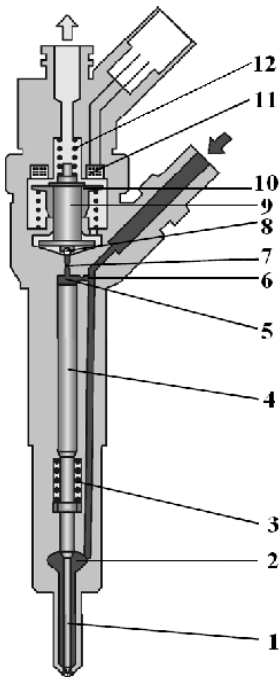


**А.Н. ВРУБЛЕВСКИЙ**, д-р техн. наук, проф. ХНАДУ, Харьков;  
**А.Л. ГРИГОРЬЕВ**, д-р техн. наук, проф., НТУ «ХПИ»

## МОДЕЛЬ БЫСТРОДЕЙСТВУЮЩЕГО ЭЛЕКТРОМАГНИТНОГО ПРИВОДА ДЛЯ УПРАВЛЯЮЩЕГО КЛАПАНА СИСТЕМЫ ПИТАНИЯ ТЕПЛООВОГО ДВИГАТЕЛЯ

Моделируется работа привода клапана электроуправляемой форсунки дизеля. Особенностью модели является учёт вихревых токов и магнитного гистерезиса (что связано с использованием в приводе новых магнитных материалов), а также волн деформации в упругих элементах привода (что вызвано его быстрым действием). Предполагается использовать эту же модель для совершенствования пуско-отсечных клапанов системы питания ракетных двигателей.

**Ключевые слова:** электроуправляемая форсунка, электромагнитный привод, магнитодиэлектрик, магнитотвердый материал, вихревые токи, магнитный гистерезис, магнитный поток.



**Введение и постановка задачи.** Разработке и исследованию электромагнитов постоянного тока посвящено множество работ; технология их изготовления постоянно совершенствуется. Однако относительно электромагнитного привода управляющих клапанов для топливных систем тепловых двигателей в литературе ещё недавно господствовало мнение, что их «электромагниты работают вблизи достигнутых на сегодня технических пределов» [1, с. 120] и предлагается ряд решений, позволяющих снизить требования к устройствам, но не улучшить их характеристики. С таким замечанием трудно согласиться.

Действительно, если продолжать использовать традиционные материалы, как это, напр., предписывает стандарт [2], то существенно повысить быстродействие электромагнитного привода не удастся. Но с начала 2000-х годов в дизелестроении разработаны и выпускаются серийно электроуправляемые форсунки (рис. 1), использующие для магнитопровода и якоря новые маг-

Рис. 1 – Электроуправляемая форсунка CR: 1 – игла, 2 – карман распылителя, 3 – пружина иглы, 4 – мультипликатор, 5 – камера управления, 6,7 – жиклеры, 8 – клапан, 9 – стойка клапана, 10 – якорь, 11 – электромагнит, 12 – пружина клапана.

нитные материалы. В этом электроуправляемом гидроклапане с усилением и дренажем перемещение управляющего клапана производится за 0,2...0,3 мс, число рабочих циклов превышает  $2 \cdot 10^8$ , давление топлива – 60...150 МПа.

Возможно, эти решения будут востребованы и для жидкостных ракетных двигателей (ЖРД), где широко применяются электроуправляемые гидро и пневмоклапаны с усилением и дренажем, разработанные ещё в эпоху С.П. Королёва и В. фон Брауна. Что потребует уточнения методов расчёта электромагнитного привода, описанных, напр., в [3, 4]. Целью публикации является передача опыта решения подобной задачи, накопленного при разработке привода для дизельной форсунки конструкции ХКБД [5].

**Общая характеристика модели.** В КП ХКБД и ряде институтов Харькова с середины 2000-х годов проводились работы по созданию отечественной дизельной топливной аппаратуры с электронным управлением впрыскивания. Исследования выполнялись по ряду альтернативных направлений, в т.ч. при использовании новых физических принципов и материалов. Одним из этапов являлось детальное изучение имеющихся аналогов, в частности форсунки CR, выпускаемой фирмой *Bosch* для автомобильных дизелей *Mercedes*. Для выполнения расчётной части исследования разработана математическая модель, отличающаяся рядом оригинальных элементов.

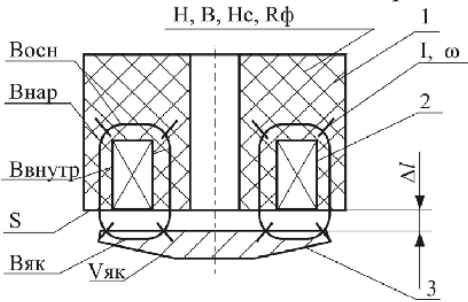


Рис. 2 – Схема магнитной цепи.

Известно, что усилие электромагнита зависит не только от силы тока, но и от величины зазора между якорем и магнитопроводом, а также (при наличии вихревых токов) – от скорости перемещения якоря. Движение якоря влияет на изменение тока в управляющей цепи и зарядку бустерного конденсатора. Поэтому расчёт гидромеханических процессов, происходящих в полостях и запорных элементах, выполняется одновременно с моделированием электродинамических процессов в цепи управления и в электромагните.

Известная методика [6] расчёта магнитной цепи быстродействующего электромагнита клапанного типа дополнена рядом уточнений. В частности, учтён магнитный гистерезис и вихревые токи в якоря, а также неоднородность магнитной цепи, связанная с особенностями геометрии магнитопровода. Учтено влияние потоков рассеивания и магнитное насыщение цепи, наблюдаемое в её зазорах, зависимость проницаемости материала магнитопровода от напряжённости поля и температуры. При моделировании цепи управления соленоидом описаны реальная электрическая схема и алгоритм, определяющий фазы работы форсунки для короткого и длинного импульса, серии

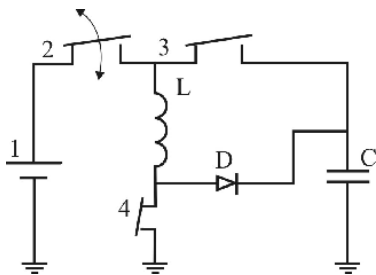


Рис. 3 – Схема подключения электромагнита: 1 – источник питания; 2 – регулирование силы тока; 3, 4 – выключатели; L – катушка электромагнита; D – диод; C – конденсатор.

импульсов, импульса зарядки конденсатора. Методика расчёта электромагнита не трудоёмка (сводится к интегрированию двух дифференциальных уравнений), но при определении коэффициентов компьютер строит петли гистерезиса для вложенных частных циклов.

Характерной особенностью форсунки CR является скоротечность переходных процессов, что повышает требования к качеству их моделирования. Для описания гидромеханических процессов используется *динамическая модель высокого уровня*, в которой учтено большинство известных факторов, влияющих на давления топлива в полостях, а также скорости иглы,

управляющего клапана и якоря.

Для многих элементов форсунки использованы модели с распределёнными параметрами. Усилия пружин (иглы, клапана, якоря и опоры) определяются с учётом колебаний их витков, для чего используется модель эквивалентного стержня и её аналитические формулы. Аналогичные модели использованы для описания напряжённо-деформированного состояния иглы, штанги гидротолкателя и стержня управляющего клапана. Деформация штанги соизмерима с ходом иглы, а её интенсивные колебания могут приводить к нарушениям в работе форсунки. Для описания течения топлива линия высокого давления разбивается на отрезки (постоянного сечения), в пределах которых применяется *метод характеристик*, модернизированный в [7] с учетом особенностей гидромеханической схемы.

Модели с сосредоточенными параметрами использованы для полостей высокого и низкого давления, а также якоря, его опоры и торцевых масс – запорных конусов иглы и гидротолкателя, шарика с нижней опорой клапана, движущейся опоры пружины клапана. В полостях высокого давления учитывается сжимаемость топлива. В полостях низкого давления инерционность топлива при перемещениях клапана, якоря и его опоры создаёт эффекты присоединенных масс, соизмеримых с массами элементов. Особое внимание уделено моделированию сил, возникающих при вытеснении топлива из малых зазоров, а также при прилипанию клапана к опоре и соударениях элементов. При определении величины зазоров, в т.ч. и в магнитной цепи, учтено влияние рабочей температуры (100° С и более) на изменение размеров деталей.

**Схема и принцип работы электромагнитного привода.** На рис. 2 приведена обобщающая схема быстродействующего электромагнита постоянного тока с разветвленной магнитной цепью, которая включает магнитопровод

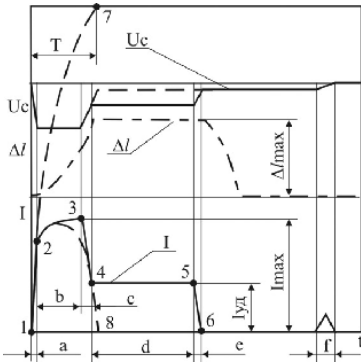


Рис.4 – Состав импульса:  
 $U_c$  – напряжение на конденсаторе;  $I$  – ток в катушке;  $\Delta l$  – ход якоря.

1 с катушкой 2 и якорь 3.

Как правило, катушка электромагнита не подключается непосредственно к напряжению источника, а входит в различные схемы, в которых последовательно или параллельно включаются добавочные сопротивления, индуктивности, емкости. Для получения необходимого быстродействия используются специальные схемы включения [6, 8] и алгоритмы управления. Во всех случаях необходимо знать, как влияют параметры схем на время срабатывания электромагнита и какими они должны быть для получения минимального времени срабатывания. Так, анализ предлагаемого в [8] состава импульса показывает, что реализация его на практике, а именно пусковое питание катушки электромагнита источником постоянного

тока 12 В или 24 В, не обеспечит минимизации времени срабатывания электромагнитного клапана.

На рис. 3 показана схема включения катушки электромагнита, задающей необходимый форсированный импульс. Состав импульса, реализуемый данной схемой, представлен на рис.4. Он разделяется на шесть фаз: **a** – *страгивания*; **b** – *открытия*; **c** – *перехода*; **d** – *удержания*; **e** – *закрытия*; **f** – *дозарядки конденсатора*.

Фаза **a** обеспечивается подачей напряжения  $U_c$  на катушку  $L$  (рис. 3) от конденсатора  $C$ . Магнитное насыщение магнитопровода произойдет за время  $T$ , далее именуемое *постоянной времени*, а ток  $I$  в катушке  $L$  может (теоретически) достигать значения

200 А и более (кривая 1 – 7). Величина  $T$  составляет 0,1 – 0,2 мс, что не удовлетворяет заданным условиям быстродействия клапана. Через 20...40 мкс от начала фазы в точке 2 происходит переключение питания катушки  $L$  от конденсатора к аккумулятору 1, и интенсивность увеличения тока снижается. Начинается фаза **b**, в ходе которой якорь преодолевает усилие пружины

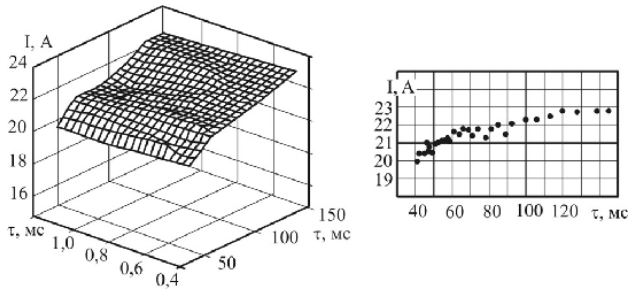


Рис. 5 – Изменение максимального тока в катушке электромагнита в зависимости от длительности и периода следования импульсов управления.

и перемещается на величину  $\Delta l$ , уменьшая воздушный зазор.

Если обеспечивается короткий импульс подачи топлива, где время срабатывания электромагнита составляет 0,1... 0,35 мс, то с точки 3 осуществляется подключение конденсатора  $C$  в противоположной полярности. На фазе с ток  $I$  за короткое время понижается (отрезок 3 – 8).

Для времени срабатывания более 0,35 мс организуется фаза **d** удержания. При этом ток  $I$  понижается до точки 4 и на отрезке 4 – 5 остается постоянным, равным  $I_{уд} \approx 0.5 I_{max}$ . Далее в фазе **e** ток в катушке снижается до нуля.

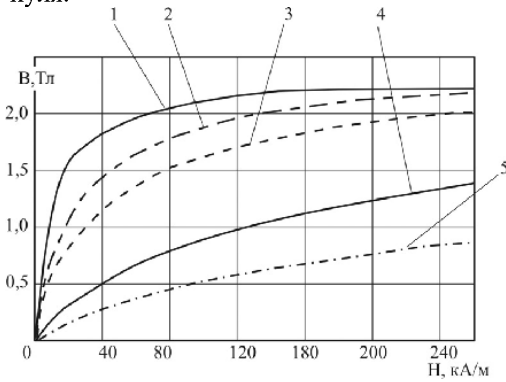


Рис. 6 – Кривые намагничивания: 1 – Агmk0 железо; 2 – магнитодиэлектрик с 2 % связующего; 3, 4, 5 – магнитодиэлектрик с различной долей магнитотвердого порошка.

материала магнитопровода, позволяющего получить предельно возможную магнитодвижущую силу  $F_{mag}$  и, одновременно, максимально снизить влияние вихревых токов и магнитного гистерезиса.

Основной магнитной характеристикой магнитного материала является кривая намагничивания, показывающая изменение векторной величины магнитной индукции  $B$  в зависимости от напряженности  $H$  магнитного поля. Кривые намагничивания магнитоди-

зарядка бустерного конденсатора осуществляется на переходных фазах **c** и **e**, а дозарядка – на фазе **f** (между рабочими циклами) от источника 1.

Выбор максимальной длительности форсированного импульса на уровне 0,35 мс связан с необходимостью ограничить ток  $I_{max}$  в катушке значением 25 А (рис. 5; в последствие значение  $I_{max}$  снижено до 20 А).

Кроме схемы подключения важным условием эффективной работы быстродействующего электромагнита является выбор

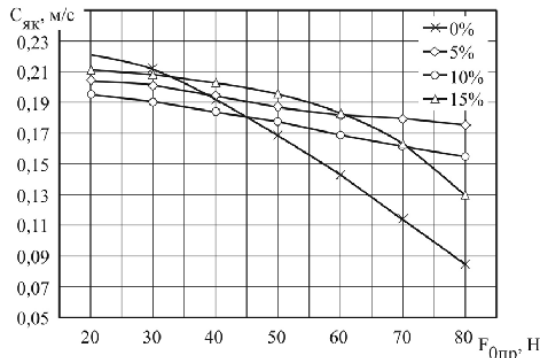


Рис. 7 – Средняя скорость перемещения якоря электромагнита в зависимости от доли магнитотвердого материала в магнитопроводе.

электриков, созданных для магнитопровода форсунки, показаны на рис. 6. Для всех представленных материалов характерное значение магнитной индукции  $B$  в области насыщения – 1,4 ... 1,9 Тл – достигается при напряжённости  $H = 40 \dots 100$  кА/м.

При характерном для работы электромагнита циклическом изменении магнитного поля кривая намагничивания  $B(H)$  образует петлю магнитного гистерезиса. Магнитный гистерезис оказывает большое влияние на динамику форсунки. Магнитное поле циклически изменяется в таких пределах, что насыщение магнитопровода не достигается, и здесь имеет место вариант *непредельной петли магнитного гистерезиса*, моделирование которой вызывает определенные трудности.

Кривые изменения средней скорости перемещения якоря в зависимости от силы предварительной затяжки пружины электромагнитного клапана (рис.7, 8) при продолжительности форсированного импульса 0,2 мс и максимальном токе в катушке 25 А. Применение новой технологии изготовления магнитопровода [9] позволило получить ожидаемый эффект – увеличение скорости перемещения якоря электромагнита.

Особенностями конструкции электромагнита являются: малая величина  $\Delta l$  воздушного зазора; различные материалы, из которых изготовлены якорь и магнитопровод; геометрические отличия якоря и магнитопровода.

Данные особенности указывают, что для рассматриваемого электромагнита магнитная цепь неоднородна и по материалу и по площадям полюсов. Вследствие этого при разработке математической модели необходимо учитывать такие факторы.

Магнитная проницаемость  $\mu_{МД}$  магнитодиэлектрика ниже проницаемости  $\mu_{ЯК}$  материала якоря. Поэтому на преодоление его магнитного сопротивления затрачивается значительная часть намагничивающей силы.

В якоре уровень напряженности магнитного поля  $H$  соизмерим с коэрцитивной силой  $H_c$ . Поэтому необходимо учитывать явление магнитного гистерезиса в якоре. В то же время, поскольку в магнитопроводе  $H \gg H_c$  магнитный гистерезис в магнитопроводе можно не учитывать, а величину  $\mu_{МД}$  принять постоянной.

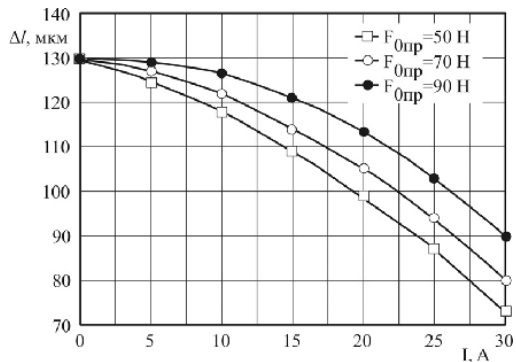


Рис. 8 – Характеристика электромагнита.

Площади полюсов якоря и магнитопровода различаются в 4 и более раза. Это делают сознательно, так как в этом случае в диапазон рабочих режимов попадает точка насыщения, что повышает робастность устройства, использующего быстродействующий электромагнит. Разность площадей полюсов приводит к необходимости учета в математической модели дополнительного магнитного сопротивления на расширение потока в магнитопроводе.

Приведенный анализ объекта исследования позволил определить исходные данные, а также факторы, которые необходимо учесть в разрабатываемой математической модели быстродействующего электромагнита.

**Математическая модель электромагнита.** Среди разработчиков форсунок типа CR преобладает подход, описанный в [10], который заключается в вычислении силы притяжения  $F_{mag}$  на основе решения уравнений Максвелла, описывающих электромагнитные процессы. Данный подход позволяет включать в математическую модель такие эффекты, как магнитное насыщение, вихревые токи, гистерезис. Однако трудоёмкость метода расчёта форсунки оказывается большой, и, поскольку давно разработан и апробирован метод расчёта магнитной цепи [6], то для данной задачи решению уравнений Максвелла имеется более простая альтернатива.

При расчете магнитной цепи электромагнита и его тяговых характеристик возникает необходимость в определении параметров рабочего воздушного зазора. На рис. 9 показаны вероятные пути магнитного потока в магнитопроводе, якоре и в рабочем воздушном зазоре. Определение линий индукции выполнено по рекомендациям [6] с учетом следующих физических явлений.

Из-за внутренних поперечных сил в магнитном поле линии магнитной индукции стремятся занять, возможно, больший объем, выпучиваясь по краям полюсов. Для исследуемого электромагнита это явление характерно для зоны внутреннего и, частично, внешнего зазора. Выпучивание искажает поле, делая его неравномерным вблизи краев (рис. 9).

Разность наружных диаметров магнитопровода и якоря приводит к частичному обходу магнитного потока через торец якоря с одновременной концентрацией линий магнитной индукции в зоне внешнего рабочего воздушного зазора. В магнитопроводе линии магнитной индукции стремятся занять весь

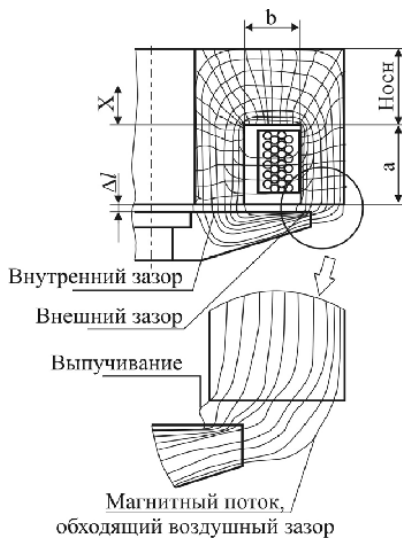


Рис. 9 – Вероятные пути магнитного потока.

объем. А поскольку объемы основания, внешнего и внутреннего полюсов различны, то это приводит к неравномерности магнитного поля.

В работах, посвященных расчетам электромагнитов постоянного тока, показано, что для определения параметров электромагнита возможно выполнить упрощение и неравномерное магнитное поле заменить эквивалентным равномерным. Такое упрощение для приведенной схемы выполняется следующим образом. Длину линии магнитной индукции можно принять равной

$$L(x) = (2a + b) + (x / H_{осн}) \cdot [2 H_{осн} + \Delta l_1 + \Delta l_2], \quad (1)$$

где  $a, b$  – длины участков по внутреннему (наружному) полюсам и основанию, соответственно;  $x$  – расстояние от поверхности катушки до рассматриваемой линии  $L$ ;  $H_{осн}$  – толщина основания магнитопровода;  $\Delta l_1, \Delta l_2$  – длины воздушного зазора по внутреннему и внешнему полюсам.

После преобразований и интегрирования зависимости (1) получено выражение для определения эквивалентной длины линии магнитной индукции

$$l_{экв} = A \cdot [\beta / \ln[1 + \beta] - 1], \quad (2)$$

где  $A = 2a + b$ ;  $C = 2H_{осн} + \Delta l_1 + \Delta l_2$ ;  $\beta = C / A$ .

В любой магнитной цепи присутствуют *потoki рассеяния*. И если величиной поля рассеяния вокруг электромагнита можно пренебречь без ущерба для точности расчета, то полем рассеяния, возникающим внутри магнитопровода и занимающим объем обмотки электромагнита, пренебрегать нельзя. Как указано в [6], число операций при расчете магнитной цепи по участкам можно существенно сократить и упростить, если вычисление потоков рассеяния производить, пренебрегая влиянием изменения падения магнитного потенциала в магнитопровode по его длине за счет потоков рассеяния. При этом связь между потоками выражается через так называемые *коэффициенты рассеяния*, зависящие только от геометрических размеров магнитопровода и не связанные с абсолютной величиной магнитного потока.

Для учета потока рассеяния в магнитопровode используем равенство [6]

$$\Phi(x) = \Phi_{як} \cdot [1 + (g_s / G_n) \cdot x \cdot (1 - x / (2l_s))], \quad (3)$$

где  $\Phi(x)$  – полная величина потока, проходящего по магнитопроводу;  $\Phi_{як}$  – поток, проходящий по якорю;  $g_s$  – магнитная проводимость пространства катушки;  $G_n$  – полная проводимость воздушных зазоров;  $l_s$  – длина катушки.

После интегрирования (3) выражение для коэффициента рассеивания  $\sigma$  принимает вид:

$$\sigma = 1 + g_s / (3G_n) \quad . \quad (4)$$

Предлагаемая математическая модель в отличие от модели [5] учитывает вихревые токи, а также магнитный гистерезис материалов электромагнита.

Запишем *уравнение энергетического баланса* для электрической цепи:

$$UI = RI^2 - S \cdot (B^2 / \mu_0) \cdot d\Delta l / dt + S l_k H_c \cdot dB / dt + d\Pi / dt + R_\phi I_u^2, \quad (5)$$

где  $t$  – время;  $U$  – напряжение;  $B$  – магнитная индукция;  $\mu_0$  – магнитная постоянная;  $H_c$  – коэрцитивная сила;  $R I^2, R_{\phi} I_u^2$  – потери мощности на активном сопротивлении цепи  $R$  и на индукционные токи в якоре при сопротивлении якоря  $R_{\phi}$  кольцевому току;  $S \cdot (B^2 / \mu_0) \cdot d\Delta l / dt$  – мощность, связанная со скоростью якоря  $d\Delta l / dt$ ;  $S l_k H_c \cdot dB / dt$  – мощность, рассеиваемая в тепло при перемагничивании;  $S$  – площадь активной поверхности полюса;  $d\Pi / dt$  – изменение потенциальной энергии магнитного поля,

$$d\Pi / dt = S \cdot l_k \cdot (H - H_c) \cdot dB / dt. \quad (6)$$

Магнитодвижущая сила для петли магнитопровода длины  $l_k$  и двух зазоров между якорем и магнитопроводом суммарной длины  $2\Delta l$  подчиняется закону полного тока:

$$I_M \omega = H \cdot l_k + (B / \mu_0) \cdot 2\Delta l, \quad (7)$$

где  $I_M \omega = I \omega - I_u$  – намагничивающий ток;  $H$  – напряжённость поля в магнитопроводе.

С учетом указанных особенностей, формула для *магнитодвижущей силы* из [5] видоизменится и примет следующий вид:

$$I_M \omega = [B / (\mu_0 \cdot \mu_{МД})] \cdot I_{\text{як}} + H \cdot l_{\text{як}} + [B / \mu_0] \cdot [R_1(\Delta l_1) + R_2(\Delta l_2)], \quad (8)$$

где  $R_1(\Delta l_1), R_2(\Delta l_2)$  – потери, связанные с выпучиванием силовых линий, разностью площадей полюсов магнитопровода и якоря;  $l_{\text{як}}$  – длина линии магнитной индукции по якору;  $\omega$  – число витков катушки.

Потери, связанные с выпучиванием силовых линий, разностью площадей полюсов магнитопровода и якоря, выражаются формулами

$$R_1(\Delta l_1) = \Delta l / (1 + k_{vv} \Delta l), \quad R_2(\Delta l_2) = k_s \cdot (k_c \Delta l + \Delta l_z) / (k1 + k2 \Delta l),$$

в которых используются следующие коэффициенты:

$$k_v = \frac{25,92}{\pi (d_{\text{нар}}^{\text{сер}} - d_{\text{вн}}^{\text{сер}})}, \quad k_{vv} = \frac{5,92}{\pi (d_{\text{нар}}^{\text{як}} - d_{\text{вн}}^{\text{як}})}, \quad \Delta l_z = \frac{\delta x}{3 \mu_{\text{магн}} k_s}, \quad \delta x = \frac{d_{\text{нар}}^{\text{магн}} - d_{\text{нар}}^{\text{як}}}{8},$$

$$k_c = 1 + k_{vv} \Delta l_z, \quad k1 = 1 + k_v \Delta l_z, \quad k2 = k_{vv} k1 + k_v,$$

где  $k_s$  – отношение площадей поперечного сечения якоря и внешнего полюса;  $k_v$  – коэффициент выпучивания для внутреннего зазора сердечник-якорь;  $k_{vv}$  – то же для внешнего зазора;  $\Delta l_z$  – длина магнитной линии, соответствующая потерям при расширении магнитного потока на внешнем зазоре;  $\delta x$  – смещение оси потока при переходе с внешнего зазора в магнитопровод;  $d_{\text{нар}}^{\text{сер}}, d_{\text{вн}}^{\text{сер}}, d_{\text{нар}}^{\text{як}}, d_{\text{вн}}^{\text{як}}, d_{\text{нар}}^{\text{магн}}$  – диаметры наружные и внутренние сердечника, якоря и магнитопровода;  $k_c, k1, k2$  – вспомогательные коэффициенты.

С учетом потока рассеивания уравнение (8) примет вид:

$$I_M \cdot \omega = R_\Sigma \cdot B \cdot \sigma / \mu_0, \quad (9)$$

где потери, связанные с выпучиванием силовых линий, разностью площадей полюсов магнитопровода и якоря, выразим как длину эквивалентного данным потерям воздушного зазора формулой

$$R_\Sigma = R_1(\Delta l_1) + R_2(\Delta l_2) + 2 \cdot I_{\text{якв}}. \quad (10)$$

**Расчёт цепи с учётом потерь на вихревые токи.** При определении намагничивающего тока учтены вихревые токи  $I_u$ , возникающие в якоре. Согласно закону электромагнитной индукции Фарадея-Максвелла изменение вихревого тока в электромагните описывается уравнением

$$I_u = (S / R_\phi) \cdot dB / dt. \quad (11)$$

Из уравнений (9) – (11) получаем известное равенство, связывающее изменение магнитной индукции с напряжением на обмотке соленоида:

$$S \cdot \omega \cdot dB / dt = U - R \cdot I. \quad (12)$$

Изменение тока в обмотке бустерного конденсатора схемы управления можно представить в виде

$$C_{\text{кон}} \cdot dU / dt = -I, \quad (13)$$

где  $C_{\text{кон}}$  – ёмкость конденсатора

После преобразований получим систему дифференциальных уравнений

$$\left\{ \begin{aligned} [T_f + T_u] \cdot \frac{dI_M}{dt} = \frac{U}{R} - I_M - [T_f + T_u] \cdot \frac{2B}{\mu_0 \omega} v_{\text{як}}; \quad T_k \cdot \frac{d(U/R)}{dt} = -I, \end{aligned} \right. \quad (14)$$

и четыре дополняющих систему (14) выражения:

$$T_u = \frac{\mu_0 S k \mu'}{R_\phi}, \quad T_f = \frac{\omega^2 R_\phi}{R} T_u, \quad H_c I_k + 2 \Delta l \frac{B}{\mu_0} = I_M \omega, \quad I = I_M + T_u \frac{dI_M}{dt} + T_u \frac{2B}{\mu_0 \omega} v_{\text{як}},$$

где  $I$  – управляющий ток;  $v_{\text{як}} = d\Delta l / dt$  – скорость якоря;  $T_f, T_k, T_u$  – постоянные времени электромагнита, конденсатора и вихревого тока, соответственно;

$$k \mu' = dB / dH. \quad (15)$$

Быстродействующий электромагнит, использующий магнитодиэлектрик, имеет короткий соленоид, число витков  $\omega = 30 \dots 40$ . Для ограничения вихревых токов якорь изготавливается разрезным, трёхлепестковой формы.

Потерями намагничивающей силы в якоре допустимо пренебречь, и мы находим искомую формулу для силы магнитного притяжения

$$F_{\text{mag}} = K_{\text{вын}} S B^2 / \mu_0, \quad (16)$$

где  $K_{\text{вын}}$  – коэффициент выпучивания для внешнего и внутреннего зазоров;  $B$  – магнитная индукция в якоре,

$$K_{\text{вын}} = 0.5 / (1 + k_v \Delta l)^2 + 0.5 k_s / (k1 + k2 \Delta l)^2, \quad B = I_M \omega \mu_0 / (R_\Sigma \sigma).$$

После достижения магнитного насыщения магнитная индукция и сила магнитного притяжения будут определяться по другим формулам:

$$B_{нас} = \frac{[(I + I_{нас}) \omega] \mu_0}{R_{\Sigma} \cdot k_{рас}}; F_{mag}^{нас} = \frac{S}{2\mu_0} \cdot \frac{B_{нас}^2}{(1 + k_v \Delta l)^2} + \frac{S k_s}{2\mu_0} \cdot \frac{B_n^2}{(k_1 + k_2 \Delta l)^2},$$

где  $I_{нас}$  – сила тока после насыщения;  $B_n$  – индукция насыщения воздушно-го зазора;  $B_{max}$  – максимальная магнитная индукция материала;

$$R_{\Sigma} = \frac{\Delta l}{1 + k_v \cdot \Delta l} + \frac{k_s}{k_v} + 2 \cdot L(x), I_{нас} = \frac{R_{\Sigma} k_{рас} B_n}{\omega \mu_0}, B_n = \left(1 + \frac{k_v \Delta l}{1 + k_v \Delta l}\right) \cdot \frac{B_{max}}{k_s}.$$

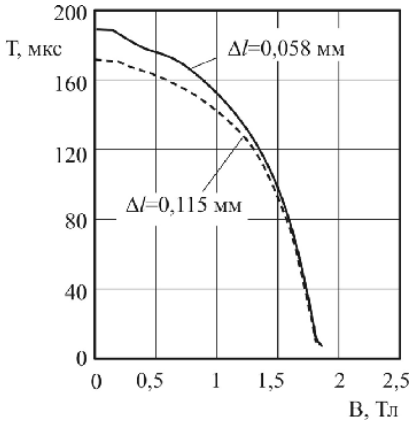


Рис. 10 – Зависимость постоянной времени  $T$  от магнитной индукции  $B$  и воздушного зазора  $\Delta l$ .

мм) воздушных зазоров по предложенной схеме показаны на рис. 10 и предполагают определение магнитной индукции отдельно на каждом из участков цепи.

**Магнитный гистерезис.** В математической модели явление магнитного гистерезиса задается уравнением [10]

$$B = B_{max} \cdot th \left[ \frac{H \pm H_c}{kH_c} \right], \quad (17)$$

где величина  $kH_c$  определяется формой кривой намагничивания ферромагнитного материала. Циклический характер изменения кривой намагничивания  $B(H)$  показан на рис. 11.

### Особенности моделирования механической части привода клапана.

#### Неоднородность магнитной цепи.

В контур магнитной цепи электромагнита входит несколько участков с различными свойствами. Следовательно, необходимо определять магнитную индукцию  $B$  на каждом участке.

На рис. 9 представлена замкнутая магнитная силовая линия, разделенная на четыре участка: 1 – внутренний участок магнитопровода, включая внутренний воздушный зазор; 2 – его внешний участок, включая внешний зазор; 3 – участок линии, проходящий по основанию магнитопровода; 4 – замыкающий участок, пронизывающий якорь.

Результаты расчета для максимального (0,115 мм) и минимального (0,058

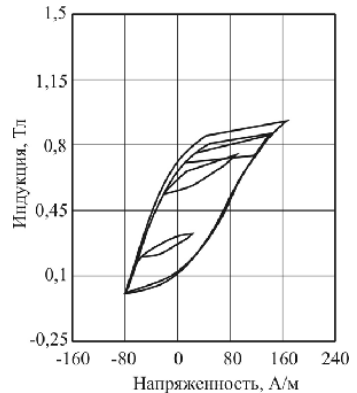


Рис. 11 – Петли гистерезиса.



В форсунке CR фирмы Bosch периоды колебаний  $T_n$  составляют: для пружины клапана – 176 мкс, пружины опоры – 1023 мкс, пружины иглы – 156 мкс, штока клапана – 6 мкс, штока мультипликатора – 55 мкс. При работе форсунки шток клапана деформируется на 4 мкм, или на 8% его полного хода, а шток мультипликатора – на 60 мкм, или на 33% полного хода иглы.

С другими особенностями разработанной модели, касающимися соединения, разъединения и приведения масс для элемента привода, размещённых в полости низкого давления, можно ознакомиться в [12].

**Результаты моделирования.** На основе модели разработана методика и программа динамического расчёта форсунки (в среде MathCAD). Применение этой методики позволило изучить основные принципы, положенные в

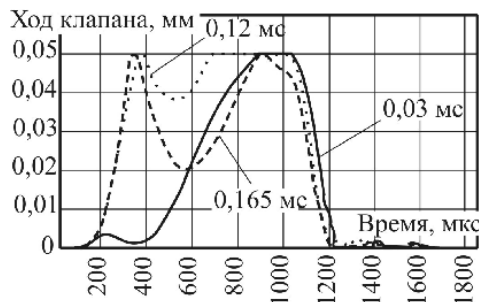


Рис. 14 – Перемещения клапана при разных длительностях импульса  $\tau_\phi$ .

основу выбора конструктивных параметров форсунки CR, а также выявить имеющиеся недостатки, что является отправной точкой для её совершенствования. В частности, оказалось, что асимметрия магнитных полюсов уменьшает влияние технологических отклонений на характеристики движения клапана. Реализованное

*шихтование* якоря не даёт права пренебрегать вихревыми токами. Для сохранения стабильности топливоподачи необходимо ограни-

чивать скорость гидротолкателя при ударе запорного конуса о дно втулки. Используемая конструкция опоры якоря для многофазного впрыскивания малоэффективна.

Указанные рекомендации учтены при разработке новой форсунки [5]. Опишем некоторые результаты исследования.

*Расчетное исследование зависимости характеристик подачи топлива от продолжительности  $\tau_\phi$  форсированного импульса.* Для фазы основного впрыскивания продолжительность этого импульса, подаваемого на катушку, определяет динамику перемещения клапана (рис. 14) и иглы (рис. 15). В ходе численного эксперимента продолжительность управляющего сигнала принималась постоянной (880 мкс) и изменялись продолжительности фаз форсированного импульса и удержания.

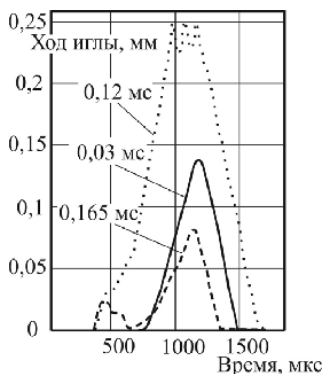


Рис. 15 – Перемещение иглы при разных  $\tau_\phi$ .

Установлено, что при давлении в аккумуляторе 80 МПа длительность  $\tau_{\phi} = 110... 135$  мкс, обеспечивает полный ход иглы форсунки 0,25 мм (рис. 15). Перемещение клапана на максимальную величину 0,05 мм в данном случае происходит за время 210 мкс, а в период удержания клапан (при незначительных колебаниях с амплитудой около 0,01 мм) находится вблизи верхнего упора.

Расчетное исследование показало, что увеличение  $\tau_{\phi}$  до 165 мкс приведет к сокращению времени перемещения клапана между упорами до 170 мкс. В этом случае для клапана становится характерной работа с отскоками от верхнего упора на величину более 60 % хода.

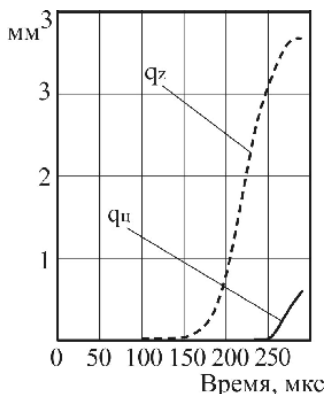


Рис. 16 – Подача  $q_{ц}$  и расход  $q_z$  топлива при дозарядке.

*Определение продолжительности дозарядки конденсатора.* При описании алгоритма управления форсункой указывалось, что формирование форсированного импульса происходит при разрядке бустерного конденсатора. В период между впрыскиваниями топлива в схеме управления предусматривается процесс дозарядки конденсатора. Для этого через катушку электромагнита на клеммы конденсатора подается напряжение с бортовой аккумуляторной батареи. Дозарядка конденсатора не должна сопровождаться впрыскиванием топлива, и ее продолжительность должна быть ограничена.

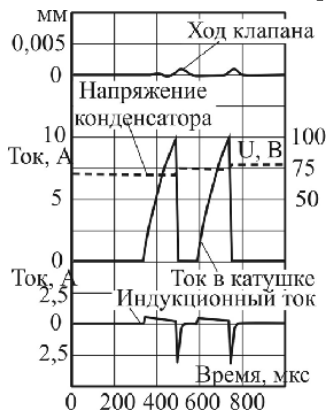


Рис. 17 – Моделирование дозарядки при продолжительности импульса 180 мкс.

Для определения рационального времени дозарядки конденсатора через катушку электромагнита ЭГФ выполнена серия расчетов; их результаты приведены на рис. 16, 17. Можно увеличить напряжение на клеммах конденсатора с 70 В до 85 В, организовав не менее двух импульсов зарядки. Определено, что дозарядка конденсатора продолжительностью менее 150 мкс не приводит к расходу топлива на управление через клапан. Увеличение времени единичного импульса до 250 мкс может привести к впрыскиванию топлива через отверстия распылителя. При этом цикловой расход топлива на управление достигнет  $3 \text{ мм}^3$ .

Увеличение времени единичного импульса до 250 мкс может привести к впрыскиванию топлива через отверстия распылителя. При этом цикловой расход топлива на управление достигнет  $3 \text{ мм}^3$ .

**Сопоставление расчётных и экспериментальных данных.** Для фор-

сунки фирмы Bosch [13] алгоритм управления электромагнитным клапаном соответствует описанию, данному выше. Проведенные исследования показывают, что количество импульсов дозарядки конденсатора достигают 6 и более, а продолжительность каждого импульса – около 50 мкс (рис. 18). Это исключает возможность возникновения несанкционированных впрыскиваний топлива и подтверждает изложенное выше относительно организации оптимальной дозарядки бустерного конденсатора.

На рис. 19 представлены результаты дифференциального измерения напряжения на клеммах форсунки первого цилиндра в момент перезарядки бустерного конденсатора. Точка 1 – нулевая линия – ни в один из каналов форсунки питание не подаётся. Точка 2 – к электромагнитному клапану приложено 12 В от аккумуляторной батареи. Точка 3 – высоковольтный импульс амплитудой 40 В, заряжающий бустерный конденсатор и проходящий через обмотку электромагнита форсунки.

Продолжительность участка «А» составляет 212 мкс. При достаточно большой длительности, но напряжении в 12 В, открытия электромагнитного клапана форсунки не происходит. Участок «В» и последующие за ним аналогичные участки прикладывания напряжения 12 В между зарядками конденсатора, имеют ещё меньшую длительность (110 мкс) и тоже не оказывают влияния на клапан. Высоковольтные импульсы, заряжающие конденсатор, имеют продолжительность около 70 мкс – это участок «С», что меньше допустимого предела 150 мкс, полученного при математическом моделировании.

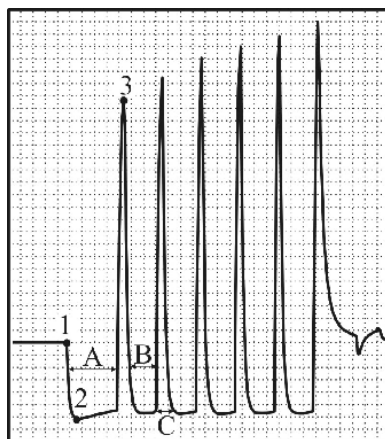


Рис. 18 – Осциллограммы дозарядки (двигатель Mercedes OM611, ЭБУ CR 15C0).

Приведем некоторые результаты исследования процессов, происходящих в ЭГФ с использованием датчика перемещения клапана. Регист-

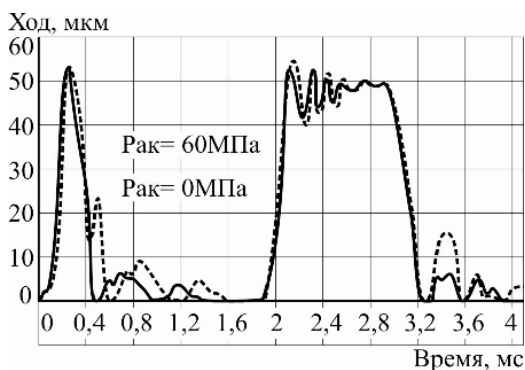


Рис. 19 – Экспериментальные кривые перемещения управляющего клапана.

рация перемещения электромагнитного клапана позволила выявить зависимость показателей топливоподачи от процессов, происходящих в полостях низкого давления (подробно данные процессы описаны в [12]). При идентичном управляющем сигнале ЭГФ было записано две осциллограммы: одна – при отключенной (здесь  $P_{ак} = 0$  МПа), а вторая – при включенной подаче топлива ( $P_{ак} = 60$  МПа). На рис. 19 приведены совмещенные кривые перемещения клапана при организации двухфазного впрыскивания. Можно выделить следующие отличия кривых и указать вероятные причины данных отличий. Первая – увеличение скорости перемещения клапана при  $P_{ак} = 60$  МПа вследствие возникновения дополнительной силы, действующей на клапан во время течения топлива из полости управления. Вторая – движение клапана вблизи упоров-ограничителей хода. Уменьшение амплитуды колебаний клапана при посадке в топливо происходит вследствие возникновения демпфирующего эффекта, а также явлений, описанных в [12]. Результаты подтверждают важность моделирования процессов, происходящих в полостях низкого давления форсунки.

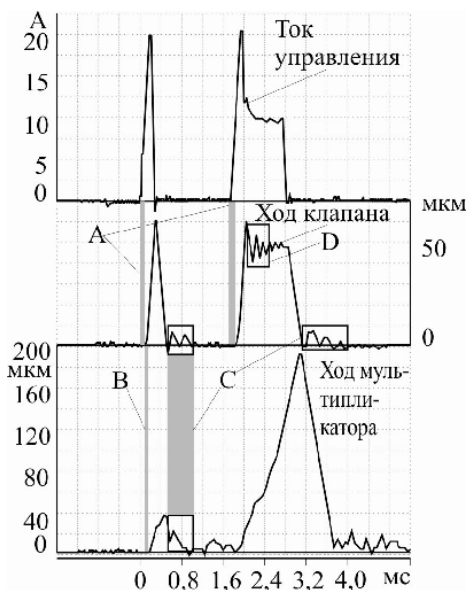


Рис. 20 – Осциллограммы процесса впрыскивания топлива форсункой CR.

На рис. 20 приведены экспериментальные кривые изменения тока управления, подъема клапана и перемещения мультипликатора. Кривые записаны в ходе исследования форсунки на безмоторном стенде при давлении в гидроаккумуляторе 60 МПа. На рис. 20 выделены характерные периоды в работе форсунки, которые определяются динамическими процессами в приводе управляющего клапана:

- А – от подачи управляющего сигнала до начала движения клапана;
- В – между началами движения клапана и мультипликатора;
- С – подскоки клапана, влияющие на запираение мультипликатора;
- D – колебания клапана после его выхода на верхний упор.

**Выводы.** Разработана модель быстродействующего клапанного привода, использующего магнитодиэлектрик. Выполнена апробация модели на примере расчёта электроуправляемой дизельной форсунки типа CR.

**Список литературы. 1.** Грехов Л.В., Иващенко Н.А., Марков В.А. Топливная аппаратура и системы управления дизелем. – М.:Легион-Автодата, 2004. – 344 с. 2.ОСТ 92-9376-80. Электромагниты пневматических и гидравлических клапанов. Методика расчёта. – 49с. 3. *Бойко В.С.* Удосконалення електромагнітних клапанів рідинних ракетних двигунів верхніх ступенів ракетносіїв. – автор.дис....канд.техн.наук. – Харків, 2013. – 20с. 4. *Теленков А.А.* Разработка и внедрение методики и инженерной программы создания оптимальных конструкций электромагнитных клапанов жидкостных ракетных двигателей.–автор.дис....канд.техн.наук. – Химки, 2012. – 20с. 5. *Грицюк А.В., Щербак Г.А., Врублевский А.Н., Денисов А.В.* Результаты безмоторных испытаний дизельной электрогидравлической форсунки.//Двигатели внутреннего сгорания. – Харьков, 2008. – №2. – С. 91 – 97. 6. *Гордон А.В., Сливинская А.Г.* Электромагниты постоянного тока. – М.: Энергоиздат, 1960. – 448с. 7. *Врублевский А.Н., Григорьев А.Л., Грицюк А.В., и др.* Особенности математического моделирования гидромеханических процессов ЭГФ. // Двигатели внутреннего сгорания. – Харьков, 2007. – №1. – С. 44 – 52. 8. *Пинский Ф.И., Давтян Р.И., Черняк Б.Я.* Микропроцессорные системы управления автомобильными двигателями внутреннего сгорания. – М.: Легион – Автодата, 2001. – 136 с. 9. *Врублевский А.Н., Грицюк А.В., Воронков А.И., Бовда А.М.* Результаты испытаний новых материалов для электромагнитов системы топливоподдачи дизеля. // Вісник ХНАДУ. – Харків, 2009. – Вып. 46. – С. 126 – 130. 10. *Passarini, L.C., Pinotti, M.* A new model for Fast-acting electromagnetic fuel injector analysis and design // Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering. – vol. 15. – No. 1. – Rio de Janeiro. – Mar, 2003. 11. *Грунауэр А.А., Тартаковский И.И., Григорьев А.Л.* О связи силы пружины с законом её деформирования // Теория механизмов и машин. – Харьков: Вища школа, 1985. – Вып. 39. – С. 7 – 22. 12. *Врублевский А.Н.* Математическая модель движения элементов и течения топлива в полостях низкого давления электрогидравлической форсунки. // Автомобильный транспорт. – Харьков: ХНАДУ. – 2008. – Вып. 22. – С. 109 – 117. 13. Системы управления дизельными двигателями: пер, с нем. Первое русское издание. – М.: ЗАО «КЖИ «За рулем»». – 2004. – 480с.

**Bibliography (transliterated): 1.** Grehov, L. V., Ivashenko, N. A. and V. A. Markov. *Toplivnaja apparatura i sistemy upravlenija dizelem*. Moscow: Legion-Avtodata. 2004. Print. 2. *OST 92-9376-80. Jelektromagnitny pnevmaticheskij i gidravlicheskih klapanov. Metodika raschjota*. 1980. Print. 3. *Bojko, V. S. Udoskonalennja elektromagnitnyh klapaniv ridinnyh raketnyh dvyguniv verhnih stupeniv raketnosii'v*. Avtor. dis....kand. tehn. nauk. Kharkiv, 2013. Print. 4. *Telenkov, A. A. Razrabotka i vnedrenie metodiki i inzhenernoj programmy sozdanija optimal'nyh konstrukcij jelektromagnitnyh klapanov zhidkostnyh raketnyh dvigatelej*. Avtor. dis....kand. tehn. nauk. Himki, 2012. Print. 5. *Gricjuk, A. V., et al. "Rezultaty bezmotornyh ispytanij dizel'noj jelektrogidravlicheskoj forsunki."* *Dvigateli vnutrennego sgoranija*. No. 2. Kharkov. 2008. 91–97. Print. 6. Print 448. 7. *Vrublevskij, A. N., et al. "Osobennosti matematicheskogo modelirovanija gidromehaničeskijh processov JeGF."* *Dvigateli vnutrennego sgoranija*. No. 1. Kharkov. 2007. 44–52. Print. 8. *Pinskij, F. I., R. I. Davtjan and B. Ja. Chernjak. Mikroprocessornye sistemy upravlenija avtomobil'nymi dvigateljami vnutrennego sgoranija*. Moscow: Legion-Avtodata. 2001. Print. 9. *Vrublevskij, A. N., et al. "Rezultaty ispytanij novyh materialov dlja jelektromagnitov sistemy toplivopodachi dizelja."* *Visnyk HNADU*. No. 46. Kharkiv. 2009. 126–130. Print. 10. *Passarini, L. C., and M. Pinotti. "A new model for Fast-acting electro-magnetic fuel injector analysis and design."* *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*. Vol. 15. No. 1. Rio de Janeiro. Mar. 2003. Print. 11. *Grunaujer, A. A., I. I. Tartakovskij and A. L. Grigor'ev. "O svyazi sily pruzhiny s zakonom ejo deformirovanija."* *Teorija mehanizmov i mashin*. No. 42. Kharkov: Vishha shkola, 1985. 7-22. Print. 12. *Vrublevskij, A. N. "Matematicheskaja model' dvizhenija jelementov i tečenija topliva v polostjah nizkogo davlenija jelektrogidravlicheskoj forsunki."* *Avtomobil'nyj transport*. Vyp. 22. Kharkov: HNADU, 2008. 109-117. Print. 13. *Sistemy upravlenija dizel'nymi dvigateljami: per, s nem. Pervoe russkoe izdanie*. Moscow: ZAO «KZHl «Za rulem»». 2004. Print.

*Попынула (received) 08.10.2014*