

За счет использования в качестве плазмообразующего газа аргона, технология получения микрошариков является экологически чистой.

В качестве исходного материала были взяты сорта стекла ОАО «Стекольный завод «Красный Май», в частности, селеновый рубин, свинцовый хрусталь, зелёное стекло, окрашенное хромом, синее стекло, окрашенное кобальтом.

Для получения микрошариков была использована горелка ГН-5р плазматрона УПУ-8М. Плазмообразующим газом служил аргон. Параметры работы плазматрона: рабочее напряжение 30 В, сила тока 350 – 450 А.

Разработанная нами технология обладает новизной и рядом преимуществ, основным из которых является энергосбережение.

Среднемассовая температура плазменного факела составляла 8750°. Расход стеклопорошка составлял 1,2 - 1,5 кг/мин. Порошок подавался в плазменный факел специальным питателем. Время пребывания стеклопорошка в плазменной горелке, составляло, в среднем 10^{-2} сек. За счет высокой температуры плазмы, происходило мгновенное расплавление стеклопорошка.

Стекланные стержни диаметром 1,0-2,5 мкм в автоматическом режиме подавали в плазменную горелку, где под действием высоких температур плазменного факела происходили плавление торца стержня и диспергация расплава с появлением микрошариков в потоке плазмообразующих газов. По мере продвижения в огнеупорном конусе происходили частичное остывание микрошариков и окончательное их остывание при соприкосновении с водоохлаждаемой металлической полусферой. После соударения с полусферой микрошарики попадали на вибросито, где удалялись «корольки» и другие нестандартные частицы. Крупные фракции микрошариков диаметром >630 мкм накапливались в сборнике, а мелкие отводились по трубопроводу. Отвод плазмообразующих газов проводился принудительной вентиляцией.

Разработанная технология предусматривает получение микрошариков, как из стеклопорошка, так и из стержней.

Таким образом, получение стекланных микрошариков методом плазменного распыления – перспективное направление, позволяющее обеспечить высокое качество конечного продукта и экологическую чистоту технологии.

ПОДБОР ГИДРАВЛИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ТРУБОПРОВОДОВ И ФОРСУНОК ДЛЯ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО СТЕНДА ИСПЫТАНИЯ ТОПЛИВНЫХ НАСОСОВ ДИЗЕЛЕЙ

Блинов П.Н., Блинов А.П.

*Омский государственный университет
путей сообщения
Омск, Россия*

В современной технологии ремонта топливной аппаратуры (ТА) строго регламентирован диапазон изменения производительности топливных насосов высокого давления (ТНВД), посредством разбиения их на группы, которое производится по результатам их испытаний на специальных стендах. Данные стенды оснащены штатными нагнетательными трубопроводами и форсунками, как правило, случайным образом установленными на стенд. Однако, как показывают исследования [1], эффективные проходные сечения нагнетательных трубопроводов $\mu_{f_{tr}}$ и форсунок $\mu_{f_{ф}}$ могут изменяться в широких диапазонах и оказывать значительное влияние на выходные показатели комплекта ТА (ТНВД, нагнетательный трубопровод, форсунка), что необходимо учитывать при оснащении стендов.

Поэтому проведена оценка возможных параметров гидравлических характеристик (ГХ) элементов ТА – $\mu_{f_{tr}}$ (трубопровода) и $\mu_{f_{ф}}$ (форсунки), составляющих комплект. Выделение диапазона изменения этих величин определяет границы значений обобщенных показателей трубопроводов и форсунок. Изучено влияние отдельных характеристик элементов комплекта ТА на его выходные показатели. Исследовано комплексное влияние выбранных ГХ на выходные показатели комплектов, рассмотрены способы корректировки ГХ с целью устранения неравномерности подачи, связанной с разной длиной нагнетательных трубопроводов у комплектов, что имеет место, например, у дизелей типа ПД1М.

Исследования проводились с помощью автоматизированного стенда для контроля гидравлических сопротивлений каналов топливной аппаратуры дизелей [2], где эффективному проходному сечению элемента или его гидравлическому сопротивлению прямо пропорционально время истечения заданного количества топлива через данный элемент [3].

С помощью математической обработки экспериментального материала, полученного при обследовании ТА дизеля ПД1М, найдены распределения ГХ нагнетательных трубопро-

водов и форсунок и минимальной производительности ТНВД.

Эффективное проходное сечение нагнетательных трубопроводов $\mu f_{тр}$ может изменяться в диапазоне от $3,3 \cdot 10^{-6}$ до $7,5 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2$, а эффективное проходное сечение форсунок $\mu f_{ф}$ – в диапазоне от $0,3 \cdot 10^{-6}$ до $0,7 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2$.

Указанный разброс эффективного проходного сечения трубопроводов $\mu f_{тр}$ приводит к изменению производительности комплекта ТА, замеренной на стенде для испытания ТНВД, в диапазоне от 275 до 390 мл за 800 ходов плунжера на режиме холостого хода и от 600 до 650 мл за 400 ходов плунжера на номинальном режиме.

Разброс эффективного проходного сечения форсунок $\mu f_{ф}$ приводит к изменению производительности комплекта ТА в диапазоне от 290 до 370 мл за 800 ходов плунжера на режиме холостого хода и от 420 до 670 мл за 400 ходов плунжера на номинальном режиме.

Таким образом, с увеличением эффективного проходного сечения трубопроводов и форсунок производительность комплекта ТА увеличивается.

Зависимость производительности комплекта ТА от эффективного проходного сечения трубопроводов имеет точку экстремума. Это объясняется увеличением объема трубопровода и наличием остаточного давления в нем.

Продолжительность впрыска топлива в цилиндры зависит от эффективного проходного

сечения трубопровода на номинальном и минимальном режимах. В обоих случаях с увеличением $\mu f_{тр}$ увеличивается продолжительность впрыска в цилиндры дизеля – на номинальном режиме с 22 до 42 градусов поворота коленвала, на минимальном режиме – с 15 до 18 градусов. Причем, чем больше плотность плунжерной пары ТНВД, тем больше увеличение продолжительности впрыска. Это обусловлено тем, что у ТНВД с большой плотностью меньше утечек давления в плунжерной паре.

С изменением длины нагнетательного трубопровода от 200 до 1400 мм эффективное проходное сечение трубопровода уменьшается с $4,6 \cdot 10^{-6}$ до $1,9 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2$.

С увеличением эффективного проходного сечения трубопровода увеличивается фактический угол опережения впрыска топлива. В комплекте с ТНВД большой плотности изменение фактического угла опережения впрыска топлива может достигать 1,5 – 2 градуса.

Анализ комплексного влияния ГХ форсунок, нагнетательных трубопроводов и ТНВД на выходные показатели комплекта ТА был выполнен в виде полного факторного эксперимента с числом опытов 2^3 . На двух уровнях варьировались три фактора: x_1 – эффективное проходное сечение нагнетательного трубопровода $\mu f_{тр}$; x_2 – эффективное проходное сечение форсунок $\mu f_{ф}$; x_3 – группа ТНВД по минимальной производительности Q_{\min} (табл. 1).

Таблица 1

Факторы	Уровни варьирования		
	основной	нижний	верхний
$x_1 - \mu f_{тр}, 10^{-6} \text{ м}^2$	6,20	3,95	7,34
$x_2 - \mu f_{ф}, 10^{-6} \text{ м}^2$	0,670	0,590	0,699
$x_3 - Q_{\min}, \text{ г/400 ходов}$	342,5	335,0	365,3

Эксперимент проведен для двух режимов работы дизеля: режимов минимальной подачи топлива (холостой ход) и максимальной подачи (номинальный режим).

План полного факторного эксперимента приведен в табл. 2, а значение функции откли-

ка – в табл. 3, где в числителе даны значения коэффициентов регрессии, соответствующие режиму холостого хода, а в знаменателе – номинальному режиму.

Таблица 2

План полного факторного эксперимента								
№ п/п	x_0	x_1	x_2	x_3	$x_1 x_2$	$x_1 x_3$	$x_2 x_3$	$x_1 x_2 x_3$
1	+	–	–	–	+	+	+	–
2	+	+	–	–	–	–	+	+
3	+	–	+	–	–	+	–	+
4	+	+	+	–	+	–	–	–
5	+	–	–	+	+	–	–	+
6	+	+	–	+	–	+	–	–

Таблица 3

Значения коэффициентов уравнения регрессии

Выходные характеристики комплекта	b_0	b_1	b_2	b_3	$b_{1,2}$	$b_{1,3}$	$b_{2,3}$
y_1	$\frac{70,58}{571,17}$	$\frac{2,99}{9,49}$	$\frac{-14,5}{-7,75}$	$\frac{24,5}{4,67}$	$\frac{-1,58}{2,58}$	$\frac{1,92}{-2,00}$	$\frac{-3,42}{-0,58}$
y_2	$\frac{78,44}{500,83}$	$\frac{3,44}{5,83}$	$\frac{0,94}{40,83}$	$\frac{-0,31}{-13,33}$	$\frac{0,94}{-6,67}$	$\frac{2,19}{1,67}$	$\frac{-0,31}{9,17}$
y_3	4,5	1,0	-2,5	-8	0	-0,5	0

Коэффициенты уравнений регрессии определены по формуле:

$$b_i = \frac{\sum_{u=1}^m x_{iu} y_u}{N},$$

где $i - 0; 1; 2; \dots;$

m – номер последнего столбца в плане полного факторного эксперимента.

Результаты опытов описывались уравнениями регрессии следующего общего вида:

$$y = b_0 + b_1 x_1 + b_2 x_2 + b_3 x_3 + b_{1,2} x_1 x_2 + b_{1,3} x_1 x_3 + b_{2,3} x_2 x_3 + b_{1,2,3} x_1 x_2 x_3.$$

В итоге получены уравнения регрессии для производительности комплекта ТА для дизеля ПД1М:

1) на режиме холостого хода:

$$y_1 = 70,58 + 2,99x_1 + 14,5x_2 + 24,5x_3 - 1,58x_1x_2 + 1,92x_1x_3 - 3,42x_1x_3,$$

2) на режиме максимальной подачи топлива:

$$y_2 = 571,2 + 9,5x_1 - 7,75x_2 + 4,7x_3 + 2,6x_1x_2 - 2,0x_1x_3 - 0,6x_2x_3.$$

Уравнение регрессии для фактического угла опережения впрыска топлива записывается в следующем виде:

$$y_3 = 4,5 + 1,0x_1 - 2,5x_2 - 0,5x_1x_3.$$

Адекватность полученных моделей проверена по критерию Фишера.

Таким образом, с помощью полученных регрессионных зависимостей можно выполнить подбор устанавливаемых на стенды для испытания ТНВД нагнетательных трубопроводов и форсунок по их гидравлическим характеристикам с целью исключения их неравнозначного влияния на выходные параметры комплектов ТА многоцилиндровых дизелей.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Подача и распыливание топлива в дизелях / И. В. Астахов, В. И. Трусов, А. С. Хачиян и др. / Под ред. И. В. Астахова. – М.: Машиностроение, 1972. – 359 с.

2. Стенд для измерения гидравлического сопротивления узлов и деталей топливной аппаратуры / П.Н. Блинов, А.И. Володин, В.П. Шаповал, А.М. Сапелин // Исследование надежности и экономичности дизельного подвижного состава. – Омск, 1981. – с. 27 – 29.

3. Блинов П.Н., Блинов А.П. Теоретическое обоснование выбора технических средств контроля гидравлических сопротивлений каналов // Материалы международной научной конференции "Технические науки и современное производство". – Франция (Париж) / Ж. "Успехи современного естествознания". – 2009. – № 11. – с. 66 – 69.

**УВЕЛИЧЕНИЕ ЧИСЛА ФАЗ
КАК СПОСОБ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ
ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКИХ
ПОКАЗАТЕЛЕЙ И РАСШИРЕНИЯ
ОБЛАСТИ ПРИМЕНЕНИЯ
АВТОНОМНЫХ ИНВЕРТОРОВ
НАПРЯЖЕНИЯ**

Бражников А.В.^{*}, Бабин В.А.^{**}, Белозеров И.Р.^{*}

^{*}*Сибирский федеральный университет,
Красноярск, Россия*

^{**}*Компания «Комбарко», Москва, Россия*

В последние десятилетия частотно-регулируемые электроприводы переменного тока находят все более широкое применение в различных отраслях промышленности, в области электрического транспорта и т.д., постепенно расширяя свою экспансию там, где до недавнего времени предпочтение отдавалось регулируемым приводам постоянного тока и гидроприводам (это объясняется широко известными преимуществами, которыми обладают частотно-управляемые приводы переменного тока перед другими типами приводов и постоянным их совершенствованием). При этом наиболее перспективными считаются приводы переменного тока, построенные на базе преобразователей частоты со звеном постоянного тока, основными элементами которых являются автономные инверторы (тока или, чаще, напряжения).

Традиционно многофазные автономные инверторы (АИ) строятся таким образом, что отдельные фазы АИ оказываются соединенными *параллельно* друг с другом (в дальнейшем – вариант *А*). При этом с ростом числа фаз фазные токи инвертора уменьшаются (при неизменном фазном напряжении), что является одним из основных преимуществ увеличения числа фаз системы электропривода переменного тока более трех, поскольку при этом появляется возможность строить АИ на базе полупроводниковых приборов (силовых транзисторов, тиристоров, диодов), рассчитанных на меньшие номинальные значения тока, чем при числе фаз, равном трем, и при этом избежать параллельного их соединения, что в большинстве случаев приводит к увеличению стоимо-

сти изготовления и массогабаритных показателей преобразователя частоты.

Однако, возможен и альтернативный (в определенном смысле) вариант построения многофазного автономного инвертора, при котором многофазный АИ состоит из однофазных инверторов, соединенных между собой последовательно (в дальнейшем – вариант *В*). В этом случае отдельные фазы многофазного АИ оказываются соединенными в общей схеме инвертора тоже *последовательно*. При этом наблюдается эффект, обратный тому, что характерен для варианта *А*: при таком принципе построения АИ с ростом числа фаз фазные токи инвертора не изменяются, а фазные напряжения уменьшаются пропорционально числу фаз. В ряде случаев эта особенность может оказаться преимуществом такого принципа построения многофазных АИ, поскольку он позволяет строить инверторы с числом фаз более трех на базе полупроводниковых приборов, рассчитанных на меньшие напряжения, чем в случае трехфазного варианта.

Также возможен и третий, комбинированный вариант построения многофазных АИ, при котором объединяются два описанных выше принципа (вариант *С*): речь идет о последовательно-параллельном принципе построения многофазных автономных инверторов, при котором *m*-фазный АИ представляет собой последовательное соединение *N* инверторов, каждый из которых имеет число фаз, равное *m'*, где $m' = m / N$. Между соседними *m'*-фазными инверторами (последовательно с ними) устанавливаются ограничительные дроссели для уменьшения реактивного воздействия этих инверторов друг на друга (т.е. взаимного влияния по переменной составляющей входного тока каждого из этих инверторов). На входе каждого из *m'*-фазных инверторов устанавливается конденсатор для обеспечения замкнутого контура для протекания реактивной (переменной) составляющей входного тока данного инвертора. В такой схеме ток *I*, потребляемый всей *m*-фазной схемой при четных значениях *m* определяется по формуле

$$I = U \cdot m' / (4N \cdot R_f), \quad (1)$$

где *U* – напряжение на входе *m*-фазного инвертора; *R_f* – активное сопротивление фазы нагрузки инвертора.

При нечетных значениях *m* формула (1) принимает следующий вид:

$$I = U \cdot [(m')^2 - 1] / (4N \cdot R_f \cdot m'). \quad (2)$$