

УДК 621.43.016.4

*А.П. Марченко, д.т.н., В.А. Пылев, д.т.н., В.В. Шпаковский, к.т.н., Пылев В.В., студ.*

## ОСОБЕННОСТИ МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ТЕМПЕРАТУРНОЙ ВОЛНЫ В ПОРШНЕ ДВИГАТЕЛЯ ВНУТРЕННЕГО СГОРАНИЯ

Являясь основным видом энергетических установок на транспорте, в сельском хозяйстве, строительстве, военной, другой мобильной и стационарной техники, двигатели внутреннего сгорания (ДВС) оказывают существенно негативное влияние на темпы исчерпания традиционных топливных ресурсов, объективно требуют дальнейшего совершенствования конструкций. Одним из актуальных направлений такого совершенствования достаточно длительный период является создание двигателей с повышенной тепловой защитой камеры сгорания (КС).

Перспективность указанного направления подтверждается, например, экспериментальными данными [1,2], свидетельствующими об уменьшении расхода топлива во всем диапазоне нагрузок двигателей ЧН12/14, Ч13/14, Ч24/36. Отличительной чертой таких работ являлось то, что на поверхность КС поршней традиционных конструкций наносилось низкотеплопроводное покрытие.

В работах [3,4] показано, что искомому улучшению показателей рабочего процесса при использовании низкотеплопроводного покрытия должна отвечать оптимальная толщина последнего. Эта толщина определяет величину температурной высокочастотной волны на поверхности стенки КС в цикле работы двигателя. При этом для поверхности поршня достигим температурный размах, который на порядок может превышать размах, характерный традиционным конструкциям.

Математическому моделированию температурного состояния стенки КС ДВС при периодическом тепловом воздействии на нее рабочего тела посвящен значительный ряд работ [5-7]. Однако все они, приняв ту или иную постановку задачи теплопроводности, не рассматривают вопрос влияния на получаемые результаты особенностей математического моделирования.

В связи с указанным, целью данного исследования являлась разработка рекомендаций по постановке задачи теплопроводности теплоизолированной стенки КС ДВС.

Существуют модели теплопроводности, основанные на конечном и бесконечном представлении

скорости распространения теплоты. В ДВС допустимым является применение второго подхода, когда искомое температурное поле устанавливается на основе уравнения теплопроводности Фурье

$$c\rho \frac{\partial T}{\partial \tau} = \text{div}(\lambda \text{grad}T). \quad (1)$$

Им связывают пространственное распределение температуры  $T$  с изменением ее во времени  $\tau$ . При этом коэффициенты теплоемкости  $c$ , плотности  $\rho$  и теплопроводности  $\lambda$  в общем случае могут быть функциями координат и температуры, т.е. уравнение (1) является нелинейным.

Практически все исследователи в задачах анализа высокочастотного колебания температуры в поверхностном слое деталей КС используют одномерный вариант модели (1). Считается, что такая постановка допустима, поскольку период цикла теплового нагружения стенки, а также глубина проникновения температурной волны по отношению к толщине стенки достаточно малы [5,6]. Также принимается, что теплофизические характеристики материалов слабо зависят от температуры и может быть использована математическая модель теплопроводности

$$\rho(x)c(x, T(x, \tau)) \frac{\partial T(x, \tau)}{\partial \tau} = \lambda(x, T(x, \tau)) \frac{\partial^2 T(x, \tau)}{\partial x^2}, \quad (2)$$

в линеаризованном расчетном виде. При этом в [8] подчеркивается, что уравнение (2) приходится использовать как такое, которое достаточно полно модельно отображает свойства теплообмена. В тоже время в [2] для моделирования высокочастотной нестационарной теплопроводности поршня предлагается модель, которую можно записать в развернутом виде:

$$\begin{aligned} \rho(x)c(x, T(x, \tau)) \frac{\partial T(x, \tau)}{\partial \tau} = \\ = \partial \left( \lambda(x, T(x, \tau)) \frac{\partial T(x, \tau)}{\partial x} \right) / \partial x. \end{aligned} \quad (3)$$

Будем считать, что стенка поршня имеет толщину  $l$ . Тепловое взаимодействие с ней рабочего

тела характеризуется сложнопериодическим высокочастотным изменением температуры газа  $T_z(\tau)$  и коэффициента теплоотдачи  $\alpha_z(\tau)$ . Теплоотвод от противоположной стенки совершается в масло и характеризуется параметрами  $T_m, \alpha_m$ . На основе этой информации математическую формулировку граничных условий (ГУ) третьего рода выполняют в виде:

$$\begin{aligned} \lambda(0, T(0, \tau)) \frac{\partial T(0, \tau)}{\partial x} + \alpha_z(\tau) [T_z(\tau) - T(0, \tau)] &= 0; \\ \alpha_m [T_m - T(l, \tau)] - \lambda(l, T(l, \tau)) \frac{\partial T(l, \tau)}{\partial x} &= 0. \end{aligned} \quad (4)$$

С учетом сложнопериодических высокочастотных изменений ГУ и искомого температурного поля представим математически более корректную запись ГУ:

$$\begin{aligned} \rho(0)c(0, T(0, \tau)) \frac{\partial T(0, \tau)}{\partial \tau} &= \\ = \partial \left( \lambda(0, T(0, \tau)) \frac{\partial T(0, \tau)}{\partial x} + \alpha_z(\tau) (T_z(\tau) - T(0, \tau)) \right) / \partial x; \\ \rho(l)c(l, T(l, \tau)) \frac{\partial T(l, \tau)}{\partial \tau} &= \\ = \partial \left( \alpha_m (T_m - T(l, \tau)) - \lambda(l, T(l, \tau)) \frac{\partial T(l, \tau)}{\partial x} \right) / \partial x. \end{aligned} \quad (5)$$

Принципиальное отличие модели (5) от (4) заключается в следующем. При использовании модели (4) поверхностный слой материала стенки, имея реальные значения теплопроводности  $\lambda$ , искусственно лишен удельной объемной теплоемкости  $\rho c$ . В соответствии с теоретическими разработками К.Грота [9] условие  $\lambda \rho c \rightarrow 0$  отвечает термически безинерционной поверхности стенки, т.е. искомые значения температуры  $T(0, \tau), T(l, \tau)$  фактически не зависят от предшествующих их значений  $T(0, \tau - 0), T(l, \tau - 0)$  в динамике нестационарного процесса. Температура  $T(x, \tau)$  становится завышенной при разогреве стенки и заниженной при ее охлаждении. Таким образом, ГУ (4) оказываются некорректными.

Математическая формулировка (5) лишает модель теплопроводности этого недостатка. При этом следует обратить внимание, при  $\partial T / \partial \tau \rightarrow 0$  выражения (5) обращаются в (4), т.е. ГУ вида (4) являются справедливыми для стационарных задач, либо когда в реальных расчетах обеспечивается условие

$$\Delta T / \Delta \tau \rightarrow 0.$$

Естественно, произвольная модель нестационарной теплопроводности дополняется начальным условием

$$T(x, 0) = T_0(x) \Big|_{x \in [0; l]}. \quad (6)$$

В работе варианты исследования поиска  $T(x, \tau)$ , отличающиеся возможными постановками задачи теплопроводности, выполнялись на основе использования метода конечных разностей.

На первом этапе изысканий выполнен анализ эффективности применения ГУ вида (5) для моделирования температурного состояния поверхностного слоя КС поршня. Использованы альтернативные постановки задач вида (2),(4),(6) и (2),(5),(6). Рассмотрены стенки, выполненные из сплава АЛ25 и специального чугуна [10], стали 12Х18Н9Т [11], сплава Nimonic и оксида алюминия  $Al_2O_3$  [12], т.е. из материалов, коэффициент теплопроводности для которых лежит практически в максимально широких пределах – от 145 до 2,85 Вт/(м·К), отличаясь в более, чем в 50 раз. Для решения серии тестовых задач приняты неизменными: толщина стенки ( $l = 0,013$  м); шаг расчетной сетки по пространственной координате ( $\Delta x \Big|_{x \leq 0,001} = 0,05 \cdot 10^{-3}$  м и  $\Delta x \Big|_{x > 0,001} = 0,1 \cdot 10^{-3}$  м); значения  $T_z(\tau), \alpha_z(\tau)$  (соответствующие работе двигателя 6ЧН13/11,5 на режиме  $N_e = 130$  кВт,  $n = 2100$  мин<sup>-1</sup> [5]); значения  $T_m = 90$  °С,  $\alpha_m = 2100$  Вт/(м<sup>2</sup>К); начальные условия  $T_0(x) \Big|_{x \in [0; l]} = 250$  °С. Результаты расчетов представлены на рис. 1а-д. Видно, что для алюминиевого сплава при использовании альтернативных вариантов ГУ получаемые результаты практически являются идентичными; для чугуна, стали и низкотеплопроводного сплава проявляются отличия в расчетных результатах; для керамического материала расчетные результаты существенно отличаются и количественно, и формой температурной волны. В последнем случае минимальная температура поверхности отличается на 7К, максимальная – на 11К, а средняя скорость нарастания температуры при использовании традиционной модели ГУ на 70% выше, чем в случае применения новой.

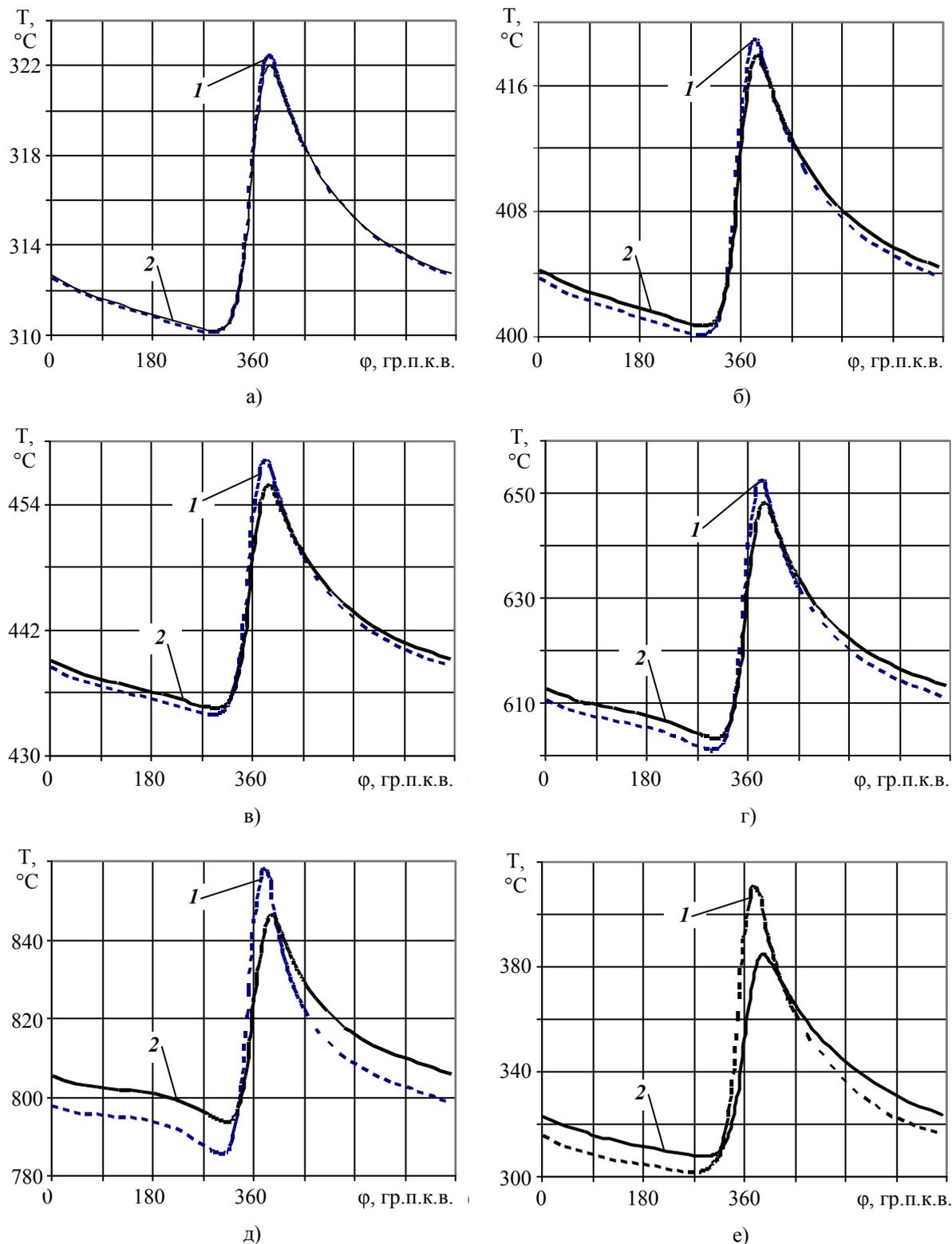


Рис. 1. Результаты расчета высокочастотного колебания температуры на поверхности поршня при использовании различных материалов и различных постановок задач теплопроводности  
 а – сплав АЛ25; б – специальный чугун; в – сталь 12Х18Н9Т; г – Nitronic; д –  $Al_2O_3$  ;  
 е – сплав АЛ25 с поверхностным слоем  $Al_2O_3$  толщиной 0,25 мм; 1 – математическая модель (2),(4),(6); 2 – математическая модель (2),(5),(6)

На рис.2а приведены значения размахов температурной волны, полученные в результате использования рассматриваемых постановок задач теплопроводности. Здесь горизонтальной текстурой обозначены данные, соответствующие модели с новым описанием ГУ (2),(5),(6), а вертикальной – завышение значений размахов, вызванное принятой безинерционностью поверхности стенки в модели (2),(4),(6). Видно, что для поршней из традиционных материалов, включая чугун и сталь, необходимость в использовании новой модели практически отсутствует. Так, например для стали применение новой модели отвечает расчетному размаху температурной волны в 21К, а ранее применяемой – 24К. В то же время использование стенки из  $Al_2O_3$  свидетельствует, что новая модель (2),(5),(6) дает результат 53К против 72К по модели (2),(4),(6). Это означает, что традиционная запись ГУ (4) завышает результат на 37%.

На рис. 2б представлено завышение размаха температурной волны, полученной по модели (2),(4),(6) против модели (2),(5),(6), в зависимости от

термической инерционности материала  $\lambda_{рс}$ . Видно, что использование новой модели для расчетов нестационарного высокочастотного температурного состояния стенки КС ДВС следует рекомендовать для материалов с  $\lambda_{рс} < 0,5 \cdot 10^8 \text{ кг}^2/(\text{К}^2\text{с}^5)$ .

На втором этапе исследований модель (2),(5),(6) применялась для моделирования высокочастотных колебаний температуры в поверхностном слое поршня с низкотеплопроводным покрытием. За основной материал был принят сплав АЛ25. С тепловоспринимающей стороны рассматривалось наличие слоя  $Al_2O_3$  толщиной 0,25 мм. Остальные исходные данные соответствовали предыдущей задаче. В результате выполненных расчетов установлено, что использование выбранной модели приводит к явно недостоверным результатам. Так максимальная температура тепловоспринимающей поверхности достигла 1011 °С (что выше, чем для стенки, полностью выполненной из  $Al_2O_3$ ). При этом температура поверхности, охлаждаемой маслом, достигла 816 °С (что в три раза выше, чем для стенки, полностью выполненной из сплава АЛ25).

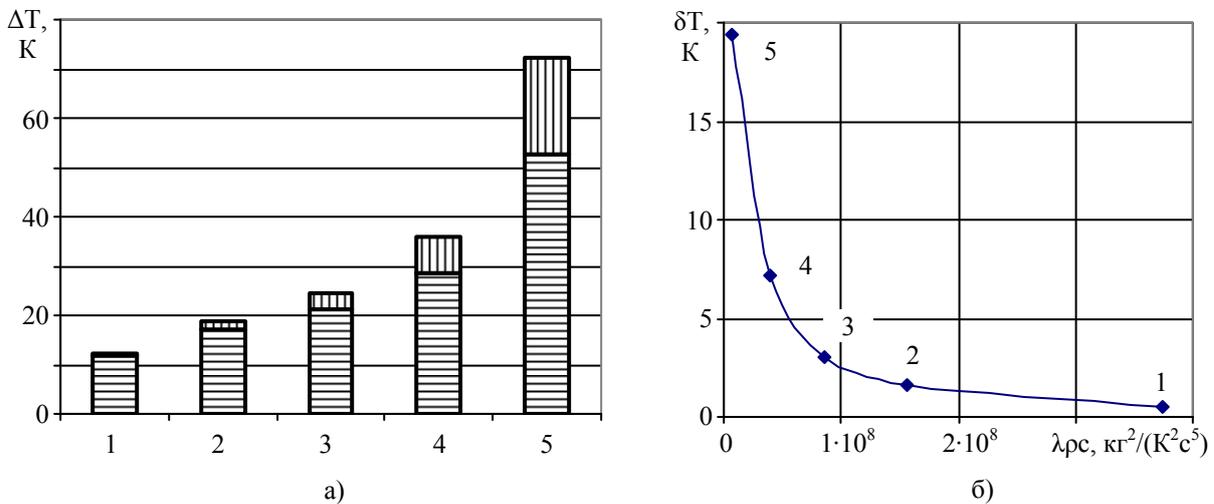


Рис. 2. Расчетный размах  $\Delta T$  (а) и отклонения в размахах  $\delta T$  (б) температурной волны для рассмотренных постановок задач теплопроводности в зависимости от материала стенки  
 1 – сплав АЛ25; 2 – специальный чугун; 3 – сталь 12Х18Н9Т;  
 4 – Nimonic; 5 –  $Al_2O_3$

Полученный результат объясняется несостоятельностью применения модели (2) к области контакта двух материалов. Здесь в связи со значительным различием теплопроводности узлов сетки, моделирующих границу контакта, возникает неидентичность

тепловых потоков, выходящего из одного узла и приходящего в другой. Последнее обстоятельство требует в пространственных точках контакта двух материалов использовать уравнение вида (3). Результат использования уточненных таким образом

моделей (2)-(4),(6) и (2),(3),(5),(6) представлен на рис. 1е (соответственно кривые 1 и 2). Здесь, аналогично решению тестовой задачи со стенкой из  $Al_2O_3$ , размах температурной волны при использовании новой записи ГУ вида (5) на 40% меньше, чем при использовании традиционной записи (4).

Данные рис. 1е свидетельствуют, что максимальная температура поверхности стенки КС при использовании модели (5) составляет  $385\text{ }^\circ\text{C}$  и достигнута при 395 гр. п.к.в. В этой точке относительное различие значений температур теплоизолированной поверхности, полученное при использовании рассмотренных моделей,  $\zeta = 3,8\%$ . Определим это различие в течение полного цикла теплового нагружения стенки (см. рис.3).

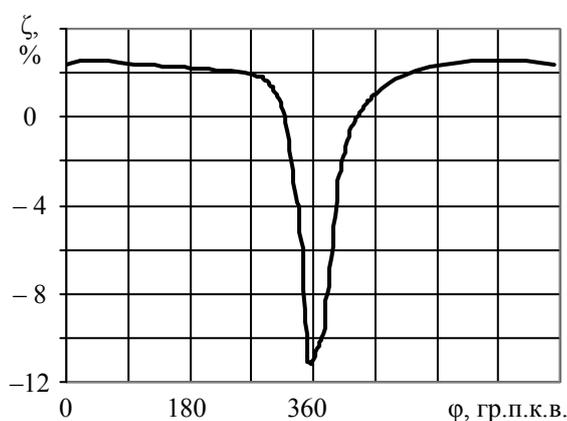


Рис. 3 Отклонение результатов расчетов температуры поверхности стенки КС с низкотеплопроводным покрытием при использовании модели (2)-(4),(6) относительно модели (2),(3),(5),(6)

Из рисунка видно, что максимальное расхождение результатов расчетов намного больше, чем в точке максимальной температуры. Оно равно  $-11\%$  и соответствует 356 гр. п.к.в. При этом максимальное расхождение лежит в области 310-410 гр. п.к.в.

Следует отметить, что использование новой записи ГУ увеличило время счета в 1,3 раза. Исходя из данных рис. 3 с целью повышения экономичности решаемой задачи может представиться целесообразным применение новой записи ГУ лишь в области значительного расхождения результатов расчетов. Однако при этом искажается соотношение подводимой и отводимой теплоты через поверхность стенки, что делает результат такого расчета некорректным.

Например, применение ГУ вида (5) лишь на участке цикла 310-410 гр. п.к.в. вызывает максимальное расхождение результатов в  $13,3\%$  относительно модели с ГУ (5) по всему циклу.

Последнее обстоятельство свидетельствует, что для получения достоверных результатов моделирования колебаний температуры необходимым является использование записи ГУ одного вида, в зависимости от тепловой инерционности материала поверхностного слоя стенки.

### Выводы

В результате выполненной работы предложен новый вид записи ГУ третьего рода, учитывающий удельную объемную теплоемкость материала стенки.

На основе комплекса численных экспериментов, выполненных в диапазоне изменения коэффициента теплопроводности материалов от 145 до  $2,85\text{ Вт/(м}\cdot\text{К)}$  установлено, что применение нового вида записи ГУ при моделировании высокочастотных колебаний температуры в поверхностном слое стенки КС ДВС целесообразно для материалов с  $\lambda\rho c < 0,5\cdot 10^8\text{ кг}^2/(\text{К}^2\text{с}^5)$ .

Установлено, что для случаев моделирования температурного состояния поверхностного слоя поршня с низкотеплопроводным покрытием применение уравнения теплопроводности, в котором коэффициент теплопроводности вынесен из-под знака дифференциала, приводит к некорректному решению задачи.

Также некорректным является изменение вида записи ГУ по циклу моделирования высокочастотного колебания температуры.

Дальнейшее направление работ связано с анализом сходимости решений для постановок задачи с традиционным и предложенным видом записи ГУ.

### Список литературы:

1. Чепиль В.С. Исследование влияния термоизолирующего покрытия доньшка камеры сгорания в поршне на параметры рабочего процесса и тепловое состояние двигателя Д20 / В.С.Чепиль, Я.И. Гордиенко // Двигатели внутреннего сгорания. – 1970. – Вып. 10. – С. 46-52.
2. Костин А.К. Теплонапряженность двигателей внутреннего сгорания / Костин А.К., Ларионов В.В., Михайлов В.И. – Л.: Машиностроение, 1979. – 222 с.
3. Марченко А.П. Эффект влияния малых толщин теплозащитного покрытия поршня на его мгновенную поверхностную температуру / А.П.Марченко, В.А Пылев, В.В. Шаповаловский [и др.] // Фундаментальные и прикладные проблемы совершенствования поршневых двигателей: XI междунар. научн.-практ. конф. – Владимир, 2008. – С. 220-223.
4. Марченко А.П. Анализ высокочастотных колебаний температуры в поверх-

невному шару поршня з теплоізолюючим покриттям / А.П. Марченко, В.О. Пильов, В.В. Шпаковський [та ін.] // Двигатели внутреннего сгорания. – 2008. – №1. – С. 65-71. 5. Современные дизели: повышение топливной экономичности и длительной прочности / [Ф.И.Абрамчук, А.П.Марченко, Н.Ф.Разлейцев и др.]; под общ. ред. А.Ф.Шеховцова. – К.: Техника, 1992. – 272 с. 6. Кавтарадзе Р.З. Локальный теплообмен в поршневых двигателях / Кавтарадзе Р.З. – М.: Изд-во МГТУ им.Н.Э.Баумана, 2001. – 592 с. 7. Куколев М.И. Определение температурного поля стенки при периодическом тепловом воздействии / Куколев М.И., Петриченко М.Р. // Сб. научн. тр. Междунар. конф. „Двигатель-2007”. – М.: МГТУ им. Н.Э.Баумана, 2007. – С. 71-75. 8. Никитенко Н.И. Сопряженные и обратные задачи теплоассоциации / Ники-

тенко Н.И. – Киев: Наукова думка, 1988. – 240 с. 9. Grot K. Beitrag zur Brennraumisolierung bei Viertakt Dieselmotoren / Grot K., Thiemann W. // Motortechnische Zeitschrift. – 1983. – P. 287-298. 10. Процеси в перспективних дизелях / [А.Ф. Шеховцов, Ф.И. Абрамчук, В.И. Крутов и др.]; под ред. Шеховцова А.Ф. – Харків: Основа, 1992. – 352 с. 11. Марочник сталей и сплавов / [В.Г.Сорокин, А.В.Волосникова, С.А.Вяткин и др.]; под общ. ред. В.Г.Сорокина. – М.: Машиностроение, 1989. – 640 с. 12. Марченко А.П. Двигуни внутрішнього згорання: Серія підручників у 6 томах. Т. 1. Розробка конструкції форсованих ДВЗ наземних транспортних машин / А.П. Марченко, Н.К. Рязанцев, А.Ф. Шеховцов; за ред. А.П. Марченка, А.Ф. Шеховцова. – Харків, Прапор, 2004. – 384 с.

УДК 621.431

**Ю.Л. Мошенцев, канд. техн. наук, Д.С. Минчев, асп., А.Ф. Вуль, инж.**

## **ВЫБОР ПАРАМЕТРОВ САМОДЕЙСТВУЮЩИХ КЛАПАНОВ ПОРШНЕВОГО КОМПРЕССОРА, ИНТЕГРИРОВАННОГО В СИСТЕМУ НАДДУВА БЕСШАТУННОГО ДИЗЕЛЬНОГО ДВИГАТЕЛЯ**

### **Постановка проблемы**

Известно, что дальнейшее совершенствование системы наддува транспортных дизельных двигателей является одним из основных резервов повышения их экономических и экологических параметров.

В дизельном двигателе с бесшатунным силовым механизмом VME – B404 (4ЧН8,5/8,8;  $N_e = 95$  кВт,  $n = 4000$  мин<sup>-1</sup>), разработанном в «КБ Вуля», конструктивно просто организовать в подпоршневом пространстве цилиндров приводной поршневой компрессор (ППК). Для этого пространство под поршнем отделяется при помощи диафрагмы, содержащей сальниковое уплотнение штока поршня и клапаны, необходимые для работы компрессора. ППК может быть интегрирован в систему наддува двигателя последовательно либо параллельно турбокомпрессору (ТК). Таким образом, с помощью ППК возможно организовать систему комбинированного наддува, позволяющую избавиться от основных недостатков свободного газотурбинного наддува и получить более выгодную внешнюю скоростную характеристику транспортного двигателя [1, 2].

Проведенные исследования показывают, что наиболее целесообразно интегрировать ППК последовательно ТК в качестве второй ступени наддува.

При этом положительный эффект от использования ППК может быть получен только при оптимальном согласовании параметров ППК и двигателя, гибком регулировании приводного компрессора и обеспечении его высокой эффективности.

Так как ППК работает в условиях переменной частоты вращения и степени повышения давления воздуха  $\pi_{\text{ппк}}$ , то целесообразно использование самодействующих клапанов. Проведенный анализ различных типов самодействующих клапанов показал, что наиболее полно условиям простоты конструкции, надёжности и высокого значения коэффициента использования площади клапана соответствуют самодействующие сферические клапаны тарельчатого типа (ССТК) [3]. Известно, что эффективность поршневого компрессора в значительной мере зависит от величины газодинамических потерь на клапанах [4]. Особенно сильно эта зависимость проявляется при низких  $\pi_{\text{ппк}} < 1,3$ , свойственных ППК. Поэтому проблема поиска наилучшего сочетания физических и геометрических параметров клапанов является актуальной. Отметим, что при её решении необходимо выполнить условие взаимозаменяемости всасывающих и нагнетательных клапанов.

### **Обзор публикаций**

Комбинированный наддув нашёл весьма огра-