

УДК 581.1:57.036

НОВЫЙ ГИБРИДНЫЙ МЕТОД ДЛЯ ИЗМЕРЕНИЯ ТРАНСПИРАЦИОННЫХ ПОТОКОВ ВЛАГИ У ДЕРЕВЬЕВ

Г. П. Тихова¹, А. Г. Павлов², В. Б. Придача¹, Т. А. Сазонова¹

¹ Институт леса Карельского научного центра РАН
185910, Республика Карелия, Петрозаводск, ул. Пушкинская, 11

² ООО «ИнтелТек Лаб»
185001, Петрозаводск, просп. Октябрьский, 24

E-mail: tikhovag@gmail.com, alex@critical.ru, pridacha@krc.karelia.ru, sazonova@krc.karelia.ru

Поступила в редакцию 25.08.2016 г.

Проведен сравнительный обзор существующих подходов к измерению скорости ксилемного потока у древесных растений. Проанализированы преимущества и выявлены недостатки или ограничения методик, имеющих конкретные аппаратные реализации. На основе результатов проведенного сравнительного анализа метода регистрации распространения теплового импульса в его различных вариантах и метода термодиссипации (Гранье) представлена новая гибридная методика измерения линейной скорости ксилемного потока с использованием техники встречных импульсов, позволяющая увеличить точность получаемых результатов. Разработана математическая модель предлагаемого подхода, позволяющая определить ожидаемую точность измерений и потенциальные границы применения новой техники в полевых исследованиях. В основу математической модели предлагаемого метода положено описание динамики тепловых процессов в объеме 1 дм³ ксилемной ткани. Полученные зависимости использованы для создания программного обеспечения, позволяющего моделировать движение встречных тепловых импульсов в условиях укороченного времени между их подачей. Предложен алгоритм верификации нулевой скорости ксилемного потока в стволе дерева с заданной точностью. Разработана компьютерная программа, позволяющая определить наибольший допустимый временной интервал для заданной точности определяемых значений при скорости, близкой к нулю. Созданная программа позволяет продемонстрировать форму теплового сигнала в зависимости от времени в заданной точке ствола. Проведены вычислительные эксперименты по математическому моделированию различных режимов работы предложенной системы регистрации линейной скорости пасоки в стволе дерева с целью определения уровня ошибок, возникающих при сокращении паузы между встречными импульсами до значений, приемлемых в полевых исследованиях. Модельные расчеты показали, что новый метод позволяет повысить точность измерения скорости пасоки при низких и высоких значениях скорости в зонах, где известные методы наименее точны. При этом факт нулевой скорости потока выявляется без каких-либо дополнительных измерительных процедур и устройств.

Ключевые слова: скорость ксилемного потока, метод Гранье, метод измерения скорости распространения тепловых импульсов, математическое моделирование тепловых процессов.

DOI: 10.15372/SJFS20170407

ВВЕДЕНИЕ

Определение скорости транспирации отдельного дерева, оценка его суточной и сезонной динамики – важнейшая задача экофизиологии. В настоящее время основными подходами при исследовании транспирации отдельного дерева являются измерения параметров водного обмена отдельного листа и скорости ксилемного

потока на уровне дерева в целом. Несмотря на то что первый подход характеризуется высокой точностью при измерении параметров водного обмена, переход от транспирации отдельного листа к транспирации дерева в целом является очень сложной задачей. Если же исследователю предоставить надежный способ интегральной оценки объемной скорости ксилемного потока в сечении ствола, то задача масштабирования

до уровня кроны автоматически теряет свою актуальность. Именно эту цель ставили перед собой многочисленные исследовательские группы, разрабатывающие методы измерения скорости ксилемного тока на основе термодиффузии и конвективного переноса. Традиционно принято считать, что первый значительный шаг в этом направлении сделал немецкий исследователь Б. Хубер в 1932 г. (Huber, 1932). Прошедшие с тех пор восемь десятилетий привнесли в арсенал исследователей большое количество методик измерения и даже серийных моделей измерительного оборудования (Marshall, 1958; Swanson, Whitfield, 1981; Čermak, Kucera, 1981; Granier, 1987; Nadezhdina et al., 1998; Lu et al., 2004; Čermak et al., 2004; Tatarinov et al., 2005; Renninger, Schäfer, 2012; Tyler et al., 2012).

Все множество используемых в настоящий момент методик можно условно разделить на три основные категории. Это измерения на основе определения скорости распространения тепловых импульсов, эмпирические оценки параметров термической диссипации и техника измерения потока методом регистрации деформации температурного поля. В каждой из категорий разработаны конкретные реализации, отличающиеся друг от друга типами датчиков и нагревательных элементов, их взаимным расположением, алгоритмами формирования температурных полей и импульсов, а также математическим аппаратом обработки получаемых сигналов. Каждый из методов обладает своими достоинствами и недостатками, и это не позволяет в настоящий момент рекомендовать какой-либо один из подходов для выполнения измерений.

Цель исследования – разработка новой методики измерения скорости ксилемного потока и построение математической модели предлагаемого подхода с последующим определением его точности и потенциальных границ применения.

МАТЕРИАЛЫ И МЕТОДЫ

Обзор существующих методик измерения ксилемного потока. Одной из наиболее популярных реализаций подхода на основе скорости распространения тепловых импульсов (HPV, от английского Heat Pulse Velocity) является методика компенсационного измерения. Возможность ее использования и алгоритм интерпретации получаемых данных изначально описаны новозеландским исследователем Д. Маршаллом (Marshall, 1958). Типичным измерительным комплексом, реализующим этот подход, является

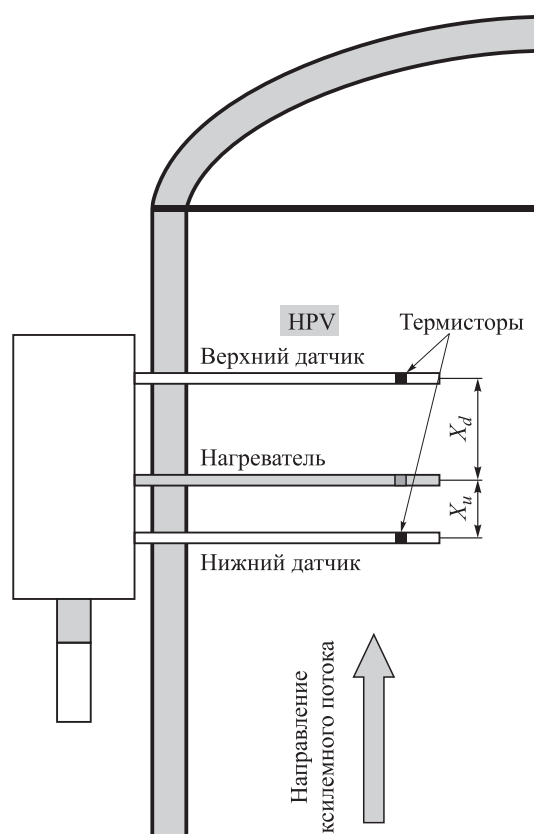


Рис. 1. Схема модуля датчиков измерительного комплекса для регистрации скорости ксилемного потока по методу скорости распространения тепловых импульсов (Heat Pulse Velocity, HPV) (Marshall, 1958).

HPV-измеритель SF300 (Greenspan Technology Pty Ltd., Австралия). Модуль датчиков этого комплекса состоит из двух измерительных игл, в каждой из которых на расстоянии 5 мм от конца размещен термистор (рис. 1).

Между температурными датчиками размещен нагревательный элемент. Для изготовления нагревательного элемента и датчиков используются одинаковые стальные иглы диаметром 1.8 мм. Такая сборка из трех игольчатых элементов размещается в стволе в трех отверстиях. Расстояние между нагревательным элементом и термодатчиком, расположенным по ходу ксилемного тока, неизменно и равно 1.0 см. Второй датчик температуры помещается ниже нагревательного элемента на расстоянии 0.5 см. После формирования теплового импульса длительностью 2 с температура быстрее возрастает в точке расположения нижнего датчика, так как он расположен ближе к нагревательному элементу и до него быстрее доходит тепловой фронт, распространяющийся благодаря термодиффузии. Однако через некоторое время (t_0) температурные показатели обоих датчиков выравниваются

благодаря тепловому переносу, обусловленному ксилемным потоком. Это время необходимо для того, чтобы максимум теплового импульса, перемещаемый конвективно вместе с ксилемным потоком, достиг середины расстояния между термодатчиками. В рассматриваемой конфигурации это соответствует точке, расположенной в 2.5 мм над нагревателем. Время, затраченное на прохождение этой дистанции, используется для вычисления скорости распространения теплового импульса:

$$U = \frac{X_d - X_u}{2 \cdot t_0} \cdot 3600, \quad (1)$$

где t_0 – время (с), прошедшее с момента подачи теплового импульса до момента выравнивания показателей температурных датчиков; X_d и X_u – расстояния (см) между нагревательным элементом и датчиками; U – скорость (см/ч) распространения теплового импульса.

Основываясь на результатах численного моделирования тепловых процессов в описанной конфигурации объектов, канадские исследователи R. H. Swanson, D. W. Whitfield (1981) обосновали необходимость введения корректирующих поправок, учитывающих процессы теплопередачи в материалах датчиков и влияние повреждений, возникающих при установке датчиков и сверлении ствола. Согласно модельным расчетам реальное значение HPV (скорости распространения теплового импульса) U' может быть получено из измеренного U путем применения следующего преобразования:

$$U' = a + b \cdot U + c \cdot U^2, \quad (2)$$

где a , b и c – поправочные коэффициенты, зависящие от диаметра датчиков.

В зависимости от результатов численного моделирования коэффициенты a , b и c могут быть рассчитаны с учетом диаметра датчиков на основании соотношений (3–5):

$$a = -11.744 \cdot x^2 + 14.596 \cdot x - 1.6424, \quad (3)$$

$$b = 7.2088 \cdot x^2 - 6.4412 \cdot x - 2.2024, \quad (4)$$

$$c = 2.3935 \cdot x^2 - 0.3194 \cdot x - 0.0259. \quad (5)$$

Откорректированные значения U' могут быть использованы для расчета реальной плотности ксилемного потока SFD_{HPV} , выраженного в $см^3 \cdot см^{-2} \cdot с^{-1}$, с использованием соотношения (6):

$$SFD_{HPV} = \frac{\rho_{sm} \cdot c_{sm}}{\rho_s \cdot c_s} \cdot u' = \frac{\rho_b}{\rho_s} \cdot \left(m_c + \frac{c_{dw}}{c_s} \right) \cdot u', \quad (6)$$

где ρ_{sm} – плотность водонаполненной проводящей ткани ксилемы, $г \cdot см^{-3}$; c_{sm} – теплоемкость этой ткани, $Дж \cdot г^{-1} \cdot град^{-1}$; ρ_s – плотность воды, $1.0 г \cdot см^{-3}$; c_s – теплоемкость воды, $4.186 Дж \cdot г^{-1} \cdot град^{-1}$; ρ_b – плотность сухой древесины, $г \cdot см^{-3}$; m_c – доля водного компонента в ксилеме; c_{dw} – теплоемкость сухой древесины, $Дж \cdot г^{-1} \cdot град^{-1}$; $\frac{c_{dw}}{c_s}$ – нормализованная теплоемкость сухой древесины, часто приравниваемая константе 0.33 (1.380/4.186) (Dunlap, 1912; Edwards, Warwick, 1984).

Поскольку нормализованная теплоемкость сухой древесины зависит от температуры, для увеличения точности расчетов используют известную зависимость (Swanson, Whitfield, 1981):

$$c_{dw}/c_s = 0.26 + 0.00116 \cdot T, \quad (7)$$

где T – температура, $^{\circ}C$.

Из соотношения (6) очевидно, что для получения корректных оценок скорости ксилемного потока необходимо параллельно с измерением скорости распространения тепловых импульсов проводить дополнительные измерения плотности ксилемы растения. Для этого из ствола вырезают некоторый объем ткани V_f и высушивают в сушильном шкафу с последующим определением массы высушенного образца W_d . Исходя из этих данных, можно определить плотность сухого образца (R_{ob}) и долю водного компонента (m_c):

$$R_{ob} = W_d / V_f, \quad (8)$$

$$m_c = (W_f - W_d) / W_d, \quad (9)$$

где W_f – масса свежего образца, г.

Найденные таким образом плотностные характеристики позволяют рассчитать корректные значения скорости ксилемного потока, пользуясь соотношением (6). Основным недостатком всей группы методов, основанной на измерении скорости распространения теплового импульса, является необходимость проведения дополнительных манипуляций, нарушающих целостность растения с целью экспериментального определения параметров W_d и W_f .

Популярной альтернативой этому подходу является метод оценки термической диссипации в реализации французского исследователя Гранье (Granier, 1985, 1987). Несмотря на то что этот метод основан на эмпирических соотношениях, не имеющих под собой строгого математического и физического базиса, он доказал свою работоспособность для большого количества

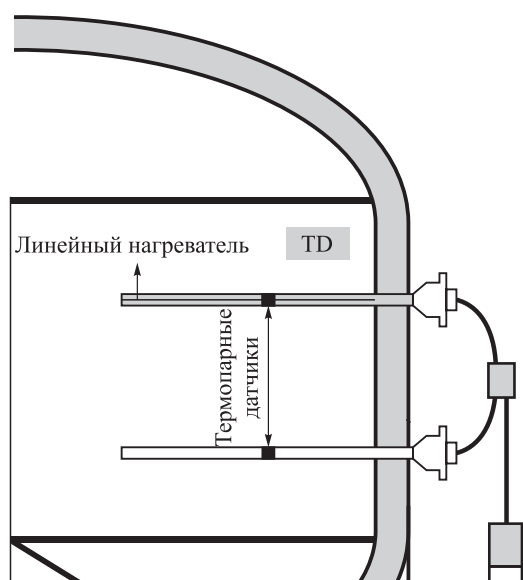


Рис. 2. Схема модуля датчиков измерительного комплекса для регистрации скорости ксилемного потока по методу оценки термической диссипации (метод Гранье) (Granier, 1985, 1987).

различных видов растений. Как правило, метод Гранье используют для измерения плотности ксилемного потока у деревьев с диаметром ствола, превышающим 4 см. Примером серийно выпускаемого оборудования, работающего по методике Гранье, является измеритель TDP 30 (Dunatah Inc., США). Блок датчиков этого прибора состоит из двух стальных игл длиной 30 мм и диаметром 1.2 мм, которые устанавливаются в стволе друг над другом на расстоянии 40 мм (рис. 2).

Верхний игольчатый датчик оснащен линейным нагревательным элементом (в данном исполнении производитель отошел от оригинальной витой конструкции нагревателя, предложенной Гранье) и медно-константановой термопарой. При снятии с нее напряжения в качестве референсной термопары (компенсационного холодного спая) используется нижний игольчатый датчик, в котором отсутствует нагревательный элемент. В обоих датчиках чувствительная точка термопары расположена на расстоянии 15 мм от кончика иглы. Нагревательный элемент в верхнем датчике питается стабилизированным напряжением 3 В. Измерительный блок прибора фактически регистрирует разницу температур dT между датчиками, которая зависит от текущей скорости ксилемного потока. При увеличении скорости потока значение dT уменьшается в результате более интенсивного охлаждения верхнего датчика.

Выполнив измерение на нескольких видах растений, Гранье (Granier, 1985, 1987) установил, что плотность ксилемного потока (SFD_{TD} , $см^3 \cdot см^{-2} \cdot ч^{-1}$) связана со значением dT следующим соотношением:

$$SFD_{TD} = 0.0119 \cdot K^{1.231} \cdot 3600, \quad (10)$$

где константы, равные 0.0119 и 1.231, найдены автором эмпирически, а безразмерный индекс потока K определяется как

$$K = \frac{dT_0 - dT}{dT}, \quad (11)$$

где dT_0 – это значение dT , измеренное при нулевой скорости ксилемного потока.

Двумя основными недостатками описанной методики является неопределенность факта нулевого потока, оценка которого крайне необходима для точной интерпретации измеряемых кривых, и отсутствие теоретического физического обоснования применимости найденных констант для работы с различными видами растений (Smith, Allen, 1996; Clearwater et al., 1999).

Третий и весьма популярный подход к измерению ксилемного потока основан на *оценках деформации теплового поля* (рис. 3). Этот подход, к сожалению, также весьма чувствителен к точности регистрации параметров теплового поля в момент нулевой скорости ксилемного потока.

Авторы метода предлагают оригинальный подход для аппроксимации недостающих данных по нулевому потоку при работе в полевых

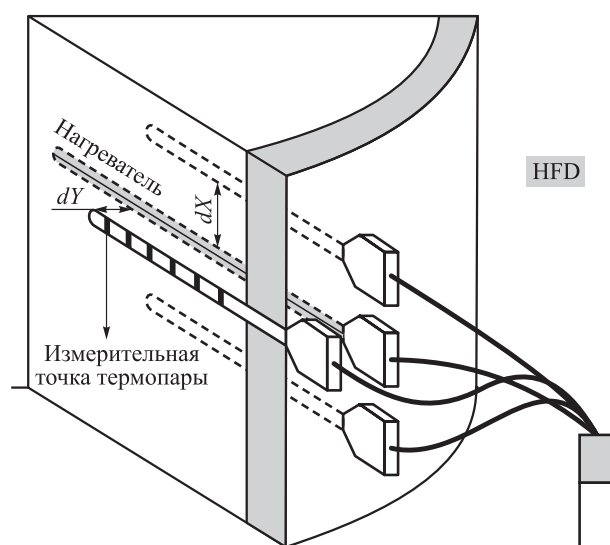


Рис. 3. Схема модуля датчиков измерительного комплекса для регистрации скорости ксилемного потока по методу оценки деформации теплового поля (Heat Field Deformation, HFD).

условиях (Nadezhdina et al., 2006). Однако подобное решение также является эмпирическим и, вероятно, нуждается в верификации в условиях конкретного исследования.

В 2004 г. профессором Чермаком с коллегами (Čermak et al., 2004) предложенный ими ранее (Čermak et al., 1973) метод теплового баланса был усовершенствован. В наиболее поздней версии методика основана на определении напряжения на нагревателе для поддержания достигнутого градиента температуры между несколькими датчиками, введенными в ствол на расстоянии 2 см друг от друга. Кроме того, на основе метода HPV международной группой ученых (Burgess et al., 2001) разработана методика измерения heat ratio method (HRM), позволяющая получить более точные значения линейной скорости движения пасоки при низких скоростях. Метод HRM измеряет отношение роста температуры в двух точках, расположенных на эквивалентном расстоянии от источника теплового импульса вверх и вниз по стволу. В работе (Burgess et al., 2001) представлены подробное описание конфигурации датчиков и нагревателя, корректировка получаемых данных при различных вариантах повреждения ткани и другие технологические детали метода. Методика измерения плотности потока, основанная на термодинамической теории, описывающей кондуктивно-конвекционный перенос тепла в анизотропной среде ксилемы после подачи в нее теплового импульса конечной длины, разработана М. Vandegehuchte и К. Steppe (2012). Согласно этой методике, температурные профили измеряются вверх, вниз и в тангенциальном направлении от нагревателя. Эта методика, как и другие, основанные на регистрации результатов тепловых импульсов, требует принимать во внимание искажения отклика, обусловленные повреждением ткани и особенностями взаимного расположения датчиков.

Сравнительный анализ точности результатов существующих методик измерения скорости ксилемного потока. Все вышеупомянутые методики широко используются в практике экофизиологического эксперимента. Неоднократно проводились попытки объективного сравнения точности получаемых данных и сопоставления достоинств и недостатков этих подходов. Английские авторы в своем обзоре (Smith, Allen, 1996) подробно описывают как теоретические, так и практические аспекты использования всех перечисленных методов, останавливаясь в том числе и на оценках точности.

Подобные оценки точности присутствуют и в работах других исследователей (Čermak, Kucera, 1981; Diawara et al., 1991; Olbrich, 1991; Weibel, De Vos, 1994). Однако наиболее корректным и информативным сопоставлением на данный момент отличается коллективная работа исследователей из Бельгии, Австралии и США (Steppe et al., 2010). В процессе исследования известных методик измерения транспирационных потоков авторы размещали датчики приборов всех трех описанных типов на одном объекте и сравнивали полученные данные как между собой, так и с результатами дополнительного гравиметрического контроля. Именно одновременное использование датчиков различных приборов на одном и том же участке ствола делает это исследование уникальным. В результате во всех случаях выявлен существенный недостаток точности измерений. Так, например, показано, что все три методики измерения скорости ксилемного потока существенно занижают значения плотности потока. В частности, методика регистрации скорости распространения тепловых импульсов занижает показания в среднем на 35 %; подход с оценкой параметров деформации теплового поля занижает показания в среднем на 46 %; ошибка метода термической диссипации достигает 60 %. При этом ни для одного из используемых методов не удалось выявить основной фактор, вызывающий формирование ошибочных показаний. По данным других исследователей (Renninger, Schafer, 2012), занижение скорости ксилемного потока составляет 20–35 % при использовании метода теплового баланса и до 50 % – в случае метода Гранье.

Описание новой методики измерения скорости ксилемного потока и особенности ее реализации. Принимая во внимание результаты как этих исследований, так и многих других, мы предлагаем новый гибридный метод измерения с использованием техники встречных тепловых импульсов (ВТИ). В его основе лежат следующие конструктивные и теоретические особенности:

- измерительное оборудование совмещает в себе принципы методов регистрации скорости распространения тепловых импульсов и термодиссипации, а также реализует новый метод встречных тепловых импульсов;

- основной режим работы измерителя – гибридный, при котором последовательно реализуются все три перечисленных метода измерения: HPV, термодиссипации Гранье и встречных тепловых импульсов;

– при необходимости блок логики измерителя может быть переключен в режим постоянно-го измерения по одной из методик;

– все датчики, используемые в системе, идентичны и объединяют в себе функции линейного нагревателя и точечного датчика температуры;

– с целью упрощения конструкции и сокращения времени на установку датчиков количество датчиков и отверстий, необходимых для их установки, ограничено двумя при работе в базовом режиме;

– для увеличения точности измерений может быть задействован дополнительный датчик;

– метод измерения скорости распространения тепловых импульсов модифицирован и позволяет использовать только два датчика-нагревателя без необходимости устанавливать в отдельное отверстие отдельный нагревательный элемент;

– метод термодиссипации также модифицирован: если в общепринятом его варианте используются два термодатчика, один из которых объединен с нагревательным элементом, то в предлагаемой модификации – только один датчик-нагреватель.

Основанием для использования гибридной схемы измерений служит предположение, что при совмещении термодиссипационной и HPV-методики появляется теоретическая возможность нивелировать некоторые недостатки и ограничения, свойственные каждой из этих методик в отдельности. Если в качестве базового режима использовать HPV-метод и соответствующий набор датчиков, то это позволяет существенно сократить энергопотребление измерительного блока по сравнению с методикой Гранье и привязать получаемые данные к хорошо проработанной физической модели. К сожалению, использование классического варианта методики HPV требует последующего разрушения ствола и измерения параметров W_d и W_f полученных образцов ксилемной ткани. Однако если на том же наборе датчиков обеспечить реализацию метода Гранье, то, выполнив совместный анализ полученных данных, можно устранить необходимость экспериментального определения плотности ксилемной ткани. Это возможно, поскольку при использовании метода термодиссипации на выходе эмпирической модели сразу получают корректные данные, по которым можно сделать калибровку констант, используемых при обработке HPV-сигналов. В свою очередь, методика Гранье требует калибровки по нулевому потоку, что зачастую становится ее главным недостатком.

На первый взгляд совмещение только двух методов могло бы решить и эту проблему, поскольку теоретически метод HPV способен выявить очень малый, в том числе нулевой, поток. Однако на практике исследователи отмечают очень низкий уровень точности этого метода при работе на низких потоках (Steppe et al., 2010). Для практического решения задачи фиксации нулевого потока предлагается новый метод – анализ кривых встречных тепловых импульсов.

Реализация этого метода довольно проста и заключается в последовательной подаче двух тепловых импульсов с датчиков-нагревателей, расположенных на расстоянии 1.5–2.0 см друг от друга. Для определенности предположим, что первый тепловой импульс подается с нижнего нагревательного элемента и регистрируется на верхнем датчике. Затем через некоторое время импульс подается с верхнего элемента и его форма фиксируется на нижнем. Очевидно, что при любых физических характеристиках ксилемной ткани и материала датчиков форма зарегистрированных кривых будет идентична при одном условии – нулевом ксилемном потоке. Для фиксации данного факта могут применяться различные алгоритмы анализа кривых. В качестве одного из наиболее простых и эффективных может быть использована регистрация интервала времени, при котором температурная кривая пересекает половинное значение своего максимума. При равенстве этих интервалов мы можем с достаточной степенью точности говорить об отсутствии переноса тепла ксилемным потоком. Зафиксировав таким образом факт нулевого потока, получаем точку, к которой можно привязать отсчет, сделанный по методу термодиссипации. По последовательности отсчетов метода термодиссипации реализуется калибровка метода HPV, и затем в режиме низкого энергопотребления можно продолжать наблюдение за потоком, регистрируя скорости распространения тепловых импульсов.

Теоретически предложенный подход можно реализовать, используя полную комбинацию из датчиков и нагревателей, предусмотренных авторами соответствующих методов (Marshall, 1958; Granier, 1985, 1987; Nadezhdina et al., 1998, 2006). Но такое решение сильно затруднено на практике, поскольку каждый из методов предъявляет свои требования к взаимному расположению датчиков. Так, например, при измерении термодиссипации референсный датчик должен располагаться за пределами распространения теплового поля основного датчика-нагревателя,

что предполагает установку датчиков на расстоянии не менее 10 см друг от друга, а в методе измерения скорости распространения тепловых импульсов датчики не рекомендуется разносить на расстояние более 2 см, поскольку из-за резкого уменьшения амплитуды регистрируемых импульсов существенно снижается точность измерений. В случае же использования термокомпенсационного алгоритма регистрации необходимо, чтобы датчики располагались несимметрично относительно нагревательного элемента. При этом в методе анализа встречных тепловых импульсов отдельный нагревательный элемент вообще не требуется, но конструкция датчиков должна отличаться от тех, что применяются в НРВ-регистраторах.

Таким образом, для простого совмещения методик в стволе должны устанавливаться хотя бы четыре датчика, два из которых совмещали бы в себе функции нагревателя и измерителя. Очевидно, что подобное решение совершенно неприменимо в полевых исследованиях. Устранить указанные противоречия в требованиях к конфигурации датчиков позволяет модификация классических реализаций методов, предлагаемая нами.

Для адаптации метода измерения НРВ к требованию совмещения датчиков можно обратиться к математическому обоснованию термокомпенсационного метода. В работе R. H. Swanson и D. W. Whitfield (1981) предложено упрощение задачи теплового потока путем снижения ее размерности с 3 до 2 в предположении, что движение пасоки и термические свойства среды вдоль оси Z (вдоль радиуса ствола) одинаковы. Линейный нагреватель и точечные термодатчики устанавливаются в ксилеме радиально таким образом, что тепловой перенос и тепловая конвекция учитываются только в двух направлениях, перпендикулярных нагревателю. Если за положительное направление оси X принять направление движения пасоки (вверх по стволу), то процесс распространения температурных возмущений в координатной плоскости XY можно описать следующим дифференциальным уравнением в частных производных (Marshall, 1958):

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a^x \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + a^y \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} - s \cdot u \cdot \frac{\rho_s c_s}{\rho c} \cdot \frac{\partial T}{\partial x} + \frac{Q}{\rho c}, \quad (12)$$

где T – переменная сдвига температуры в стволе в точке установки термодатчиков относительно

температуры окружающей среды; t – переменная времени; u – скорость движения пасоки; s – площадь поперечного среза ксилемы, через которую движется поток пасоки; ρ_s, c_s – плотность и удельная теплоемкость пасоки; ρ, c – плотность и удельная теплоемкость комбинированной среды древесина–пасока; a^x, a^y – аксиальный и тангенциальный коэффициенты диффузии смешанной среды древесина–пасока; Q – пиковая температура в точке нагревателя, обусловленная сгенерированным внутри ствола импульсом в начальный момент времени $t = 0$.

Первые два члена правой части уравнения (12) описывают процесс тепловой диффузии, а третий член – тепловой конвекции.

В своей фундаментальной работе D. Marshall (1958) определил скорость теплового импульса как

$$\text{НРВ} = s \cdot u \cdot \frac{\rho_s c_s}{\rho c} \quad (13)$$

и показал, что в том случае, когда

– Q представляет собой бесконечно короткий тепловой импульс в начальной точке $x = y = 0$ при $t = 0$,

– нагреватель и термодатчики настолько малы, что их размерами можно пренебречь,

– объем ксилемной ткани является бесконечно большим по сравнению с моделируемым объемом,

– ксилемная ткань термически гомогенна и изотропна ($a^x = a^y$),

– поток пасоки, проходящий через заданную ограниченную площадь поперечного среза ксилемы, характеризуется равномерным распределением вектора скорости, то уравнение (12) имеет аналитическое решение (14)

$$T = \frac{Q}{4\pi st} \cdot e^{-\left[\frac{(x-\text{НРВ} \cdot t)^2 + y^2}{4st}\right]}. \quad (14)$$

Уравнение (14) может быть обработано различным образом для разрешения его относительно НРВ. Традиционная обработка для конфигурации из двух датчиков, размещенных по разные стороны от нагревательного элемента, приводит к соотношению (1). Однако, если отказаться от синхронного измерения температуры в нескольких точках и перейти к эквидистантному по времени ее измерению в одной точке, НРВ можно выразить как

$$\text{НРВ} = r \cdot \left[\frac{t_1 \ln R_1 - t_3 \ln R_2}{t_1 \cdot t_2 \cdot t_3 \cdot \ln(R_1/R_2)} \right], \quad (15)$$

где отсчеты времени t_1 , t_2 и t_3 должны соотноситься как $t_3 = 3t_1$ и $t_2 = 2t_1$, а конструкции r , R_1 и R_2 определяются как

$$r = \sqrt{x^2 + y^2}, \quad (16)$$

$$R_1 = \frac{T_1 \cdot t_1}{T_2 \cdot t_2}; \quad R_2 = \frac{T_2 \cdot t_2}{T_3 \cdot t_3}, \quad (17)$$

где T_1 , T_2 , T_3 – отсчеты температуры в соответствующие моменты времени.

Реализовав подобную обработку сигнала, можно перейти к измерению скорости распространения теплового импульса с помощью одной пары универсальных датчиков-нагревателей, расположенных на расстоянии 1.5–2.0 см друг от друга. Для совмещения этого подхода с принципами измерения скорости ксилемного потока по методу термодиссипации последний также предлагается модифицировать. Традиционно измерения, выполняемые при оригинальной конфигурации датчиков, предложенной Гранье (Granier, 1985, 1987), проводятся при непрерывном стабилизированном нагреве основного датчика. Если перейти от процесса непрерывного нагрева к процессу периодического нагрева–охлаждения, то вместо температурного отсчета на удаленном на 10 см референсном датчике можно использовать температурный отсчет на основном датчике-нагревателе перед началом фазы нагрева.

Если такой подход попытаться использовать в классической системе, работающей по схеме Гранье, то ее эксплуатационные характеристики станут неудовлетворительными. Это связано с тем, что время выравнивания температуры в зоне установки датчика после окончания нагрева в некоторых ситуациях может достигать 1.5 ч. Получаемая в этом случае частота снятия точек кривой скорости потока становится недостаточной для объективного контроля динамики этого параметра. Однако в предлагаемой гибридной схеме этот эффект не играет существенной роли, так как режим термодиссипации необходим лишь для калибровки вычислительных констант режима измерения НРВ и может активироваться 1 раз в несколько суток для контроля возможного дрейфа параметров измерительной системы.

Таким образом, после описанной модификации двух классических методов становится возможным их совместное использование на одном комплекте датчиков. В базовом режиме работы такой измерительной системы можно использовать универсальные датчики-нагреватели, конструктивно аналогичные предложенным Гранье,

но оснащенные линейным нагревательным элементом вместо витого. Два подобных датчика должны размещаться на расстоянии 1.5–2.0 см друг от друга.

На этой же конфигурации датчиков реализуется описанный метод анализа кривых встречных тепловых импульсов. При включении системы измерения ее блок управления регистрирует текущую температуру на одном из датчиков. Этот отсчет далее используется в эмпирическом соотношении Гранье вместо значения температуры на удаленном от нагревателя датчике. Затем следует подача единичного теплового импульса с нижнего датчика-нагревателя и регистрация данных по методу оценки НРВ на верхнем датчике. После этого на нижний нагревательный элемент подается стабилизированный ток и контроллер системы начинает регистрировать кривую роста температуры в этом датчике-нагревателе. Дождавшись выхода температурной кривой в зону устойчивого плато, контроллер производит фиксацию температуры и ее перерасчет в скорость ксилемного тока на основании соотношений Гранье. Далее, выключив нагрев и сопоставив результаты измерений по двум методам, контроллер рассчитывает константы, необходимые для градуировки метода НРВ без данных плотностных измерений ксилемной ткани. Завершив стартовый цикл, измерительная система переходит в режим постоянного снятия данных по методу НРВ. При регистрации нижнего суточного экстремума кривой потока устройство переходит в режим анализа кривых встречных температурных импульсов. В том случае, если с некоторым заданным доверительным интервалом контроллер фиксирует факт нулевого потока, производится однократное включение режима измерения термодиссипации и осуществляется окончательная привязка всех констант вычислительного алгоритма к данным, измеренным в момент достоверно нулевого потока.

При теоретическом рассмотрении описанного гибридного метода становится очевидным одно из его серьезных ограничений. Оно связано со спецификой работы предлагаемого метода анализа кривых встречных тепловых импульсов. Идеализированная логика работы метода ВТИ предполагает, что между подаваемыми импульсами проходит достаточно времени для того, чтобы все физические условия прохождения встречных импульсов были одинаковыми. Таким образом, подача встречного импульса с верхнего датчика-нагревателя должна происхо-

дуть в тот момент, когда температурные отсчеты на обоих датчиках уже вернулись к исходным значениям. На практике это может приводить к существенной паузе между подачей импульсов, и ее длительность может превышать 1 ч. За это время регистрируемый поток вполне может измениться, что может привести как к пропуску регистрации факта нулевого потока, так и к его ложной фиксации.

ВЫЧИСЛИТЕЛЬНЫЙ ЭКСПЕРИМЕНТ

Цель проведения вычислительных экспериментов по математическому моделированию режимов работы описанной системы – определение уровня ошибок, возникающих при сокращении паузы между встречными импульсами до приемлемых в полевых исследованиях значений. Данная задача может считаться успешно решенной, если в результате математического моделирования становится возможным для любого выбранного уровня ошибки в определении нулевой скорости потока рассчитать минимально допустимую длительность паузы между встречными импульсами.

Для решения поставленной задачи нами создана математическая модель, описывающая динамику тепловых процессов в объеме 1 дм³ киселемной ткани. Для аналитического описания ситуации нулевого потока использовали упрощенную версию уравнения в частных производных (12), в котором член, отвечающий за перенос теплоты движущейся жидкостью, приравнивался к нулю:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = s \cdot \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) + \frac{Q}{\rho c}. \quad (18)$$

Решение данного уравнения производилось численным методом на сетке с шагом по пространственным координатам в 1 мм и приращением по времени в 0.1 с. С целью снижения объема вычислительной работы принято решение отказаться от традиционного для тепловых процессов подхода с использованием неявной схемы аппроксимации с последующим применением алгоритма Томаса в пользу явной схемы. При этом необходимый уровень устойчивости решений достигался последовательным уменьшением шагов временной и пространственной сеток до значений, при которых исчезали высокочастотные осцилляции получаемых функций. Эта устойчивость надежно обеспечивалась при указанных выше параметрах инкрементов сеток. Подача тепловых импульсов моделирова-

лась формированием прямоугольной функции инъекции тепла длительностью 2 с в точках расположения датчиков-нагревателей.

При трансформации аналитической формы уравнения (18) в форму, описывающую тепловые процессы в конечных разностях, использовали стандартные способы аппроксимации для частных производных первого и второго порядка:

$$\begin{aligned} \frac{\partial T}{\partial t} &\rightarrow \frac{T_{x,y}^{i+1} - T_{x,y}^i}{\Delta t}; \\ \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} &\rightarrow \frac{T_{x+1,y}^i - 2 \cdot T_{x,y}^i + T_{x-1,y}^i}{\Delta x^2}; \\ \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} &\rightarrow \frac{T_{x,y+1}^i - 2 \cdot T_{x,y}^i + T_{x,y-1}^i}{\Delta y^2}, \end{aligned} \quad (19)$$

где Δt – шаг сетки по переменной времени; $\Delta x, \Delta y$ – шаг сетки по аксиальной и тангенциальной оси координат соответственно; $T_{x,y}^i$ – значение переменной температуры в момент времени t_i в точке (x, y) .

При этом уравнение (18) приобретало следующий вид:

$$\begin{aligned} \frac{T_{x,y}^{i+1} - T_{x,y}^i}{\Delta t} = \frac{s}{\Delta x^2} &\left(T_{x+1,y}^i - 2 \cdot T_{x,y}^i + \right. \\ &\left. + T_{x-1,y}^i + T_{x,y+1}^i - 2 \cdot T_{x,y}^i + T_{x,y-1}^i \right) \end{aligned} \quad (20)$$

и, соответственно, разрешенное относительно значения температуры в некоторой точке с пространственными индексами x и y , в момент времени $i+1$

$$\begin{aligned} T_{x,y}^{i+1} = T_{x,y}^i + \frac{s \cdot \Delta t}{\Delta x^2} \times \\ \times \left(T_{x+1,y}^i + T_{x-1,y}^i + T_{x,y+1}^i + T_{x,y-1}^i - 4 \cdot T_{x,y}^i \right) \end{aligned} \quad (21)$$

с начальным условием $T(x, y, 0) = T_{amb}$, где T_{amb} – значение температуры окружающей среды.

Тепловой импульс в точке (x_d, y_d) в момент времени T_{imp} моделировался сложением расчетного значения температуры в точке (x_d, y_d) со значением дискретной функции

$$T(x_d, y_d, t) = \begin{cases} 0, & 0 \leq t < T_{imp}, \\ A, & t = T_{imp}, \end{cases}$$

где (x_d, y_d) – аксиальная и тангенциальная координаты точки расположения датчика-нагревателя; T_{imp} – время подачи теплового импульса; A – амплитуда импульса.

Полученные итерационные соотношения использовали для создания программного обеспечения моделирования встречного движения

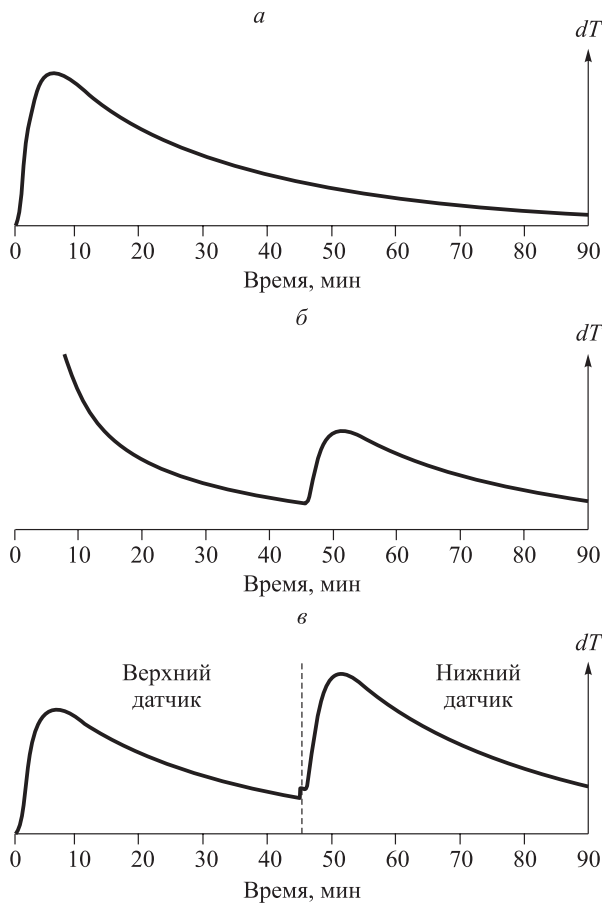


Рис. 4. Графики температуры, смоделированные в точках нижнего и верхнего датчиков при вариации временного интервала между подачей тепловых импульсов: *a* – в точке верхнего датчика после подачи одиночного импульса на нижний датчик-нагреватель при длительности окна моделирования 90 мин; *б* – в точке нижнего датчика после формирования двух импульсов – прямого в нулевой момент времени и встречного в момент времени, равный 45 мин; *в* – комбинированный вариант, при формировании которого программа моделирования в момент времени, равный 45 мин, переключила регистрацию температуры из точки расположения верхнего датчика в точку расположения нижнего.

тепловых импульсов в условиях укороченного времени между формированием импульсов. Тепловые кривые в точках расположения датчиков фиксировали и анализировали на предмет вариации отношения амплитуд импульсов в зависимости от интервала времени между импульсами. При этом уровни остаточной температуры не полностью рассеянного теплового импульса в момент формирования следующего достигали 40 % от пикового значения (рис. 4).

В идеальных условиях, когда интервал времени между подачей импульсов достаточно велик, при нулевом потоке их амплитуда должна быть равна. В ситуации, проиллюстрированной на рис. 4, интервал времени недостаточен для выравнивания амплитуд. При этом различие в амплитудах импульсов зависит также и от наличия ненулевой скорости потока. Если ввести в рассмотрение индекс отношения амплитуд (ИОА) $Ind = (A1/A2 - 1) \cdot 100$, где $A1$ – амплитуда импульса на нижнем датчике и $A2$ – амплитуда импульса на верхнем датчике, то промоделированная зависимость этого индекса от линейной скорости потока выглядит так, как это представлено на рис. 5, *a*. Подобная зависимость может быть хорошо аппроксимирована полиномом, однако в зоне скоростей, близких к нулю, которые интересуют нас в первую очередь, зависимость становится линейной (рис. 5, *б*) и может описываться всего двумя коэффициентами (22).

Данный результат получен при моделировании тепловых процессов для сценария, когда между импульсами проходит 110 мин. Это соответствует ситуации, когда начиная со скорости 1 мм/ч массоперенос вносит решающий вклад в значение ИОА:

$$Ind = 14.08 \cdot u + 0.86, \quad (22)$$

где u – линейная скорость потока, см/ч.

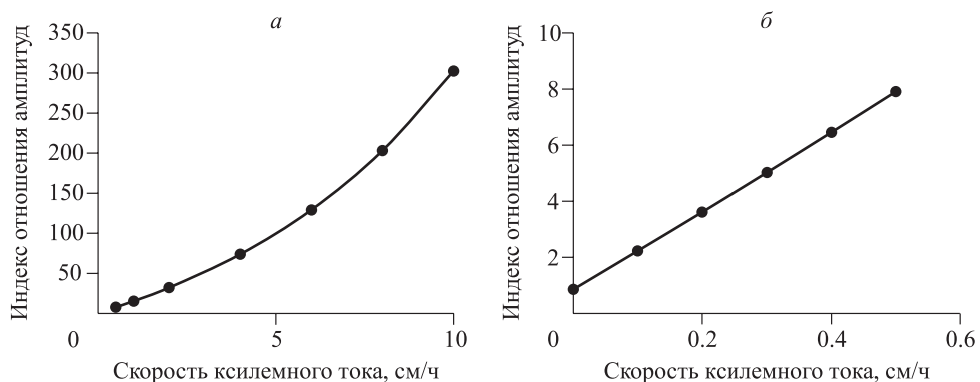


Рис. 5. Зависимость индекса отношения амплитуд от скорости ксилемного тока для высоких скоростей (*a*) и для скоростей, близких к нулю (*б*).

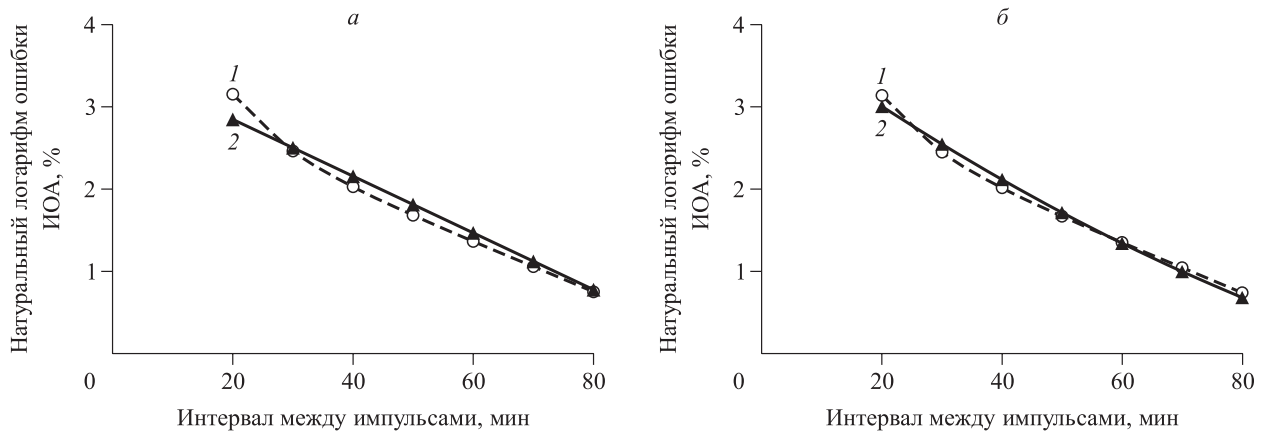


Рис. 6. Зависимость ошибки оценки нулевого потока от временного интервала между встречными импульсами и ее аппроксимация с помощью линейной (а) и квадратичной (б) функций, где 1 – результаты численного моделирования, 2 – приближенный расчет с помощью соответствующей аппроксимирующей функции.

Нами проведено численное моделирование зависимости ИОА от времени между импульсами при нулевом потоке. Объективная идентификация факта нулевого потока необходима для корректной интерпретации данных, полученных по методу Гранье. В широком диапазоне вариации времени данная функция имеет сложный вид для аналитического описания. Однако для поиска оптимального компромисса между временем регистрации и точностью выявления нулевого потока интересен, прежде всего, диапазон между 20 и 80 мин. В этом интервале можно предложить 2 варианта удобной аналитической аппроксимации полученной зависимости:

– более грубая, но простая в расчете линейная аппроксимация натурального логарифма допустимой ошибки ИОА (рис. 6, а):

$$\ln(Err) = -0.0345 \cdot dT + 3.537, \quad (23)$$

где Err – заданная допустимая величина ошибки ИОА, %; dT – интервал времени (мин) между подачей встречных тепловых импульсов;

– или более сложная в вычислительном плане, но и более точная квадратичная формула расчета этой же величины (рис. 6, б):

$$\ln(Err) = 0.000143 \cdot (dT)^2 - 0.05306 \cdot dT + 4.02281. \quad (24)$$

Обе формулы позволяют делать оценки в обоих направлениях, в частности, по заданной величине ошибки рассчитать минимальный интервал времени между импульсами, необходимый для определения нулевого потока, либо по заданному интервалу времени определить значение порога (ошибки), выше которого все зна-

чения ИОА будут свидетельствовать о скорости ксилемного потока, отличной от нулевой. Таким образом, при определении нулевого потока для любой целевой ошибки соотношения (23) и (24) позволяют найти минимальное необходимое время между тепловыми импульсами.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Результаты математического моделирования показывают, что при выборе разумного компромисса между частотой посылки импульсов и требуемой точностью выявления факта нулевого потока применение гибридного метода измерения скорости ксилемного потока способно нивелировать ряд известных недостатков используемых в настоящее время подходов.

Авторы предложенной гибридной методики намерены в дальнейшем усовершенствовать созданную программу моделирования и исследовать возможность индивидуального использования метода анализа ВТИ без комбинации с другими известными методами. Предварительный анализ позволяет предположить, что для нового метода возможен синтез эмпирического соотношения, позволяющего на основании сопоставления кривых встречных импульсов выявлять не только факт нулевого потока, но и рассчитывать текущую ненулевую скорость ксилемного потока.

Работа выполнена в рамках государственного задания Института леса Карельского научного центра РАН (проект № 0220-2014-0001) и при частичной финансовой поддержке РФФИ (грант 13-04-00827-а).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Burgess S. S., Adams M. A., Turner N. C., Beverly C. R., Ong C. K., Khan A. A., Bleby T. M.* An improved heat pulse method to measure low and reverse rates of sap flow in woody plants // *Tree Physiol.* 2001. V. 21. P. 589–598.
- Čermak J., Deml J., Penka M.* A new method of sap flow rate determination in trees // *Biologia Plantarum (Praha)*. 1973. V. 15. P. 171–178.
- Čermak J., Kucera J.* The compensation of natural temperature gradient at the measuring point during the sap flow determination in trees // *Biologia Plantarum (Praha)*. 1981. V. 23. P. 469–471.
- Čermak J., Kucera J., Nadezhdina N.* Sap flow measurements with some thermodynamic methods, flow integration with trees and scaling up from sample trees to entire forest stands // *Trees*. 2004. V. 18. P. 529–546.
- Clearwater M. J., Meinzer F. C., Andrade J. L., Goldstein G., Holbrook N. M.* Potential errors in measurement of nonuniform sap flow using heat dissipation probes // *Tree Physiol.* 1999. V. 19. P. 681–687.
- Diawara A., Loustau D., Berbigier P.* Comparison of two methods for estimating the evaporation of a *Pinus pinaster* (Ait.) stand: sap flow and energy balance with sensible heat flux measurements by an eddy covariance method // *Agr. For. Meteorol.* 1991. V. 54. P. 49–66.
- Dunlap F.* The specific heat of wood // *USDA For. Serv. Bull.* 1912. V. 110. P. 28.
- Edwards W. R. N., Warwick N. W. M.* Transpiration from a kiwifruit vine as estimated by the heat pulse technique and the Penman-Monteith equation // *New Zeal. J. Agric. Res.* 1984. V. 27. P. 537–543.
- Granier A.* Une nouvelle méthode pour la mesure du flux de sève brute dans le tronc des arbres // *Ann. Sci. Forest.* 1985. V. 42. P. 193–200.
- Granier A.* Evaluation of transpiration in a Douglas-fir stand by means of sap flow measurements // *Tree Physiol.* 1987. V. 3. P. 309–319.
- Huber B.* Beobachtung und Messung pflanzlicher Saftströme // *Ber. Deutsche Bot. Ges.* 1932. V. 50. P. 89–109.
- Lu P., Urban L., Zhao P.* Granier's Thermal Dissipation Probe (TDP) method for measuring sap flow in trees: theory and practice // *Acta Botanica Sinica*. 2004. V. 46. P. 631–646.
- Marshall D. C.* Measurement of sap flow in conifers by heat transport // *Plant Physiol.* 1958. V. 33. P. 385–396.
- Nadezhdina N., Čermák J., Nadezhdin V.* Heat field deformation method for sap flow measurements // *Proc. 4th Int. Workshop on Measuring Sap Flow in Intact Plants / J. Čermák, N. Nadezhdina (Eds.)*. Mendel Univ. Publ. House, Czech Rep., 1998. P. 72–92.
- Nadezhdina N., Čermák J., Gaspárek J., Nadezhdin V., Prax A.* Vertical and horizontal water redistribution in Norway spruce (*Picea abies*) roots in the Moravian Upland // *Tree Physiol.* 2006. V. 26. P. 1277–1288.
- Olbrich B. W.* The verification of the heat pulse velocity technique for estimating sap flow in *Eucalyptus grandis* // *Can. J. For. Res.* 1991. V. 21. P. 836–841.
- Renninger H. J., Schäfer K. V. R.* Comparison of tissue heat balance-and thermal dissipation-derived sap flow measurements in ring-porous oaks and a pine // *Frontiers in Plant Sci.* 2012. V. 3. P. 103.
- Smith D. M., Allen S. J.* Measurement of sap flow in plant stems // *J. Exp. Bot.* 1996. V. 47. P. 1833–1844.
- Steppe K., De Pauw D. J., Doody T. M., Teskey R. O.* A comparison of sap flux density using thermal dissipation, heat pulse velocity and heat field deformation methods // *Agr. For. Meteorol.* 2010. V. 150. P. 1046–1056.
- Swanson R. H., Whitfield D. W. A.* A numerical analysis of heat pulse velocity and theory // *J. Exp. Bot.* 1981. V. 32. P. 221–239.
- Tatarinov F. A., Kucera J., Cienciala E.* The analysis of physical background of tree sap flow measurement based on thermal methods // *Meas. Sci. Technol.* 2005. V. 16. P. 1157–1169.
- Tyler W. D., Chen-Min K., Xu L., Pao-Shan Y.* Sap flow sensors: construction, quality control and comparison // *Sensors*. 2012. V. 12. P. 954–971.
- Vandegheuchte M. W., Steppe K.* Sapflow: a four-needle heat-pulse sap flow sensor enabling nonempirical sap flux density and water content measurements // *New Phytologist*. 2012. V. 196. P. 306–317.
- Weibel F. P., De Vos J. A.* Transpiration measurements on apple trees with an improved stem heat balance method // *Plant and Soil*. 1994. V. 166. P. 203–219.

THE NEW HYBRID METHOD FOR MEASURING TRANSPIRATION SAP FLOWS IN TREES

G. P. Tikhova¹, A. G. Pavlov², V. B. Pridacha¹, T. A. Sazonova¹

¹ Forestry Research Institute, Karelian Research Centre, Russian Academy of Sciences
Pushkin str., 11, Petrozavodsk, Republic of Karelia, 185960 Russian Federation

² IntelTeck Lab Ltd.
Oktyabr'skii Prospekt, 24, Petrozavodsk, Republic of Karelia, 185001 Russian Federation

E-mail: tikhovag@gmail.com, alex@critical.ru, pridacha@krc.karelia.ru, sazonova@krc.karelia.ru

Sap flow measurements have become relevant in many physiological and ecological investigations. A variety of methods are used to estimate sap flow in trees in modern studies. However the determination of accuracy of commonly used techniques often presents a challenge. We analyzed advantages, pitfalls and restrictions of up-to-date methods that were implemented in commercially available devices. We proposed a new hybrid method for measuring linear sap flow velocity, which was designed on the base of different variants of heat-pulse velocity (HPV) technique and thermal dissipation (TD) technique developed by Granier. The method was created in order to increase accuracy and precision of sap flow velocity measurements. The mathematical model of the proposed method was developed. It allows to determine accuracy of measurements and potential limits of applying the new technique in the field studies. The model is based on the description of heat process dynamics in the volume of 1 cubic decimeter of sap tissue. The obtained relationships were used in developed software that allows to model reverse heat pulses distribution under the condition of shortened interval between their generations. The proposed algorithm enables verification of zero sap flow velocity measurement in tree trunk with given accuracy. The computer program was developed. It allows to define maximum acceptable time interval for a given accuracy of determined values when the velocity is close to zero as well as to demonstrate the shape of the heat signal depending of time in the given point of trunk. The model calculations showed that the new method improves the accuracy of sap flow velocity measurements at low and high flow rates when conventional techniques suffer from significant errors. The applying of the new method allows to detect zero sap flow without using any additional measuring procedures and devices.

Keywords: *sap flow velocity, Granier technique, heat pulse velocity method, mathematical modeling of heat processes.*

How to cite: Tikhova G. P., Pavlov A. G., Pridacha V. B., Sazonova T. A. The new hybrid method for measuring transpiration sap flows in trees // *Sibirskij Lesnoj Zurnal* (Siberian Journal of Forest Science). 2017. N. 4: 78–90 (in Russian with English abstract).