

По аналогии, исходя из уравнения прочности трубы, работающей под давлением, определим допустимое рабочее давление p среды для марок силицированного графита.

Уравнение прочности имеет вид:

$$n \cdot p \cdot D_B \leq 2 \cdot \delta \cdot \sigma_1, \quad (5)$$

где δ – толщина стенки кольца;

σ_1 – расчетное сопротивление материала кольца, определяется по формуле:

$$\sigma_1 = \sigma_1^H \cdot k_1 \cdot m_1 \cdot m_2, \quad (6)$$

σ_1^H – нормативное сопротивление растяжения, равное пределу прочности;

$k_1 = 0,85$ – коэффициент однородности материала;

$m_1 = 0,8$ – коэффициент условий работы материала при разрыве;

$m_2 = 0,75$ – коэффициент условий эксплуатации;

$n = 1,5$ – расчетный коэффициент запаса прочности, значение которого принято с учетом пульсаций давления и динамической нагрузки контактного кольца;

p – рабочее давление в камере уплотнения.

Требуемый коэффициент запаса прочности $[n] = 1,5$ принят из условия [4] по формуле:

$$n = \frac{n_\tau \cdot n_k}{\sqrt{n_\tau^2 + n_k^2}} \geq [n], \quad (7)$$

где n_τ – коэффициент запаса прочности по нормальным напряжениям;

n_k – коэффициент запаса прочности по касательным напряжениям.

Из формулы (5) находим допустимое рабочее давление:

$$p_{доп} \leq \frac{2 \cdot \delta \cdot \sigma_1}{n \cdot D_B}. \quad (8)$$

Для колец из силицированного графита СГ-М, СГ-Т и СГ-П $p_{доп}$ согласно расчету равно соответственно 2,12; 2,83 и 3,54 МПа.

Контактные кольца под внешним давлением находятся в менее благоприятных условиях по сравнению с контактными кольцами, нагруженными внутренним давлением. Внешнее давление вызывает нарушение формы контактного кольца, при этом возникают дополнительные напряжения изгиба и смятия кольца.

Критическую величину давления из условия устойчивости цилиндрической формы определим по формуле [5]:

$$p_{доп} = 0,649 \cdot E \cdot \frac{D_B}{l} \cdot \left(\frac{\delta}{D_B} \right)^2 \cdot \sqrt{\frac{\delta}{D_B}}, \quad (9)$$

где E – модуль упругости материала;

l – высота кольца.

Для силицированного графита СГ-П, как наиболее прочного из исследуемых, критическая величина давления $p_{доп} = 3,54$ МПа, что совпадает с результатами полученными выше.

Заключение. Приведенные результаты показывают, что следует с определенной осторожностью применять силицированные графиты в качестве материалов колец пар трения торцовых уплотнений работающих под высоким давлением (3,5 МПа и более).

В случае их применения контактные кольца следует выполнять гидравлически разгруженными, с моментов внешних сил, относительно центра тяжести сечения кольца, равным нулю.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Голуб, В.М. Конструирование, изготовление и испытания торцовых уплотнений / В.М. Голуб, М.В. Голуб // Вестник БрГТУ. Машиностроение. – 2009, №4 (58). – С. 91–93.
2. Опыт эксплуатации торцовых уплотнений насосов магистральных нефтепроводов // Вестник БрГТУ. Машиностроение. – 2003, №4 (22). – С. 27–30.
3. Кондаков, Л.А. Уплотнения и уплотнительная техника: справочник / А.И. Голубев, В.Б. Овандер [и др.]. Под общ. ред. А.И. Голубева. – М.: Машиностроение, 1986. – С. 464.
4. Чернин, И.М. Расчеты деталей машин: справочное пособие / И.М. Чернин, А.В. Кузьмин, Г.М. Ицкович. – Мн.: Вышш. школа, 1978. – С. 472.
5. Вихман, Г.Л. Основы конструирования аппаратов и машин нефтеперерабатывающих заводов / Г.Л. Вихман, С.А. Круглов. – М.: Машиностроение, 1978. – С. 328.

Материал поступил в редакцию 21.10.11

GOLUB M.V., GOLUB V.M. Mechanical strength of silicate graphite contact rings for face seals

The paper describes methods of updating face seals for hydraulic machines shafts it is pointed out that the level of achievements in this field determines development of hydraulic machine building. At present graphite carbide-silicon composites obtained through treatment of graphite with fluid silicon have found use as contact rings materials for face seals friction pairs. Among the disadvantages of these materials are their brittleness and low impact resistance. Calculations revealed that silicate graphite's should be used with caution in face seals high pressures (over 3.5 MPas) of environment being sealed.

УДК 519.64

Веремейчик А.И., Сазонов М.И., Хвисевич В.М.

ОСОБЕННОСТИ ТЕПЛОБМЕНА ДУГИ С ПОВЕРХНОСТЬЮ ПЛАЗМЕННОГО РЕЗА

Введение. Плазменная резка широко применяется в различных областях производства, что обусловлено возможностью ее использования для резки с высокой производительностью и точностью как специальных сталей, так и цветных металлов. В настоящее время накоплен определенный опыт применения плазменной резки. Вме-

сте с тем в имеющейся литературе ограничены работы по изучению физических и тепловых процессов, происходящих при резке металлов, т.е. при резке плазменной дугой возникает три источника тепла: подвижное пятно дуги, столб дуги и струя плазмы. Каждый из них вносит свою долю тепла по всей высоте реза.

Веремейчик Андрей Иванович, доцент кафедры сопротивления материалов и теоретической механики Брестского государственного технического университета.

Сазонов Михаил Иванович, д.т.н., профессор кафедры сопротивления материалов и теоретической механики Брестского государственного технического университета.

Хвисевич Виталий Михайлович, к.т.н., доцент, зав. кафедрой сопротивления материалов и теоретической механики Брестского государственного технического университета.

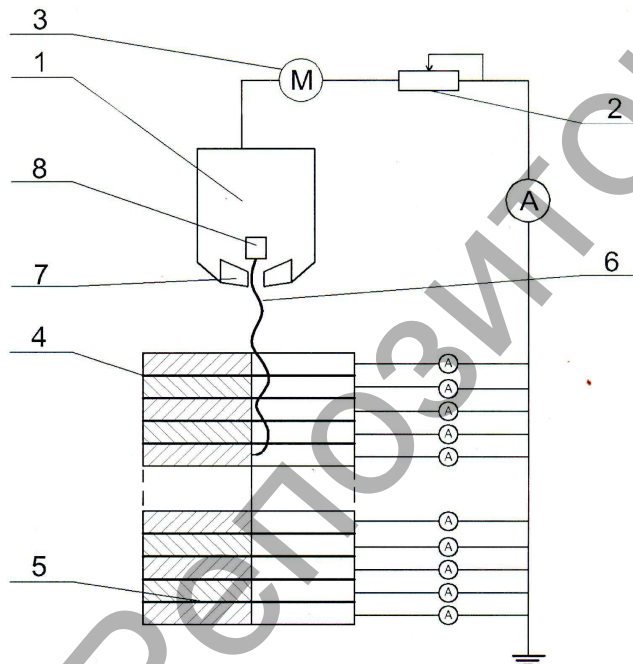
Беларусь, БрГТУ, 224017, г. Брест, ул. Московская, 267.

В данной работе для изучения процесса резки металлов предложена секционированная модель реза и проведены исследования формирования плазменной дуги и распределения усредненной плотности тока плазменной дуги, и распределения усредненной плотности тока и тепловых потоков вдоль полости реза при прямой и обратной полярностях подключения плазматрона.

Описание экспериментальной установки. Экспериментальная установка состоит из серийно выпускаемого плазматрона, систем питания электроэнергией, рабочим газом – воздухом и охлаждающей водой, секционированной модели реза и систем измерения распределения тепловых потерь и токов плазменной дуги вдоль полуселли, моделирующей рез в листовом металле (рисунок 1).

Для проведения эксперимента использовался плазматрон со сменными соплами с внутренним диаметром 3,5; 4,0; 5,0 мм. Расход воздуха через плазматрон изменялся в пределах 1,0–4,0 г/с. Воздух подавался в дуговую камеру с закруткой с целью стабилизации дуги в дуговой камере на оси плазматрона. Эксперименты проводились при прямой и обратной полярности подключения плазматрона к источнику электропитания, когда внутренний электрод плазматрона служил катодом или анодом.

В качестве модели полости реза использовался набор из охлаждаемых водой медных секций. Каждая секция диаметром 100 мм и толщиной 9,5 мм имела щель от центра секции по радиусу, причем ширина щели была выбрана равной 8 мм, характерной при резке металлов большой толщины. Секции при помощи болтов соединялись так, что их щели образовали единую полость, моделирующую рез в листовом металле. Для тепло- и электроизоляции между секциями модели устанавливались покрытые термостойким лаком стекловолонные прокладки толщиной 0,2 мм. Высота секционированной модели в проведенных экспериментах составляла 107 мм. Модель устанавливалась на стойке под плазматроном так, что образующая сопла плазматрона проецировалась на оси полуокружности щели и секции.



1 – плазматрон; 2 – балластное сопротивление; 3 – источник электропитания постоянного тока; 4 – секция модели полости реза; 5 – изолятор; 6 – электрическая дуга, 7 – сопло; 8 – электрод

Рис. 1. Схема электропитания плазматрона и системы измерений

Для изучения распределения тока дуги вдоль реза была применена электрическая схема измерений, приведенная на рисунке 1. Каждая секция модели электрически соединялась с положительным или отрицательным полюсом источника электропитания через амперметр типа Ц – 4311 класса точности 0,5. Для исследования распределения и тепловых потоков вдоль полости реза каждая секция модели отдельно охлаждалась водой. Индивидуальный подвод

воды к секциям модели позволил провести измерение тепловых потерь от плазменной дуги в секции. Разность температур охлаждающей воды, протекающей через каждую секцию, измерялась дифференциальными транзисторными термодатчиками, которые погружались в воду в линиях подвода и отвода воды для каждой секции. Каждая пара транзисторов включалась в мостовую схему измерений, которая подключалась к информационно-измерительной системе типа К–200/4. Напряжения, соответствующие разности температур охлаждающей воды, протекающей через каждую секцию, последовательно подавались на цифровое печатающее устройство для последующей обработки данных.

Следует отметить, что предложенная модель полости реза в некоторой степени отличается от реального реза в листовом металле, производимого при помощи плазматрона. Отличие заключается в том, что при резке в области взаимодействия плазменной дуги с металлом происходит его расплавление и испарение, а также вынос расплавленного металла потоком плазмы из полости реза. Условия горения дуги, установление ее средней длины при резке металла могут отличаться от условий горения в полости разработанной модели. Для выявления этих особенностей были проведены исследования вольт-амперных характеристик дуги при использовании секционированной модели. Результаты экспериментов были сравнены с вольт-амперными характеристиками дуги полученными непосредственно при резке металла. Сравнение вольт-амперных характеристик в исследованных диапазонах тока дуги и расхода рабочего газа показало, что их вид и величины напряжений при соответствующих токах отличаются незначительно. Это положение позволяет заключить, что условия горения дуги в секционированной модели приблизительно те же, что и условия горения дуги при резке металла. Тем не менее необходимы дальнейшие детальные исследования газодинамики и процессов установления длины дуги в полости реза с целью изыскания способов увеличения прорезывающей способности плазменной дуги.

Распределение тепловых потоков и тока дуги вдоль модели полости реза. На рисунке 2 приведено типичное распределение тепловых потерь, приходящих на единицу длины вдоль оси модели полости реза при расходе воздуха $G = 2,5$ г/с, токе дуги $I = 140$ А, диаметре сопла $dc = 4$ мм и расстоянии от среза сопла до модели $l = 12$ мм. На рисунке координаты секции отнесены к их среднему сечению. Как видно из рисунка, максимальный тепловой поток приходится на первые две секции, далее вниз по потоку он экспоненциально уменьшается.

Установлено, что изменение расхода в пределах 1,0–3,0 г/с рабочего газа через плазматрон позволяет незначительно перераспределить характер теплообмена плазменной дугой и металлом полости реза.

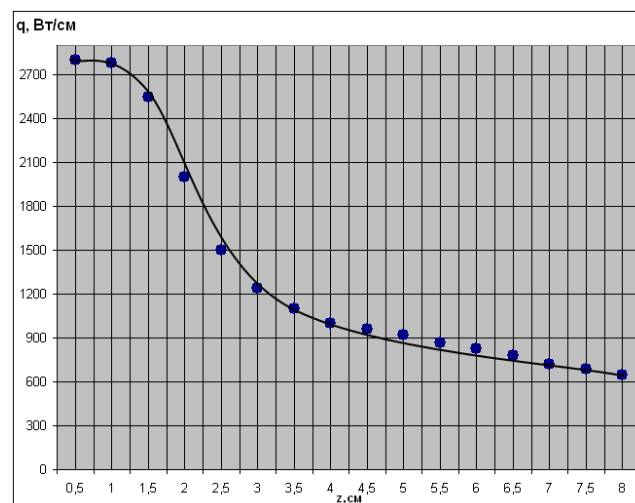


Рис. 2. Типичное распределение тепловых потерь вдоль реза при расходе воздуха $G = 2,5$ г/с, $I = 140$ А, $dc = 4$ мм, $l = 12$ мм

Установлено также, что увеличение тока дуги от 60 до 160 А и ее мощности приводит к увеличению в 2 раза тепловых потоков в стенку реза и соответственно прорезающей способности плазматрона.

Изучение распределения тепловых потерь вдоль полости реза при различных диаметрах сопла и расстояния плазматрона до модели показали, что при изменении диаметра сопла от 3,5 мм до 5 мм и расстояния l от 12 мм до 20 мм тепловые потоки вдоль полости реза изменяются пренебрежимо мало. Однако следует отметить, что уменьшение диаметра сопла и расстояния l плазматрона до модели приводит к слабому возрастанию тепловых потерь во всех сечениях реза и, следовательно, к улучшению прорезающей способности плазматрона.

Для изучения поведения дуги при прямой 1 и обратной 2 полярностях в полости реза были проведены измерения распределения тока дуги вдоль реза. На рисунке 3 приведены типичные усредненные на единицу длины токи в секции в зависимости от расстояния вдоль полости реза при токе дуги 90 А, диаметре сопла 5 мм, расстоянии плазматрона от металла 12 мм и расходе воздуха 2,0 г/с. Из полученных результатов следует, что распределение тока дуги вдоль реза существенно зависит от полярности подключения дуги.

Из сравнения зависимостей 1 и 2 можно сделать вывод, что при малых толщинах разрезаемого листа металла для увеличения скорости резки следует применять прямую полярность подключения плазматрона, а при резке металла большей толщины – обратную полярность.

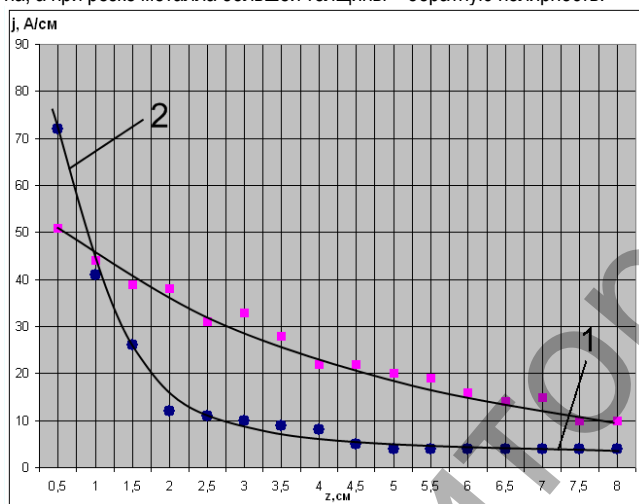


Рис. 3. Распределение усредненной плотности тока дуги вдоль реза при прямой 1 и обратной 2 полярностях $G = 2,0$ г/с, $dc = 4$ мм, $l = 12$ мм, $I = 90$ А

Разработка модели поведения дуги в полости реза. Результаты исследования распределений тепловых потерь и тока дуги вдоль реза позволяют построить следующую газодинамическую модель потока газа и формирования дуги в полости реза.

При истечении газа в затопленное пространство из сопла плазматрона плазменную струю можно представить состоящей из трех участков: начального, переходного и основного [1]. В области потенциального начального участка протяженностью 7–9 калибров скорость течения и температура газа приблизительно постоянна. За пределами потенциального ядра формируется турбулентный пограничный слой. Распределение скорости и температуры газа в основном участке исследованы достаточно подробно и могут быть рассчитаны с удовлетворительной точностью по методике [1, 2].

При резке металлов, когда электрический столб дуги горит на оси плазменной струи и дуга замыкается на металл в результате процесса шунтирования, течение газа в промежутке между плазматроном и поверхностью металла и в полости реза определяется рядом сложных явлений. Прежде всего следует отметить, что на выходе сопла плазматрона в реальных условиях уже имеет место значительная турбулизация потока и по проведенным исследованиям степень турбулентности на начальном участке составляет 11–14 %, что определяется условиями подачи газа в плазматрон. Это приводит к тому, что в по-

тенциальном ядре имеют место значительные пульсации и неравномерное распределение скорости потока. Кроме того, присутствие дуги на оси плазменной струи приводит к значительным градиентам температуры газа на этом начальном участке течения.

Результаты проведенных исследований распределения тепловых потерь и тока дуги вдоль реза позволяют построить следующую картину течения газа в процессе плазменной резки. При оптимальном расстоянии плазматрона до поверхности разрезаемого металла, которое составляет 10–14 мм, начальный участок струи входит в полость реза. Это положение основывается на результатах проведения исследований, которые показывают, что полученные распределения тепловых потерь и тока дуги вдоль реза имеют характерный максимум в зависимости усредненной плотности тока дуги вдоль реза, приходящейся на 1–2 секции. Тогда, как известно [3], зона шунтирования начинается с некоторого сечения начального участка, где возможно возникновение пробоя между дугой и поверхностью полости реза, и простирается в переходном участке до основного участка течения или участка развитого турбулентного течения. Отметим, что при прямой полярности зона шунтирования располагается несколько выше по потоку, чем в случае обратной полярности подключения плазматрона, так как условия пробоя когда дуга является для него катодом, а следовательно, источником электродов, будут более благоприятны и поэтому требуются меньшие пробивные напряжения.

Таким образом, течение газов в области полости реза рекомендуется разбивать на четыре зоны. Первая зона включает часть начального участка струи от среза сопла до поверхности разрезаемого металла. В этой зоне начинается размывание струи и образование конусообразного турбулентного слоя. Во второй зоне, простирающейся от поверхности разрезаемого металла до сечения, проходящего через конец начального участка, пространственная стабильность дуги нарушается, и развивается пробой между столбом дуги и поверхностью полости реза. Этот процесс определяет положение начала зоны шунтирования. Отметим, что с верхней кромки реза развивается второй пограничный слой по поверхности вдоль потока плазмы. Этот слой в конце начального участка смыкается, что определяет сечение начала третьей зоны – зоны перемежаемости, которая простирается до 4-й зоны – зоны развитого турбулентного течения. Из приведенных рисунков распределение тепловых потерь и тока дуги вдоль реза можно определить, что зона шунтирования простирается на 4–8 см.

Заключение. С целью изучения особенностей теплообмена дуги с поверхностью полости реза разработана и создана плазменная установка, которая позволяет смоделировать технологический процесс разделительной резки металлов.

На основе проведенных исследований можно сделать следующие выводы: для увеличения прорезающей способности плазматрона обратной полярности должна быть снижена степень турбулентности потока на его начальном участке путем улучшения аэродинамического качества плазматрона: в полости реза необходимо перераспределить тепловые потоки вдоль полости реза путем организации дополнительного распределенного по резу вдува воздуха с малым расходом.

На основе измерений тепловых потоков и плотности тока в зависимости от расстояния от верхней кромки реза при малых толщинах разрезаемого листа металла для увеличения скорости резки рекомендуется применять прямую полярность подключения плазматрона, а при резке материалов большей толщины для повышения качества реза – обратную полярность.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Абрамович, Г.Н. Прикладная газовая динамика. – М: Наука, 1969. – 824 с.
2. Шлихтинг, Г. Теория пограничного слоя. – М: Наука, 1969. – 742 с.
3. Жуков, М.Ф. Прикладная динамика термической плазмы / М.Ф. Жуков, А.С. Коротаев, В.А. Урюков – Новосибирск: Наука, 1975. – 298 с.

Материал поступил в редакцию 10.10.11

The researches of formation of a plasma arch and distributions of average density of a current of a plasma arch, and also distribution of density of a current and thermal flows along a cavity cutting of sheet metal are carried out at direct and opposite polarity of connection the plasmatron.

УДК 539.3

Хвисевич В.М., Веремейчик А.И., Гарбачевский В.В.

ЧИСЛЕННЫЙ РАСЧЕТ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ И ТЕРМОНАПРЯЖЕНИЙ ПРИ ПОВЕРХНОСТНОМ УПРОЧНЕНИИ ПУАНСОНОВ ДЛЯ ПРОБИВКИ ОТВЕРСТИЙ

Введение. При процессах термообработки конструктивных элементов машин и механизмов (закалке, нанесении покрытий и т.д.) важнейшим фактором является исследование распространения полей температур и термонапряжений [1, 2].

Температурное поле является одной из основных физических характеристик поверхностного упрочнения высококонцентрированными источниками нагрева. Зная изменение температуры тела в зависимости от времени, ее установившиеся значения в определенной точке, можно судить (в зависимости от условий обработки, физических свойств тел, окружающей среды) о том, какие процессы термообработки могут быть реализованы. Определение температурных полей и термонапряжений в теле детали при нагреве и охлаждении позволяет прогнозировать состав вещества после термообработки, его фазовое и структурное состояние. По значению температуры и напряжения в любой точке тела можно создать конструктивные элементы с низкой материалоемкостью при достаточной их прочности и надежности.

Для вычисления температурных полей и термонапряжений необходимо поставить и решить задачи теплопроводности и термоупругости при соответствующих краевых условиях. При реализации этих задач задаются параметры процесса упрочнения: скорость перемещения источника V , плотность теплового потока q , а также граничные и начальные условия задач теплопроводности и термоупругости. Аналитическое решение таких задач чрезвычайно сложно и, как правило, их реализация осуществляется с помощью численных методов. Одним из наиболее эффективных является метод интегральных уравнений теории потенциала. На основе этой теории дифференциальные уравнения в частных производных сводятся к сингулярным интегральным уравнениям, которые удобно численно реализуются.

Постановка и методика решения задачи. Численное решение задачи термоупругости проводится в 2 этапа. На первом этапе решается задача теплопроводности по определению температурных полей. Для реализации этой задачи в случае движущегося источника нагрева предлагается следующий подход.

При плазменной обработке поверхности тепловая нагрузка на обрабатываемую деталь передается ограниченной площадке. Если струя ориентирована перпендикулярно поверхности, то на ней образуется участок оплавленного материала, размеры которого можно измерить. Поскольку при этом получение оплавленной зоны не является целью данного процесса, а источник непрерывно перемещается вдоль детали с заданной скоростью, то можно в первом приближении считать, что в пятне нагружения на поверхности достигается температура, равная температуре плавления материала и дальнейшего разогрева этого уже жидкого металла не происходит. В этом случае фазовые превращения можно считать отсутствующими и для определения температурного поля обрабатываемой детали можно применить классические уравнения теплопроводности второго рода с граничными условиями первого рода [3]

$$\nabla^2 T = \frac{1}{a} \frac{\partial T}{\partial t} \quad \text{или} \quad \frac{\partial T}{\partial t} = a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right), \quad (1)$$

где t – время, $T=T(t,x,y,z)$ – искомая температура, a – коэффициент температуропроводности материала, x,y,z – координаты расчетной точки тела.

Для решения поставленной задачи используются численные ме-

тоды: метод граничных элементов теории потенциала [1, 2] и метод конечных элементов [3, 4].

Для решения задачи теплопроводности методом потенциала решение разыскивается в виде потенциалов простого (2) или двойного слоев (3), которые вне точек поверхности, по которой проводится интегрирование, являются решениями уравнения теплопроводности:

$$V(x,t) = \int_0^t ad\tau \left[\int_L T(x,t,y,\tau)v(y,\tau) dl \right], \quad (2)$$

$$W(x,t) = \int_0^t ad\tau \left[\int_L \frac{\partial T}{\partial n} \mu(y,\tau) dl \right]. \quad (3)$$

где x, y – текущая и параметрическая точки интегрирования, μ, v – плотности потенциала двойного и простого слоя соответственно.

Потенциал (3) используется в случае реализации задачи теплопроводности с граничными условиями первого рода, выражение (2) – в случае решения краевых задач с граничными условиями второго и третьего рода.

При задании на поверхности тела граничных условий первого рода $F = F(y,t)$, что соответствует рассматриваемой задаче, получено интегральное уравнение для определения плотности теплового потока двойного слоя $\mu(y,\tau)$:

$$\pm \frac{1}{2} \mu(x,t) + \frac{4a}{\sqrt{\pi}} \int_0^t \frac{d\tau}{(\sqrt{2a(t-\tau)})^5} \int_L K(y,x,t-\tau) \mu(y,\tau) dl = F(y,t) \quad (4)$$

Ядро $K(y,x,t-\tau) = e^{-\left(\frac{r^2}{4a(t-\tau)}\right)} [c \cdot I_1(B) - b \cdot I_0(B)]$ интегрального уравнения представляет собой произведение показательной функции на функцию Бесселя первого рода. Знак «+» используется для внутренней задачи, «-» – для внешней.

Уравнение (4) является линейным интегральным уравнением второго рода. Оно носит Фредгольмов характер по переменной L и имеет признак уравнения Вольтерра по переменной t . В результате решения этого уравнения определяется плотность μ потенциала двойного слоя, что позволяет найти распределение температуры в любой точке рассматриваемой области L в данный момент времени путем подстановки данной плотности в выражение (3) потенциала двойного слоя. Необходимо отметить также, что ядро уравнения (4) имеет сингулярную особенность в точке $x = y, t = \tau$.

На втором этапе решается задача термоупругости:

$$\mu u_{i,kk} + (\lambda + \mu) u_{k,ki} = \rho \ddot{u}_i + (3\lambda + 2\mu) \alpha_T T_{,i} - X_i \quad (5)$$

с соответствующими краевыми условиями.

Решение (5) разыскивается в виде, предложенном Гудьером:

$$u_i = u_i^0 + u_i^T \quad (6)$$

где u_i^0 – решение однородного дифференциального уравнения, а u_i^T – частное решение уравнения (5), которое разыскивается в виде градиента некоторой бигармонической функции

Гарбачевский Виталий Владимирович, магистрант кафедры сопротивления материалов и теоретической механики Брестского государственного технического университета.

Беларусь, 224017, г. Брест, ул. Московская, 267.