: 13-38
- Allen, R. G. (1986) A Penman for all seasons. *Journal of irrigation and drainage engineering*, New York, 112 (4): 348-368.
- Allen, S. J., Grime, V. L. (1995) Measurements of transpiration from savannah shrubs using sap flow gauges. *Agricultural and Forest Meteorology*, 75: 23-41.
- Anandacoomaraswamy, A., Costa, W. A. J. M., Shyamalie, H. W., Campbell, G. S. (2000) Factors controlling transpiration of mature field-grown tea and its relationship with yield. *Agricultural and Forest Meteorology*, 103: 375-386.
- Ansley, R.J., Dugas, W. A., Heuer, M. L., Trevino, B. A. (1994) Stem flow and porometer measurements of transpiration from honey mesquite (*Prosopis glandulosa*). *Journal of Experiment Botany*, 45 (275): 847-856.
- Araujo, M. C. (2003) *Demanda hídrica e distribuição de raízes do coqueiro anão verde (Cocos nucifera L.) na Região Norte Fluminense*. Tese (Mestrado em produção Vegetal) – Campos dos Goytacazes – RJ, Universidade Estadual do Norte Fluminense Darcy Ribeiro – UENF, 46p.
- Baker, J. M., Van Bavel, C. H. M. (1987) Measurement of mass flow of water in the stem of herbaceous plants. *Plant, Cell and Environment*, 10: 777-782.
- Barret, D. J., Hatton, T. J., Ash, J. E., Ball, M. C. (1995) Evaluation of the heat pulse velocity technique for measurement of sap flow in rainforest and

- eucalypt forest species of south-eastern Australia. *Plant, Cell and Environment*, 18: 463-469.
- Blaikie, S. J., Chacko, E. K. (1998) Sap flow, leaf gas exchange and chlorophyll fluorescence of container-grown cashew (*Anacardium occidentale* L.) trees subjected to repeated cycles of soil drying. *Australian Journal of Experimental Agriculture*, 38: 305-3011.
- Burgess, S. S. O., Adams, M. A., Turner, N. C., Beverly, C. R., Ong, C. K., Khan, A. A. H., Bleby, T. M. (2001) An improved heat pulse method to measure low and reverse rates of sap flow in woody plants. *Tree Physiology*, 21: 589-598.
- Camargo, A. P.; Sentelhas, P. C. (1997) Avaliação do desempenho de diferentes métodos de estimativa da evapotranspiração potencial no Estado de São Paulo, Brasil. *Revista Brasileira de Agrometeorologia*, Santa Maria, 5 (1): 89-97.
- Caspari, H. W., Green, S. R., Edwards, W. R. N. (1993) Transpiration of wellwatered and water-stressed Asian pear trees as determined by lysimetry, heat-pulse, and estimated by a Penman-Monteith model. *Agricultural and Forest Meteorology*, 67: 13-27.
- Carlsaw, H. S., Jaeger J. C. (1959) *Conduction of Heat in Solids*. 2a edição, Oxford University Press, Oxford.
- Cermak, J., Cienciala, E., Kucera, J., Lindroth, A., Bednářová, E. (1995) Individual variation of sap-flow rate in large pine and spruce trees stand transpiration: a pilot study at the central NOPEX site. *Journal of Hydrology*, 168: 17-27.
- Cermak, J., Deml, M., Penka, M. A. (1973) A new method of sap flow rate determination in trees. *Biologia Plantarum*, 15: 171-178.
- Čermák, J., Kučera, J., Nadezhdina, N. (2004) Sap flow measurements with some thermodynamic methods, flow integration within trees and scaling up from sample trees to entire forest stand. *Trees*, 18: 529-546.
- Cienciala, E., Lindroth, A., Čermák, J., Hällgren, J. E., Kučera, J. (1994) The effects of water availability on transpiration, water potential and growth of *Picea abies* during a growing season. *Journal of Hydrology*, 155: 57-71.
- Cifre, J., Bota, J., Escalona, J. M., Medrano, H., Flexas, J. (2005) Physiological tools for irrigation scheduling in grapevine (*Vitis vinifera* L.) – An open gate to improve water-use efficiency. *Agriculture, Ecosystems and Environment*, 106: 159-170.
- Clearwater, M. J., Meinzer, F. C., Andrade, J. L., Goldstein, G., Holbrook, N. M. (1999) Potential errors in measurements of nonuniform sap flow using heat dissipation probes. *Tree Physiology*, 19: 681-687.

- Cohen, Y., Adar, E., Dody, A., Schiller, G. (1997) Underground water use by Eucalyptus trees in an arid climate. *Trees – Structure and Function*, 11: 356-362.
- Cohen, Y., Fuchs, M., Green, G. C. (1981) Improvement of the heat pulse method for determining sap flow in trees. *Plant, Cell and Environment*, 4: 391-397.
- Daum, C.R. (1967) A method for determining water transport in trees. *Ecology*. 48: 425-431.
- Dauzat, J., Rapidel, B., Berger, A. (2001) Simulation of leaf transpiration and sap flow in virtual plants: model description and application to a coffee plantation in Costa Rica. *Agricultural and Forest Meteorology*, 109: 143-160.
- Devitt, D. A., Berkowitz, M., Schulte, P. J., Morris, R.L. (1993) Estimating transpiration for three woody ornamental tree species using stem-flow gauges and lysimeter. *HortScience*, 28 (4): 320-322.
- Do, F., Rocheteau, A. (2002a) Influence of natural temperature gradients on measurements of xylem sap flow with thermal dissipation probes. 1. Field observations and possible remedies. *Tree Physiology*, 22: 641-648.
- Do, F., Rocheteau, A. (2002b) Influence of natural temperature gradients on measurements of xylem sap flow with thermal dissipation probes. 2. Advantages and calibration of a noncontinuous heating system. *Tree Physiology*, 22: 649-654.
- Dugas, W. A. (1990) Comparative measurement of stem flow and transpiration in cotton. *Theoretical and Applied Climatology*, 42: 215-221.
- Dugas, W. A., Heuer, M. L., Hunsaker, D., Kimball, B. A., Lewin, K. F., Nagy, J., Johnson, M. (1994) Sap flow measurements of transpiration from cotton grown under ambient and enriched CO₂ concentration. *Agricultural and Forest Meteorology*, 70: 231-245.
- Dugas, W. A., Wallace, J. S., Allen, S. J., Roberts, J. M. (1993) Heat balance, porometer, and deuterium estimates of transpiration from potted trees. *Agricultural and Forest Meteorology*, 64: 47-62.
- Ehret, D. L., Lau, A., Bittman, S., Lin, W., Shelford, T. (2001) Automated monitoring of greenhouse crops. *Agronomie*, 21: 403-414.
- Fernández, J. E.; Palomo, M. J., Díaz-Espejo, A., Clothier, B. E., Green, S. R., Girón, I. F., Moreno, F. (2001) Heat-pulse measurements of sap flow in olives for automating irrigation: test, root flow and diagnostic of water stress. *Agricultural Water Management*, 51: 99-123.

- Gao, J., Ren, T. & Gong, Y., (2006). Correcting wall flow effect improves the heat-pulse technique for determining water flux in saturated soils. *Soil Science Society of America Journal*, 70(3), p.711.
- Ginestar, C., Eastham, J., Gray, S., Iland, P. (1998a) Use of sap-flow sensors to schedule vineyard irrigation. I. Effects of post-veraison water deficits on water relations, vine growth and yield of shiraz grapevines. *American Journal of Enology and Viticulture*, 49 (4): 413-420.
- Ginestar, C., Eastham, J., Gray, S., Iland, P. (1998b) Use of sap-flow sensors to schedule vineyard irrigation. II. Effects of post-veraison water deficits on composition of shiraz grapevines. *American Journal of Enology and Viticulture*, 49 (4): 421-428.
- Giorio, P., Giorio, G. (2003) Sap flow of several olive trees estimated with the heat-pulse technique by continuous monitoring of a single gauge. *Environmental and Experimental Botany*, 49: 9-20.
- Goulden, M. L., Field, C. B. (1994) Three methods for monitoring the gas exchange of individual tree canopies: ventilated-chamber, sap-flow and Penman-Monteith measurements on evergreen oaks. *Functional Ecology*, 8: 125-135.
- Granier, A. (1985) Une nouvelle méthode pour la mesure du flux de sève brute dans le tronc des arbres. *Annales des Sciences Forestières*, 42 (2): 193-200.
- Granier, A. (1987) Evaluation of transpiration in Douglas-fir stand by means of sap flow measurements. *Tree Physiology*, 3: 309-320.
- Granier, A., Anfodillo, T., Sabatti, M., Cochard, H., Dreyer, E., Tomasi, M., Valentini, R., Bréda, N. (1994) Axial and radial water flow in the trunks of oak trees: a quantitative and qualitative analysis. *Tree Physiology*, 14: 1383-1396.
- Granier, A., Biron, P., Bréda, N., Pontailier, J. Y., Saugier, B. (1996) Transpiration of trees and forest stands: short and long-term monitoring using sap flow methods. *Global Change Biology*, 2: 265-274.
- Granier, A., Loustau, D. (1994) Measuring and modelling the transpiration of a maritime pine canopy from sap-flow data. *Agricultural and Forest Meteorology*, 71: 61-81.
- Green, S. R., Clothier, B. E., McLeod, D. J. (1997) The response of sap flow in apple roots to localized irrigation. *Agricultural Water Management*, 33: 63-78.
- Green, S., Clothier, B., Jardine, B. (2003) Theory and practical application of heat pulse to measurement sap flow. *Agronomy Journal*, 95: 1371-1379.

- Green, S., McNaughton, K., Wünsche, J. N., Clothier, B. (2003) Modeling light interception and transpiration of apple tree canopies. *Agronomy Journal*, 95: 1380-1387.
- Grime, V. L., Morison, J. I. L., Simmonds, L. P. (1995) Sap flow measurements from stem heat balances: a comparison of constant with variable power methods. *Agricultural and Forest Meteorology*, 74: 27-40.
- Gutiérrez, M. V., Harrington, R. A., Meinzer, F. C., Fownes, J. H. (1994) The effect of environmentally induced stem temperature gradients on transpiration estimates from the heat balance method in two tropical woody species. *Tree Physiology*, 14: 179-190.
- Gutiérrez, M. V., Meinzer, F. C. (1994) Estimating water use and irrigation requirements of coffee in Hawaii. *Journal of the American Society for Horticultural Science*, 119 (3): 652-657.
- Gutiérrez, M. V., Meinzer, F. C., Grantz, D. A. (1994) Regulation of transpiration in coffee hedgerows: covariation of environmental variables and apparent responses of stomata to wind and humidity. *Plant, Cell and Environmental*, 17: 1305-1313.
- Hopmans, J., Simunek, J. & Bristow, K. (2002) Indirect estimation of soil thermal properties and water flux using heat pulse probe measurements: geometry and dispersion effects. *Water Resour. Res*, 38(1).
- Incropera, F. P., De Witt, D. P. (2002) Fundamentos de Transferência de Calor e Massa. 5ª ed.. LTC Editora. Rio de Janeiro. 698 p.
- Isarangkool Na Ayutthaya, S. et al. (2010). Transient thermal dissipation method of xylem sap flow measurement: multi-species calibration and field evaluation. *Tree physiology*, 30(1):139–148.
- Jara, J., Stockle, C. O., Kjølgaard, J. (1998) Measurements of evapotranspiration and its components in a corn (*Zea mays* L.) field. *Agricultural and Forest Meteorology*, 92: 131-145.
- Jones, H. G. (2004) Irrigation scheduling: advantages and pitfalls on plant-based methods. *Journal of Experimental Botany*, London, GB, v. 55, n. 407, p. 2427-2436.
- Köstner, B., Falge, E. M., Alsheimer, M., Geyer, R., Tenhunen, J. D. (1998) Estimating tree canopy water use via xylem sap flow in an old Norway spruce forest and a comparison with simulation-based canopy transpiration estimates. *Annales des Sciences Forestières*, 55: 125-139.

- Kucera, J.; Cermak, J.; Penka, (1977) M. Improved thermol method of continual recording the transpiration flow rate dynamics. *Biologia Plantarum*, 19: 413-420.
- Kurpius, M. R., Panek, J. A., Nikolov, N. T., McKay, M., Goldstein, A. H. (2003) Partitioning of water flux in a Sierra Nevada ponderosa pine plantation. *Agricultural and Forest Meteorology*, 117: 173-192.
- Li, Y.; Cohen, Y.; Wallach, R.; Cohen, S.; Fuchs, M. (2004) On quantifying soil water deficit of a partially wetted root zone by the response of canopy or leaf conductance. *Agricultural Water Management*, 65: 21-38.
- Li, Y.; Wallach, R.; Cohen, Y. (2002) The role of soil hydraulic conductivity in the spatial and temporal variation of root water uptake in drip-irrigated corn. *Plant and Soil*, 243: 131-142.
- Lu, P., Chacko, E. (1998) Evaluation of Granier's sap flux sensor in young mango trees. *Agronomie*, 18: 461-471.
- Lu, P., Müller, W. J., Chacko, E. K. (2000) Spatial variations in xylem in sap flux density in the trunks of orchard-grow, mature mango trees under changing soil water conditions. *Tree Physiology*, 20: 683-692.
- Lubczynski, M.W., Chavarro-Rincon, D. & Roy, J. (2012). Novel, cyclic heat dissipation method for the correction of natural temperature gradients in sap flow measurements. Part 1. Theory and application. *Tree physiology*, 32(7): 894–912.
- Marshall, D. C. (1958) Measurement of sap flow in conifers by heat transport. *Plant Physiology*, 33: 385-396.
- Meinzer, F. C., Goldstein, G., Jackson, P., Holbrook, N. M., Gutiérrez, M. V., Cavalier, J. (1995) Environmental and physiological regulation of transpiration in tropical forest gap species: the influence of boundary layer and hydraulic properties. *Oecologia*, 101: 514-522.
- Miller, B. J., Clinton, P. W., Buchan, G. D., Robson, A. B. (1998) Transpiration rates and canopy conductance of *Pinus radiata* growing with different pasture understories in agroforestry systems. *Tree Physiology*, 18: 575-582.
- Nicolas, E., Torrecillas, A., Ortuño, M. F., Domingo, R., Alarcón, J. J. (2005) Evaluation of transpiration in adult apricot trees from sap flow measurements. *Agricultural Water Management*, 72: 131-145.
- Ochsner, T.T.E. et al. (2005) Evaluation of the heat pulse ratio method for measuring soil water flux. *Soil Science Society of America Journal*, 69(3): 757.

- Patakas, A., Noitsakis, B., Chouzouri, A. (2005) Optimization of irrigation water use in grapevines using the relationship between transpiration and plant water status. *Agriculture, Ecosystems and Environment*, 106: 253-259.
- Peressotti, A., Ham, J. M. (1996) A dual-heater gauge for measuring sap flow with an improved heat-balance method. *Agronomy Journal*, 88: 149-155.
- Pimentel G. F.(2000) Curso de estatística experimental. Piracicaba: Nobel, 477 p.
- Reis, F. O. (2003) *Trocas gasosas, eficiência fotoquímica e fluxo de seiva xilemático em mamoeiro do grupo 'Formosa' cultivado em condições de campo na Região Norte Fluminense*. Tese (Mestrado em Produção Vegetal) – Campos dos Goytacazes – RJ, Universidade Estadual do Norte Fluminense Darcy Ribeiro – UENF, 59p.
- Reis, F. O., Campostrini, E., Sousa, E. F., Silva, M. G. (2006) Sap flow in papaya plants: Laboratory calibrations and relationships with gas exchanges under field conditions. *Scientia Horticulturae*, 110: 254–259.
- Remorini, D., Massai, R. (2003) Comparison of water status indicator for young peach trees. *Irrigation Science*, 22: 39-46.
- Ribeiro, D. (1978) *O processo civilizatório*. São Paulo: Vozes, 270p.
- Ringersma, J., Mechergui, M., Pijnenburg, S. (1996) Transpiration measurements in Date Palms using the Granier method. American Society Ag Engineers, *Proceedings of the International Conference*, p. 141-146.
- Roberts, S., Vertessey, R., Graysson, R. (2001) Transpiration from *Eucalyptus sieberi* (L. Johnson) forests of different age. *Forest Ecology and Management*, 143: 153-161.
- Rodrigues, L. N. (1996) Análise e teste do modelo de Ritchie: estudo de caso para a determinação da evapotranspiração do feijoeiro (*Phaseolus vulgaris* L.) irrigado. Tese (Mestrado em Engenharia Agrícola) – Viçosa – MG, Universidade Federal de Viçosa – UFV, 78p.
- Sakuratani, T. (1981) A heat balance method for measuring water flux in the stem of intact plants. *J Agr Met*, 37(1964): 9–17.
- Sakuratani, T. (1984) Improvement of the probe for measuring water flow rate in intact plants with the stem heat balance method. *Journal of Agricultural Meteorology*, 40: 273-277.
- Schiller, G., Unger, E. D., Moshe, Y., Cohen, S., Cohen, Y. (2003) Estimating water use by sclerophyllous species under east Mediterranean climate: II. The transpiration of *Quercus calliprinos* Webb in response to silvicultural treatments. *Forest Ecology and Management*, 179: 483-495.

- Schiller, G., Cohen, Y. (1995) Water regime of a pine forest under mediterranean climate. *Agricultural and Forest Meteorology*, 74: 181-193.
- Schutze, E.D.; Cermak, J.; Matyssek, R. *et al.* (1985) Canopy transpiration and water fluxes in the xylem of the trunk of *Larix* and *Picea* trees a comparison of xylem flow, parameter and cuvette measurements. *Oecologia*, 66: 475-483.
- Smith, D. M., Allen, S. J. (1996) Measurement of sap flow in plants stems. *Journal of Experimental Botany*, 47 (305): 1833-1844.
- Soegaard, H., Boegh, E., (1995) Estimation of evapotranspiration from millet crop in the Sahel combining sap flow, leaf area index and eddy correlation technique. *Journal of Hydrology*, 166: 265-282.
- Steinberg, S. L., McFarland, M. J., Worthington, J. W. (1990b) Comparison of trunk and branch sap flow with canopy transpiration in pecan. *Journal of Experimental Botany*, 41 (227): 653-659.
- Steinberg, S., van Bavel, C. H. M., McFarland, M. J. (1989) A gauge to measure mass flow rate of sap in stem and trunks of woody plants. *Journal of the American Society for Horticultural Science*, 114 (3): 466-472.
- Steinberg, S., van Bavel, C. H. M., McFarland, M. J. (1990a) Improved sap flow gauge for woody and herbaceous plants. *Agronomy Journal*, 82: 851-854.
- Swanson, R. H. (1994) Significant historical developments in thermal methods for measuring sap flow in trees. *Agricultural and Forest meteorology*, 72: 113-132.
- Swanson, R. H., Whitfield, D. W. A. (1981) A numerical analysis of heat pulse velocity theory and practice. *Journal of Experimental Botany*, 32 (126): 221-239.
- Tatarinov, F. A., Kujcera, J., Cienciala, E. (2005) The analysis of physical background of tree sap flow measurement based on thermal methods. *Measurement Science and Technology*. 16: 1157–1169.
- Tournebize, R., Boistard, S. (1998) Comparison of two sap flow methods for the estimation of tree transpiration. *Annales des Sciences Forestieres*, 55: 707-713.
- Trejo-Chandia, J. E., Angelocci, L. R., Oliveira, R. F. (1997) Aplicação do método de balanço de calor na determinação da transpiração de mudas de limoeiro. *Scientia Agrícola*, 54 (3): 221-231.
- Vandegheuchte, M.W. & Steppe, K. (2012) Sapflow+: a four-needle heat-pulse sap flow sensor enabling nonempirical sap flux density and water content measurements. *The New phytologist*, 196(1):306–317

- Vieweg, G.H.; Ziegler, H. (1960) Thermoelektrische registrierung der geschwindigkeit des transpirationsstromes. *Berichte Deutsche Botanische Gesellschaft*, 73: 221-226.
- Weibel, F. P., Boersman, K. (1995) An improved stem heat balance method using analog heat control. *Agricultural and Forest Meteorology*, 75: 191-208.
- Weibel, F. P., Vos, J. A. (1994) Transpiration measurements on apple trees with an improved stem heat balance method. *Plant and Soil*, 166: 203-219.
- Willmott, C. J., Ackleson, S. G., Davis, J. J., Feddema, K. M., Klink, D. R. (1985) Statistics for the evaluation and comparison of models. *Journal Geography Research*. Washington. 90: 8995-9005.
- Wilson, K. B., Hanson, P. J., Mulholland, P. J., Baldocchi, D. D., Wullschleger, S. D. (2001) A comparison of methods for determining forest evapotranspiration and its components: sap-flow, soil water budget, eddy covariance and catchment water balance. *Agricultural and Forest Meteorology*, 106: 153-168.
- Wullschleger, S. D., Hanson, P. J., Todd, D. E. (2001) Transpiration from a multispecies deciduous forest as estimated by xylem sap flow techniques. *Forest Ecology and Management*, 143: 205-213.

APÉNDICE

Anexo: Tabelas com os fluxos observados e estimados para os sensores e os períodos de pulso utilizados

Pulso	Fluxo Observado ($10^{-6} \text{ m}^3 \text{ m}^{-2} \text{ s}^{-1}$)	Sensor 1			Sensor 2			Sensor 3								
		DTe	DTaq	DTd	Fluxo ($10^{-6} \text{ m}^3 \text{ m}^{-2} \text{ s}^{-1}$)	Estimado	DTe	DTaq	DTd	Fluxo ($10^{-6} \text{ m}^3 \text{ m}^{-2} \text{ s}^{-1}$)	Estimado	DTe	DTaq	DTd	Fluxo ($10^{-6} \text{ m}^3 \text{ m}^{-2} \text{ s}^{-1}$)	Estimado
60x120	0,00	0,22	1,96	0,18	0,00	0,20	2,07	0,16	0,00	1,08	0,18	0,99	0,00			
	17,10	0,20	1,92	0,17	11,95	0,13	1,94	0,29	26,36	1,02	0,18	0,92	25,75			
	32,10	0,20	1,88	0,17	20,62	0,08	1,79	0,42	39,89	0,93	0,17	0,87	36,31			
	42,97	0,19	1,77	0,16	32,15	0,04	1,58	0,64	54,12	0,81	0,16	0,81	47,75			
	54,70	0,19	1,68	0,17	40,62	0,03	1,44	0,87	62,67	0,71	0,17	0,77	57,17			
	68,23	0,19	1,57	0,17	49,46	0,03	1,29	1,11	71,73	0,60	0,16	0,70	67,90			
	80,42	0,18	1,44	0,16	57,97	0,02	1,15	1,34	79,98	0,54	0,17	0,63	75,64			
	92,31	0,15	1,27	0,14	68,23	0,02	1,00	1,53	88,73	0,45	0,15	0,55	85,16			
	104,39	0,14	1,10	0,13	78,47	0,02	0,91	1,64	94,58	0,37	0,14	0,50	93,34			
	115,22	0,11	0,93	0,12	89,38	0,02	0,78	1,72	102,75	0,29	0,11	0,39	104,27			
	127,13	0,09	0,78	0,10	99,18	0,00	0,70	1,73	107,94	0,26	0,10	0,33	111,53			
	90x180	0,00	0,56	3,23	0,49	0,00	0,53	3,46	0,45	0,00	1,77	0,24	1,61	0,00		
14,00		0,58	3,19	0,51	11,72	0,28	3,18	0,81	27,91	1,72	0,26	1,59	15,51			
25,40		0,50	3,01	0,45	24,36	0,24	3,03	1,01	34,70	1,72	0,25	1,57	17,68			
39,40		0,45	2,72	0,42	39,02	0,10	2,54	1,68	52,99	1,45	0,24	1,43	40,41			
46,66		0,42	2,57	0,42	45,08	0,12	2,54	1,65	53,00	1,41	0,24	1,40	43,87			
66,36		0,32	1,97	0,34	66,53	0,05	1,79	2,63	77,51	0,97	0,21	1,14	69,82			
77,25		0,29	1,78	0,32	73,10	0,05	1,90	2,50	74,12	0,94	0,20	1,07	73,35			
93,32		0,19	1,29	0,21	90,14	0,00	1,26	2,81	96,09	0,62	0,14	0,81	94,32			
104,21		0,17	1,11	0,21	97,85	0,02	1,37	2,78	92,00	0,57	0,12	0,71	99,61			
119,76		0,09	0,84	0,12	108,09	-0,01	0,92	2,58	109,84	0,40	0,08	0,54	113,61			
126,50		0,08	0,70	0,11	115,81	-0,01	1,05	2,62	104,59	0,32	0,07	0,42	123,81			
120x240		0,00	0,94	4,17	0,83	0,00	0,85	4,47	0,75	0,00	2,43	0,44	2,20	0,00		
	10,29	0,90	4,13	0,81	7,11	0,55	4,27	1,09	19,22	2,49	0,45	2,21	15,51			
	27,79	0,81	3,85	0,78	24,36	0,31	3,77	1,84	36,84	2,21	0,43	2,08	25,19			
	41,09	0,71	3,44	0,71	38,54	0,15	3,18	2,54	52,17	1,92	0,41	1,92	38,64			
	55,04	0,58	2,89	0,60	53,32	0,05	2,58	3,20	66,41	1,52	0,36	1,69	53,93			
	77,47	0,41	2,16	0,46	71,71	0,00	1,98	3,55	80,81	1,09	0,29	1,37	71,11			
	89,53	0,30	1,78	0,35	80,97	-0,02	1,69	3,52	88,22	0,88	0,22	1,14	80,97			
	107,95	0,21	1,39	0,26	91,69	-0,03	1,38	3,31	97,00	0,70	0,17	0,92	90,79			
	132,30	0,09	0,88	0,13	108,47	-0,04	0,98	2,76	110,43	0,38	0,09	0,55	112,24			
	180x360	0,00	1,70	5,57	1,51	0,00	1,40	5,83	1,22	0,00	3,28	0,83	2,98	0,00		
14,00		1,67	5,57	1,54	5,51	0,87	5,55	1,78	18,45	3,30	0,83	2,96	8,14			
39,92		1,30	4,52	1,29	38,03	0,16	4,11	3,64	48,76	2,49	0,69	2,53	37,83			
53,92		1,15	4,19	1,19	44,03	0,04	3,72	3,97	55,38	2,20	0,62	2,36	44,98			
67,40		0,85	3,23	0,94	61,01	-0,10	2,82	4,36	70,37	1,56	0,45	1,88	61,84			
81,92		0,69	2,60	0,78	72,68	-0,16	2,25	4,28	80,45	1,13	0,33	1,46	75,39			
91,77		0,50	2,17	0,60	79,77	-0,19	2,00	4,10	85,30	0,89	0,26	1,23	83,53			
106,80		0,36	1,63	0,40	90,58	-0,22	1,55	3,67	94,88	0,64	0,15	0,86	95,22			
119,76		0,24	1,25	0,29	99,79	-0,23	1,23	3,26	102,87	0,48	0,16	0,74	103,44			
133,24		0,17	0,99	0,21	106,74	-0,24	1,05	2,88	108,11	0,43	0,07	0,54	108,15			