

Марьин Б. Н., Щелкунов Е. Б., Колыхалов Д. Г., Шпорт Р. В., Брянцева Е. А.
B. N. Maryin, Y. B. Shchelkunov, D. G. Kolykhalov, R. V. Shport, E. A. Bryantseva

УСТРОЙСТВО ДЛЯ ОБЖИМА КОНЦА ТРУБЫ

A DEVICE FOR PIPE END CRIMPING

Марьин Борис Николаевич – доктор технических наук, профессор кафедры «Машины и технологии литейного производства» Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре); 681013, г. Комсомольск-на-Амуре, пр. Ленина, 27; 89141778755. E-mail: maryinsb@knastu.ru

Mr. Boris N. Maryin – Doctor of Engineering, Professor, Department of Foundry Machinery and Technology, Komsomolsk-on-Amur State Technical University; 27, Lenina Av., Komsomolsk-on-Amur, 681013, Russia; phone: + 7 914 1778755. E-mail: maryinsb@knastu.ru

Щелкунов Евгений Борисович – кандидат технических наук, доцент кафедры «Технология машиностроения» Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре); 681013, г. Комсомольск-на-Амуре, пр. Ленина, 27. E-mail: ktm@knastu.ru.

Mr. Yevgeny B. Shchelkunov – PhD in Engineering, Associate Professor, Department of Mechanical Engineering Technology, Komsomolsk-on-Amur State Technical University; 27, Lenina Av., Komsomolsk-on-Amur, 681013, Russia. E-mail: ktm@knastu.ru

Колыхалов Дмитрий Геннадьевич – кандидат технических наук, доцент кафедры «Технология самолетостроения» Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре); 681013, г. Комсомольск-на-Амуре, пр. Ленина, 27; 8 (962) 2868966. E-mail: dgk.knastu@mail.ru.

Mr. Dmitry G. Kolykhalov – PhD in Engineering, Associate Professor, Department of Aviation Technology, Komsomolsk-on-Amur State Technical University; 27, Lenina Av., Komsomolsk-on-Amur, 681013, Russia; phone: + 7 962 2868966. Email: dgk.knastu@mail.ru

Шпорт Роман Вячеславович – кандидат технических наук, заместитель первого вице-президента по производству ЗАО «Гражданские самолеты сухого» (Россия, Комсомольск-на-Амуре); 681013, г. Комсомольск-на-Амуре, пр. Ленина, 27 Email: R_Shport@scac.ru

Mr. Roman V. Shport – PhD in Engineering, Deputy First Vice-President, Sukhoi Civil Aircraft CJSC; 27, Lenina Av., Komsomolsk-on-Amur, 681013, Russia. Email: R_Shport@scac.ru

Брянцева Екатерина Андреевна – студентка кафедры «Машины и технологии литейного производства» Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре); 681013, г. Комсомольск-на-Амуре, пр. Ленина, 27; 89142157095. E-mail: katya-bryanceva@mail.ru

Ms. Yekaterina A. Bryantseva – undergraduate student, Department of Foundry Machinery and Technology, Komsomolsk-on-Amur State Technical University; 27, Lenina Av., Komsomolsk-on-Amur, 681013, Russia; phone: + 7 914 2157095. E-mail: katya-bryanceva@mail.ru

Аннотация. Статья посвящена устройству, которое позволяет производить обжим конца труб из труднодеформируемых материалов с тонкими стенками разного диаметра и формировать конец трубы без потери устойчивости в придонной ее части.

Summary. The paper considers a device for crimping the ends of different diameter thin-walled pipes made of hard materials; it also allows forming pipe ends without buckling its bottom part.

Ключевые слова: гидрогазовые системы, трубные заготовки, обжим, токарный станок, обжимные ролики.

Keywords: hydraulic and gas systems, pipe blanks, crimping, lathe machine, crimping wheels.

УДК 621.913

В современном самолетостроении широко применяются элементы гидрогазовых систем из трубных заготовок с различными формами выполнения законцовки (см. рис. 1). В этой отрасли проблема усугубляется тем, что используются труднодеформируемые материалы, а также необходимостью деформировать трубы большой длины с тонкими стенками. Традиционно для их изготовления применяют операцию обжим с осевым усилием деформирования в конических матрицах. Однако возможности данной схемы деформирования ограничены большими удельными нагрузками в осевом направлении и, как следствие, потерей устойчивости тонкой стенки трубы [1].

В работах [2; 3; 4] описаны способ и устройство для обжима концов труб завальцовкой. Использование данного устройства позволяет достичь высокой производительности и качества обжима трубы. Указанное устройство состоит из вращающегося корпуса, к которому прикреплены установленные на осях с возможностью вращения обжимные ролики. Образующие поверхности обжимных роликов выполнены по контурам, соответствующим частям контура, который должен быть придан концу трубы. Протяженность контура ролика и наклон установки его оси выбраны исходя из условия наименьшего скольжения поверхности ролика относительно изделия. При использовании этого устройства деформирование производится по локальным объемам, поэтому сила деформирования в осевом направлении во много раз меньше, чем при обжиме в штампе, и позволяет формировать конец трубы без потери устойчивости в придонной ее части.



Рис. 1. Трубные заготовки с различными формами выполнения законцовки

Недостатком данного устройства является то, что оно изготавливается и может быть использовано для обжима трубы только определенного диаметра.

Авторами статьи разработано универсальное устройство на базе токарного трехкулачкового патрона, в котором обжимные ролики установлены на корпусе с возможностью радиального перемещения (см. рис. 2).

Устройство обеспечивает возможность обжима труб разного диаметра. Оно состоит из сборного корпуса 1, трех кулачков 2 с нарезанными на них рейками и механизма радиального перемещения кулачков. Кулачки располагаются в радиальных Т-образных пазах корпуса 1. На каждом кулачке 2 установлено по одному обжимному ролику 3. Механизм радиального перемещения кулачков включает коническое зубчатое колесо 4 со спиральным пазом на переднем торце, сцепленное зубчатой поверхностью с тремя коническими зубчатыми колесами 5, расположенными равномерно по окружности патрона в отверстиях корпуса 1, а винтовым пазом сцепленное с рейками на кулачках 2. Каждое колесо 5 имеет в торцевой части ступицы паз под ключ.

Устройство для обжима конца трубы закрепляется на шпинделе токарного станка. Настройка устройства на обжим трубы заданного диаметра производится вращением патронным ключом любого из трех зубчатых колес 5 (см. рис. 2). При этом кулачки 2

перемещаются по Т-образным пазам на корпусе до касания рабочей поверхностью обжимных роликов торцевой поверхности трубы.

Обрабатываемая труба устанавливается в зажимном приспособлении на суппорте станка (на схеме не показано). Корпус 1 с обжимными роликами 3 приводится во вращение с заданной частотой. Затем производят осевую подачу трубы к устройству. Кромка торца, затем стенка трубы обкатываются роликами 3 и деформируются в соответствии с контуром роликов.

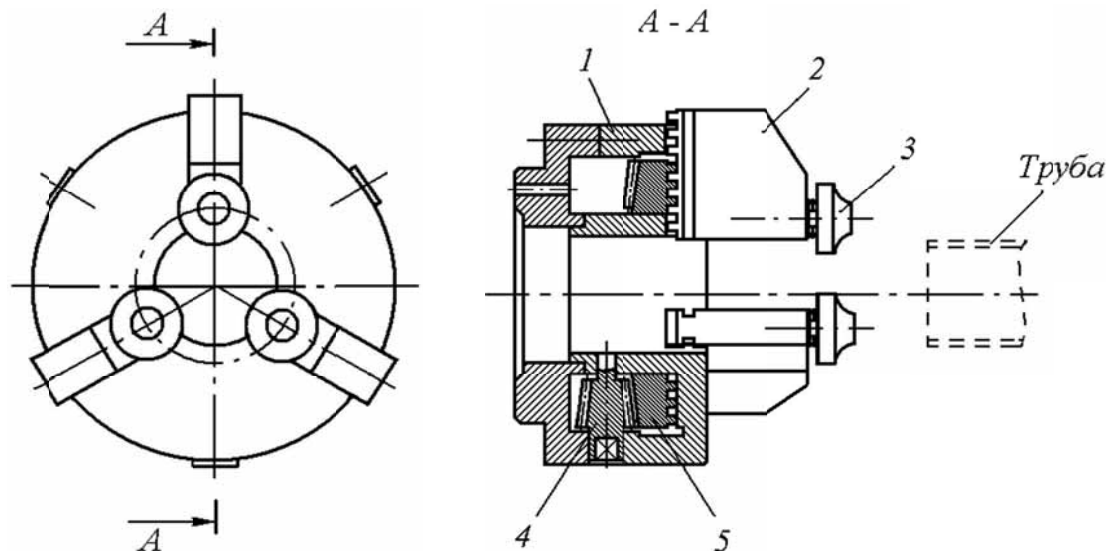


Рис. 2. Устройство для обжима конца трубы:

1 – корпус сборный; 2 – кулачки; 3 – обжимной ролик; 4 – ведущее коническое зубчатое колесо; 5 – ведомые конические зубчатые колеса

На рис. 3 показано крепление обжимного ролика на кулачке. В отверстие корпуса кулачка 1 запрессована ось 6, на которую надеты упорный шариковый подшипник 5, радиальный подшипник скольжения 3 и ролик 4. Ролик 4 на оси 6 закреплен винтом 2.

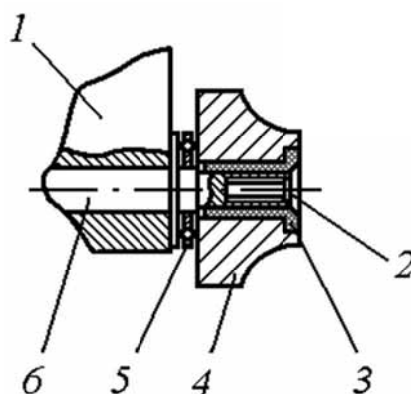


Рис. 3. Крепление обжимного ролика на кулачке:

1 – кулачок; 2 – крепежный винт; 3 – радиальный подшипник скольжения; 4 – ролик; 5 – шариковый подшипник; 6 – ось

Применение этого устройства позволяет снизить затраты на технологическую оснастку, достичь высокой производительности и качества обжима трубы.

ЛИТЕРАТУРА

1. Газогазовые системы летательных аппаратов / Марьин Б. Н., Марьин С. Б., Колыхалов Д. Г. [и др.]. – Владивосток: Дальнаука, 2006. – 459 с.
2. Пат. RU 68385 В2D/04. Устройство для обжима конца трубы / Прохоров А. Г., Марьин С. Б., Бойко В. М. – № 2007100985/22; заявл. 09.01.2007; опубл. 27.11.2007. Бюл. № 33.
3. Прохоров, А. Г. Изготовление деталей из трубных заготовок завальцовкой / А. Г. Прохоров, С. Б. Марьин, В. М. Бойко // Технологические системы. – 2005. – № 5-6. – С. 33-34.
4. Прогрессивные способы изготовления элементов трубопроводов летательных аппаратов / Б. И. Долотов, А. В. Жабаров, Д. Г. Колыхалов [и др.] // Ученые записки КнАГТУ «Науки о природе и технике». – 2012. – №II-1(10). – С. 10-17.

Размыслов В. А., Бондаренко В. А.
V. A. Razmyslov, V. A. Bondarenko

**ОДНОФАЗНЫЙ ТРЁХСТЕРЖНЕВОЙ СВАРОЧНЫЙ ТРАНСФОРМАТОР
С ШЕСТИПЛЕЧИМ ВЫПРЯМИТЕЛЕМ**

**A SINGLE-PHASE THREE-CORE WELDING TRANSFORMER WITH A SIX-PORT
RECTIFIER**



Размыслов Валерьян Александрович – кандидат технических наук, профессор кафедры «Электромеханика» Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре); 89141690950. E-mail: kem@knastu.ru

Mr. Valeryan A. Razmyslov – PhD in Engineering, Professor, Department of Electromechanics, Komsomolsk-on-Amur State Technical University; phone: + 7 914 1690950. E-mail: kem@knastu.ru.



Бондаренко Владимир Александрович – студент магистратуры кафедры «Электромеханика» Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре); 89141743529. E-mail: valdeck@td-net.ru

Mr. Vladimir A. Bondarenko – master student, Department of Electromechanics, Komsomolsk-on-Amur State Technical University; phone: +7 914 1743529. E-mail: valdeck@td-net.ru.

Аннотация. В статье рассмотрен однофазный сварочный трансформатор с выходом на постоянном токе для ручной дуговой сварки штучными электродами. Рассмотрено устройство магнитопровода, обмоток и выпрямителя. Отмечены особенности и положительные черты всего устройства. Приведены основные соотношения в предлагаемом сварочном устройстве и представлены электромагнитная схема сварочного устройства и схема магнитной цепи трансформатора.

Summary. The paper considers a single-phase welder with a direct current output for manual arc welding using stick electrodes. We examine the design of the core, of windings and of the rectifier and present the specific features and advantages of the whole device. Presented are the key relations and ratios in the proposed welding machine along with its electromagnetic layout and the magnetic structure of the transformer.

Ключевые слова: однофазный трёхстержневой сварочный трансформатор, ручная дуговая сварка, магнитная система, шестиплечий выпрямитель.

Keywords: single-phase three-core welder, manual arc welding, magnetic structure, six-port rectifier.

УДК 621.314.2; 621.314.6

Сварочное устройство с выходом на постоянном токе для ручной дуговой сварки состоит из однофазного трехстержневого трансформатора и шестиплечего выпрямителя (см. рис. 1). Первичная обмотка трансформатора с числом витков W_1 расположена на среднем стержне и подключена к сети переменного тока напряжением $u_1 = U_{m1} \sin \omega t$ частотой f , с угловой частотой $\omega = 2\pi f$, амплитудой U_{m1} и действующим значением U_1 .

Крайние стержни трансформатора $Ст2$ и $Ст3$ одинаковы и имеют одинаковые сечения $S_2 = S_3$. Сумма сечений крайних стержней равна сечению среднего стержня $S_1 = S_2 + S_3$. Вто-

ричная (сварочная) цепь содержит две обмотки – обмотку ОВ относительно высокого напряжения, которая предназначена для зажигания и поддержания устойчивого горения дуги, и обмотку ОН относительно низкого напряжения, которая совместно с обмоткой ОВ обеспечивает необходимый сварочный ток. Обмотка ОВ, в свою очередь, состоит из двух последовательно соединённых катушек, которые располагаются на разных крайних стержнях и соединены согласно. Одна из них с числом витков W_3 расположена на стержне Ст3, а вторая с числом витков W_4 – стержне Ст2. Обмотка ОН состоит из одной катушки с числом витков W_2 , расположенной на стержне Ст3. Обмотки ОВ и ОН работают параллельно на дугу через шестиплечий однофазный выпрямитель. Благодаря размещению первичной и вторичных обмоток на разных стержнях магнитопровода, трансформатор обладает большим магнитным рассеянием, что обеспечивает крутопадающую внешнюю характеристику без применения индуктивных дросселей. Распределение обмотки ОВ на двух крайних стержнях позволяет выполнять крайние стержни одинаковыми, а вторичные обмотки ОВ и ОН – из одинаковых проводников. Указанные обстоятельства упрощают конструкцию и технологию изготовления трансформатора. Шестиплечий выпрямитель, предлагаемый в данной работе, выполняет функции двух однофазных мостовых выпрямителей, но содержит меньшее количество вентилях – 6 вместо 8 в двух однофазных мостовых выпрямителях. Это приводит к уменьшению стоимости вентилях, упрощению схемы и монтажа выпрямителя.

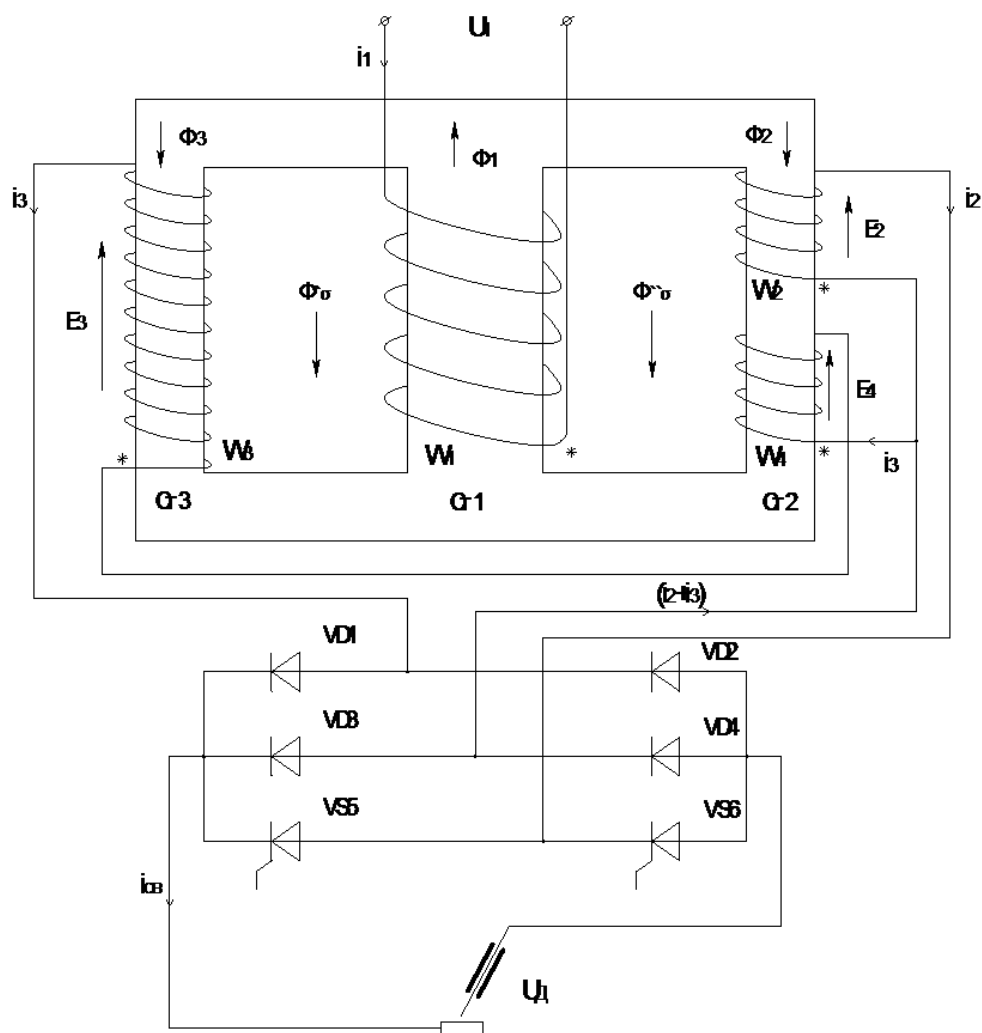


Рис. 1. Электромагнитная схема сварочного устройства

Рассмотрим основные соотношения в предлагаемом сварочном устройстве.

При работе на холостом ходу ЭДС E_{B0} обмотки ОВ, складывающаяся из ЭДС катушек W_3 и W_4 и равная $E_{B0} = E_{30} + E_{40}$, больше ЭДС E_{20} обмотки ОН. Поэтому вентили $VS5$ и $VS6$ запираются ЭДС E_{B0} . Таким образом, выходное напряжение сварочного устройства на холостом ходу равно ЭДС обмотки ОВ $U_{\text{выхо}} = E_{B0}$. Числа витков катушек W_3 и W_4 подбираются так, чтобы обеспечить требуемое значение напряжения холостого хода сварочного устройства. Отношение напряжения холостого хода к первичному напряжению назовём коэффициентом трансформации холостого хода

$$k_T = \frac{U_{\text{выхо}}}{U_1} = \frac{E_{B0}}{U_1}.$$

При холостом ходе ток первичной обмотки равен току намагничивания и относительно мал, падение напряжения на сопротивлениях первичной обмотки пренебрежительно мало, ЭДС первичной обмотки равна приложенному напряжению

$$U_1 = E_{10} = 4,44 \cdot f \cdot W_1 \cdot \Phi_{1н},$$

где $\Phi_{1н}$ – магнитный поток среднего стержня.

Магнитопровод трансформатора выполняется слабонасыщенным, магнитные сопротивления стержней $R_{\mu 1}$, $R_{\mu 2}$, $R_{\mu 3}$ (см. рис. 2) относительно малы, магнитное сопротивление рассеяния $R_{\mu \sigma}$ значительно больше.

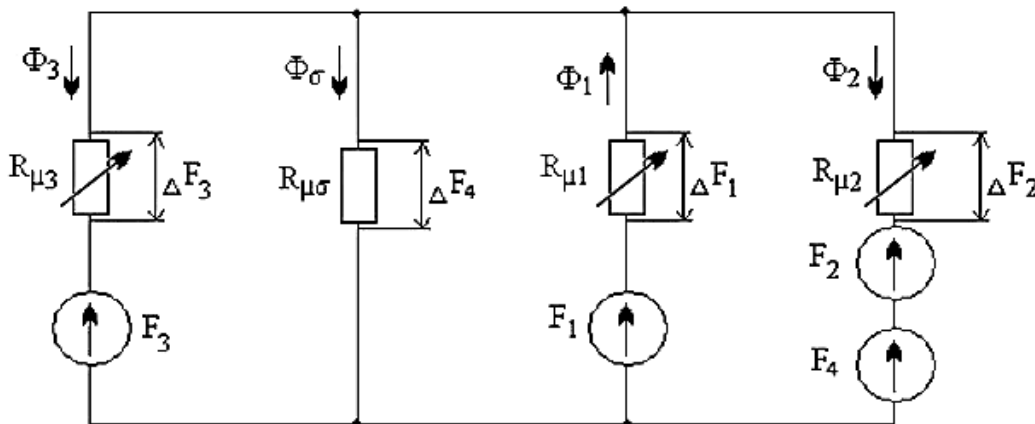


Рис. 2. Схема магнитной цепи трансформатора

С учётом указанных обстоятельств, а также равенства нулю намагничивающих сил вторичных катушек ($F_2 = F_3 = F_4 = 0$) и малости намагничивающей силы F_1 первичной обмотки, можно утверждать, что на холостом ходу магнитный поток рассеяния практически отсутствует $\Phi_{\sigma} = 0$. Магнитный поток среднего стержня равен сумме потоков крайних стержней $\Phi_{1н} = \Phi_{2н} + \Phi_{3н}$. Ввиду того, что крайние стержни одинаковы и одинаковы их магнитные сопротивления ($R_{\mu 2} = R_{\mu 3}$), потоки крайних стержней на холостом ходу равны $\Phi_{2н} = \Phi_{3н}$.

Магнитные потоки стержней $\Phi_{1н}$, $\Phi_{2н}$, $\Phi_{3н}$ на холостом ходу принимаем в качестве номинальных. Действующие значения ЭДС вторичных обмоток на холостом ходу равны

$$E_{B0} = E_{30} + E_{40}, E_{30} = 4,44 \cdot f \cdot W_3 \cdot \Phi_{3н},$$

$$E_{40} = 4,44 \cdot f \cdot W_4 \cdot \Phi_{2н}, E_{20} = 4,44 \cdot f \cdot W_2 \cdot \Phi_{3н}.$$

Из предыдущих соотношений следует, что

$$W_1 = \frac{W_3 + W_4}{2k_T}.$$

При работе под нагрузкой (в режиме сварки) магнитный поток в среднем стержне, ввиду малости падения напряжения на активном сопротивлении первичной обмотки, остаётся почти таким же, как на холостом ходу и

$$U_1 \approx 4,44 \cdot f \cdot W_1 \cdot \Phi_{1н}.$$

Однако потоки из крайних стержней вытесняются на пути рассеяния и потоки в крайних стержнях уменьшаются. Причём поток в Ст3 уменьшается меньше, так что ЭДС вторичных обмоток в режиме сварки становятся практически одинаковыми

$$E_B \approx E_2, E_B = E_3 + E_4.$$

Из схемы магнитной цепи, не учитывая за малостью насыщение магнитопровода и падения магнитных потенциалов на магнитных сопротивлениях стержней ($R_{\mu 1}, R_{\mu 2}, R_{\mu 3}$), получаем, что при работе в режиме сварки намагничивающие силы стержней равны

$$F_1 = F_3 = F_2 + F_4 \quad \text{или} \quad W_1 \cdot I_1 = W_3 \cdot I_3 = W_2 \cdot I_2 + W_4 \cdot I_4,$$

где I_1, I_2, I_3 – действующие значения токов соответствующих обмоток.

Ток нагрузки (сварочный ток) равен сумме токов вторичных обмоток

$$I_{св} = I_2 + I_3.$$

Отношение первичного тока к сварочному току назовём коэффициентом трансформации сварочного тока

$$k_I = \frac{I_1}{I_{св}}.$$

Отношение токов вторичных обмоток зависит от отношения чисел витков катушек вторичных обмоток. С технологической точки зрения наиболее привлекательным является случай, когда вторичные токи одинаковы $I_2 = I_3$. При этом все катушки вторичных обмоток по условиям охлаждения можно выполнять из одинаковых проводников, что технологически удобно. Плотности токов вторичных обмоток при этом тоже будут одинаковыми. Поэтому в дальнейшем будем исходить из условия равенства токов вторичных обмоток. В этом случае из предыдущих выражений следует, что

$$W_3 = 2k_I W_1, \quad W_4 = 2W_1(k_T - k_I), \quad W_2 = 2W_1(2k_I - k_T),$$

а отношения чисел витков катушек равны

$$k_4 = \frac{W_4}{W_3} = \frac{k_T}{k_I} - 1, \quad k_2 = \frac{W_2}{W_3} = 2 - \frac{k_T}{k_I} = 1 - k_4.$$

Из полученных выше соотношений следует, что в сварочных устройствах при условии $0,5k_T < k_I < k_T$ значения W_2, W_3, W_4 будут положительными.

При работе под нагрузкой через неуправляемые вентили VD1 и VD2 проходит ток I_3 , причём в один полупериод через VD1, а в другой полупериод через VD2. В качестве VD1 и VD2 выбираются одинаковые диоды. Через управляемые вентили VS5 и VS6 проходит ток I_2 , причём в один полупериод через VS5, а в другой полупериод через VS6. В качестве VS5 и VS6 выбираются одинаковые тиристоры. Через неуправляемые вентили VD3 и VD4 проходит полный сварочный ток $I_{свн} = I_2 + I_3$, причём в один полупериод через VD3, а в другой через VD4. В качестве VD3 и VD4 выбираются также одинаковые диоды. В качестве номинального тока $I_{свн}$ принимается максимальный сварочный ток. При этом угол открывания тиристоров VS5 и VS6 равен 0. Наибольшие токи через вентили проходят в режиме короткого замыкания (при зажигании дуги).

Кратность тока короткого замыкания сварочной цепи

$$k_k = \frac{I_k}{I_{свн}}$$

обычно задаётся в пределах 1,5...2.

Требующиеся индуктивное сопротивление рассеяния первичной обмотки

$$x_{\sigma'} = \frac{0,99 \cdot U_1}{k_K \cdot k_I \cdot I_{свн}}$$

и магнитная проводимость рассеяния

$$\Lambda' = \frac{x_{\sigma}}{2\pi \cdot f \cdot W_1^2}$$

Предлагаемое сварочное устройство имеет относительно высокий КПД и коэффициент мощности. За счет применения двух вторичных обмоток выпрямителя уменьшается расход обмоточного провода, повышается коэффициент мощности устройства, уменьшается потребляемая из сети мощность и ток.

ЛИТЕРАТУРА

1. Размыслов, В. А. Расчёт и анализ электромагнитных процессов в однофазном трёхстержневом сварочном трансформаторе / В. А. Размыслов, В. А. Бондаренко // Учёные записки КнАГТУ. Науки о природе и технике. – 2012. – № III-1 (11). – С. 8-15.

Марушенко С. Г., Шундеев Е. Н.

ПРИМЕНЕНИЕ КОРРЕКТОРОВ КОЭФФИЦИЕНТА МОЩНОСТИ В СВЕТОДИОДНЫХ ИСТОЧНИКАХ ОСВЕЩЕНИЯ

Марушенко С. Г., Шундеев Е. Н.

S. G. Marushchenko, E. N. Shundeev

ПРИМЕНЕНИЕ КОРРЕКТОРОВ КОЭФФИЦИЕНТА МОЩНОСТИ
В СВЕТОДИОДНЫХ ИСТОЧНИКАХ ОСВЕЩЕНИЯ

APPLICATION OF THE POWER FACTOR CORRECTION IN LED LIGHTING



Марушенко Сергей Григорьевич – кандидат технических наук, доцент, доцент кафедры «Промышленная электроника» Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре). E-mail: sir_grig@mail.ru

Mr. Sergey G. Marushchenko – PhD in Engineering, Associate Professor, Department of Industrial Electronics, Komsomolsk-on-Amur State Technical University. E-mail: sir_grig@mail.ru.



Шундеев Егор Николаевич – магистр кафедры «Промышленная электроника» Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре). E-mail: shundeevegor@gmail.com

Mr. Yegor N. Shundeev – Master of Engineering, Department of Industrial Electronics, Komsomolsk-on-Amur State Technical University. E-mail: shundeevegor@gmail.com

Аннотация. В статье рассмотрены причины возникновения искажений сетевого тока при использовании светодиодных осветительных ламп, показаны пути решения данной проблемы. Проведено экспериментальное исследование режимов работы пассивного корректора коэффициента мощности, дан анализ полученных осциллограмм входного тока. Синтезирована модель активного корректора коэффициента мощности и приведены результаты моделирования его работы.

Summary. The paper considers the causes for line current distortions occurring during the use of light-emitting diode lamps. Ways to solve the given problem are proposed. An experimental research of the operating modes of a passive power-factor corrector is carried out; the input current's resulting oscillograph patterns are analyzed. A model of an active power factor corrector is built, its work is simulated and results presented.

Ключевые слова: корректор коэффициента мощности, импульсный преобразователь, искажения входного тока, моделирование.

Keywords: power factor corrector, pulse converter, line current distortions, simulation.

УДК 621.314.6:621.382

Включение в сеть переменного тока нелинейных нагрузок, например, осветительного оборудования, содержащего источники вторичного электропитания с импульсным преобразователем (энергосберегающие газоразрядные и светодиодные лампы), управляемых электродвигателей, источников электропитания с емкостным фильтром, приводит к тому, что потребляемый этими устройствами ток имеет импульсный характер с высоким процентом содержания высших гармонических составляющих, из-за которых могут возникать проблемы

электромагнитной совместимости при работе различного оборудования. Коэффициент мощности при этом не превышает 0,7.

Стандартом VDE0712 были введены требования к потребителям электрической энергии по гармоническим составляющим потребляемого тока и коэффициенту мощности [3]. Стоит отметить, что нормы распространялись только на осветительное оборудование мощностью более 25 Вт. В 1982 г. европейским стандартом IEC555 были введены более жесткие ограничения и действие стандарта распространилось также и на системы электропитания мощностью более 165 Вт [5]. В настоящее время стандарт МЭК IEC 1000-3-2 определяет нормы по гармоническим составляющим потребляемого тока и коэффициенту мощности для систем электропитания мощностью более 50 Вт и всех типов осветительного оборудования [4]. Постепенное ужесточение требований к потребителям электрической энергии вызвало необходимость принятия специальных мер и подтолкнуло разработчиков оборудования к проработке различных вариантов схем, обеспечивающих повышение коэффициента мощности.

В соответствии с утвержденной Правительством РФ государственной программой «Энергосбережение и повышение энергетической эффективности на период до 2020 года» в последнее время руководители предприятий, представители малого и среднего бизнеса все больше обращают внимание на использование энергосберегающего электрооборудования на своем производстве. Один из путей снижения энергопотребления – это использование более эффективного по светоотдаче и низкого по потребляемой мощности осветительного оборудования. В настоящее время большой популярностью пользуется светодиодное освещение. Кроме высокой эффективности и низкого энергопотребления, светодиодное освещение имеет ряд других преимуществ — отсутствие вредного мерцания, присущего газоразрядным лампам, высокую контрастность, что обеспечивает лучшую четкость освещаемых объектов по сравнению с теми же газоразрядными лампами, высокую надежность и механическую прочность.

На рис. 1 показана типовая структура светодиодного светильника, предназначенного для замены газоразрядных ламп типа Т8 и Т9.

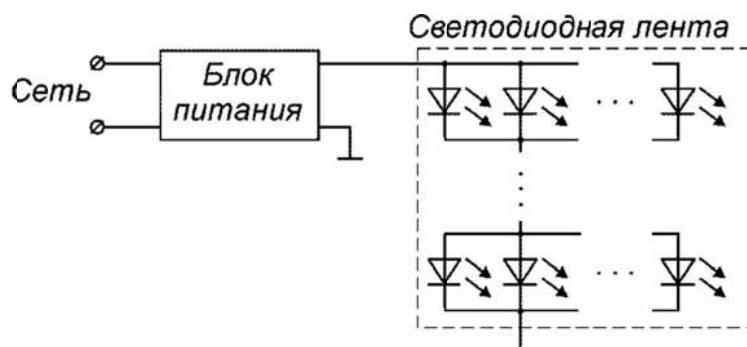


Рис. 1. Типовая структура светодиодного светильника

В качестве источника света используется лента светодиодов, соединенных последовательно-параллельно. Такой способ соединения позволяет стабилизировать по току и напряжению рабочую точку светодиодов и добиться однородного свечения. Также при таком способе соединения облегчается проектирование блока питания, так как не приходится работать со слишком большим выходным током (параллельное соединение) или высоким выходным напряжением (последовательное соединение).

Блок питания представляет собой источник тока, потребляющий энергию от сети. Питание светодиодов постоянным током позволяет получить однородную светимость [7]. На рис. 2 показана типовая схема блока питания.

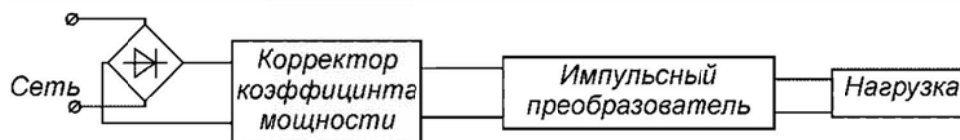


Рис. 2. Блок питания светодиодной лампы

Для получения постоянного тока используется преобразование выпрямленного сетевого напряжения. Использование импульсного преобразователя позволяет достичь малых массогабаритных показателей блока питания. Принцип импульсного преобразования, позволяющий добиться этого, заключается в том, что один единственный транзисторный ключ осуществляет дозированную подачу энергии источника в нагрузку.

Для увеличения эффективности использования электроэнергии используется корректор коэффициента мощности. Его назначение – формирование входного тока, пропорционального входному напряжению, т.е. устройство с идеальным корректором мощности воспринимается сетью как активная нагрузка [6]. Действительно, в этом случае все гармоники тока и напряжения будут иметь одинаковую фазу и $\cos\varphi$ по каждой гармонике тока и напряжения будет равен единице. Таким образом, исключаются гармонические искажения и потребление реактивной мощности из сети.

Корректор может быть активным и пассивным. Пассивный корректор прост в реализации, однако, не смотря на то, что фазовый сдвиг между основной гармоникой потребляемого тока и входного напряжения практически отсутствует, коэффициент гармонических искажений достаточно высок.

На рис. 3 показаны схема возможной реализации пассивного корректора и форма потребляемого тока при активной нагрузке [2]. Конденсаторы заряжаются последовательно от сети через диод VD6 и разряжаются параллельно на нагрузку через диоды VD5 и VD7. Ток из сети потребляется в интервале от 30° до 150° , затем от 210° до 330° .

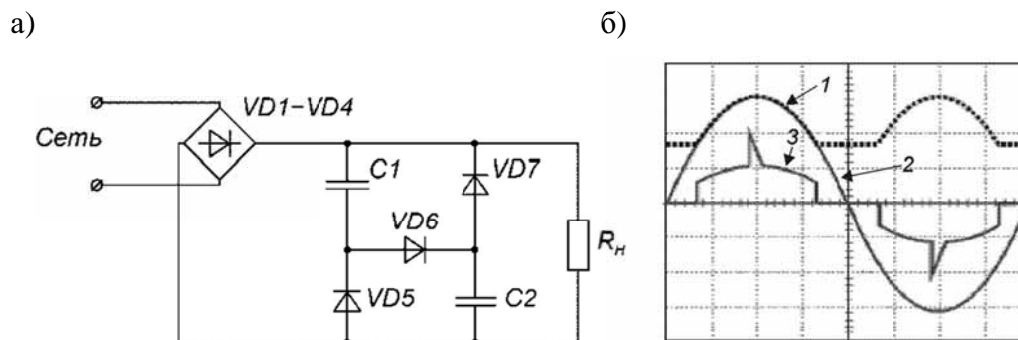


Рис. 3. Реализация коррекции коэффициента мощности:

а – схема пассивного корректора; *б* – временные диаграммы работы корректора (*1* – напряжение на нагрузке, *2* – входное напряжение, *3* – потребляемый ток)

Были проведены экспериментальные исследования режима работы данного корректора при подключенном к его выходу импульсном преобразователе с резистивной нагрузкой. Осциллограмма входного тока была снята с токового шунта, включенного последовательно в цепь питания корректора, с помощью цифрового осциллографа RIGOL DS1022 и показана на рис. 4.

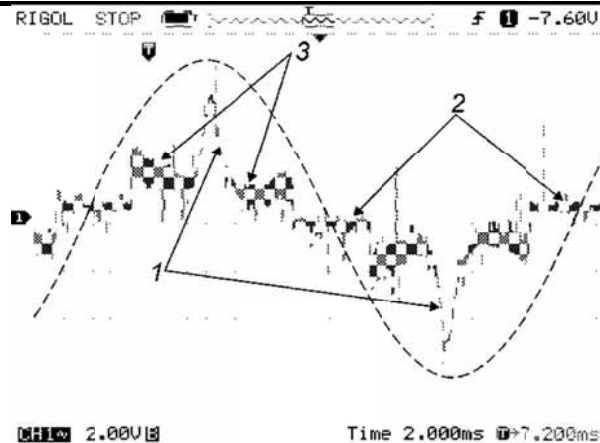


Рис. 4. Осциллограмма потребляемого из сети тока:

- 1 – участки заряда емкостей от сети;
- 2 – участки разряда емкостей через нагрузку;
- 3 – участки работы на нагрузку

На рис. 4 пунктиром показано входное напряжение сети. Так как при проведении испытания выпрямитель был нагружен на пассивный корректор и далее на импульсный преобразователь, то форма тока на участках (3) отличается от случая, когда корректор нагружен на активную нагрузку. Как видно из осциллограммы, на кривой тока присутствуют участки заряда емкостей корректора (1) и разряда их (2) на нагрузку. Такой характер работы корректора является причиной появления высших гармонических составляющих в спектре входного тока, что иллюстрируется рис. 5.

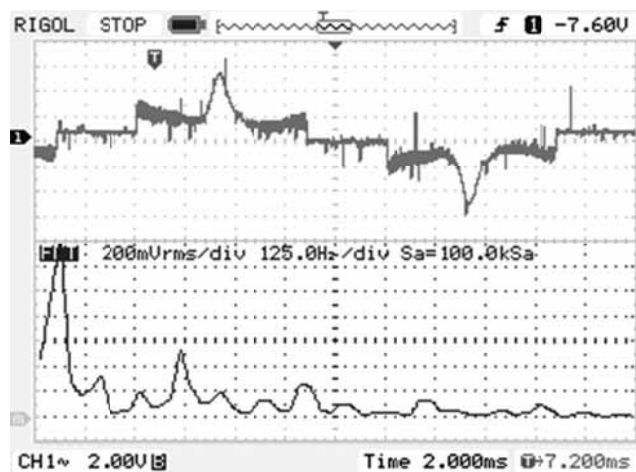


Рис. 5. Входной ток сети и его гармонический состав

Для одной лампы такие искажения являются несущественными ввиду относительно малых значений амплитуд гармонических составляющих сетевого тока, однако для системы освещения офисов или производственных помещений, где число ламп может достигать сотен, а то и тысяч, суммарная помеха может сильно загрязнять электрическую сеть.

Лучшим решением проблемы является использование активного корректора коэффициента мощности. Принцип его работы заключается в отслеживании входного напряжения и совершении внутрисхемных коммутаций при помощи активных ключей с целью поддержания пропорциональности входного тока и напряжения.

Активный корректор может быть выполнен на основе импульсного преобразователя, например повышающего преобразователя буст-типа [1], при помощи введения соответствующих обратных связей. При этом можно добиться пропорциональности входного тока и напряжения, а также низкого уровня пульсаций постоянного выходного напряжения. Возможная реализация такого преобразователя показана на рис. 6.

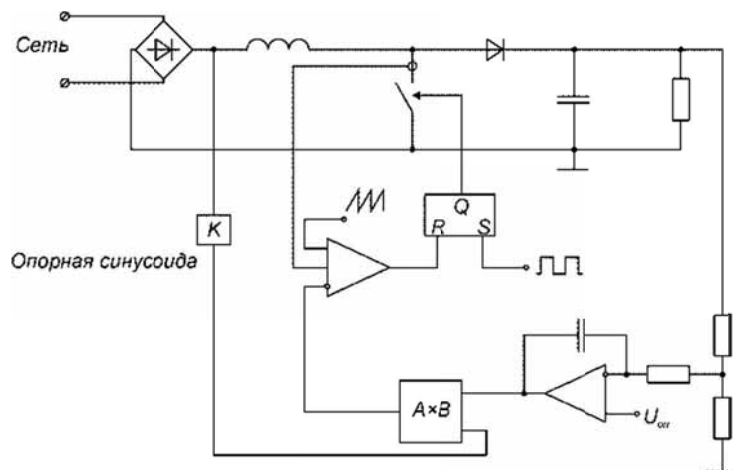


Рис. 6. Активный корректор мощности на основе буст-преобразователя

Работа буст-конвертора основана на накоплении энергии в индуктивности при замыкании ключа, с последующим разрядом накопленной в индуктивности энергии через нагрузку при размыкании ключа. Конденсатор выполняет функцию сглаживающего фильтра. Диод предотвращает разряд конденсатора через замкнутый ключ. В схеме управления выполняется сравнение тока ключа с входным напряжением и выходного напряжения с эталонным уровнем постоянного напряжения, после чего производится коммутация ключа для уменьшения ошибки между задающими и регулируемыми величинами. Для исследования режимов работы данная схема была смоделирована в приложении Simulink пакета Matlab. Модель корректора показана на рис. 7.

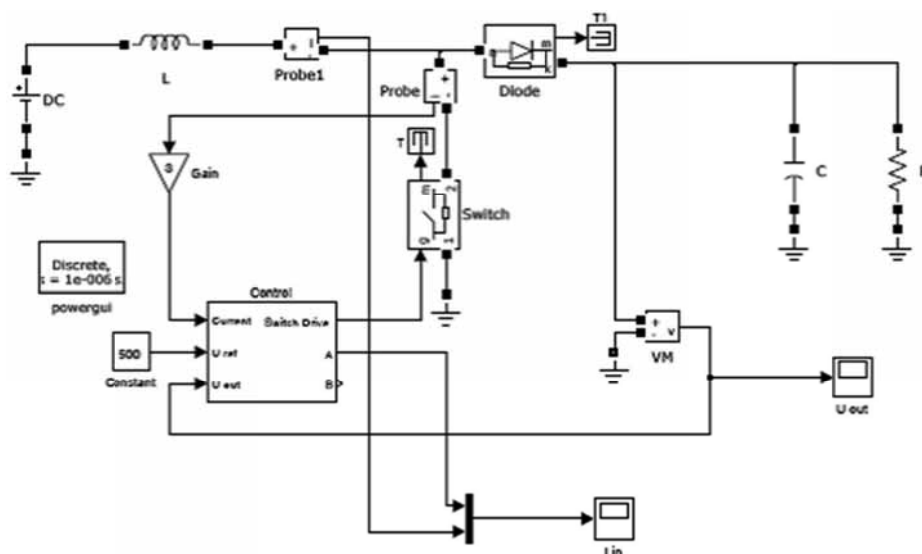


Рис. 7. Модель корректора, созданная в приложении Simulink

Блок управления Control в развернутом виде показан на рис. 8.

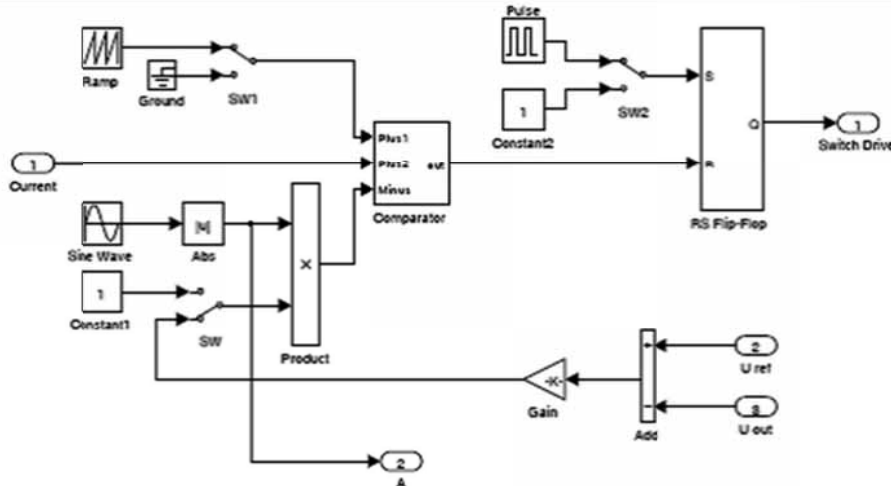


Рис. 8. Блок сравнения и управления ключом

На рис. 9 показаны диаграммы входного тока и напряжения активного корректора коэффициента мощности, полученные в результате моделирования его работы. Из диаграмм видно ярко выраженную пропорциональность тока напряжению. Входной ток промодулирован управляющим коммутационным сигналом. Высокочастотная составляющая тока может быть легко подавлена пассивным ВЧ фильтром.

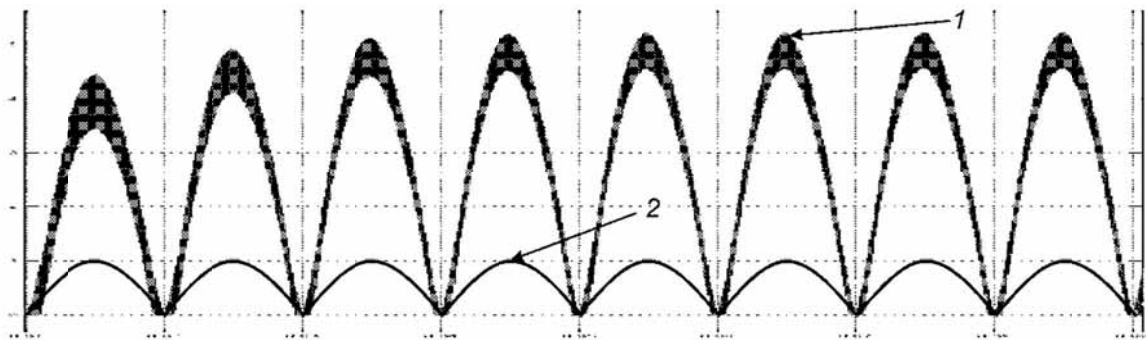


Рис. 9. Входной ток (1) и напряжение (2) на активном корректоре коэффициента мощности

Диаграмма выходного напряжения, получаемого на нагрузке, показана на рис. 10.

Выходное напряжение имеет небольшие пульсации на фоне высокого значения постоянной составляющей. Учитывая, что корректор нагружается на понижающий преобразователь со стабилизацией, этот результат можно считать приемлемым.

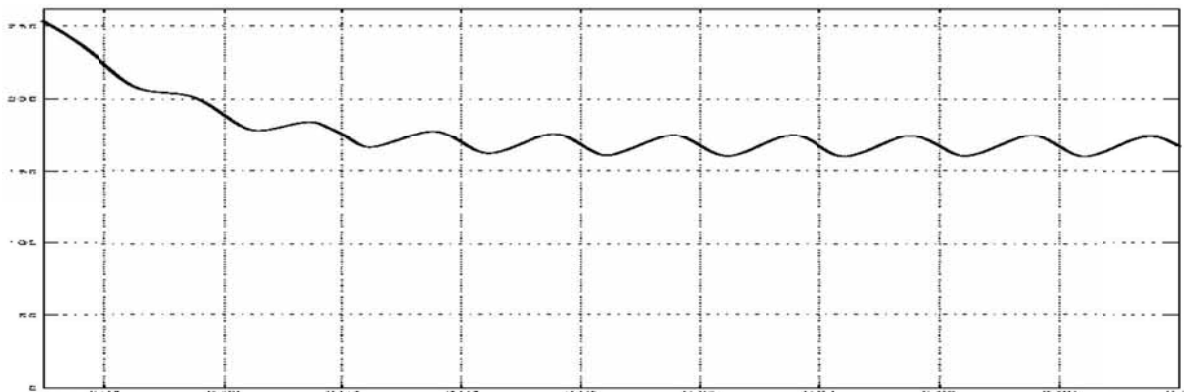


Рис. 10. Выходное напряжение на нагрузке

Таким образом, на основании проведенного анализа можно утверждать, что при массовом использовании светодиодных ламп в промышленных помещениях и офисных зданиях, блоки питания таких ламп целесообразно комплектовать активными корректорами коэффициента мощности для снижения высокочастотных составляющих сетевого тока.

ЛИТЕРАТУРА

1. Зиновьев, Г. С. Основы силовой электроники: учеб. Ч. 1 / Г. С. Зиновьев. – Новосибирск: Изд-во НГТУ, 1999. – 199 с.
2. An Analysis About Valley Fill Filters Applied To Electronic Ballasts / Alysson R., Seidel Marco A., Dalla Costa, Alexandre Campos, Ricardo N. do Prado // Proceedings of the 29th annual conference of the IEEE industrial electronics society.
3. DIN VDE 0712 / Specification for accessories to hot and cold-cathode fluorescent lamps with rated voltage up to 1000 V - General requirements.
4. IEC 1000-3-2 (1995) (EN 61000-3-2) / Specifies the limits for harmonic currents created by equipment connected to public low-voltage supply systems.
5. IEC 555 / Disturbances caused by harmonic currents in electrical equipment.
6. Tenti P., Spiazzi G. Harmonic Limiting Standards and Power Factor Correction Techniques / P. Tenti, G. Spiazzi // Proceedings of the 6th European conference on power electronics and applications, 19-21 September 1995 Sevilla, Spain. – p. 2 – 144.
7. Why Drive White LEDs With Constant Current? // www.maxim-ic.com: analog, linear and mixed-signal devices from Maxim. Jun 03, 2004. URL: <http://www.maxim-ic.com/an3256> (дата обращения 15.06.2011).

Кулинич Ю. М., Духовников В. К.
Y. M. Kulinitch, V.K. Dukhovnikov

ПОВЫШЕНИЕ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПАССИВНОГО КОМПЕНСАТОРА ЭЛЕКТРОВОЗА ПЕРЕМЕННОГО ТОКА

IMPROVING THE ENERGY PERFORMANCE OF A PASSIVE REACTIVE POWER COMPENSATOR IN AN AC LOCOMOTIVE



Кулинич Юрий Михайлович – доктор технических наук, профессор кафедры «Электроподвижной состав» Дальневосточного государственного университета путей сообщения (Россия, Хабаровск). E-mail: kulinitich@rambler.ru

Mr. Yuri M. Kulinitch – Doctor of Engineering, Professor, Department of Electrically Propelled Vehicles, the Far East State University of Railway Engineering (city of Khabarovsk). E-mail: kulinitich@rambler.ru



Духовников Вячеслав Константинович – аспирант кафедры «Электроподвижной состав» Дальневосточного государственного университета путей сообщения (Россия, Хабаровск). E-mail: slava_dvk@mail.ru

Mr. Vjatcheslav K. Dukhovnikov – PhD Candidate, Department of Electrically Propelled Vehicles, the Far East State University of Railway Engineering (city of Khabarovsk). E-mail: slava_dvk@mail.ru

Аннотация. В работе рассматривается устройство для компенсации реактивной мощности, позволяющее повысить коэффициент мощности во всем диапазоне токовых нагрузок путём плавного изменения реактивной мощности компенсатора. Устройство состоит из пассивного компенсатора реактивной мощности и вольтодобавочного трансформатора. Для определения эффективности работы предлагаемого компенсатора реактивной мощности выполнено и представлено математическое моделирование трех вариантов работы электровоза.

Summary. The paper considers a device for compensation of reactive power. This device allows improving the power factor along the whole range of current loads using a smooth change of compensator's reactive power. The device consists of a passive compensator of reactive power and a booster transformer. To determine the operating efficiency of the proposed reactive power compensator, three variants of the work of an electric locomotive have been mathematically modelled.

Ключевые слова: электровоз, компенсатор реактивной мощности, качество электрической энергии, математическое моделирование, гармонический состав тока.

Keywords: electric locomotive, reactive power compensator, quality of electric energy, mathematical modeling, harmonious structure of electric current.

УДК 629.423.1:621.3.025:629.4.016.2

На сети железных дорог Российской Федерации эксплуатируются электровозы переменного тока ВЛ80Т,С с вентильными преобразователями, имеющими низкий коэффициент мощности, который в зависимости от нагрузки и удаления электровоза от тяговой подстанции находится в пределах 0,65...0,85. На Красноярской железной дороге, по обобщённым годо-

вым данным, средний коэффициент мощности (κ_m) указанных электровозов составляет 0,795. По данным этой же дороги, а также в соответствии с результатами обширных экспериментов, электровозы переменного тока типа ВЛ80Р с рекуперативным торможением имеют ещё более низкий коэффициент мощности: в режиме тяги – 0,705; в режиме рекуперации – 0,5175 [4]. Компенсировать реактивную мощность электроподвижного состава переменного тока без изменения силового преобразователя возможно с помощью подключения пассивного нерегулируемого компенсатора реактивной мощности (КРМ) к вторичной обмотке силового трансформатора электровоза (см. рис. 1).

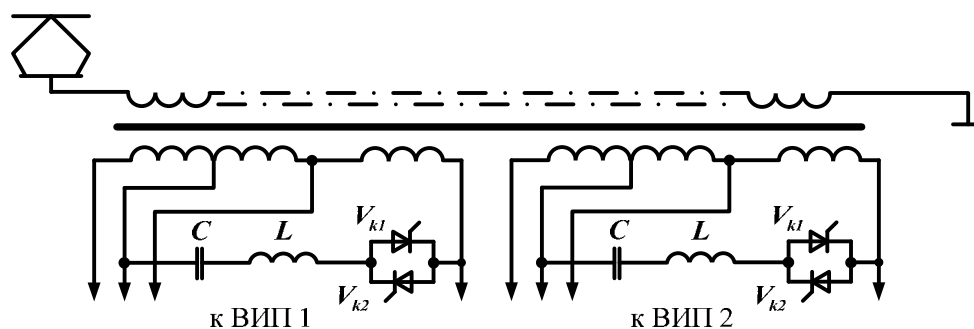


Рис. 1. Схема подключения нерегулируемого КРМ

КРМ состоит из последовательной резонансной LC -цепи, подключаемой при помощи ключевого элемента, состоящего из встречно-параллельно соединённых тиристоров V_{k1} и V_{k2} . Принцип работы компенсатора заключается в сокращении отставания по фазе первой гармоники потребляемого электровозом тока и улучшении формы этого тока, что приводит к повышению коэффициента мощности. Уменьшение фазового угла φ происходит за счёт создания неуправляемой ёмкостной составляющей тока частоты 50 Гц, протекающей через LC -цепь, которая имеет ёмкостное сопротивление. Благодаря этому происходит приближение фазы потребляемого тока к фазе питающего напряжения. Снижение высших гармонических составляющих во входном токе электровоза осуществляется путем шунтирования третьей гармоники тока цепью компенсатора, а также происходит ослабление ближайших по частоте высших гармоник.

На экспериментальном кольце ВНИИЖТ прошло испытание российского электровоза ВЛ85-023 [2; 5], оборудованного КРМ при различном расположении электровоза на фидерной зоне и условиях электроснабжения. В ходе испытаний устройства компенсации было определено, что наиболее оптимальным является компенсатор, имеющий ёмкость $C = 1475$ мкФ и настроенный на резонансную частоту 135 Гц. При этом среднее значение коэффициента мощности электровоза находится на уровне 0,92, что обеспечивает почти двукратное сокращение потребления реактивной энергии на тягу поездов. Также в ходе испытаний было установлено, что в режиме рекуперативного торможения благодаря компенсатору также происходит увеличение коэффициента мощности электровоза. Значение κ_m повысилось в среднем до 0,8, а в отдельных режимах достигало 0,9, т.е. применение LC -компенсатора реактивной мощности приводит к достижению высокого значения коэффициента мощности κ_m электровоза [5].

Вместе с тем использование на электровозе нерегулируемого КРМ приводит к значительному увеличению коэффициента мощности в номинальном режиме работы и к перекомпенсации реактивной мощности при малых токах нагрузки, что объясняется постоянной величиной ёмкостного тока, протекающего через цепь компенсатора [3]. В этой связи работа КРМ является эффективной лишь в определённом диапазоне токовых нагрузок и не является таковой при других условиях.

Для повышения коэффициента мощности электровоза предложено устройство компенсации реактивной мощности [6], позволяющее увеличить κ_m во всем диапазоне токовых нагрузок за

счёт обеспечения равенства мощности компенсатора и реактивной мощности нагрузки $Q_H = Q_{KPM}$ путём плавного изменения реактивной мощности компенсатора Q_{KPM} .

Рассмотрим принцип работы предлагаемого устройства на примере упрощенной схемы электровоза (см. рис. 2). Пониженное трансформатором Tr переменное напряжение сети поступает на вход выпрямительно-инверторного преобразователя $ВИП$, выполняющего плавное четырехзонное регулирование напряжения на тяговом электродвигателе $ТЭД$.

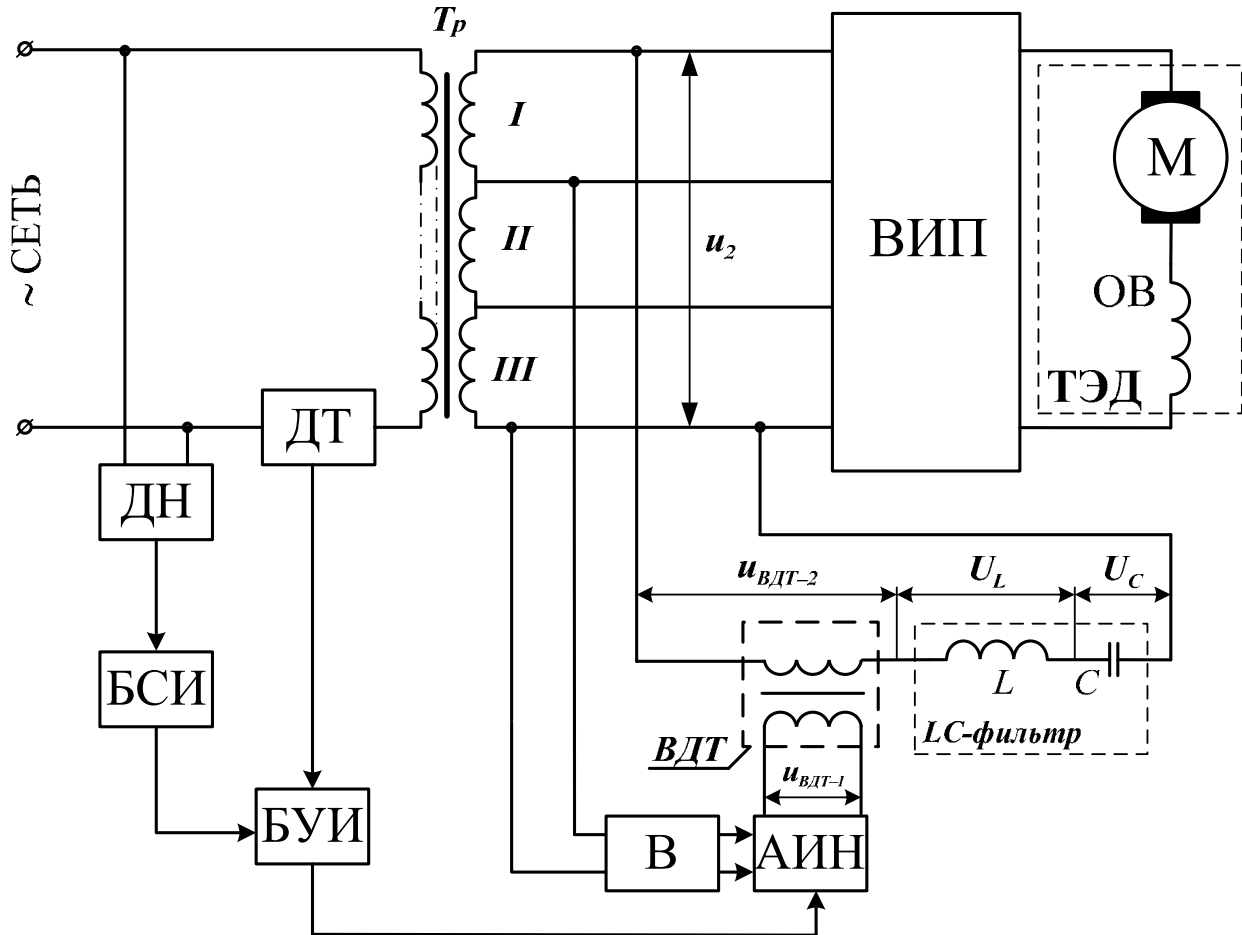


Рис. 2. Структурная схема предлагаемого устройства компенсации реактивной мощности: Tr – трансформатор напряжения; $ТЭД$ – тяговый электродвигатель; $БСИ$ – блок синхронизирующих импульсов; $ДТ$ – датчик тока; $ДН$ – датчик напряжения; $В$ – выпрямитель; $БУИ$ – блок управления инвертором; $АИН$ – автономный инвертор напряжения; $ВДТ$ – вольтодобавочный трансформатор

Блок управления инвертором $БУИ$ при помощи датчиков тока $ДТ$, напряжения $ДН$ и блока синхронизирующих импульсов $БСИ$ вычисляет реактивную мощность Q_H , потребляемую нагрузкой, и формирует на своём выходе сигнал, пропорциональный реактивной мощности нагрузки Q_H . Этот сигнал поступает на вход автономного инвертора напряжения $АИН$, который плавно изменяет выходное напряжение, пропорциональное реактивной мощности нагрузки Q_H . Выходное напряжение $АИН$ $u_{ВДТ-1}$ поступает на первичную обмотку вольтодобавочного трансформатора $ВДТ$. На вторичной обмотке этого трансформатора формируется напряжение $u_{ВДТ-2}$, пропорциональное $u_{ВДТ-1}$ и коэффициенту его трансформации. Компенсация реактивной мощности выполняется с помощью пассивного КРМ, состоящего из LC -цепи и вольтодобавочного трансформатора $ВДТ$.

На LC -цепь компенсатора поступает суммарное напряжение вторичных обмоток u_2 трансформатора Tr и вольтодобавочного трансформатора $u_{ВДТ-2}$ $ВДТ$, которое определяет величину

ну напряжения U_C на конденсаторе компенсатора. Величина напряжения на обкладках конденсатора, в свою очередь, определяет реактивную мощность компенсатора Q_{KPM} . Ёмкостной ток i_C источника реактивной мощности C компенсирует индуктивную составляющую тока нагрузки i_H в цепи вторичной обмотки трансформатора напряжения Tr . Для обеспечения максимального коэффициента мощности необходимо достижение равенства мощности компенсатора Q_{KPM} и реактивной мощности нагрузки Q_H .

Изменение реактивной мощности компенсатора Q_{KPM} при фиксированной ёмкости конденсатора C осуществляется за счёт увеличения или уменьшения величины напряжения U_C на его обкладках в соответствии с выражением

$$Q_{KPM} = \omega C U_C^2, \quad (1)$$

где C – ёмкость конденсатора источника реактивной мощности;

U_C – напряжение на обкладках конденсатора источника реактивной мощности;

ω – круговая частота переменного тока.

В замкнутом контуре электрической цепи, включающего в себя *I-II-III* секции вторичной обмотки трансформатора напряжения Tr , вторичную обмотку вольтодобавочного трансформатора $ВДТ$, индуктивность L и ёмкость C источника реактивной мощности в соответствии со вторым законом Кирхгофа выполняется соотношение

$$u_2 + u_{ВДТ-2} = U_L + U_C, \quad (2)$$

где u_2 – напряжение *I-II-III* секций вторичной обмотки трансформатора напряжения Tr ;

$u_{ВДТ-2}$ – напряжение вторичной обмотки вольтодобавочного трансформатора $ВДТ$.

Авторами предлагается осуществлять компенсацию реактивной мощности нагрузки за счёт изменения напряжения на конденсаторе C источника реактивной мощности. При фиксированном значении напряжения u_2 вторичной обмотки трансформатора Tr это можно реализовать путем изменения напряжения на вторичной обмотке $u_{ВДТ-2}$ вольтодобавочного трансформатора $ВДТ$. Напряжение $u_{ВДТ-2}$ формируется с помощью автономного инвертора напряжения *АИН* из постоянного напряжения, поступающего на его вход с выхода выпрямителя V . Определим эффективность применения предлагаемого устройства на электроподвижном составе, исследовав три варианта работы электровоза: штатная схема, включение пассивного фильтра и предлагаемого устройства компенсации реактивной мощности. Для решения поставленной задачи воспользуемся методом математического моделирования, выполняемого с помощью программы OrCAD 10.5. В качестве модели выбран электровоз ЭП1, работающий в режиме тяги на четвертой зоне регулирования с углом регулирования $\alpha_p = 90^\circ$. В расчёте принято типовое значение неуправляемого по фазе угла $\alpha_0 = 9^\circ$. Питание межподстанционного участка – двухстороннее, локомотив находится от тяговой подстанции на расстоянии 4 км. Эти условия приняты одинаковыми для всех вариантов работы электровоза.

На рис. 3 приведены результаты моделирования работы электровоза в штатном режиме. Из рисунка следует, что первая гармоника потребляемого электровозом тока $i_{(1)}$ отстает от питающего напряжения u на угол φ . Форма сетевого тока i искажена вследствие процессов, протекающих во время сетевой ($\gamma' + \gamma''$) и фазной (γ_p) коммутаций. На интервале γ' величина выпрямленного напряжения u_d близка к нулю и определяется падением напряжения на открытых тиристорах выпрямительно-инверторного преобразователя. За время фазной коммутации γ_p происходит «глубокий» провал выпрямленного напряжения u_d . Эти же искажения u_d , вызванные процессами коммутации, характерны также для кривой питающего напряжения u , приводящие к искажению его синусоидальной формы вследствие волновых процессов, происходящих в тяговой сети с распределенными параметрами индуктивности и емкости. Ток на тяговых двигателях i_n имеет пульсирующую форму со средним значением 2200 А и амплитудой колебаний тока 440 А.

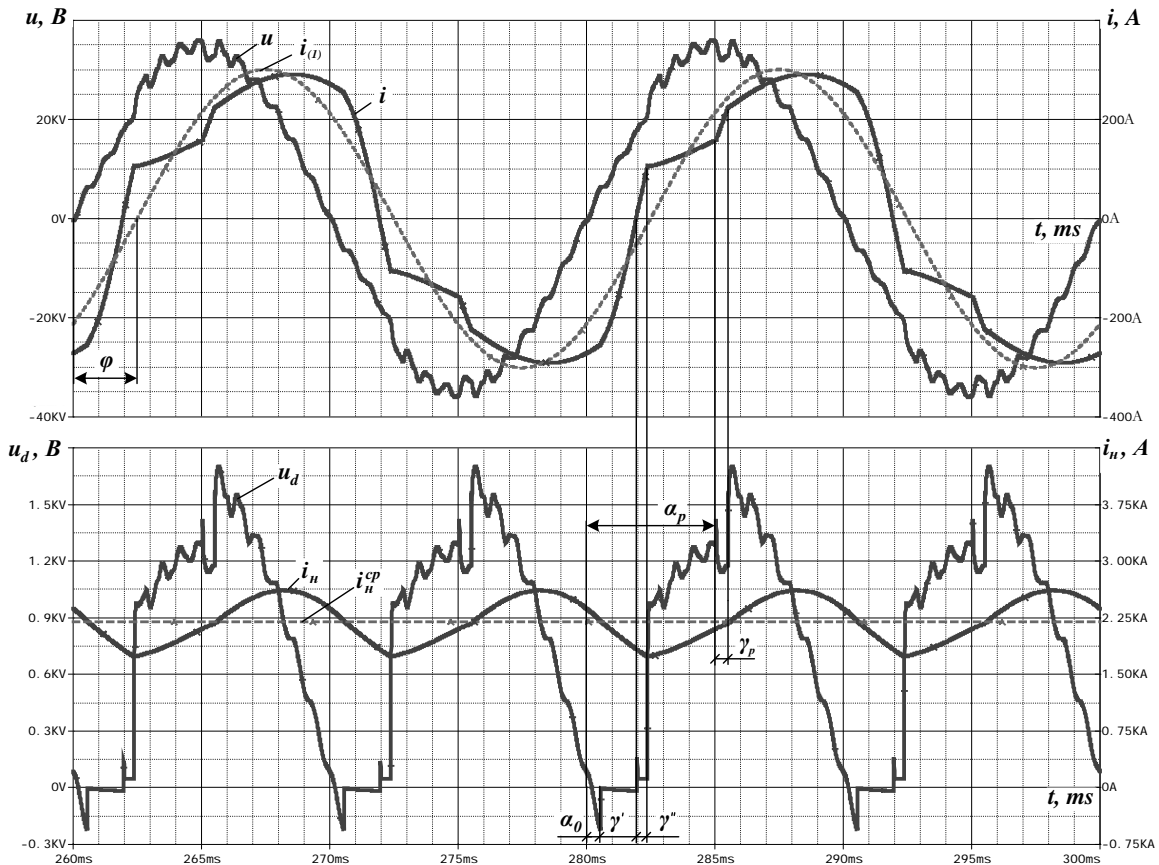


Рис. 3. Мгновенные диаграммы напряжений и токов электровоза ЭП1 в режиме тяги при типовой схеме:

- u – питающее напряжение; i – потребляемый электровозом ток;
- $i_{(1)}$ – первая гармоника потребляемого электровозом тока;
- u_d – выпрямленное напряжение; i_n – ток тяговых двигателей электровоза;
- i_n^{cp} – средний ток тяговых двигателей электровоза

Рассмотрим работу электровоза, оборудованного пассивным компенсатором. Для достижения полной компенсации реактивной мощности необходимо, чтобы значения реактивных мощностей, генерируемых компенсатором Q_{KPM} и потребляемых нагрузкой Q_H , были равны ($Q_H = Q_{KPM}$). Реактивную мощность компенсатора можно определить как

$$Q_{KPM} = \frac{U_2^2}{jX_L - jX_C} = \frac{U_2^2}{j\omega L - j/\omega C}, \quad (3)$$

где U_2 – напряжение вторичной обмотки трансформатора;
 X_L – индуктивное сопротивление компенсатора;
 X_C – ёмкостное сопротивление компенсатора.

Уравнение (3) содержит две неизвестные: индуктивность L и ёмкость C компенсатора. Как правило, LC-фильтр настраивается на резонансную частоту, близкую к третьей гармонике 150 Гц. В этом случае параметры элементов L и C связаны следующим соотношением:

$$L = \frac{1}{\omega_p^2 C}, \quad (4)$$

где ω_p – угловая частота резонансной гармоники (135 Гц).

Таким образом, подставив выражение (4) в (3), получим уравнение с одной переменной C

$$Q_{KPM} = \frac{U_2^2}{\frac{1}{C} \left(\frac{\omega^2 - \omega_p^2}{\omega_p^2 \cdot \omega} \right)}, \quad (5)$$

где ω – текущее значение круговой частоты.

Выразим значение ёмкости конденсатора C компенсатора

$$C = \left| \frac{\omega^2 - \omega_p^2}{\omega_p^2 \cdot \omega} \right| \frac{Q_{KPM}}{U_2^2}. \quad (6)$$

Рассчитанные по формулам (6) и (4) значения ёмкости C и индуктивности L составили: $C = 4,08$ мФ и $L = 340,7$ мкГн. Результаты моделирования приведены на рис. 4, из которого следует, что применение пассивного компенсатора приводит к синфазности потребляемого электровозом тока i и питающего напряжения u , а кривая тока i приближается к синусоидальной форме. Таким образом, $\cos\varphi$ становится равным единице, улучшается форма потребляемого тока i , вследствие чего коэффициент мощности приближается к единичному значению, что, в свою очередь, приводит к повышению энергетических показателей электровоза. Также следует отметить, что у электровоза, оборудованного пассивным КРМ, среднее значение тока нагрузки i_n^{cp} увеличилось на 500 А.

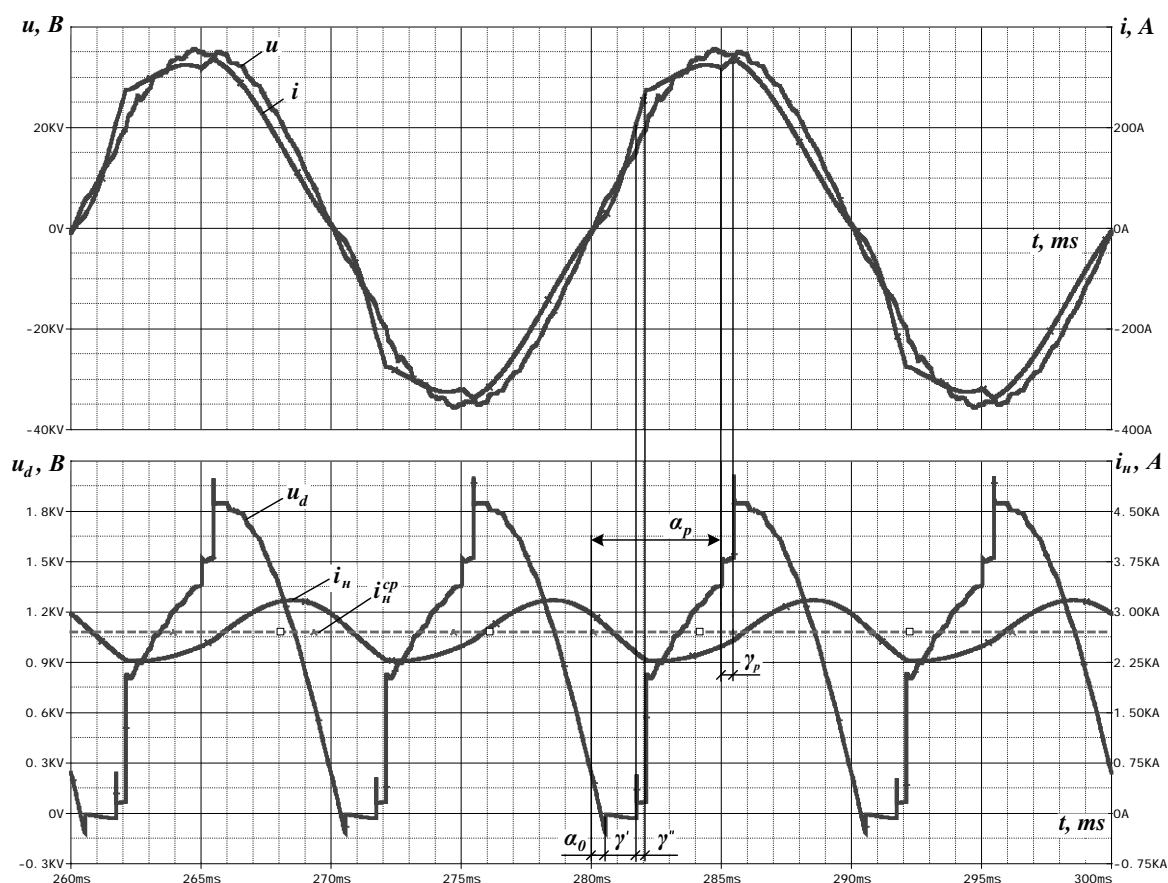


Рис. 4. Мгновенные диаграммы напряжений и тока электровоза ЭП1 в режиме тяги при включении пассивного компенсатора:

u – питающее напряжение; i – потребляемый электровозом ток;

u_d – выпрямленное напряжение; i_n – ток тяговых двигателей электровоза;

i_n^{cp} – средний ток тяговых двигателей электровоза

Рассмотрим работу электровоза, оборудованного предлагаемым устройством компенсации реактивной мощности, при следующих значениях элементов LC -фильтра: $C = 3,3$ мФ, $L = 421$ мкГн. Значение ёмкости конденсатора C выбрано заведомо меньшим для того, чтобы оценить эффективность от использования этого устройства.

Напряжения первичной $u_{ВДТ-1}$ и вторичной $u_{ВДТ-2}$ обмоток $ВДТ$ связаны между собой соотношением

$$u_{ВДТ-2} = u_{ВДТ-1} / k, \quad (7)$$

где k – коэффициент трансформации $ВДТ$.

Напряжение на первичной обмотке вольтодобавочного трансформатора формируется при помощи автономного инвертора напряжения, его амплитудное значение вычисляется по формуле

$$u_{ВДТ-1} = \mu E_d, \quad (8)$$

где μ – глубина модуляции сигналов;

E_d – постоянное напряжение на входе АИН ($E_d = 500$ В).

Глубина модуляции сигналов определяется как

$$\mu = U_m / U_{ГПН}, \quad (9)$$

где U_m – амплитуда модулирующего напряжения;

$U_{ГПН}$ – амплитуда несущего пилообразного напряжения.

Таким образом, плавное изменение реактивной мощности КРМ $Q_{КРМ}$ возможно за счёт изменения величины напряжения на вторичной обмотке $ВДТ$ $u_{ВДТ-2}$, которое рассчитывается по формуле:

$$u_{ВДТ-2} = \mu \frac{E_d}{k} = \frac{U_m E_d}{U_{ГПН} k}. \quad (10)$$

При постоянных значениях E_d и k изменение $u_{ВДТ-2}$ осуществляется за счёт глубины модуляции μ .

Расчетом установлено, что для полной компенсации реактивной мощности (уменьшения фазового угла φ до нуля) амплитудное значение первой гармоники напряжения $u_{ВДТ-2}$ на выходе $ВДТ$ трансформатора должно составлять 440 В, соответственно, действующее значение равно 315 В. На рис. 5 приведена форма этого напряжения, представляющая собой последовательность импульсов, смодулированных по синусоидальному закону с амплитудой 500 В.

Результаты моделирования работы электровоза, оборудованного предлагаемым устройством, приведены на рис. 6, из которого следует, что потребляемый электровозом ток i также синфазен с питающим напряжением u , а форма i приближена к синусоидальной. Это свидетельствует о полной компенсации реактивной мощности за счёт максимального увеличения $\cos\varphi = 1$. Однако в форме выпрямленного напряжения u_d появились высокочастотные пульсации, связанные с работой АИН. Средняя величина, максимальная амплитуда и форма тока i_n тягового двигателя соответствуют току электровоза, оборудованного пассивным компенсатором. Таким образом, благодаря отсутствию сдвига между потребляемым током i и питающим напряжением u ($\cos\varphi = 1$), а также практически синусоидальной форме сетевого тока i , происходит значительное улучшение энергетических показателей электровоза.

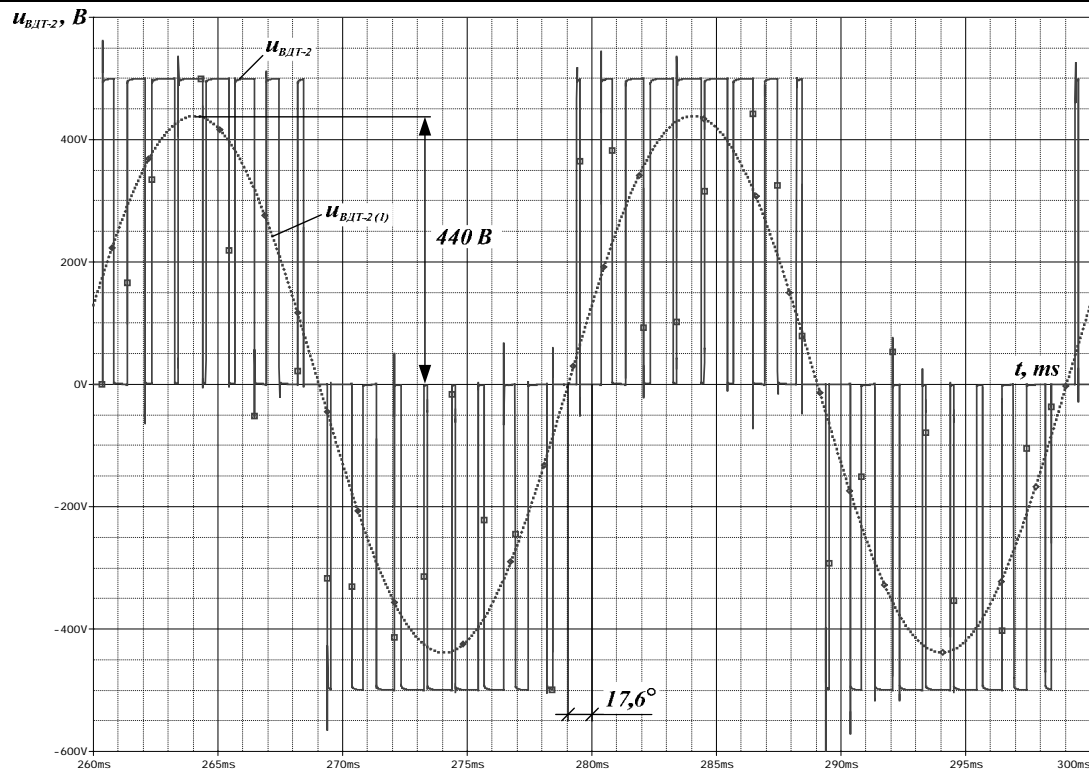


Рис. 5. Диаграмма напряжения на вторичной обмотке вольтодобавочного трансформатора: $u_{ВДТ-2}$ – выходное напряжение ВДТ; $u_{ВДТ-2(1)}$ – первая гармоника выходного напряжения ВДТ

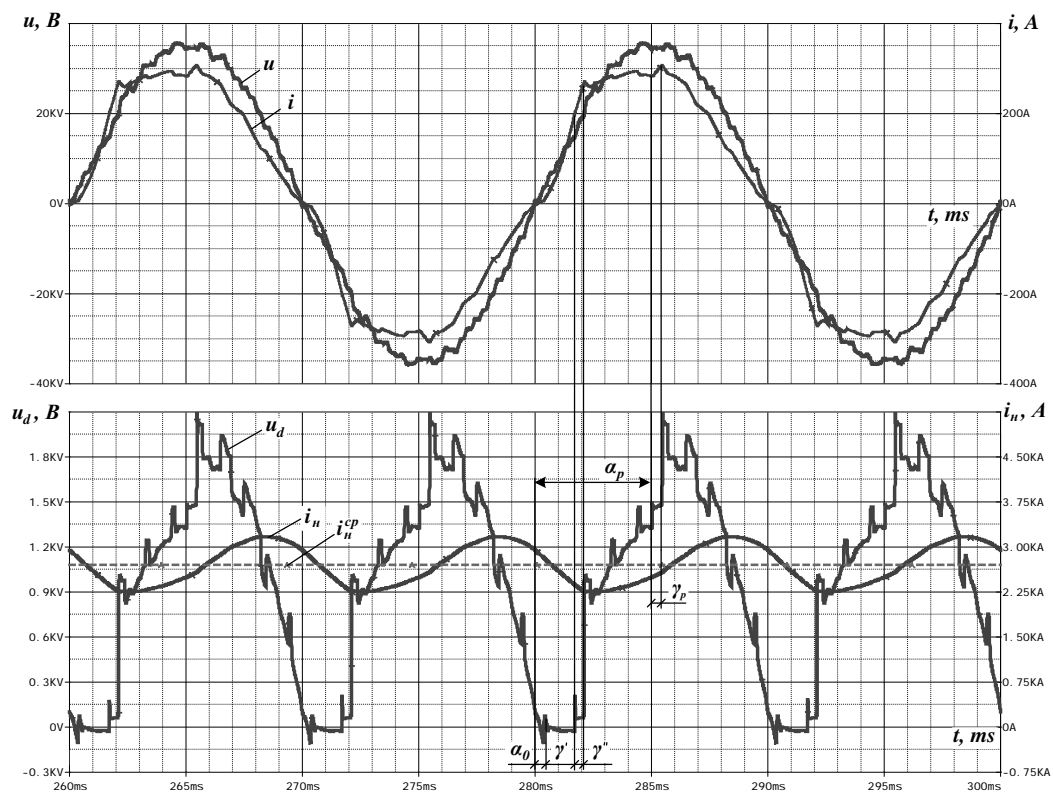


Рис. 6. Мгновенные диаграммы напряжений и тока электровоза ЭП1 в режиме тяги при включении предлагаемого устройства: u – питающее напряжение; i – потребляемый электровозом ток; u_d – выпрямленное напряжение; i_n – ток тяговых двигателей электровоза; i_n^{cp} – средний ток тяговых двигателей электровоза



Таким образом, анализ работы предлагаемого устройства показал, что полная компенсация реактивной мощности может достигаться при меньшей ёмкости ($C = 3,3$ мФ) конденсатора за счёт изменения напряжения $V_{ДТ}$, влияющего на мощность КРМ. При постоянной ёмкости конденсатора C синфазность потребляемого тока электровоза i с питающим напряжением сети u достигается при использовании небольшого напряжения на выходе $V_{ДТ}$ ($U_{V_{ДТ-2}} = 315$ В) относительно напряжения на вторичной обмотке трансформатора T_p ($U_2 = 1260$ В). При использовании предлагаемого устройства компенсации реактивной мощности по сравнению со штатной схемой увеличилось среднее значение тока i_n тяговых двигателей на 500 А.

Основное преимущество предлагаемого устройства состоит в том, что в отличие от пассивного КРМ изменение реактивной мощности нагрузки Q_H вызывает одновременное изменение реактивной мощности конденсатора $Q_{КРМ}$, которая может быть плавно увеличена (уменьшена) за счёт изменения величины напряжения на вторичной обмотке вольтодобавочного трансформатора. Это позволяет полностью компенсировать реактивную мощность электровоза во всех режимах его работы и улучшить его энергетические показатели. Автоматическое изменение величины напряжения на вторичной обмотке $V_{ДТ}$ (реактивной мощности конденсатора) при изменении реактивной мощности нагрузки Q_H осуществляется системой управления, работа которой является предметом дальнейших исследований.

ЛИТЕРАТУРА

1. Бессонов, Л. А. Теоретические основы электротехники. Электрические цепи: учеб. / Л. А. Бессонов. – 10-е изд. – М.: Гардарики, 2000. – 638 с.
2. Кулинич, Ю. М. Адаптивная система автоматического управления гибридного компенсатора реактивной мощности электровоза с плавным регулированием напряжения: моногр. / Ю. М. Кулинич. – Хабаровск: Изд-во ДВГУПС, 2001. – С. 13-15; 72-75.
3. Кучумов, В. А. Электромагнитные процессы в однофазном компенсированном преобразователе электровоза / В. А. Кучумов // Вестник ВНИИЖТ. – 1988. – № 4. – С. 19-23.
4. Мамошин, Р. Р. Энергетика системы переменного тока / Р. Р. Мамошин // Железнодорожный транспорт. – 1987. – № 9. – С. 69-70.
5. Широченко, Н. Н. Улучшение энергетики электровозов переменного тока / Н. Н. Широченко, В. А. Татарников, З. Г. Бибинеишвили // Железнодорожный транспорт. – 1988. – № 7. – С. 33-36.
6. А. с. 2467893, МКИ 7 В60L 9/00. Устройство для компенсации реактивной мощности электроподвижного состава / Ю. М. Кулинич, В. К. Духовников. – Оpubл. 27.11.12. Бюл. № 33.

Голоколос Д. А., Карпова Н. С., Ким К. К., Иванов С. Н.

АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ КОНСТРУКЦИОННЫХ ФАКТОРОВ НА НАДЕЖНОСТЬ ГЕРМЕТИЧНЫХ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ

Голоколос Д. А., Карпова Н. С., Ким К. К., Иванов С.Н.

D.A.Golokolos, N.S.Karпова, K.K.Kim, S.N.Ivanov

АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ КОНСТРУКЦИОННЫХ ФАКТОРОВ НА НАДЕЖНОСТЬ ГЕРМЕТИЧНЫХ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ

ANALYSIS OF THE IMPACT OF STRUCTURAL FACTORS ON THE RELIABILITY OF AIR-TIGHT ELECTROMECHANICAL TRANSDUCERS



Голоколос Дмитрий Анатольевич – аспирант кафедры «Электромеханика» Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре); 681024, г. Комсомольск-на-Амуре, пр. Интернациональный, д. 5, кв. 31; 8 (914) 2123472. E-mail: dag@land.ru.

Mr. Dmitry A. Golokolos – PhD candidate, Department of Electromechanics, Komsomolsk-on-Amur State Technical University, 59, Internatsionalny Av., ap. 31, city of Komsomolsk-on-Amur, Russia; tel.: +7 (914) 2123472. E-mail: dag@land.ru.



Карпова Наталья Сергеевна – аспирант кафедры «Теоретические основы электротехники» Петербургского государственного университета путей сообщения (Россия, Санкт-Петербург); 191038, г. Санкт-Петербург, ул. Коломенская, д. 5, кв.75. E-mail: ktoe@pgups.edu

Ms. Natalya S. Karпова - PhD candidate, St.Petersburg State Transport University, 5, Kolomenskaya Str., ap. 75, St.-Petersburg, Russia. E-mail: ktoe@pgups.edu



Ким Константин Константинович – доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой «Теоретические основы электротехники» Петербургского государственного университета путей сообщения (Россия, Санкт-Петербург); 190031, Московский проспект, д. 9; 8 903 096 5770. E-mail: kimkk@inbox.ru

Mr. Konstantin K. Kim – Doctor of Engineering, Professor, Trinity College, Cambridge University, GB. Professor, Dr.habil.ing.; member of IEEE, NYAS, EANS, Head of the Department of Electrical Engineering Theory. St.-Petersburg State Transport University, 9, Moskovsky Av., St.-Petersburg, Russia. E-mail: kimkk@inbox.ru



Иванов Сергей Николаевич – доктор технических наук, доцент, профессор кафедры «Электромеханика» Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре); 681021, г. Комсомольск-на-Амуре, ул. Котовского, 1-60; 8 (914) 1859120. E-mail: isn@initkms.ru.

Mr. Sergey N. Ivanov – Doctor of Engineering, Professor, Department of Electromechanics, Komsomolsk-on-Amur State Technical University, 1-60, Kotovsky Str.; Komsomolsk-on-Amur, 681021, 8 (914) 1859120. E-mail: isn@initkms.ru.

Аннотация. Повышение эффективности специального энергетического оборудования, предназначенного для сложных условий эксплуатации, непосредственно связано с анализом влиянием конструктивных параметров на показатели надежности. В данной статье приведены результаты исследования зависимости скорости появления необратимых изменений витковой изоляции при варьировании диаметра провода от коэффициента заполнения паза и вылета лобовых частей обмоток капсулированных статоров герметичных электромеханических преобразователей. Целью исследования яв-



ляется разработка рекомендаций по выбору наиболее значимых конструкционных параметров, обеспечивающих требуемые показатели надежности герметичных электромеханических преобразователей.

Summary. Enhancing the effectiveness of specialized energy equipment designed for harsh conditions is directly related to the influence of structural parameters on reliability indexes. This paper offers the results of analysis of how the rate of occurrence of irreversible changes in turn isolation when changing the diameter of the wire coefficient depends on the slot space factor and on end-winding overhang in encapsulated stators of air-tight electromechanical transducers. The goal of the study is to develop recommendations for choosing the most relevant design parameters capable of ensuring air-tight electromechanical converters' reliability.

Ключевые слова: герметичные электромеханические преобразователи, надежность, коэффициент заполнения паза, вылет лобовых частей, диаметр провода.

Keywords: air-tight electromechanical transducers, reliability, slot space factor, end-winding overhang, wire diameter.

УДК 621.313

Введение. Старение и износ энергетического оборудования являются основными и очевидными причинами снижения его надежности и эффективности. Среди наиболее значимых факторов, определяющих эти процессы, можно выделить проектные, технологические и эксплуатационные. При отсутствии явных дефектов проектирования, изготовления, применения, а также соответствующем качестве используемых материалов и комплектующих интенсивность возникновения необратимых изменений в структуре или элементах оборудования может рассматриваться (и это подтверждает анализ статистических данных) как зависимость скорости дефектообразования изоляционных материалов от комплексного воздействия перечисленных выше факторов. Широкая область применения, многообразие конструктивных исполнений и целый ряд специфических особенностей электротехнических устройств указывает на необходимость решения рассматриваемой задачи применительно к конкретному типу оборудования. Поскольку электромеханические преобразователи переменного тока (ЭПТ) являются одним из основных видов энергетического оборудования, то прогнозирование их надежности имеет важное теоретическое и практическое значение.

Вопросам обеспечения и повышения надежности ЭПТ общепромышленного назначения посвящено достаточно большое количество публикаций [1, 3-6], причем в последнее время это связано с возможностью возникновения катастроф техногенного характера. Хотя анализ работ О.Д. Гольдберга, Ю.П. Похолкова, Н.Л. Кузнецова, Н.Ф. Котеленца, Н.П. Ермолина, И.П. Жерихина и др. позволяет установить общие закономерности и выявить значимые факторы, определяющие срок службы и долговечность, непосредственно использовать их для специальных электромеханических преобразователей герметичного исполнения (ГЭМП) достаточно проблематично. Это связано как с особенностями конструктивного исполнения ГЭМП, так и с весьма напряженными условиями эксплуатации. В то же время тенденция перехода к герметичному исполнению ЭПТ, наметившаяся в последние годы, предполагает проведение комплексных исследований надежности ГЭМП с целью ее обеспечения и поддержания на всех этапах жизненного цикла. Одним из наиболее эффективных способов герметизации преобразователя является капсулирование сыпной обмотки статора. Капсулирование состоит в том, что изоляция обмотки статора защищается от воздействия внешней среды посредством литой оболочки из композиционного материала, созданной вокруг обмотки. Монолитная оболочка, обладающая высокими физико-химическими свойствами, обеспечивает защиту изоляции от большинства воздействующих факторов и не только увеличивает срок службы, но и существенно повышает «живучесть» ГЭМП [2]. Хотя стоимость ГЭМП превышает стоимость однотипного оборудования обычного исполнения на 25...30 %,

это незначительно по сравнению с экономическим эффектом, получаемым за счет увеличения его ресурса.

Высокое использование ГЭМП, предназначенных для работы при относительно низких напряжениях, может являться причиной снижения надежности наиболее нагруженного в термомеханическом отношении элемента - обмотки герметичного статора, физическое состояние изоляции которой существенно зависит от конструкционных и технологических параметров. Влияние технологических процессов подтверждается оценкой последствий технологических операций изготовления обмоток серийных ЭПТ на характеристики изоляционных материалов в состоянии поставки, после изготовления обмотки и после укладки обмотки в пазы, и в определенной степени связано с тем, что, уже начиная с этапа поставки, электроизоляционные материалы обладают различной устойчивостью к технологическим воздействиям. Количественный анализ распределения пробивных напряжений изоляции проводов указывает на наличие двух областей с существенно отличающимися характеристиками: участков, не имеющих сквозных повреждений, и участков изоляции, имеющих сквозные повреждения.

Другим аспектом, определяющим надежность ГЭМП, является совокупность конструкционных параметров обмоток (обмоточные данные, абсолютная и относительная длина вылета лобовых частей, величина коэффициента заполнения паза проводниковым материалом и его характеристики, диаметр обмоточного провода, наличие и физико-химические особенности связующего и т.д.). Аналитический учет изменения свойств изоляционных материалов при раздельном или совместном воздействии внешних и внутренних разрушающих конструктивно-технологических факторов является основой прогнозирования надежности и долговечности ГЭМП.

К числу факторов конструкционного характера, оказывающих влияние на качество изоляции, относятся, например, состав и характеристики используемых материалов, конструктивное исполнение изоляции (толщина изоляции, число слоев) и др. В настоящее время в энергетическом электромашиностроении все очевиднее проявляются тенденции к использованию многослойных изоляционных материалов, уменьшению толщины изоляции обмоток и повышению ее нагревостойкости. Это обусловлено, с одной стороны, стремлением к увеличению удельной мощности электрических машин и улучшению технико-экономических характеристик. С другой стороны, применение тонких изоляционных материалов для пазовой изоляции приводит к снижению коэффициента заполнения паза проводниками.

Практически известно, что применяемые в электромашиностроении при изготовлении обмоток проводниковые материалы существенно отличаются по жесткости. Отчасти это связано с тем, что они поступают с разных заводов, на которых технологический процесс изготовления обмоточных проводов может значительно различаться. Повышение жесткости приводит не только к увеличению трудоемкости изготовления, формирования и укладки обмотки, но и к значительной повреждаемости витковой изоляции. Косвенной причиной возрастания жесткости является увеличение диаметра обмоточного провода, ведущее не только к уменьшению отношения ширины шлица паза к диаметру провода при полузакрытых пазах и, следовательно, ухудшению условий укладки обмотки, но и к увеличению повреждаемости как витковой, так и корпусной изоляции, особенно при формировании лобовых частей обмоток. Причины этого достаточно очевидны - уплотнение проводников в пазу, наличие большого числа транспозиций, нагрев при эксплуатации и, как следствие, взаимное продавливание изоляции, которое при автоматизированной укладке обмоток может иметь место уже на этапе производства. Увеличение диаметра обмоточного провода при постоянном коэффициенте заполнения паза связано с необходимостью уменьшения количества непредусмотренных пересечений проводников в пазовой и лобовых частях. При использовании обмоточных проводов меньшего диаметра количество этих пересечений резко возрастает и приводит к разрушению эмалированной изоляции даже при небольших усилиях при воздействии эксплуатационных нагрузок (температура, вибрация и т.п.).

Определяющими надежность ГЭМП конструктивными факторами также являются коэффициент заполнения паза и длина вылета лобовых частей обмотки статора.

Выбор максимально допустимых значений коэффициента заполнения при проектировании ГЭМП обусловлен тем, что теоретически с каждым процентом повышения заполнения паза использование активной части возрастает на 0,75 %. Влияние коэффициента заполнения паза наиболее существенно с точки зрения надежности, например его уменьшение на 2,5 % ведет к снижению повреждения витковой изоляции в два раза, а корпусной изоляции более чем на порядок. Повышение удельного использования ГЭМП за счет увеличения коэффициента заполнения паза непосредственно связано с изменением уровня электрической прочности изоляции, причем, чем выше коэффициент заполнения, тем ниже величина пробивного напряжения, характеризующего электрическую прочность изоляции.

Основная причина – необходимость значительного увеличения нагрузок на провод при укладке витков, расположенных в верхней части паза. Более высокое заполнение паза проводниками существенно повышает повреждаемость и корпусной изоляции, так как при этом увеличивается плотность сопряженных проводников при опрессовке катушек и установке клиньев и, как следствие, возрастает контактная нагрузка на пазовую изоляцию.

Характерной особенностью ГЭМП с капсулированным статором является повышенная устойчивость к вибрационным нагрузкам [3]. Величина вылета лобовых частей в основном зависит от технологических факторов и практически не влияет на степень использования ГЭМП по электромагнитным нагрузкам. В то же время именно двухсторонняя длина лобовых частей определяет основное геометрическое соотношение преобразователя λ , соответственно, типоразмер L , S или M и площадь теплоотдающей поверхности, т.е. обоснованный выбор вылета лобовых частей на стадии проектирования может привести к компенсации негативного влияния основного эксплуатационного фактора – температуры.

На рис. 1 – 3 приведены зависимости количественного показателя надежности ГЭМП – скорости появления необратимых изменений витковой изоляции на единицу длины обмоточных проводов, имеющих диаметр 0,25...1,25 мм, H_B от коэффициента заполнения паза K_3 и длины лобовых частей $l_{\text{ЛОБ}}$.

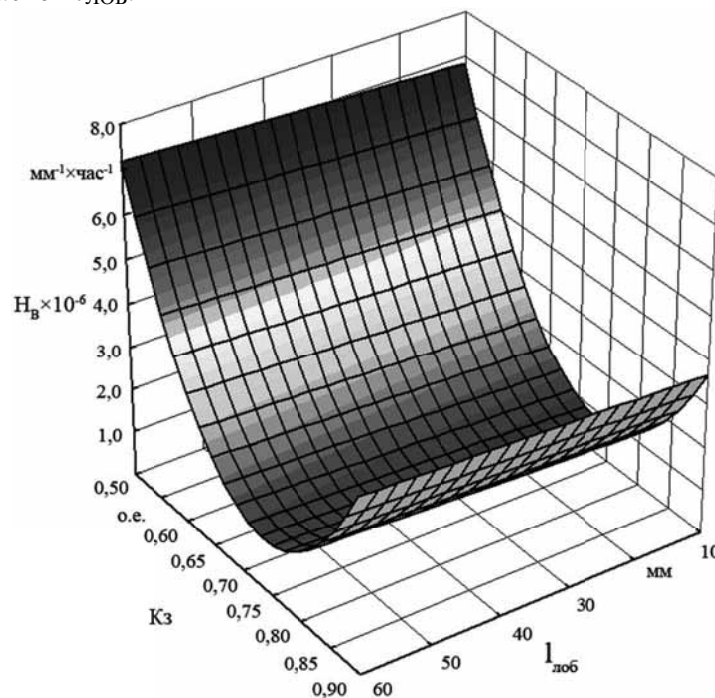


Рис. 1. Зависимость скорости появления необратимых изменений витковой изоляции провода диаметром 0,25 мм от коэффициента заполнения паза и длины лобовых частей

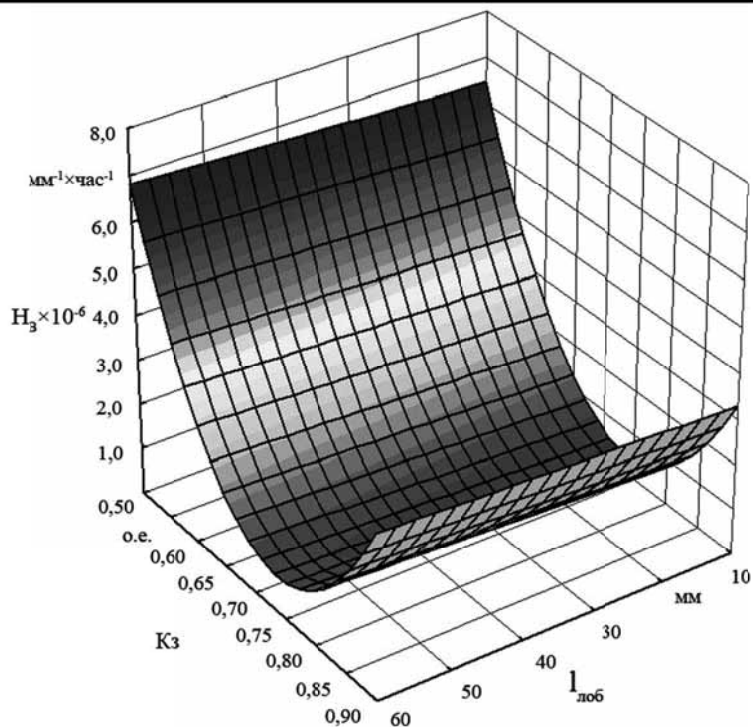


Рис. 2. Зависимость скорости появления необратимых изменений витковой изоляции провода диаметром 0,75 мм от коэффициента заполнения паза и длины лобовых частей

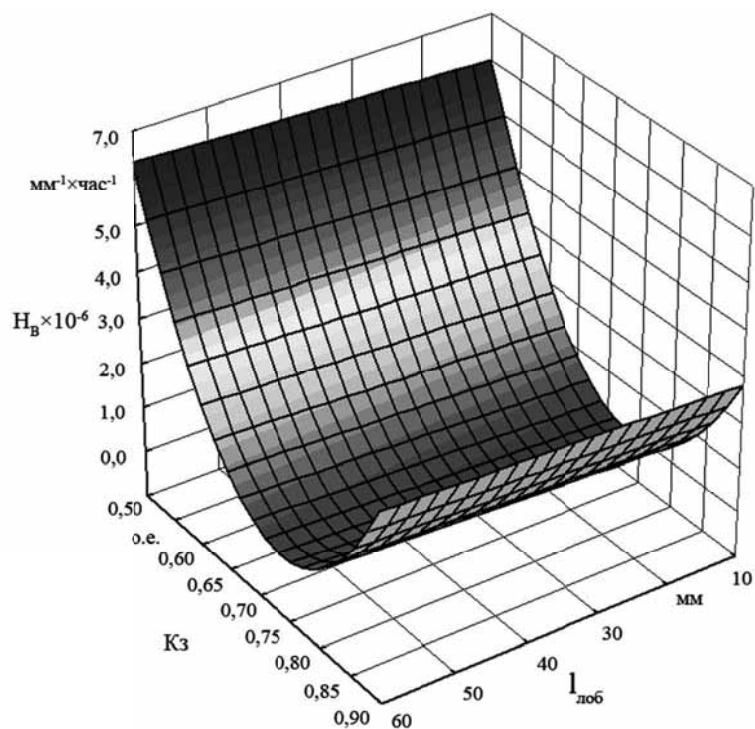


Рис. 3. Зависимость скорости появления необратимых изменений витковой изоляции провода диаметром 1,25 мм от коэффициента заполнения паза и длины лобовых частей



Анализ полученных результатов позволяет сделать следующие выводы.

Основным конструкционным фактором, влияющим на надежность герметичных электромеханических преобразователей, является коэффициент заполнения паза. Увеличение коэффициента заполнения паза с 0,71 до 0,78 приводит к возрастанию скорости роста повреждения изоляции с $1,388 \cdot 10^{-6}$ (мм·ч)⁻¹ до $1,931 \cdot 10^{-6}$ (мм·ч)⁻¹, т.е. на 30 %. Это может быть в первую очередь связано с тем, что с увеличением объема проводников в пазу изоляция обмотки испытывает значительные термомеханические усилия при воздействии эксплуатационных нагрузок. В свою очередь, это приводит к местным повреждениям в виде продавливания и разрушения витковой изоляции в местах пересечения проводников. При большом коэффициенте заполнения паза возможно нарушение условий пропитки, так как затрудняется проникновение пропиточного компаунда, имеет место плохая герметизация.

Уменьшение коэффициента заполнения паза с 0,70 до 0,66 (5 %), также приводит к увеличению скорости роста дефектов в витковой изоляции с $1,388 \cdot 10^{-6}$ (мм·ч)⁻¹ до $1,602 \cdot 10^{-6}$ (мм·ч)⁻¹ (15 %). Это обусловлено тем, что при низком коэффициенте заполнения паза проводники в пазах статора относительно свободно перемещаются, как следствие, при пропитке обмотки пропиточный компаунд не образует качественной изоляции между отдельными витками. Обмотка также получается негерметичной и значительно хуже противостоит воздействию эксплуатационных нагрузок.

Основным выводом о влиянии коэффициента заполнения на скорость возникновения повреждений является заключение, что увеличение коэффициента заполнения паза с 0,69 до 0,74 не приводит к значительному изменению скорости роста дефектов (это изменение составляет приблизительно около 3 %). Следовательно, при изготовлении обмоток статора ГЭМП коэффициент заполнения паза может быть увеличен до 0,74 (на 5 %), что соответствует повышению использования активной части на 3,75 % без ухудшения надежностных характеристик герметичного преобразователя.

Изменения диаметра обмоточного провода и вылета лобовых частей обмотки капсулированного статора существенно меньше влияют на надежность ГЭМП и не приводят к значимому увеличению скорости роста появления необратимых изменений в витковой изоляции.

ЛИТЕРАТУРА

1. Гольдберг, О. Д. Испытания электрических машин / О. Д. Гольдберг. – М.: Высшая школа, 2000. – 255 с.
2. Голоколос, Д. А. Оценка влияния экранирующих элементов на характеристики герметичных электромеханических преобразователей / Д. А. Голоколос, Г.М. Гринфельд // Ученые записки Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета. Науки о природе и технике. – 2013. – № I-1(13). – С. 18-25.
3. Иванов, С. Н. Электромеханические генераторы тепловой энергии / К. К. Ким, С. Н. Иванов. – Издательство LAP (LAMBERT Academic Publishing), 2011. – 352 с.
4. Котеленец, Н. Ф. Испытания, эксплуатация и ремонт электрических машин / Н. Ф. Котеленец, Н. А. Акимова, М. В. Антонов. – М.: Академия, 2003. – 384 с.
5. Кузнецов, Н. Л. Надежность электрических машин и планирование эксперимента / Н. Л. Кузнецов, Н. Ф. Котеленец // Электротехника. – 2006. – № 10. – С. 42-45.
6. Похолков, Ю. П. Влияние конструктивных факторов на дефектность витковой изоляции АД / Ю. П. Похолков, П. П. Бесперстов // Электротехническая промышленность. Сер. Электрические машины. – 1975. – № 9. – С. 13-14.

Хусаинов А. А., Михайлов Н. В.
A. A. Khusainov, N. V. Mikhailov

**НОРМАЛЬНАЯ ФОРМА ФОАТЫ И ЕЁ ПРИМЕНЕНИЕ ДЛЯ УСКОРЕНИЯ
ВЫЧИСЛЕНИЙ С ПОМОЩЬЮ МНОГОЯДЕРНОГО ГРАФИЧЕСКОГО
ПРОЦЕССОРА**

**A FOATA NORMAL FORM AND ITS APPLICATION FOR THE PURPOSE OF ACCEL-
ERATING COMPUTATIONS BY A MULTI-GPU**



Хусаинов Ахмет Аксанович – доктор физико-математических наук, профессор кафедры «Математическое обеспечение и применение ЭВМ» Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия); 681013, Комсомольск-на-Амуре, пр. Ленина, 27; 8 (909) 8656477. E-mail: husainov@knastu.ru.

Mr. Akhmet A. Khusainov – Doctor of Physics and Mathematics, Professor, Department of Computer Software and Computing, Komsomolsk-on-Amur State Technical University; 27, Lenina Pr., 681013, Komsomolsk-on-Amur, Khabarovsk region, Russia; phone: + 7 (909) 8656477. E-mail: husainov@knastu.ru.



Михайлов Николай Витальевич – студент четвертого курса (специальность «Прикладная математика и информатика») Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия); 681013, Комсомольск-на-Амуре, пр. Ленина, д. 27; 8 (924) 1169476. E-mail: mikhailov.nicolay@mail.ru.

Mr. Nikolay V. Mikhailov - fourth-year MA student of Applied Mathematics and Information Technology, Komsomolsk-on-Amur State Technical University; 27, Lenina Pr., 681013, Komsomolsk-on-Amur, Khabarovsk region, Russia; phone: + 7 (924) 1169476, e-mail: mikhailov.nicolay@mail.ru

Аннотация. Авторы предлагают организацию вычислительных процессов с помощью нормальной формы Фoaты как возможный путь распараллеливания для систем с SIMD-архитектурой.

Summary. The authors propose to organize computational processes by a Foata normal form as a possible method of parallelization in systems having the SIMD-architecture.

Ключевые слова: нормальная форма Фoaты, частично-коммутативный моноид, граф вычислительного процесса, многоядерный графический процессор.

Keywords: Foata normal form, free partially commutative monoid, decomposition of computational process into stages, graph of the computational process, multicore graphics processor.

УДК 681.3

Введение

Рассмотрим вычислительный процесс, состоящий из машинных инструкций, принадлежащих некоторому множеству команд E . Если команды можно выполнять параллельно, то мы будем называть их *независимыми*. Пусть I – множество пар независимых инструкций. Тогда если в последовательности инструкций процесса переставить две подряд выполняющиеся независимые инструкции, то результат выполнения процесса не изменится. Поэтому можно отождествлять процессы, которые получаются с помощью таких перестановок. Полученные с помощью отождествления процессы называются *трассами*. Они составляют некоторый моноид $M(E, I)$, называемый *свободным частично-коммутативным моноидом*.

Его элементы можно рассматривать как классы эквивалентности $[w]$ слов $w \in E^*$. Умножение определяется по формуле $[u][v] = [uv]$. Свободные частично-коммутативные моноиды применялись Мазуркевичем [1] для исследования элементарных сетей Петри и других моделей параллельного программирования.

С классами работать неудобно. Поэтому из каждого класса $[w]$ выбирается представитель, который называется *нормальной формой трассы* $[w]$. Известно два способа построения нормальной формы.

Первый из них принадлежит А. В. Анисимову и Д. Кнуту [2]. Он основан на том, что в случае линейно упорядоченного множества букв отношение лексикографического порядка на множестве всех слов E^* будет отношением линейного порядка. Стало быть, из каждого класса эквивалентности можно выбрать наименьший элемент. Этот элемент называется лексикографической нормальной формой трассы $[w]$.

Например, в порождённом двумя элементами $E = \{a, b\}$ свободном коммутативном моноиде $M(E, \{(a, b), (b, a)\})$ лексикографическая нормальная форма трассы $[abab]$ будет $aabb$.

Второй способ позволяет получить разложение вычислительного процесса на *ярусы* – блоки, состоящие из попарно независимых инструкций. Он называется *приведением к нормальной форме Фoaты* [3].

Нормальная форма Фoaты и её применение

ОПРЕДЕЛЕНИЕ. Для $[w] \in M(E, I)$ разложением Фoaты называется произведение классов $[w] = [w_1][w_2] \dots [w_n]$, в котором:

- для каждого $i = 1, \dots, n$ слово w_i состоит из попарно независимых и, стало быть, различных букв $a \in E$;
- для каждого $i = 2, \dots, n$ и для всякой буквы a из w_i существует такая буква b из w_{i-1} , что $(a, b) \notin I$.

Пусть E – линейно упорядоченное множество. В этом случае в каждом ярусе разложения Фoaты можно переставить буквы так, чтобы они располагались в возрастающем порядке. Получим нормальную форму данного определения. Она называется *нормальной формой Фoaты*, её единственность мы установим ниже.

Например, для класса $[abba]$ в порождённом двумя элементами a и b свободном коммутативном моноиде нормальная форма Фoaты будет равна $abab$.

Хорошо известна следующая теорема. Мы приведем ее доказательство, содержащее полезный для нас алгоритм приведения к нормальной форме.

ТЕОРЕМА [3]. Для любого $[w] \in M(E, I)$ существует единственная последовательность таких слов w_1, \dots, w_n , что произведение $[w] = [w_1] \dots [w_n]$ будет разложением Фoaты.

ДОКАЗАТЕЛЬСТВО. Докажем с помощью индукции по длине n слова w . При $n = 1$ это утверждение очевидно. Предположим, что оно верно для n . Докажем для $n + 1$. Пусть $w = w'a$. Тогда длина слова w' меньше длины слова w . Стало быть, существует разложение $[w] = [w_1] \dots [w_n][a]$. Возможны следующие случаи:

1. Буква a зависима с некоторой буквой b слова w_n , в этом случае это разложение будет разложением Фoaты.
2. Буква a независима со всеми буквами слова w_n , в этом случае сравниваем a со всеми буквами слов w_{n-1}, w_{n-2}, \dots , пока не встретим k , при котором w_k имеет букву, зависящую с буквой a . Если такое k встретим, то разложение Фoaты будет равно

$$[w_1] \dots [w_k][w_{k+1}a][w_{k+2}] \dots [w_n].$$

3. Если a независима со всеми буквами из слов $[w] = [w_1] \cdots [w_n]$, то разложение Фоаты равно $[w_1 a][w_2] \cdots [w_n]$.

Слова $[w_1] \dots [w_n]$ будут единственными с точностью до перестановок. Если потребовать, чтобы буквы слов $[w_1] \dots [w_n]$ были расположены в порядке возрастания, то слово $w_1 \dots w_n$ будет единственным.

Следствие

Пусть множество E линейно упорядоченно. Тогда для всякого класса $[w] \in M(E, I)$ его нормальная форма Фоаты является единственной.

Для любой трассы её разложение Фоаты имеет наименьшее число ярусов.

Если интерпретировать элементы $a \in E$ как инструкции, то теорема указывает, что вычислительный процесс $[w]$ допускает разложение на ярусы $w_1 \cdots w_n$. Соединяя зависимые действия стрелками, мы получим, что всякая буква из яруса w_j будет иметь по крайней мере одну предшествующую ей букву из яруса w_{i-1} при $i = 2, \dots, n$.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ. Граф вычислительного процесса $a_1 \cdots a_n$ состоит из вершин с номерами $1, 2, \dots, n$, причём вершине с номером i сопоставлена буква a_i . Вершины с номерами i и j соединены стрелкой, если $i < j$ (a_i, a_j) $\in I$ и вершина с номером i находится в ярусе, предшествующем ярусу, содержащему j -вершину.

ПРИМЕР. Пусть задан массив, состоящий из n чисел с плавающей точкой $x[0], x[1], \dots, x[n-1]$. Требуется так переставить элементы этого массива, чтобы после перестановки имели место неравенства $x[0] \leq x[1] \leq \dots \leq x[n-1]$.

Рассмотрим алгоритм сортировки элементов массива методом пузырьков. Этот алгоритм можно описать с помощью двух вложенных циклов:

```
for (i=n-1; i>0; i--)
  for (j=1; j<i+1; j++)
    if (x[j-1]>x[j]) transpose(j-1, j);
```

Здесь `transpose(p, q)` – подпрограмма перестановки элементов массива $x[p]$ и $x[q]$. Мы рассмотрим инструкцию

```
if (x[j-1]>x[j]) transpose(j-1, j);
```

как неделимую и обозначим её через a_j . Алгоритм сортировки будет описываться вычислительным процессом, состоящим из команд a_j . Множество всех команд будет равно $E = \{a_1, a_2, \dots, a_{n-1}\}$. Отношение независимости $I = \{(a_p, a_q) : |p - q| < 1\}$. Отсюда вытекает, что отношение зависимости $D = (E \times E) \setminus I$ будет состоять из пар $(a_i, a_i), (a_i, a_{i-1}), (a_i, a_{i+1})$. Легко видеть, что вычислительный процесс будет равен

$$[a_1 \cdots a_{n-1}][a_2 \cdots a_{n-2}] \cdots [a_1].$$

Например, при $n = 7$ получаем граф, показанный на рис. 1. Нормальная форма будет равна

$$[a_1][a_2][a_1 a_3][a_2 a_4][a_1 a_3 a_5][a_2 a_4 a_6][a_1 a_3 a_5][a_2 a_4][a_1 a_3][a_2][a_1].$$

Вычисления разбиваются на ярусы:

1-й ярус: a_1

2-й ярус: a_2

- 3-й ярус: a_1, a_3
- 4-й ярус: a_2, a_4
- 5-й ярус: a_1, a_3, a_5
- 6-й ярус: a_2, a_4, a_6
- 7-й ярус: a_1, a_3, a_5, a_7
- ...

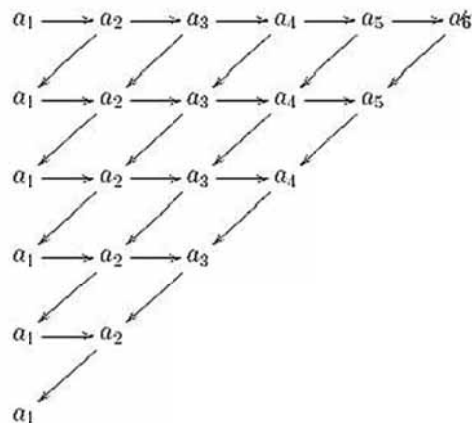


Рис. 1. Граф процесса сортировки методом пузырьков

Инструкцию a_j можно рассматривать как функцию от аргумента j . Это позволяет разработать параллельную программу сортировки для процессоров группы SIMD, к которым, в частности, относится многоядерный графический процессор. Время работы этой программы будет пропорционально n , ибо число ярусов будет равно $2n-2$.

ЗАМЕЧАНИЕ. Точно так же, как цикл сортировки методом пузырьков, можно распараллеливать некоторые циклы. Для этой цели выписывается последовательность операций $a_1 a_2 \dots a_m$ тела цикла. Если число итераций цикла известно и равно n , то рассматривается трасса $(a_1 a_2 \dots a_m)^n$. Находится нормальная форма Фойты. Она даёт разложение по ярусам. Задача сводится к синхронизации работы операций, принадлежащих различным ярусам.

Приведём программную реализацию полученного выше параллельного алгоритма. Будем использовать технологию CUDA, подробно описанную в [4] и [5].

Подпрограмма сортировки пузырьками 512 чисел с плавающей точкой двойной точности, выполненная на многоядерном графическом процессоре

```

__global__ void sort( double *a) {
    int tid = threadIdx.x;
    int i;
    double temp;

    for (i=0; i<2*(N-1)-1; i++)
    {
        if(tid<=i && ((i-tid)%2==0)&&(tid+i<2*(N-1)-1))
        {
            if (a[tid+1]<a[tid])
            {
                temp=a[tid]; a[tid]=a[tid+1]; a[tid+1]=temp;
            }
        }
    }
    __syncthreads();
}

```

}

Результат тестирования

Сортировка пузырьками 512 чисел с плавающей точкой двойной точности:

16 мс – время последовательного алгоритма;

1 мс – время параллельного алгоритма.

Тестирование разработанного приложения производилось с использованием графического чипсета NVIDIA GeForce 9800GT, оснащённого 112 ядрами CUDA.

Заключение

В работе рассмотрено применение нормальной формы Фоаты в вычислительных процессах. Описан процесс разложения на ярусы, построен граф сортировки, написана подпрограмма параллельной сортировки для процессоров группы SIMD.

ЛИТЕРАТУРА

1. Mazurkiewicz, A. Basic notions of trace theory / A. Mazurkiewicz // Linear time, branching time and partial order in logics and models for concurrency, Lecture Notes in Computer Science. – Berlin: Springer-Verlag, 1989. – Vol. 354. – P. 285-363.
2. Anisimov, A. V. Inhomogeneous sorting / A. V. Anisimov, D. Knuth // International Journal of Computer and Information Sciences. – 1979. – Vol. 8. – P. 255-260.
3. Diekert, V. Partial Commutation and Traces / V. Diekert, Y. Métivier // Handbook of formal languages. – New York: Springer-Verlag, 1997. – Vol. 3. – P. 457-533.
4. Боресков, А. В. Основы работы с технологией CUDA / А. В. Боресков, А. А. Харламов. – М.: ДМК Пресс, 2010. – 232 с.
5. Sanders, J. CUDA by Example: an Introduction to General-Purpose GPU Programming / J. Sanders, E. Kandrot. – Boston: Addison-Wesley, 2010. – 292 p.



Долотов Б. И., Кleshнина О. Н.

B. I. Dolotov, O. N. Kleshnina

ПРЕДЕЛЬНЫЕ ВОЗМОЖНОСТИ ПРОЦЕССА СВАРКИ ПОГРУЖЕННЫМ ВОЛЬФРАМОВЫМ ЭЛЕКТРОДОМ

FRONTIERS OF THE IMMERSSED TUNGSTEN ELECTRODE WELDING PROCESS

Долотов Борис Иванович – доктор технических наук, профессор кафедры «Технологии сварочного производства» ФГБОУ ВПО «Комсомольский-на-Амуре государственный технический университет» (КнАГТУ), e-mail: ktsp@knastu.ru.

Mr. Boris I. Dolotov – Doctor of Engineering, Professor, Department of Welding Engineering Technologies, Komsomolsk-on-Amur State Technical University. E-mail: ktsp@knastu.ru.

Кleshнина Оксана Николаевна – кандидат технических наук, доцент кафедры «Технологии сварочного производства» ФГБОУ ВПО «Комсомольский-на-Амуре государственный технический университет» (КнАГТУ), e-mail: ktsp@knastu.ru.

Ms. Oksana N. Kleshnina – PhD in Engineering, Assistant Professor, Department of Welding Engineering Technologies, Komsomolsk-on-Amur State Technical University. E-mail: ktsp@knastu.ru.

Аннотация. Сварка погруженным вольфрамовым электродом (СПВЭ) обеспечивает наибольшую глубину проплавления за один проход без разделки кромок в сравнении с другими разновидностями сварки в среде инертных газов. Однако и для СПВЭ существуют ограничения связанные со стойкостью электродов и возможностями применяемого сварочного оборудования. Так, специализированная сварочная установка ГСПД-1М укомплектована выпрямителем сварочного тока ВСВ-2000, обеспечивает максимальную глубину проплавления за один проход без разделки кромок изделий из титановых сплавов 40...44 мм. Увеличение толщины под сварку до 50...55 мм с возможностью подхода только с одной стороны и до 100...110 мм при двусторонней сварке выдвигает задачу разработки такой технологии СПВЭ, которая более полно учитывает возможности имеющегося сварочного оборудования. Разработана трехпроходная СПВЭ с использованием комбинированной подготовки свариваемых кромок, сочетающей П-образный вырез и наличие щели.

Summary. The immersed tungsten electrode welding (ITEW) provides the greatest weld penetration in one pass without edge preparation, in comparison with other types of inert gas welding. However, for ITEW there are the restrictions linked to the stability of electrodes and to the capabilities of the welding equipment being used. Thus, a specialized welding installation GSPD-1M is combined with a VSV-2000 rectifier of the welding current providing the maximal weld penetration in one pass without edge preparation for welding items made of titanium alloys 40 - 44 mm. The increase of thickness of welded items up to 50 - 55 mm with an opportunity to approach the item from one side only, and up to 100 - 110 mm for two-side welding brings forth the necessity to develop a new ITEW method that would be better adjusted to the capabilities of the existing welding equipment. We propose a free-pass ITEW relying on the combined preparation of welded edges using both a U-shaped slot and a gap.

Ключевые слова: сварка, вольфрамовый электрод, погружение, титановый сплав, тороидальный электрод, сварочная дуга, сварочный ток, давление дуги, гранулированная присадка.

Keywords: welding, tungsten electrode, immersion, toroidal electrode, welding arc, welding current, arc force, granulated additive.

УДК 621. 791. 75. 01: 537. 523

Высокий темп развития процессов сварки и сварочной техники приводит к появлению новых видов сварки, к которым необходимо отнести сварку погруженным вольфрамовым

электродом (СПВЭ). После появления этого вида сварки эффективность этого процесса возросла в несколько раз, причем его потенциальные возможности остаются слабоизученными.

СПВЭ не требует применения и использования сложного оборудования и по сравнению с другими способами сварки плавлением. Данный способ обладает рядом преимуществ, как технологических, так и экономических: возрастает глубина проплавления свариваемого стыка без разделки кромок за один проход до 25...50 мм; отсутствует необходимость предварительной разделки кромок, вследствие этого процесс подготовки свариваемых элементов и их сборка облегчается и ускоряется; уменьшается расход присадочного материала и удельные энергозатраты; обеспечивается высокое качество сварного шва, сравнимое с качеством сварного соединения при электроннолучевой сварке [1]; СПВЭ применима к большинству конструкционных сплавов; сокращается производственный цикл при высокой производительности труда; возрастает эффективный КПД нагрева металла до величины, сравнимой с электроннолучевой сваркой (0,95).

Однако при использовании различных техник реализации процесса СПВЭ конечные результаты, а это максимально достигаемая толщина детали под сварку, также различаются.

Целью проведенных исследований являлось определение предельных возможностей процесса СПВЭ с использованием различных способов (гранулированной присадки, тороидального электрода и т.п.), которые подробно рассмотрены в работе [2].

Сущность СПВЭ заключается в следующем: заглубление столба дугового разряда и торца вольфрамового электрода ниже поверхности основного свариваемого материала (рис. 1).

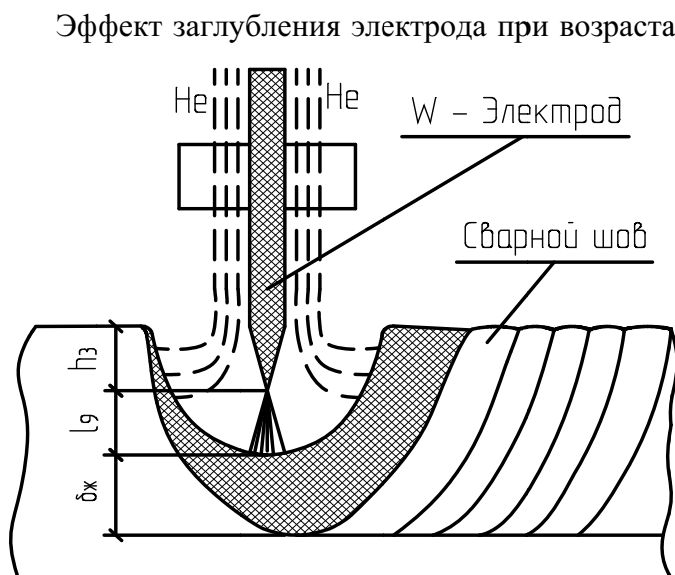


Рис. 1. Схема сварки погруженным электродом:
 h_3 – заглубление электрода; $\delta_{ж}$ – прослойка жидкого металла под электродом; l_9 – длина дуги;
 He – гелий

Эффект заглубления электрода при возрастании сварочного тока, теоретически обоснованный в работе [3], был заложен в конструкцию серийной установки СПВЭ марки ГСПД-1 (выпускаемой ОАО «Электромеханика», г. Ржев), в состав которой входит тиристорный выпрямитель ВСВ-2000. Между сварочным током $I_{св}$ и заглублением электрода h_3 существует взаимосвязь, которая обусловлена главным образом формой заточки вольфрамового электрода и, в гораздо меньшей степени, свойствами свариваемого материала, дугового напряжения и т.п., поэтому СПВЭ можно производить при обязательном принудительном регулировании (стабилизации) длины (напряжения) сварочной дуги.

Система автоматики установки ГСПД-1 позволяет осуществить стабилизацию длины сварочной дуги путем изменения силы сварочного тока при постоянном заглублении электрода. В этом случае длина дугового промежутка между электродом и металлом дна сварочной ванны поддерживается постоянной за счет уравнивания давления дуги действием гидростатического столба жидкого металла, вытесненного из-под электрода. При уменьшении длины дуги и дугового напряжения возникает необходимость увеличить давление и вытеснить часть расплавленного металла из-под электрода, т.е. увеличить силу сварочного тока. Естественно, что при увеличении длины дуги следует уменьшить силу тока. Тогда под действием гидростатического давления столба вытесненного жидкого



металла металл ванны поднимается к электроду до заданной длины дуги (дугового напряжения). При этом положение (углубление) электрода остается неизменным.

В табл. 1 представлены некоторые данные по влиянию плотности металла на гидростатический напор жидкометаллической ванны при СПВЭ [4].

Таблица 1

Влияние плотности материала на гидростатический напор жидкой ванны

Материал	Толщина материала, мм	Плотность, г/см ³	Гидростатический напор жидкой ванны, 10 ⁻¹ Па	Режим сварки		
				$I_{св}$, А	U_d , В	$V_{св}$, м/ч
ОТ4	4,0	4,5	1760	350	10	36
	5,0		2200	440	10	36
	10,0		4400	550	10,5	18
ЭИ961	4,0	7,8	3060	440	11	36
	8,0		6100	600	11	20
X18H10T	5,0	7,9	3870	480	11	36
ЭП199	10,0	8,64	8450	440	11	8,0

Для обеспечения практически постоянной глубины проплавления (вне зависимости от изменения объема расплавленного металла) необходимо сохранение постоянным заглубление электрода и напряжение дуги. К примеру, увеличение зазора между кромками уменьшает объем расплавленного металла. При этом гидростатическое давление столба жидкости на дугу уменьшается. Но в силу того, что давление дуги уравнивается гидростатическим давлением столба жидкости, уменьшение длины (напряжения) дуги приводит к увеличению силы сварочного тока. Значение погонной энергии сварки будет оставаться неизменным.

Все представленные результаты были получены при сварке штатных конструкций из титановых сплавов BT20 или образцов-имитаторов. Более детально процесс СПВЭ представлен в монографии [2].

Углубление дугового разряда в свариваемый металл, при котором уменьшение излучения дуги, выделяемого дугой тепла, приводит к заметному увеличению эффективного КПД процесса нагрева металла и, как следствие, к увеличению глубины проплавления металла. Достижимая глубина проплавления складывается из трех составляющих (рис. 1): заглубление электрода h_3 , длины дуги l_9 и жидкометаллической прослойки $\delta_{ж}$.

Многочисленные исследования позволили установить, что при использовании вольфрамового электрода диаметром \varnothing 10 мм со стандартной заточкой рабочего торца на конус глубина проплавления не превышает 37...40 мм за один проход – этому соответствует заглубление электрода $h_3 = 23$ мм, сварочный ток порядка $I_{св} = 1750...1850$ А (рис. 2) и скорость сварки $V_{св} = 1,5$ мм/с.

Для дальнейшего увеличения глубины проплавления необходимо увеличивать заглубление электрода h_3 , однако это вызывает серьезную опасность короткого замыкания электрода на переднюю кромку ванны (замерзание электрода). Это явление является трудно исправимым браком и может привести к значительным материальным издержкам. Чтобы предотвратить замерзание электрода необходимо уменьшать скорость сварки, что также нежелательно, так как приведет к нежелательному возрастанию интенсивности теплового режима сварки. Можно увеличить глубину проплавления, если вместо цельнометаллической вставки использовать гранулированную присадку [5], что усложняет технологический процесс.

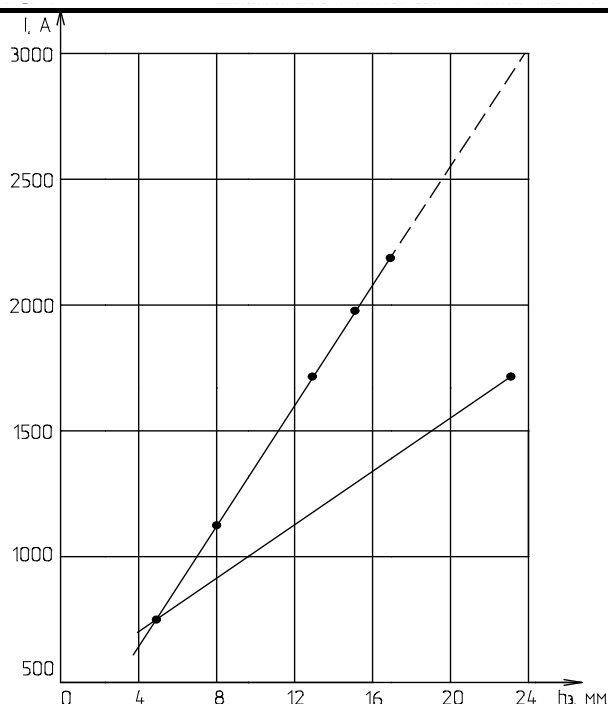


Рис. 2. Зависимость сварочного тока от заглубления электрода:

- 1 – сварка тороидальным электродом;
- 2 – сварка стандартным электродом

увеличению глубины проплавления, поэтому при одинаковых уровнях заглубления h_3 тороидальному электроду соответствует большой сварочный ток (рис. 2). Это положение подтверждает также график, приведенный на рис. 3.

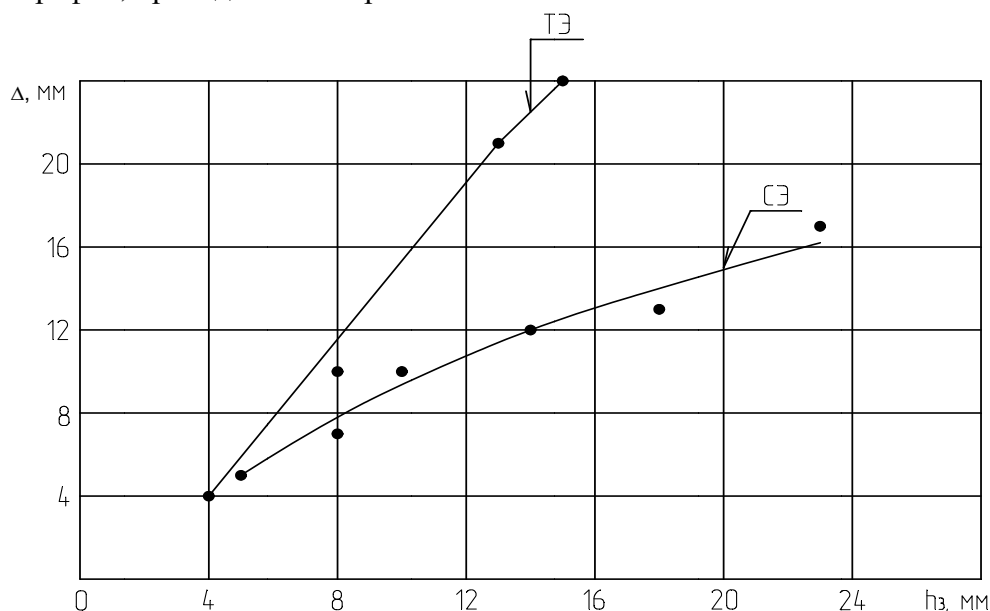


Рис. 3. Зависимость показателя Δ от уровня заглубления электрода h_3 при СПВЭ:
СЭ – стандартным; ТЭ – тороидальным

Показатель Δ представляет собой толщину жидкометаллической прослойки под электродом:

$$\Delta = H - h_3.$$

С положительной стороны зарекомендовал себя электрод, рабочий торец которого выполнен в форме полутора – тороидальный электрод [6].

Ранее было показано, что тороидальный электрод обладает повышенной эрозионной стойкостью в условиях сварки на экстремально высоких токах и возбуждает полоцилиндрическую дугу, обладающую эффектом самофокусирования [7]. Этот эффект положительно сказывается на давлении дуги. Как известно, с ростом сварочного тока идет увеличение давления дуги на жидкий металл. Как известно, силовое воздействие дуги P пропорционально квадрату силы сварочного тока $I_{св}$:

$$P = kI_{св}^2,$$

где k – коэффициент пропорциональности, зависящий от длины дуги, состава защитной среды и ряда других факторов.

Под действием силы Ампера происходит сжатие полоцилиндрической дуги, что способствует увеличению давления дуги на жидкий металл и в конечном итоге

Как следует из приведенного графика, при сварке тороидальным электродом значительно облегчается процесс теплопередачи от дуги к поверхности свариваемой детали, то есть к тому месту, которое является наиболее опасным в смысле замерзания электрода, поэтому можно считать, что тороидальный электрод обладает еще значительным потенциальным ресурсом и может обеспечивать глубину проплавления до 55...60 мм за один проход при повышении сварочного тока до 2500 А и более.

Увеличение толщины деталей под сварку до 60...65 мм с возможностью подхода только с одной стороны и до 100...110 мм при двусторонней сварке с использованием источника питания ВСВ-2500 выдвигает задачу разработки такой технологии СПВЭ, которая более полно учитывает возможности приемов и способов СПВЭ.

Наиболее перспективной в данном направлении представляется комбинированная подготовка свариваемых кромок, которая сочетает П-образный вырез и наличие щели. На рис. 4 представлена схема подготовки кромок для двусторонней СПВЭ. Процесс осуществляется следующим образом: заполняют гранулированной присадкой щелевую разделку; сварку осуществляют тороидальным электродом, для обеспечения максимальной концентрации энергии дуги и глубины проплавления.

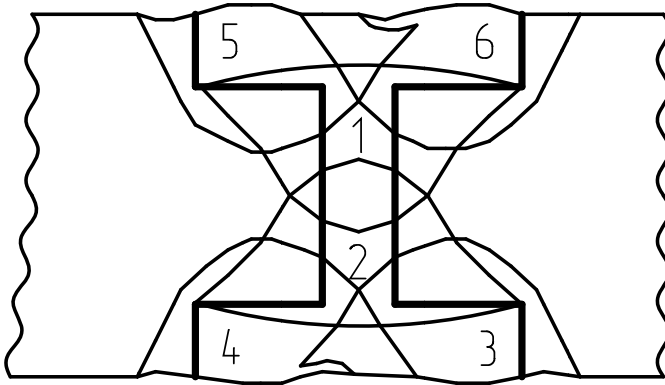


Рис. 4. Схема многопроходной сварки

После заварки осевой части стыка, П-образный вырез заполняют гранулированной присадкой. Размеры конструктивных элементов выреза зависят от параметров режима сварки; они уточняются в ходе предварительных экспериментов.

Сварку П-образного выреза выполняют в два прохода рассредоточенной дугой. Электрод устанавливают со смещением относительно оси стыка сначала с одной стороны, а потом с другой.

Так как прочностные характеристики металла сварного шва зависят от его химического состава, был проведен расчет долевого соотношения основного и присадочного металлов в формировании шва на сплаве ВТ20.

Полученные результаты приведены в табл. 2.

Таблица 2

Доля основного и присадочного металла в шве

Номер прохода	Долевое соотношение	
	ВТ20	Присадка
1, 2	0,783	0,217
3, 5	0,524	0,476
4, 6	0,579	0,421

На основании данных табл. 2 было определено среднее содержание легирующих элементов в сварном шве для двух случаев (табл. 3).

Таблица 3

Содержание легирующих элементов

Материал	Al	V	Mo	Zr
Сплав ВТ20	5,5-7,0	0,8-2,5	0,5-2,0	1,5-2,5
Проход 4 с ВТ1-0	3,85-4,9	0,56-1,75	0,35-1,40	1,05-1,75

Проход 4 с СПТ-2	4,9-6,2	1,75-2,45	0,3-1,9	1,3-2,6
------------------	---------	-----------	---------	---------

В первом случае в качестве присадки была использована проволока из чистого титана марки ВТ1-0, во втором – присадочная проволока марки СПТ-2.

Полученные расчетным путем данные можно считать удовлетворительными. Прогнозируемый химический состав сварного шва должен обеспечить его механические свойства на уровне 90 % от сплава ВТ20.

Проведенные исследования показали, что использование тороидального электрода и источника питания сварочного тока типа ВСВ-2500 делает возможным сварку титановых конструкций толщиной до 60 мм за один проход и толщиной до 130 мм при комбинированной многопроходной СПВЭ по щелевому зазору, заполненному гранулированной присадкой.

ЛИТЕРАТУРА

1. Влияние способа сварки на механические свойства сварных швов / Б. И. Долотов, А. А. Дашковский, В. И. Муравьев, В. П. Зайцев // *Авиационная промышленность*. – 1992. – № 8. – С. 46-47.
2. Долотов, Б. И. Сварка погруженным вольфрамовым электродом / Б. И. Долотов. – М.: *Машиностроение-1*, 2004. – 208 с.
3. Дубашинский, В. М. К вопросу о погружении дуги в сварочную ванну при автоматической сварке вольфрамовым электродом в среде инертных газов / В. М. Дубашинский // *Сварка: сб. ст.* – Л.: *Судостроение*, 1964. – № 7.– С. 81-90.
4. Особенности сварки погруженной дугой неплавящимся электродом нержавеющей сталей и сплавов / В. И. Матюхин, В. И. Коваль, В. И. Шаталов [и др.] // *Сварочное производство*. – 1974. – № 9. – С. 24-26.
5. Автоматическая сварка погруженным электродом с использованием присадочного материала из рубленой проволоки / Б. И. Долотов, А. А. Дашковский, Н. Б. Фейгенсон // *Авиационная промышленность*. – 1968. – №8. – С. 44.
6. Долотов, Б. И. Вольфрамовые электроды повышенной стойкости / Б. И. Долотов, В. И. Муравьев, Б. Н. Марьин [и др.] // *Сварочное производство*. – 1996. – № 10. – С. 23-26.
7. Долотов, Б. И. Электромагнитные силы сжатия дуги, возбуждаемой на тороидальном электроде и электроде с двумя вершинами / Б. И. Долотов, Н. А. Калугина // *Сварочное производство*. – 1997. – № 5. – С. 5-8.

Шпилев М. А.
M. A. Shpilev

ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ОБОСНОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ РАБОТЫ ЭЛЕКТРОГИДРОИМПУЛЬСНОЙ УСТАНОВКИ ВОССТАНОВЛЕНИЯ СЫПУЧЕ- СТИ СМЕРЗШЕГОСЯ УГЛЯ НА ЭЛЕМЕНТЫ КОНСТРУКЦИИ ПОЛУВАГОНА

A THEORETICAL JUSTIFICATION OF THE IMPACT AN ELECTRO-HYDRO-PULSE INSTALLATION FOR FROZEN COAL LOOSENING HAS ON THE STRUCTURAL EL- EMENTS OF AN OPEN GONDOLA CAR



Шпилев Михаил Анатольевич – аспирант кафедры «Теоретические основы электротехники» Петербургского государственного университета путей сообщения (Россия, Санкт-Петербург); 196008, Санкт-Петербург, г. Пушкин, ул. Оранжерейная 73-68; +7(931)2917644. E-mail: Shpilev.Mikhail@mail.ru.

Mr. Mikhail A. Shpilev – PhD Candidate, Department of Electro-Technical Theory, St.-Petersburg State Transport University; 73, Oranzhereynaya Str., apt. 68, town of Pushkin, St. Petersburg, Russia; phone: + 7 931 2917644. E-mail: Shpilev.Mikhail@mail.ru.

Аннотация. В статье рассматривается влияние ударных волн на элементы конструкции полувагона при электрогидроимпульсном методе восстановления сыпучести смерзшегося угля, производится оценка максимального давления взрывателя, обеспечивающего отсутствие остаточных деформаций в кузове полувагона.

Summary. The paper analyzes the impact upon a gondola car's structural elements of shock waves produced by an electro-hydro-pulse installation during frozen coal loosening; an assessment is made of the maximum permissible detonator pressure that is safe for the gondola car body.

Ключевые слова: смерзшийся уголь, полувагон, электрогидроимпульсный эффект, восстановление сыпучести (рыхление), механическое напряжение.

Keywords: frozen coal, gondola car, electro-hydro-pulse effect, loosening, mechanical stress.

УДК 681.3.068

Введение

Традиционные способы разгрузки смерзшихся грузов из полувагонов являются неэффективными и влекут убытки, которые можно исключить, применив электрогидроимпульсный разгрузочный комплекс, разработанный сотрудниками кафедры «Теоретические основы электротехники» Петербургского государственного университета путей сообщения [2; 4].

Для восстановления сыпучести смерзшегося угля в комплексе используется электрогидроимпульсный эффект (эффект Юткина). Данный эффект возникает при инициировании с помощью емкостного накопителя электрического разряда в ионопроводящей жидкости, который сопровождается возникновением ударных волн, способных выполнять механическую работу, например, восстанавливать сыпучесть смерзшегося угля.

Исследования показали, что для восстановления сыпучести смерзшегося угольного конгломерата в дальней зоне в случае единичной разрядной камеры (на расстоянии 1 м) необходимо получать в разрядной полости давление не ниже 10^8 Па. Для этого необходимо использовать импульсные токи с интегралом действия не ниже $1000 \text{ A}^2 \cdot \text{с}$. Кроме того, из-за специфической геометрии полувагона использование единичного источника силового воздействия не позволяет получить относительно равномерное распределение созданных меха-

нических напряжений в монолитном угольном конгломерате, поэтому предполагается использование системы из регулярно расположенных электрогидроимпульсных взрывателей. Наиболее оптимальным вариантом, позволяющим получить равномерное распределение механических напряжений, является случай с четырьмя взрывателями, расположенными линейно вдоль хребтовой балки (см. рис. 1).

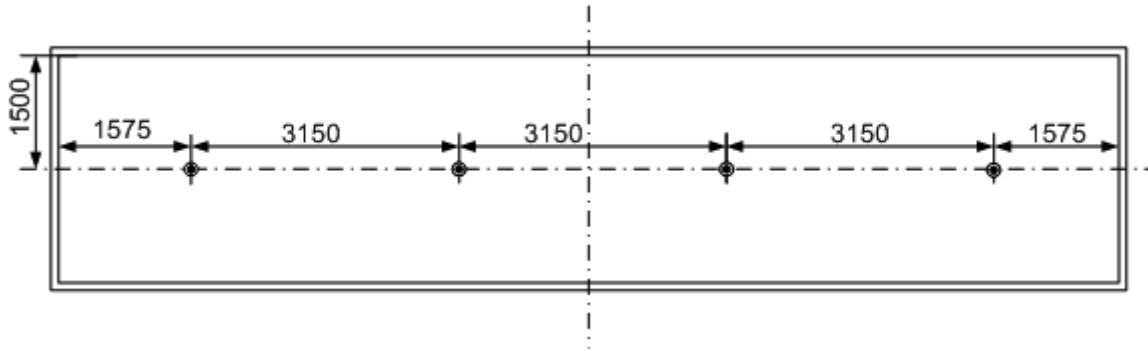


Рис. 1. Расположение взрывателей в кузове полувагона (вид сверху)

Описание конечно-элементной модели

Для оценки прочности кузова люкового полувагона при действии ударной взрывной волны выбран универсальный полувагон модели 12-1293 производства ОАО «Ружиммаш». Полувагон модели 12-1293 имеет типовую конструкцию кузова в сравнении с вагонами данного назначения. Учитывалась симметрия конструкции вагона и прикладываемой нагрузки (относительно продольной и поперечной оси вагона), в качестве расчетной модели кузова полувагона рассматривалась его четвертая часть.

Груз – смерзшийся каменный уголь – моделировался изотропным объемом со следующими механическими характеристиками:

– модуль упругости $E_{зр} = 3,375 \cdot 10^9$ Па;

– коэффициент Пуассона $\nu_{зр} = 0,25$;

– средневзвешенная плотность $\rho_{зр} = 1500$ кг/м³ с учетом того, что груз состоит из смеси угля и льда.

Взрыватели моделировались исходя из размерных соотношений – полыми сферами с радиусом $R_0 = 0,01$ м (см. рис. 2, а). Давление на границе сферы распределено равномерно и изменяется по закону $P(t)$, график функции $P(t)$ представлен на рис. 2, б, при этом $P_m = 10^{10}$, $T_p = 20$ мкс.

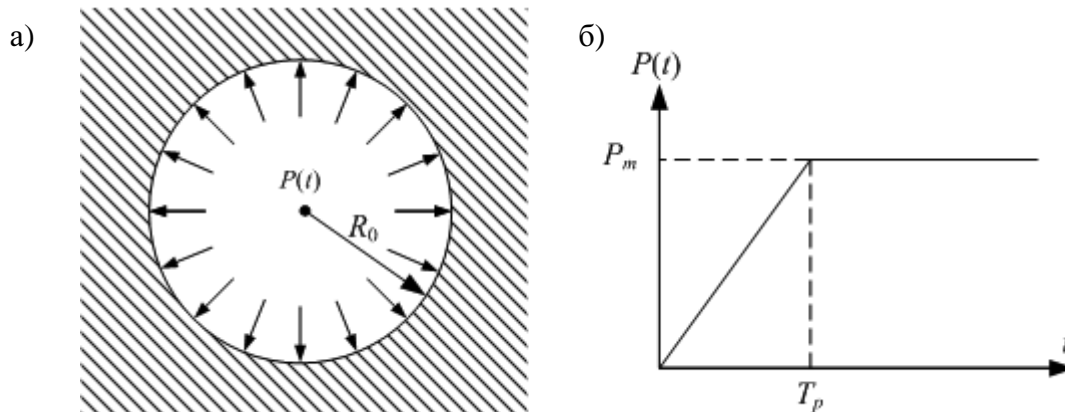


Рис. 2. Модель взрывателя: а – геометрическая модель взрывателя, внедренного в угольный конгломерат; б – график функции $P(t)$

Моделирование производилось по методу конечно-элементного анализа в пакете ANSYS. Для моделирования угольного конгломерата использовались объемные элементы типа SOLID186. Для моделирования обшивки полувагона использовались оболочечные конечные элементы типа SHELL93. Для моделирования стоек, обвязок, продольных и поперечных элементов рамы полувагона использовались балочные конечные элементы типа BEAM189, основанные на теории балки Тимошенко. Конечно-элементная модель (см. рис. 3) включает 89 627 конечных элементов и 125 763 узла, из них 85 175 объемных элементов (124 956 узлов), 4011 оболочечных элементов (12 239 узлов), 441 балочный элемент (1318 узлов).

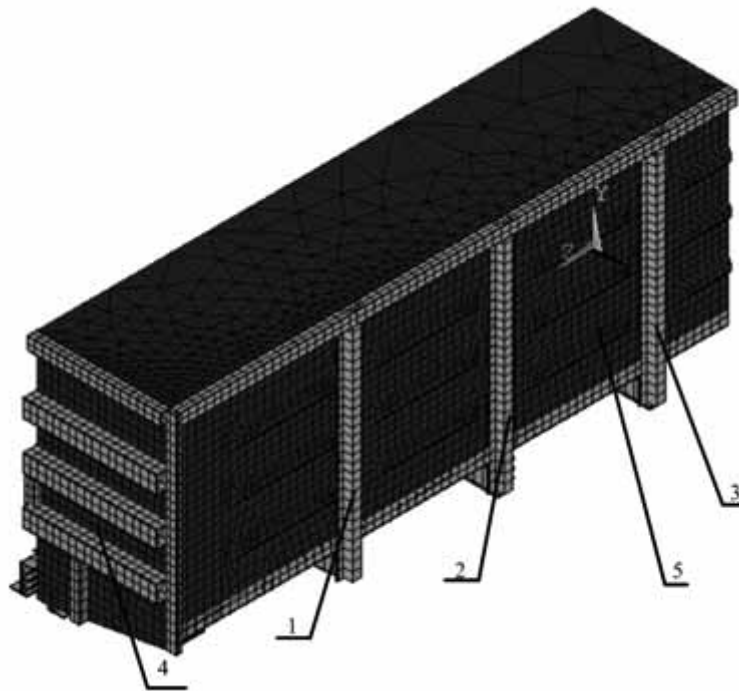


Рис. 3. Конечно-элементная модель четверти полувагона с грузом: 1 – первая стойка; 2 – вторая стойка; 3 – третья стойка; 4 – торцевая стенка; 5 – боковая стенка

Главное требование к полувагону при воздействии ударной взрывной волны – не допустить появления остаточных деформаций в кузове вагона, поэтому допускаемые напряжения приняты равными пределу текучести материала $\sigma_m = 345$ МПа в соответствии с нормами для расчета и проектирования вагонов [3]. По требованиям [3] для стали 09Г2С ГОСТ 19281-89 модуль упругости E_{cm} принимается равным $2,1 \cdot 10^5$ МПа, коэффициент Пуассона ν_{cm} принимается равным 0,3. Плотность стали ρ_{cm} принимается равной 7850 кг/м³.

Оценка напряженно-деформированного состояния

При моделировании рассматривалось, что в грузе находятся 4 линейно расположенных взрывателя (см. рис. 1) с заглублением на половину высоты борта (1,25 м). В результате расчета были получены эквивалентные напряжения по теории Мизеса. Если учесть, что взрыватели расположены несимметрично относительно элементов кузова полувагона, то время достижения взрывной волны до этих элементов различно. Время достижения ударной волной хребтовой балки составляет приблизительно 95 мкс, боковой и торцевой стенок – приблизительно 135 мкс. Распределение эквивалентных напряжений в хребтовой балке полувагона с грузом при взрыве в момент времени 105 мкс приведено на рис. 4. Эпюры эквивалентных напряжений для торцевой и боковой стенок полувагона на разных высотах в момент времени 140 мкс приведены на рис. 5 и 6. Эпюры эквивалентных напряжений для стоек боковой стены полувагона в момент времени 140 мкс приведены на рис. 7.

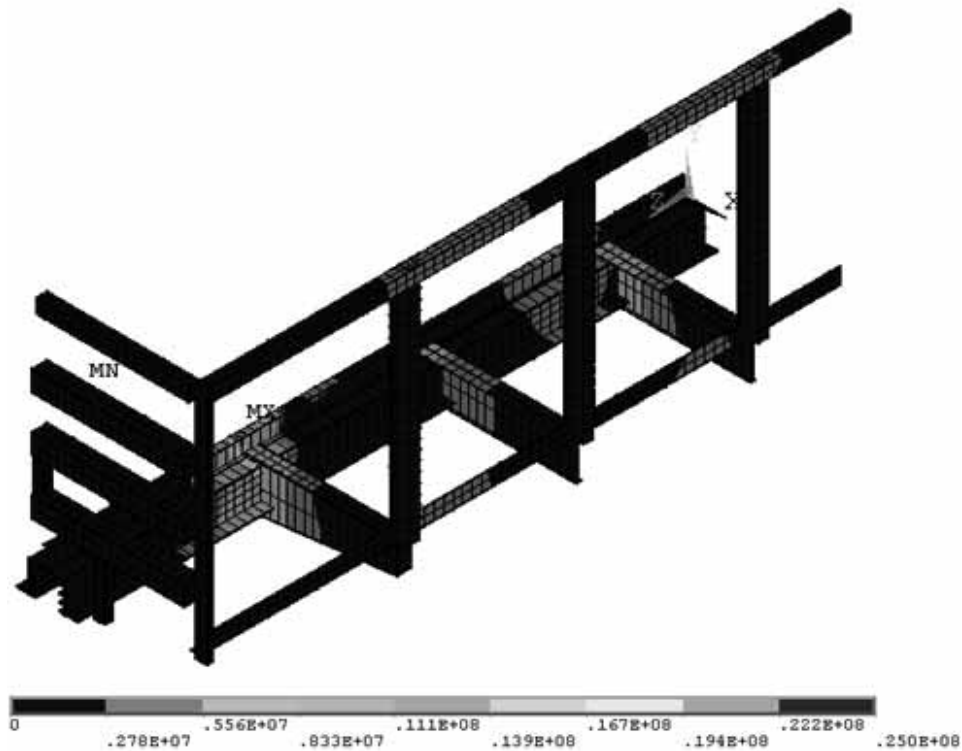


Рис. 4. Распределение эквивалентных напряжений в хребтовой балке полувагона

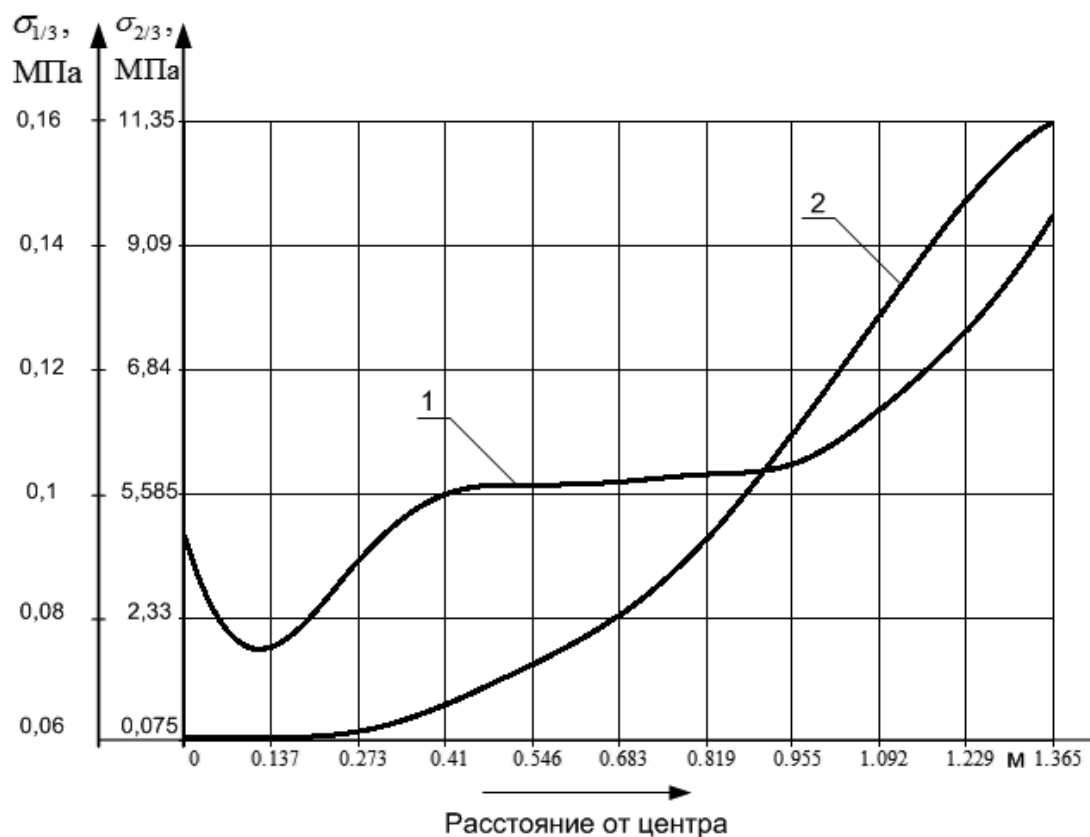


Рис. 5. Эпюры эквивалентных напряжений в торцевой стенке полувагона:
 1 – на высоте 1/3 от общей высоты стенки полувагона ($\sigma_{1/3}$);
 2 – на высоте 2/3 от общей высоты стенки полувагона ($\sigma_{2/3}$)

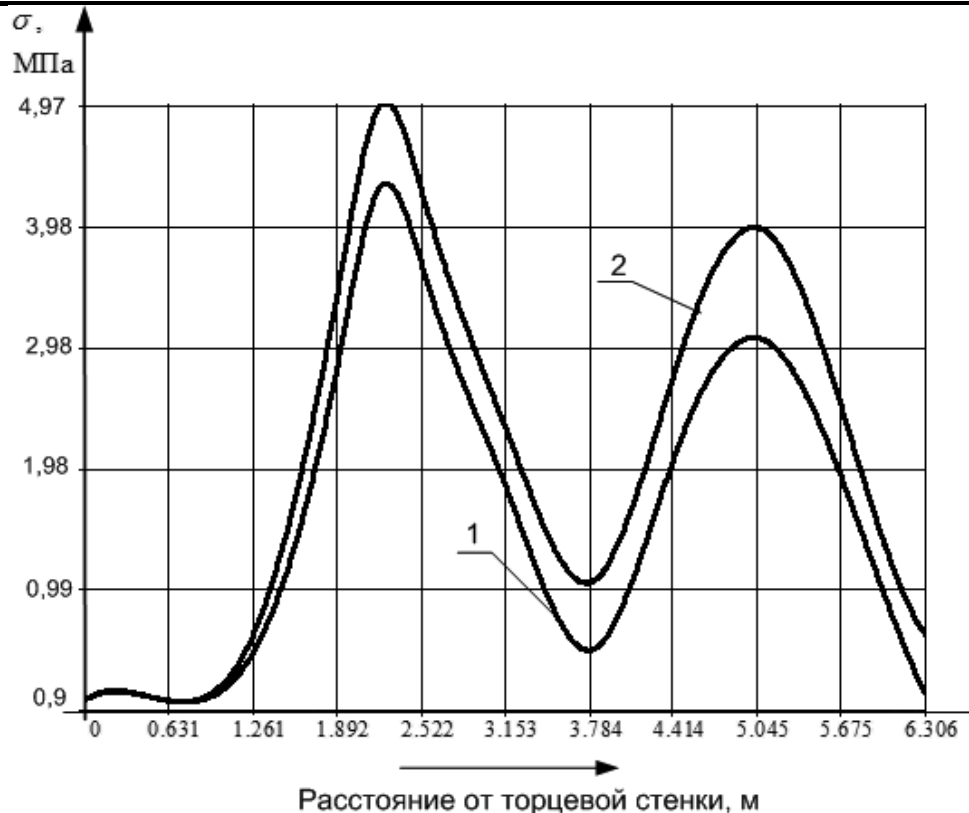


Рис. 6. Эпюра эквивалентных напряжений в боковой стенке полувагона:
 1 – на высоте 1/3 от общей высоты стенки полувагона;
 2 – на высоте 2/3 от общей высоты стенки полувагона

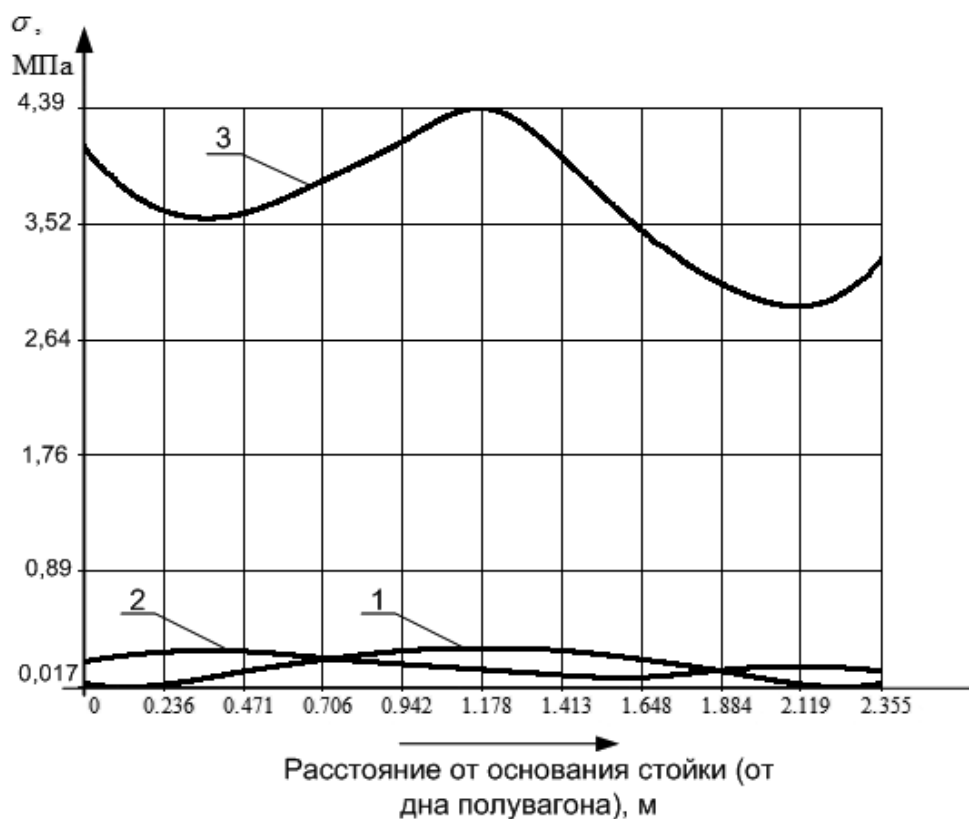


Рис. 7. Эпюра эквивалентных напряжений: 1 – для первой стойки;
 2 – для второй стойки; 3 – для третьей стойки

В результате моделирования установлено, что величина максимальных эквивалентных напряжений в обшивке полувагона составила 8,6 МПа, при этом максимальный уровень эквивалентных напряжений в стойках боковой стены равен 4,39 МПа. Установлено, что наиболее нагруженными зонами полувагона при действии ударной взрывной волны являются шкворневые узлы. При этом максимальные напряжения в шкворневой балке (в районе пятника) полувагона составили порядка 43 МПа.

Проведенные исследования позволяют говорить о том, что кузов полувагона способен выдержать ударную взрывную волну от четырех линейно расположенных взрывателей при максимальном значении давления взрыва в каждом взрывателе $P_m = 10^{10}$ Па.

Определение максимального давления взрыва

Как показали предыдущие расчеты, напряжения, возникающие в обшивке вагона и боковых стойках при линейном расположении взрывателей, не превышают допусковые (350 МПа) и энергии взрыва вполне хватит для восстановления сыпучести смерзшегося груза. Поэтому следующим шагом расчета было определение напряжений в автосцепке и ходовой части вагона. Поскольку при взрыве вагон считается расцепленным с обеих сторон, то напряжения, возникающие в автосцепке, взаимно компенсируются. Точный расчет напряжений, возникающих в элементах ходовой части, не представляется возможным из-за нескольких причин, основными из которых являются неизвестные величины вертикального ускорения вагона с грузом и разноразмерность расчетных областей. Для оценки напряжений, возникающих в тележках, было принято следующее допущение. Энергия взрывной волны передается в тележки только через шкворневые узлы. Поэтому необходимо и достаточно определить напряжения в шкворневом узле и на основании величины этих напряжений судить о напряжениях в элементах ходовой части.

Для определения давления от взрывателей, при котором напряжения в элементах полувагона ниже допусковых, была проведена серия расчетов с различными величинами давления. Поскольку максимальные напряжения возникают в шкворневом узле, то в качестве контрольного узла был выбран узел на пересечении нижнего листа шкворневой балки с нижним листом хребтовой балки.

На рис. 8 приведена полученная зависимость напряжений в шкворневом узле полувагона от величины давления взрыва. По оси абсцисс отложены давления взрыва, по оси ординат – напряжения в элементах кузова.

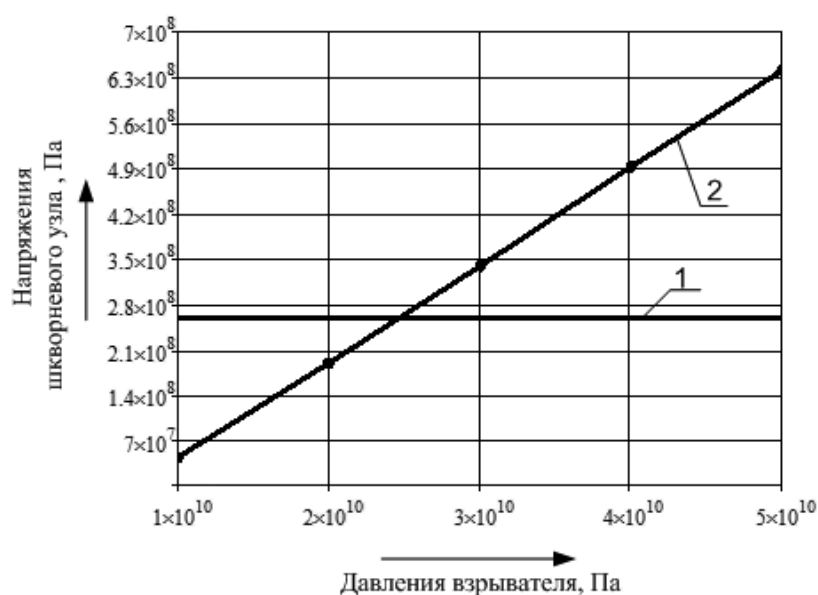


Рис. 8. Зависимости эквивалентных напряжений: 1 – уровень допустимых эквивалентных напряжений; 2 – зависимость эквивалентных напряжений в шкворневом узле полувагона от величины максимального давления взрывателя P_m



Если учесть, что шкворневой узел является ответственным узлом вагона, а проводимые расчеты носят предварительный характер, то допустимый уровень эквивалентных напряжений для шкворневого узла в момент взрыва можно принять ниже предела текучести на 20 % (что находится в пределах погрешности метода конечных элементов). Таким образом, допустимый уровень эквивалентных напряжений для шкворневого узла принят равным 260 МПа. Как следует из графика, представленного на рис. 8, давление во взрывателях не должно превышать $2,5 \cdot 10^{10}$ Па.

ЛИТЕРАТУРА

1. Каплун, А. ANSYS в руках инженера: практическое руководство / А. Каплун, Е. Морозов, М. Олферьева. – М.: Едиториал УРСС, 2003. – 272 с.
2. Ким, К. К. К вопросу об эффективной технологии разгрузки смерзшегося угля / К. К. Ким, М. А. Шпилев // Транспорт Российской Федерации. – 2012. – № 1(38). – С. 66-67.
3. Нормы для расчета и проектирования вагонов железных дорог МПС колеи 1520 мм (несамоходных). – М.: ГосНИИВ-ВНИИЖТ, 1996. – 317 с.
4. Пат. 120633 Российская Федерация: МПК В65G67/24. Разгрузочный комплекс / Ким К. К., Шпилев М. А.; опубл. 27.09.12. Бюл. № 27.

Олещук В. А., Кеба С. А.

АВТОМАТИЗАЦИЯ ВЫБОРА СРЕДСТВ ИЗМЕРЕНИЙ ДЛЯ КОНТРОЛЯ ПАРАМЕТРОВ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ НА ОАО «АМУРМЕТАЛЛ»

Олещук В. А., Кеба С. А.

V. A. Oleshchuk, S. A. Keba

АВТОМАТИЗАЦИЯ ВЫБОРА СРЕДСТВ ИЗМЕРЕНИЙ ДЛЯ КОНТРОЛЯ ПАРАМЕТРОВ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ НА ОАО «АМУРМЕТАЛЛ»

AUTOMATING THE CHOICE OF MEASURING EQUIPMENT FOR ENGINEERING PROCESSES CHECKOUT AT THE JSC “AMURMETAL” PLANT

Олещук Валентина Александровна – кандидат технических наук, доцент кафедры «Технология машиностроения» Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре). E-mail: tm@knastu.ru

Ms. Valentina A. Oleshchuk – PhD in Engineering, Associate Professor, Department of Mechanical Engineering Technology, Komsomolsk-on-Amur State Technical University. E-mail:tm@knastu.ru

Кеба Светлана Андреевна – магистр направления «Метрологическое обеспечение технологических процессов и производств» кафедры «Технология машиностроения» Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре). E-mail: tm@knastu.ru.

Ms. Svetlana A. Keba – Master of Metrological Provision for Engineering Processes and Plants, Department of Mechanical Engineering Technology, Komsomolsk-on-Amur State Technical University. E-mail:tm@knastu.ru.

Аннотация. Разработан программный продукт, позволяющий автоматизировать процесс выбора средств измерений, имеющих оптимальные метрологические характеристики для контроля конкретных параметров технологических и производственных процессов.

Summary. The paper proposes a software package providing for an automated choice of the measurement equipment that have the best suited metrological characteristics for checking the specific parameters of engineering and production processes/procedures.

Ключевые слова: метрологическое обеспечение, параметры технологического процесса, средства измерения (СИ), критерии выбора СИ, автоматизация процесса выбора СИ, база данных, инфологическая модель, диаграмма прецедентов.

Keywords: metrological provision, engineering process parameters, measuring instruments (MI), MI choice criteria, MI choice automation, database, infological model, use case diagram.

УДК 621.771:04

ОАО «Амурметалл» – единственное на Дальнем Востоке металлургическое предприятие, производящее сталь с использованием электросталеплавильной технологии с дальнейшим переделом в сортовой и листовой прокат. Конкурентные преимущества как на внутреннем, так и на международном рынке могут быть достигнуты только при условии производства высококачественного проката, в полной мере отвечающего требованиям потребителя. Основным условием повышения конкурентоспособности продукции является снижение затрат на ее изготовление при обеспечении требуемого на данный момент уровня потребительских свойств продукции. Одним из наиболее важных элементов системы менеджмента качества (СМК) предприятия является система его метрологического обеспечения, играющая в СМК роль информационно-аналитической основы для управления процессами и объектами, их регулирования, т.е. результативностью СМК предприятия.

Вся прокатная продукция, которая производится на металлургическом предприятии, по ходу технологического процесса производства, как на отдельных переделах, так и перед окончательной сдачей на склад готовой продукции, контролируется отделом технического



контроля (ОТК). Основная цель контроля – обеспечение соответствия качества продукции требованиям НТД путем контроля качества исходного металла, параметров технологического процесса, готовой продукции, профилактической работы по предупреждению брака, внедрения новых стандартов и ТУ, а также новых СИ и методов контроля с целью повышения его эффективности и надежности.

Уровень применяемой измерительной техники, как правило, отражает уровень создаваемых изделий, поэтому оснащение производственного и испытательного комплексов, метрологической службы и других подразделений предприятия современными СИ и системами автоматизации процесса контроля является одним из главных условий повышения качества и конкурентоспособности выпускаемой продукции. В связи с усложнением технических устройств, повышением уровня автоматизации производственных процессов возросла ответственность решений, принимаемых на основе измерительной информации, и, как следствие, увеличилась цена допусаемых ошибок.

Следовательно, необходимы постоянный, оперативный контроль физических параметров, обеспечение их стабилизации, поддержания на требуемом уровне и регулирования с высокой точностью на основе результатов контроля. СИ, используемые для контроля, должны соответствовать этим требованиям. Вследствие этого большую значимость приобрела автоматизация процесса выбора оптимального СИ для метрологического обеспечения параметров технологических процессов и всего производственного процесса в целом. Выбор СИ, их метрологических характеристик, в первую очередь, зависит от особенностей технологического процесса и его физических параметров. Рациональным считается такое решение о выборе методов и СИ, при котором минимизируются затраты на измерение и на их эксплуатацию. СИ должны обеспечивать измерение параметров технологических процессов с необходимой точностью, быстродействием, в заданном диапазоне значений измеряемой физической величины, в определенных условиях окружающей и т.д.

Разработка модели процесса выбора СИ, позволяющая не только оптимизировать этот процесс, но и автоматизировать его, является актуальной задачей.

В данной работе представлен разработанный программный комплекс (ПК) в среде Delphi XE3, предназначенный для автоматизации выбора СИ. Основой разработанного ПК составляет БД, сущностью которой являются критерии выбора СИ: физическая величина, класс точности, быстродействие, диапазон и метод измерения, тип среды, температура окружающей среды, устойчивость к вибрациям, габариты, производитель и т.п.

Для описания корректности проекта БД разработана её концептуальная (инфологическая) модель (см. рис. 1), содержащая такое описание предметной области, которое будет доступно и понятно пользователям. Эта модель также позволяет концептуально определить наборы данных, используемых в системе.

Работать с БД могут: администратор, пользователь, гость, которые, по сценарию имеют различные возможности взаимодействия с системой.

Одновременно с программой могут работать несколько пользователей.

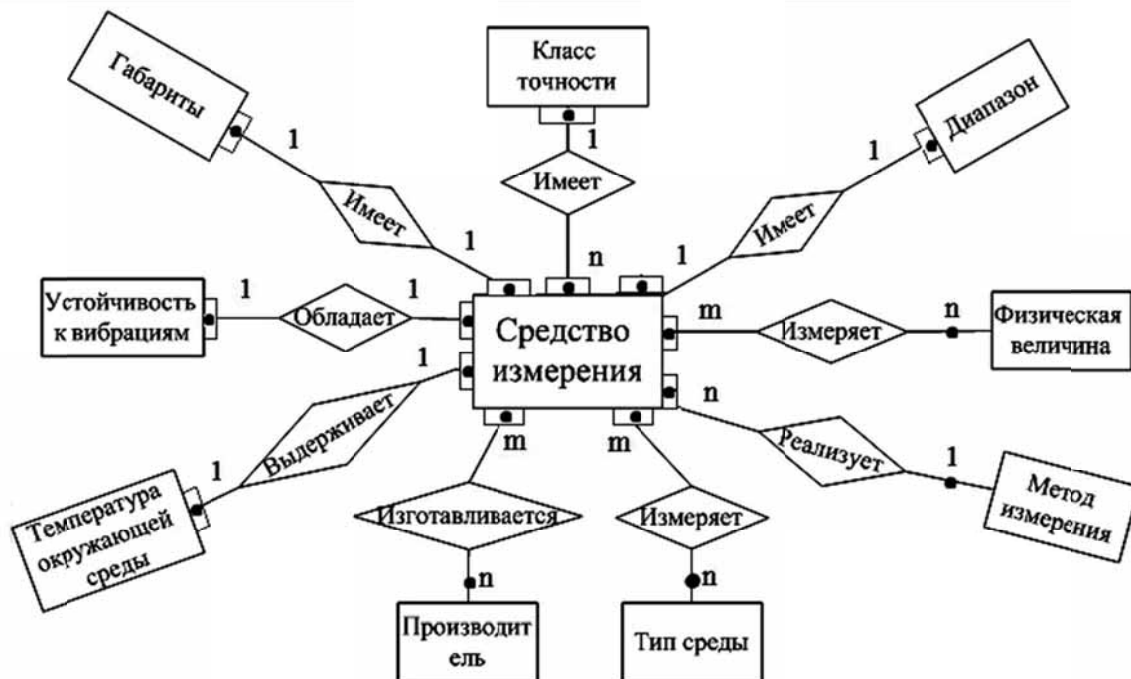


Рис. 1. Инфологическая модель

Для описания типичных способов взаимодействия пользователей с системой разработана диаграмма прецедентов (см. рис. 2).

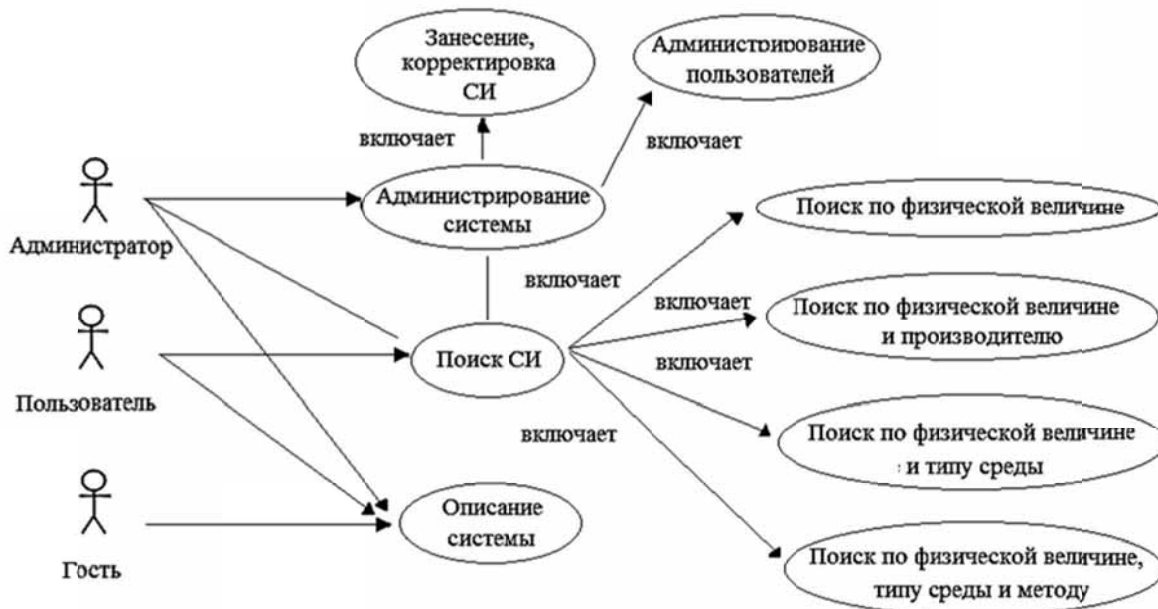


Рис. 2. Диаграмма прецедентов

Администратор должен выполнять: описание системы, поиск СИ, администрирование системы. Администрирование системы может выполнять только администратор.

Пользователь может смотреть описание системы и выполнять поиск СИ. Поиск СИ можно выполнять по физической величине, физической величине и быстродействию СИ, физической величине и типу среды, физической величине, типу среды и методу измерения, физической величине и производителю и т.п.

Гость может просматривать только описание системы, выполнение других действий ему будет доступно только после регистрации в системе.

При входе в программу «Средства измерений» пользователь видит окно, с помощью которого он может войти в систему (см. рис. 3).

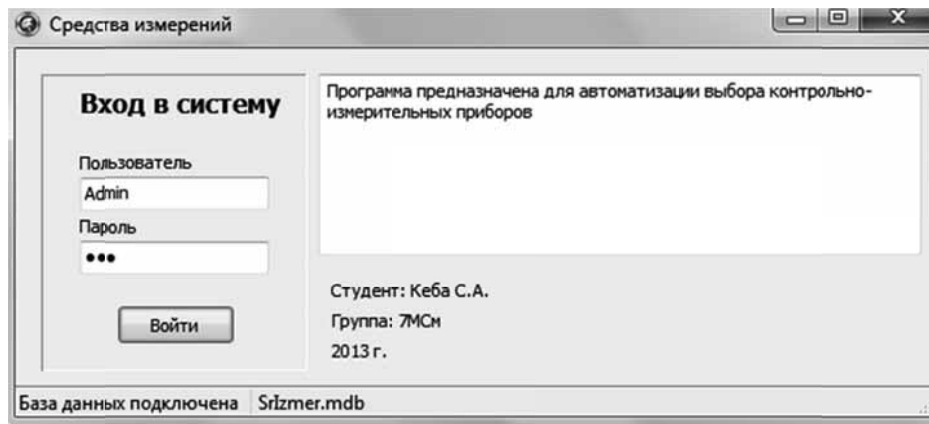


Рис. 3. Окно «Вход в систему»

Вход в систему будет осуществлен только после занесения «Имя пользователя», «Пароля» и их подтверждения.

Учет пользователей и присвоение им паролей ведет администратор.

Неучтенный пользователь (гость) может видеть только описание системы, действия занесения СИ в базу данных и выполнение их поиска ему недоступны. Это позволяет защитить базу от несанкционированного проникновения.

После подтверждения входа в систему появляется окно с открытой вкладкой «Средства измерений» (см. рис. 4).

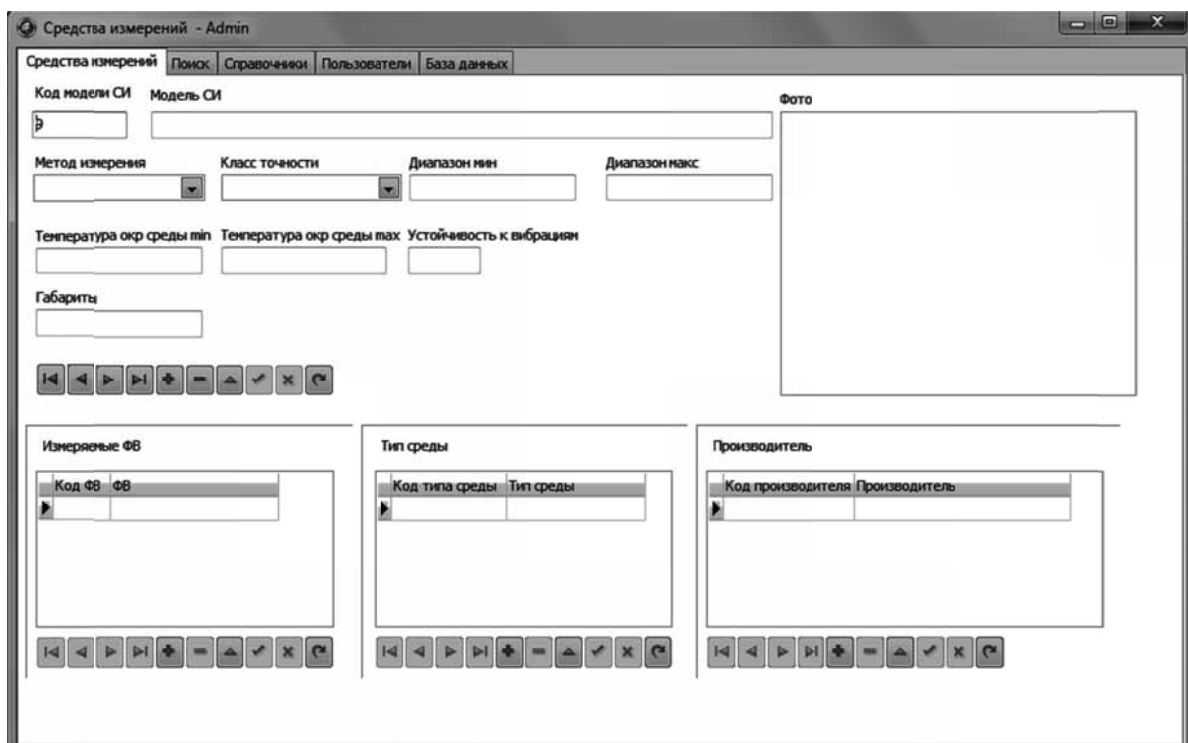


Рис. 4. Окно «Средства измерений»

Данное окно предназначено для занесения данных о СИ.

Здесь можно заносить информацию о модели СИ, методе измерения, классе точности, быстродействии, диапазоне измерения, типе среды, температуре окружающей среды, физической величине, производителе, устойчивости СИ к вибрациям и т.п. Также можно отметить устойчивость СИ к агрессивным средам.

Такие данные, как: метод измерения, класс точности, измеряемая физическая величина, тип среды и производитель выбираются через выпадающий список.

При занесении данных информация автоматически сохраняется в базе данных.

Предусматривается занесение фотографии СИ в базу. Во вкладке «Справочники» отображаются данные, которые используем при внесении СИ в базу. Вся информация, заносимая в «Справочники», отображается в окне программы «Средства измерений» в виде выпадающего списка.

В окне «Поиск» осуществляется поиск СИ по критериям: физическая величина, тип среды, метод, производитель и т.п. (см. рис. 5).

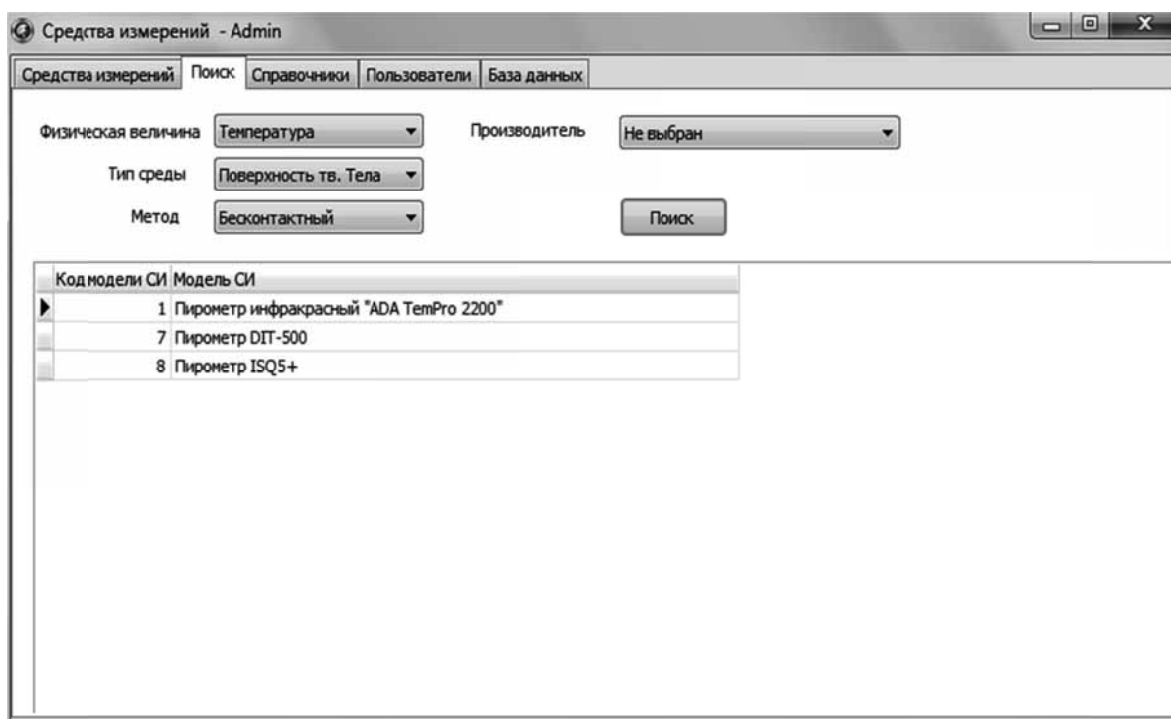


Рис. 5. Окно «Поиск»

Чтобы посмотреть более полное описание СИ, необходимо двойным щелчком мыши кликнуть по одному средству измерения из всех предложенных. Программа автоматически перейдет в окно «Средства измерений», где мы видим не только основные метрологические характеристики СИ, но и его фотографию (см. рис. 6).

Таким образом, с помощью программного комплекса, разработанного в среде Delphi XE3, можно подобрать оптимальные по своим метрологическим характеристикам современные СИ для контроля параметров как отдельных технологических процессов, так и всего производственного процесса в целом в ОАО «Амурметалл».

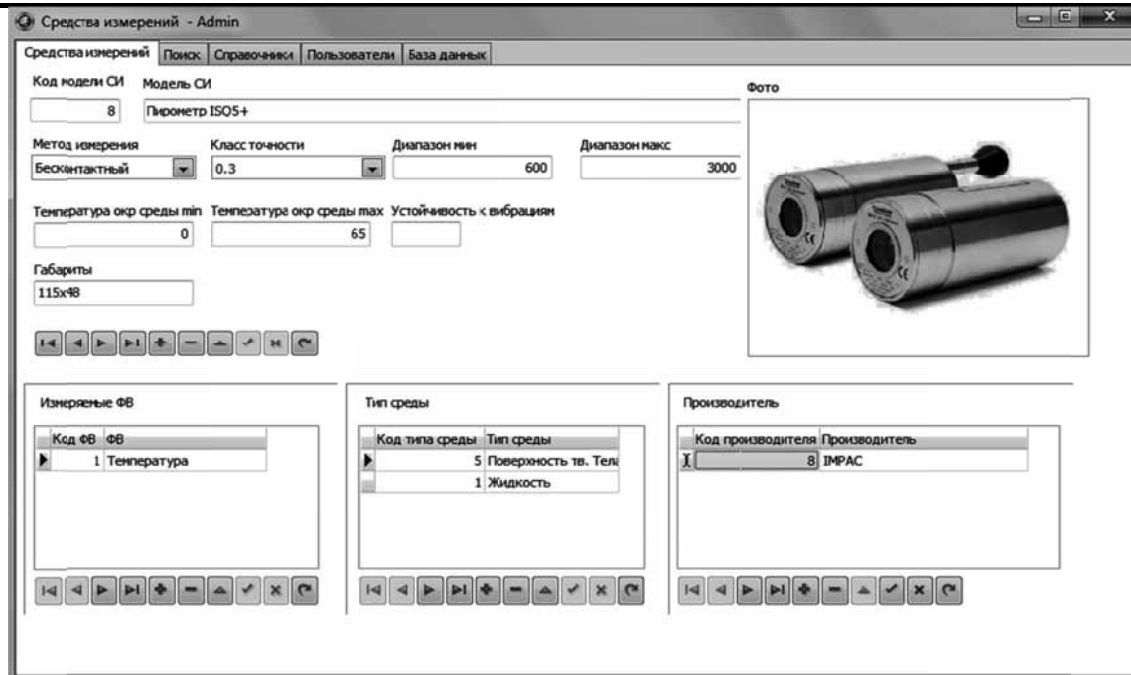


Рис. 6. Окно «Средства измерений»

Разработанный программный комплекс позволяет значительно повысить эффективность процесса выбора СИ за счет его автоматизации. Выбор СИ можно осуществлять сразу по нескольким критериям, значительно сокращаются сроки поиска наиболее оптимального по своим метрологическим характеристикам СИ, минимизируется влияние человеческого фактора.

Данная программа может использоваться для анализа метрологического обеспечения предприятия как в процессе самоаттестации, так и при внешнем аудите.

ЛИТЕРАТУРА

1. Бикулов, А. М. Методы и средства измерений / А. М. Бикулов. – М.: Изд-во стандартов, 2006. – 225 с.
2. Вербловский, Г. С. Об оценке экономической эффективности комплексной системы метрологического обеспечения производства / Г. С. Вербловский // Измерительная техника. – 2007. – № 9. – С. 7-9.
3. Земельман, М. А. Метрологические основы технических измерений / М. А. Земельман. – М.: Изд-во стандартов, 2007. – 228 с.
4. Иванов, В. Н. К вопросу о соотношении различных критериев точности средств измерений / В. Н. Иванов. – М.: Автометрия, 2007. – 89 с.
5. Карпова, Т. С. Базы данных: модели, разработка, реализация / Т. С. Карпова. – СПб.: Питер, 2002. – 304 с.

Бреев С. В., Серебrenникова А. Г.
S. V. Breev, A. G. Serebrennikova

ВЫСОКОСКОРОСТНОЕ ФРЕЗЕРОВАНИЕ ТРУДНООБРАБАТЫВАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ: 2. ОСОБЕННОСТИ ОБРАБАТЫВАЕМОСТИ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ

HIGH SPEED MILLING DIFFICULT MATERIALS: 2. FEATURES OF THE WORKABILITY AT MILLING



Бреев Сергей Валерьевич – кандидат технических наук, старший преподаватель кафедры «Гуманитарные и естественно-научные дисциплины» Анапского филиала ФГБОУ ВПО «Кубанский государственный университет», г. Анапа, ул. Черноморская, 11. E-mail: breevsv@mail.ru

Mr. Sergey V. Breev – PhD in Engineering, PhD, senior lecturer in «Humanities and natural sciences» Anapa subsidiary Federal State-financed Educational Institution of Higher Professional Learning «Kuban State University», Anapa, str. Black Sea, 11. E-mail: breevsv@mail.ru



Серебrenникова Анжела Геннадьевна – кандидат технических наук, доцент кафедры «Технология машиностроения» ФГБОУ ВПО «Комсомольский-на-Амуре государственный технический университет» (Россия, г. Комсомольск-на-Амуре). E-mail: S_angel@kmscom.ru

Ms. Anzhela G. Serebrennikova – PhD in Engineering, Assistant Professor, Department of Mechanical Engineering Technology Federal State-financed Educational Institution of Higher Professional Learning «Komsomolsk-na-Amure State Technical University» (Russia, Komsomolsk-on-Amur); 681013, 27 Lenina pr. E-mail: s_angel@kmscom.ru

Аннотация. Данная статья является второй в цикле. В статье подробно рассмотрен термин «обрабатываемость», проведен анализ показателей труднообрабатываемости, показана необходимость формирования комплексного критерия обрабатываемости материалов.

Summary. The given paper is the second in a cycle. In a paper the term «workability» is in detail considered, the assaying of indexes difficult machinability is carried out, necessity of shaping of complex criterion of a workability of materials is displayed.

Ключевые слова: сила резания, температура резания, стойкость инструмента, износ инструмента, шероховатость, наклеп и остаточные напряжения, размерная точность обрабатываемой детали.

Key words: force of cutting, cutting temperature, firmness of the instrument, deterioration of the instrument, roughness, mechanical hardening and residual voltages, dimensional exactitude of a work piece.

УДК 621.91.01

Как уже указывалось выше, к труднообрабатываемым материалам относят, в основном, титановые сплавы, «нержавеющие» (т.е. жаропрочные, жаростойкие и коррозионно-стойкие) стали, высокопрочные стали и сплавы на никелевой основе.

Термин «обрабатываемость» появился в 1920 г. как характеристика соотношения «стойкость – скорость резания» и связывался только с твердостью обрабатываемого материала. В настоящее время основными параметрами, характеризующими обрабатываемость материала резанием, принято считать [1]:

1. силу резания;
2. температуру резания;

3. стойкость инструмента;
4. износ инструмента;
5. параметры качества обработанной поверхности (в основном, шероховатость);
6. характер отделения стружки;
7. размерную точность обрабатываемой детали.

Таким образом, обрабатываемость включает в себя ряд параметров, каждый из которых может быть выражен числом, как в абсолютном, так и относительном значении. Рассмотрим все указанные параметры более подробно.

1. *Сила резания* – геометрическая сумма всех сил, действующих на режущий клин со стороны стружки и заготовки. В настоящее время принято характеризовать обрабатываемость материала по данному критерию удельной силой резания – отношением силы резания к площади поперечного сечения срезаемого слоя. Для сравнения, удельная сила резания при обработке алюминиевых и других легких сплавов находится в диапазоне 500 - 700 Н/мм², чугунов – 1000 - 1500 Н/мм², углеродистых сталей – 1700 - 2500 Н/мм², а жаропрочных, жаростойких, коррозионно-стойких сталей и титановых сплавов – 2000 - 3500 Н/мм². Как видно из приведенных данных, диапазоны удельной силы резания для разных типов обрабатываемых материалов перекрываются.

Таким образом, удельная сила резания является вполне наглядным показателем обрабатываемости материала, но не может быть ее однозначной мерой.

2. *Температура резания* – температура, усредненная по длине контакта режущего клина с зоной стружкообразования. Уровень температуры резания при обработке алюминиевых сплавов, традиционно относящихся к сплавам хорошо обрабатываемых резанием, находится в диапазоне 80 - 100 °С, а труднообрабатываемых материалов – 600 - 1200 °С (в зависимости от вида и условий обработки). Учитывая высокую теплостойкость современных инструментальных материалов (быстрорежущих сталей – до 550 - 600 °С, твердых сплавов – 1000 - 1200 °С, режущей керамики – 800 - 900 °С [12-14]), именно температура резания определяет тип инструментального материала, который необходим для обработки. К тому же, высокая температура в зоне обработки не позволяет интенсифицировать режим обработки и за счет этого повысить её производительность.

Высокая температура в зоне резания труднообрабатываемых материалов связана с рядом факторов, основными из которых являются высокий коэффициент трения пары «инструментальный – обрабатываемый материал», их низкая теплопроводность, высокая удельная сила резания, трудности подвода СОТС непосредственно в зону обработки, «отрицательный» коэффициент укорочения стружки.

Главным негативным следствием высокой температуры в зоне обработки является смена типа выхода из строя режущего инструмента с истирания на образование сколов и выкрашиваний, что значительно снижает стойкость режущего инструмента, повышает затраты на инструмент.

Анализ данных [3] показывает, что основным приемом снижения температуры в зоне обработки является уменьшение скорости резания, т.к. мощность основного источника тепловыделения W является произведением силы резания P_z на скорость резания V :

$$W = P_z \cdot V.$$

Однако не следует забывать, что сама сила резания так же является функцией скорости резания, поэтому уменьшение мощности тепловыделения основного источника и, как следствие, снижение температуры в зоне обработки при высокой скорости резания вполне вероятно:

$$W = P_z(V) \cdot V \rightarrow \lim_{V \rightarrow \infty} \int P_z(V) dV \rightarrow T_{const}.$$

Если температура T_{const} на режущей кромке окажется ниже температуры теплостойкости инструментального материала (а с учетом эффективного использования СОТС она может быть и выше), то теоретически скорость резания можно неограниченно увеличивать.



Таким образом, температура в зоне обработки является одним из ограничивающих факторов, однако существует теоретическое обоснование возможности повышения скорости резания.

3. *Стойкость инструмента* – время работы инструмента до достижения им определенного критерия затупления, после наступления которого он перестает исполнять свое назначение. Стойкость может измеряться не только в единицах времени, но и в штуках обработанных деталей, длине пути обработки и т.п. В последнее время в качестве меры эффективности инструмента все чаще применяется отношение объема «произведенной» стружки ко времени ее образования, т.е. производительность.

Принята прямолинейная зависимость обрабатываемости материала резанием и стойкости инструмента: чем выше стойкость инструмента, тем лучше обрабатываемость. Однако стойкость инструмента не является непосредственно характеристикой обрабатываемости материала, а как минимум характеризует пару «заготовка – инструмент». Кроме того, многочисленные исследования [1-5, 8, 9] показывают, что стойкость так же зависит от геометрии режущего инструмента (для фрез и сверл, в том числе диаметр), режима резания, условий обработки (наличие и способ подачи СОТС, вид обработки, тип обрабатываемой поверхности и т.п.), типа инструментального материала и наличия покрытия на режущем инструменте. Например, стойкость стандартной быстрорежущей фрезы российских производителей при обработке алюминиевых сплавов в среднем составляет 3 ч, твердосплавной – 4 ч, твердосплавной импортного производства (фирма Korloy) – около 40 ч. В случае обработки титанового сплава BT-23 соответственно: 0,5 ч, 1,5 ч, до 6 ч (фирма SGS).

Из приведенных выше данных видно, что стойкость инструмента не может являться «единицей измерения» обрабатываемости материала.

4. *Износ инструмента* – изменение формы, массы и размеров инструмента в процессе работы тесно связан с понятием стойкости. Практика показывает, что выход из строя инструмента при фрезеровании труднообрабатываемых материалов проявляется в виде сколов, выкрашиваний и крайне редко в виде истирания. Связано это, прежде всего, с необходимостью использования твердосплавного инструмента, обладающего высокими теплостойкостью (до 1200 °С), хрупкостью [7] и высокой температурой в зоне обработки. Характер износа инструмента приводит к необходимости учитывать следующую практическую особенность фрезерования: истертой до некоторого значения, не превышающего допустимого, режущей кромкой можно продолжать обработку, а выкрашенной и сколотой кромкой – нет. Приведенный выше анализ зависимости температуры в зоне обработки от скорости резания дает ограничение по скорости именно из-за появления сколов и выкрашиваний (т.е. разрушений режущей кромки при температуре, превышающей теплостойкость инструмента) в процессе работы. Это приводит к необходимости снижать скорость резания, и, соответственно, производительность фрезерования, связанную со скоростью через минутную подачу.

Таким образом, характер износа режущей кромки, проявляющийся в ее разрушении, ограничивает скорость резания при фрезеровании труднообрабатываемых материалов.

5. *Параметры качества обработанной поверхности* – шероховатость, наклеп и остаточные напряжения в приповерхностном слое обработанной поверхности. Однако следует отметить, что последние два параметра никак не регламентируются конструкторской документацией (КД), а наклеп, чаще всего, вообще не учитывается в реальных производственных условиях.

По критерию достижения шероховатости к труднообрабатываемым материалам можно отнести алюминиевые сплавы, не упрочняемые термообработкой и коррозионно-стойкие стали аустенитного класса. Высокая шероховатость обработанной поверхности у данных материалов связана с их основными механическими свойствами – высокими пластичностью и ударной вязкостью, что приводит к образованию элементной стружки, значительному вытягиванию зерен металла в направлении отделения стружки и вибрации технологической системы. Однако, с практической точки зрения, данный вопрос решен путем увеличения ско-



рости резания и подбора оптимального состава СОТС. В современных производственных условиях по данным материалам после фрезерной обработки возможно достижение шероховатости Ra от 0,2 до 0,4 мкм. Таким образом, трудность достижения требуемой по КД шероховатости не является критерием труднообрабатываемости.

Остаточные напряжения, проявляющиеся, прежде всего, в искажении формы уже изготовленной детали являются следствием технологического воздействия не только фрезерной обработки, но и заготовительных операций металлургического производства (литья, обработки давлением, термообработки). При этом уровень остаточных напряжений, вносимых термомеханическим воздействием процесса резания, на порядок ниже напряжений, полученных на заготовительных операциях. Практика фрезерной обработки показывает, что повышенным уровнем остаточных напряжений обладают длинномерные тонкостенные маложесткие детали из современных алюминиевых сплавов 1163, 1933, титанового сплава ВТ6ч.

Необходимость учета повышенного уровня остаточных напряжений приводит к усложнению технологии изготовления деталей: наличие холостых ходов, неоптимальных с точки зрения трудоемкости маршрутов обработки, времени технологического пролеживания деталей на разных стадиях изготовления или термообработки между операциями фрезерования приводит к значительному увеличению трудоемкости их изготовления. Общеизвестно [1, 3], что предсказать уровень и знак остаточных напряжений в конкретном случае (в том числе на конкретной детали из партии одинаковых) практически невозможно – данная погрешность изготовления является случайной.

Таким образом, уровень остаточных напряжений является единственным параметром качества обработанной поверхности, который может являться критерием труднообрабатываемости, однако его измерение и учет сопряжены с рядом значительных трудностей.

6. *Характер отделения стружки* напрямую связан с таким механическим свойством материалов как вязкость. Европейские и американские производители инструмента [5] классифицируют обрабатываемые материалы по типу образуемой стружки: сливная – характерная в основном для углеродистых сталей (маркируется Р, синий цвет), стружка скалывания – для жаропрочных, жаростойких и коррозионно-стойких сталей (маркируется М, желтый цвет) и элементная стружка – для чугунов (маркируется К, красный цвет). Чем меньше ударная вязкость, тем легче в очаге пластической деформации образуется и распространяется трещина, с которой и начинается стружкообразование и стружкоотделение. Общеизвестно [6], что в хрупких (т.е. имеющих низкий коэффициент ударной вязкости) материалах трещина распространяется «сама по себе», без дополнительных энергетических затрат, мощность резания при обработке таких материалов не велика, шероховатость обработанной поверхности низкая, области вторичной деформации не выражены. Обработка вязких материалов, дающих стружку скалывания, сопряжена с постоянным поглощением дополнительной механической энергии, расходуемой на развитие трещины, характеризуется относительно высокой амплитудой колебания силы резания, а, следовательно, высокой вероятностью возникновения вибрации, высокой шероховатостью обработанной поверхности, значительным влиянием пластической деформации на свойства поверхности и интенсивным наростообразованием.

В классическом труде [3] наличие нароста на режущей кромке признавалось положительным из-за отсутствия контакта непосредственно с инструментальным материалом и, тем самым, наличия защиты режущей кромки от истирающего воздействия стружки. На окончательных операциях нарост признавался нежелательным из-за невозможности достичь требуемой шероховатости. В настоящее время наростообразование на режущей кромке признано негативным фактором в связи с искажением фактической геометрии режущего клина (в первую очередь, переднего и заднего углов), потерей остроты режущей кромки и наличием выкрашивания или даже скола режущей кромки при срыве нароста.

Таким образом, характер отделения стружки, определяемый вязкостью материала, частично может быть мерой обрабатываемости материала.

7. *Размерная точность обрабатываемой детали* – комплексная характеристика, которая является следствием реализации и взаимного наложения всех погрешностей, присущих фрезерной обработке (прежде всего, характеристик жесткости и точности элементов технологической системы), поэтому так же не может являться мерой.

Традиционные механические характеристики материалов так же не могут являться мерой их обрабатываемости резанием. Приведем конкретный пример, сравнив показатели обрабатываемости и механические характеристики высокопрочного алюминиевого сплава В-95очТ2, традиционно относящегося к легкообрабатываемым материалам, и коррозионно-стойкую сталь 12Х18Н10Т, относящуюся к труднообрабатываемым материалам (табл.).

При значительном отличии по пределу текучести (в 2 раза), ударной вязкости (в 5 раз) и практически равных пределах прочности и твердости, материалы отличаются по обрабатываемости: по скорости резания – в 30 раз, по силе резания в 3,67 раза, по температуре – в 5 раз, по шероховатости в 8 раз, по стойкости в 6,7 раза.

Таблица

Сравнение механических свойств и показателей обрабатываемости

Материал	Механические свойства					Параметры обрабатываемости				
	σ_b , МПа	σ_T , МПа	НВ	КСУ, Дж/см ²	δ , %	V, м/мин	q, Н/мм ²	t °С	Ra, мкм	T, ч
В-95очТ2	490 - 570	410 - 490	150	60	8	1500 - 2000	500 - 750	80 - 100	0,2 - 0,4	40
12Х18Н10Т	510 - 550	196 - 235	179	11	40	50 - 70	2000 - 2500	400 - 600	1,6 - 3,2	6
Среднее отношение	1,01	0,48	1,19	0,18	5,00	0,03	3,67	5,56	8	0,15

В российской справочной литературе принято использование *коэффициента относительной обрабатываемости* K_v , который представляет собой отношение скорости резания данного материала к скорости резания эталонной стали 45 при стойкости инструмента 60 мин. При том, что данный показатель позволяет быстро сориентироваться и представить, как материал ведет себя при обработке резанием, он обладает рядом существенных недостатков:

1. Справочные данные получены при строго определенных условиях (точение резцами с определенной геометрией режущей кромки при одном режиме резания), поэтому не ясно, с какой «точностью» данные можно экстраполировать на другие условия обработки.

2. Наличие эталонного материала в виде стали 45 ограничивает область его рационального применения углеродистыми сталями, несмотря на то, что данный коэффициент получен и для жаропрочных, жаростойких и коррозионноустойчивых сталей, сплавов на никелевой основе (он находится в пределах 0,05 - 0,2). Такое низкое значение коэффициента не информативно, и сразу относит к труднообрабатываемым целый класс материалов, которые по другим критериям могут быть отнесены к хорошо обрабатываемым резанием, или наоборот. Например, сталь 25ХГТ, образующая при резании стружку скалывания, имеющая среднее значение удельной силы резания порядка 2000 - 2100 Н/мм², обладает коэффициентом (при резании твердым сплавом) $K_v = 0,45$. Для других типов материалов (алюминиевые, титановые сплавы) необходимо определение другого «эталонного» материала из своего же класса.

3. Зависимость *коэффициента относительной обрабатываемости* K_v от типа инструментального материала.

Таким образом, при всей «удобности» применения такого коэффициента, его применение сопряжено с рядом трудностей и ограничений.

Приведенный выше анализ параметров труднообрабатываемости показывает отсутствие единого и однозначного численного критерия обрабатываемости.

При этом следует отметить отсутствие единой для всех материалов причины *труднообрабатываемости*, и, соответственно, единого средства ее снижения. К основным причинам труднообрабатываемости можно отнести следующие [11]:

1. Повышенные значения механических свойств материалов, прежде всего предела текучести σ_T , предела прочности σ_B , склонности материала к деформационному и скоростному упрочнению (т.е. зависимость напряжения текучести от накопленной деформации и скорости деформации), коэффициента ударной вязкости α_n и пластичности (в первом приближении можно оценить по относительному удлинению), которые зависят от структуры. Как следствие большой разницы между σ_T и σ_B в процессе пластического деформирования происходит упрочнение материала.

Однако следует отметить некоторое противоречие данных, приводимых в [10-11]: причиной труднообрабатываемости жаропрочных, жаростойких и коррозионно-стойких сталей названо низкое значение отношения $\sigma_T/\sigma_B = 0,4 - 0,5$, а далее указывается причина труднообрабатываемости титановых сталей – высокое значение отношения $\sigma_T/\sigma_B \approx 0,9$. При этом не приводится связь с характеристиками пластичности (например, относительным удлинением или сужением). Прямых указаний об экстремальном характере зависимости « σ_T/σ_B – характеристика обрабатываемости» в данной работе так же нет, хотя и указывается, что для хорошо обрабатываемых резанием углеродистых сталей отношение $\sigma_T/\sigma_B \approx 0,6 - 0,7$, поэтому данная причина труднообрабатываемости требует более детальной проработки.

2. Теплофизические свойства материалов, прежде всего теплопроводность λ , низкое значение которой приводит к значительной концентрации тепловой энергии непосредственно в зоне контакта режущего клина и прилегающих поверхностных слоев заготовки, что в свою очередь приводит к высокому значению температуры на контактных поверхностях. Именно этим вызвана необходимость использовать твердосплавной режущий инструмент, обладающий высокой теплостойкостью и вместе с тем так же низкой теплопроводностью.

3. «Отрицательная» усадка стружки, т.е. увеличение длины при одновременном сокращении поперечных размеров срезаемого слоя при переходе в стружку. Это приводит к повышению скорости скольжения стружки V_c относительно передней поверхности $V_c = V/K_c$ (K_c – коэффициент укорочения стружки) по сравнению со скоростью резания, что повышает мощность теплового потока на передней поверхности и тепловую нагрузку на инструмент.

4. Адгезионный характер изнашивания режущей кромки (т.е. схватывание и эвакуация со стружкой частиц инструментального материала) и высокая истирающая способность стружки вследствие высоких значений контактной нагрузки, коэффициентов трения на контактных поверхностях, высокой твердости обрабатываемого материала из-за наличия карбидов и интерметаллидов.

5. Вибрация в процессе обработки как следствие характера стружкообразования путем скалывания элементов обрабатываемого материала.

В работе [9] указывается, что основной причиной труднообрабатываемости ряда материалов является мелкодисперсность и равномерное распределение основных легирующих элементов в объеме материала. Проведение специальных видов термообработки, приводящих к их коагуляции, значительно повышает стойкость инструмента при их обработке, но усложняет и увеличивает длительность технологического процесса, что в современных экономических условиях просто недопустимо.

Обработка титановых сплавов, жаропрочных и жаростойких, высокопрочных сталей отличается относительно низкой оптимальной (т.е. обеспечивающей максимум стойкости инструмента) скоростью резания (от 30 до 70 м/мин), и по данному критерию указанные материалы относятся к труднообрабатываемым. Для сравнения, современная обработка высокопрочных алюминиевых сплавов твердосплавным инструментом ведется на скоростях 1000-3000 м/мин.



Выводы:

1. Проведен анализ показателей труднообрабатываемости: силы резания; температуры резания; стойкости инструмента; износа инструмента; параметров качества обработанной поверхности (в основном, шероховатости); характера отделения стружки; размерной точности обрабатываемой детали.
2. Показана необходимость формирования комплексного критерия обрабатываемости материалов.

ЛИТЕРАТУРА

- 1 Армарего, И. Дж. А. Обработка металлов резанием / И. Дж. А. Армарего, Р. Х. Браун; пер. с англ. В. А. Пастунова. – М.: Машиностроение, 1977. – 325 с.
- 2 Баранчиков, В. И. Обработка специальных материалов в машиностроении: справочник / В. И. Баранчиков, А. С. Тарапанов, Г. А. Харламов. – М.: Машиностроение, 2002. – 264 с.
- 3 Бобров, В. Ф. Основы теории резания металлов / В. Ф. Бобров. – М.: Машиностроение, 1975. – 344 с.
- 4 Бреев, С. В. Математическое моделирование изменения силы резания при фрезеровании // Автоматизация машиностроительного производства, технология и надежность машин, приборов и оборудования: материалы второй международной научно-технической конференции. Т. 1. – Вологда: ВоГТУ, 2006. – С. 55-56.
- 5 Васин, С. А. Проектирование сменных многогранных пластин. Методологические принципы / С. А. Васин, С. Я. Хлудов. – М.: Машиностроение, 2006 – 352 с.
- 6 Верхотуров, А. Д. Введение в материаловедение: монография / А. Д. Верхотуров, А. М. Шпилев. – Владивосток: Дальнаука, 2010. – 780 с.
- 7 Воронцов, А. Л. Разработка новой теории резания. 5. Определение кинематического, напряженного и деформированного состояния заготовки / А. Л. Воронцов, Н. М. Султан-Заде, А. Ю. Албагачиев // Вестник машиностроения. – 2008. – № 5. – С. 61-69.
- 8 Воронцов, А. Л. Разработка новой теории резания. 6. Определение основных параметров процесса резания / А. Л. Воронцов, Н. М. Султан-Заде, А. Ю. Албагачиев // Вестник машиностроения. – 2008. – № 6. – С. 64-70.
- 9 Высокопроизводительная обработка резанием. – М.: Полиграфия, 2003 – 301 с.
- 10 Высокоскоростное резание. <http://www.delcam-ural.ru/cam/tehpodderjka> [электронный ресурс]
- 11 Ким, В. А. Шероховатость обработанной поверхности при цилиндрическом фрезеровании / В. А. Ким, Е. Б. Щелкунов, С. В. Бреев // Ученые записки КнАГТУ. Науки о природе и технике. – 2010. – № I-1(1). – С. 62-66.
- 12 Лошак, М. Г. Прочность и долговечность твердых сплавов / М. Г. Лошак. – Киев: Наук. думка, 1984. – 328 с.
- 13 Теория пластических деформаций металлов / Е. П. Унсков, У. Джонсон, В. Л. Колмогоров [и др.]; под ред. Е. П. Унскова, А. Г. Овчинникова. – М.: Машиностроение, 1983. – 598 с.
- 14 Шатин, В. П. Справочник конструктора-инструментальщика. Режущий и накатной инструмент / В. П. Шатин, Ю. В. Шатин. – М.: Машиностроение, – 1975. – 456 с.

Якимов В. И., Паниван Г. Е., Муравьев В. И., Захарова Е. В., Куриный В. В.
V. I. Yakimov, G. E. Panivan, B. I. Muravyev, E. V. Zakharova, V. V. Kuriny

**ВЛИЯНИЕ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОЙ ГАЗОСТАТИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ
НА СТРУКТУРУ, МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА И НАДЕЖНОСТЬ ОТЛИВОК
ИЗ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ**

**THE EFFECTS OF HIGH-TEMPERATURE GAS STATIC PROCESSING ON THE
STRUCTURE, MECHANIC PROPERTIES AND RELIABILITY OF ALUMINIUM ALLOY
CASTS**

Якимов Виктор Иванович – доктор технических наук, ведущий инженер-технолог научно-производственного отдела филиала ОАО Авиацонная холдинговая компания «Сухой» Комсомольский-на-Амуре авиационный завод» (Россия, Комсомольск-на-Амуре); тел. 8(4217)52-63-17.

Mr. Viktor I. Yakimov – Doctor of Engineering, JSC Yuri Gagarin Aviation Plant; Komsomolsk-on-Amur, Russia; phone: 52-63-17.

Паниван Галина Евгеньевна – инженер-технолог филиала ОАО Авиацонная холдинговая компания «Сухой» Комсомольский-на-Амуре авиационный завод» (Россия, Комсомольск-на-Амуре); тел. 8(4217)52-63-17.

Ms. Galina Y. Panivan – process engineer, JSC Yuri Gagarin Aviation Plant; Komsomolsk-on-Amur, Russia; phone: 52-63-17.

Муравьев Василий Илларионович – доктор технических наук, профессор, главный научный сотрудник Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре). E-mail: VMuravyev@mail.ru.

Mr. Vassily I. Muravyev – Doctor of Engineering, Professor, Chief Scientific Officer, Komsomolsk-on-Amur State Technical University. E-mail: VMuravyev@mail.ru.

Захарова Елена Викторовна – инженер-технолог филиала ОАО Авиацонная холдинговая компания «Сухой» Комсомольский-на-Амуре авиационный завод» (Россия, Комсомольск-на-Амуре); тел. 8(4217)52-63-17.

Ms. Yelena V. Zakharova - process engineer, JSC Yuri Gagarin Aviation Plant; Komsomolsk-on-Amur, Russia; phone: 52-63-17.

Куриный Владислав Викторович – кандидат технических наук, доцент кафедры «Машины и технология литейного производства» Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре). E-Mail: kmtlp@knastu.ru.

Mr. Vladislav V. Kuriny – PhD in Engineering, Associate Professor, Department of Foundry Industrial Machinery and Technology, Komsomolsk-on-Amur State Technical University. E-mail: kmtlp@knastu.ru

Аннотация. В статье описываются результаты исследований особенностей изготовления литьём в кокиль отливок «ребешковой» и «рожковой» формы из сплава АМ4,5Кд.

Summary. The paper presents the results of a study of the process of chill casting of the “horn” and “scal-
loped” forms of the AM4,5Kd alloy.

Ключевые слова: кокиль, форма, химический состав, AL-Si сплавы.

Keywords: chill cast, mould, chemical composition, AL-Si alloys.

УДК 669.714.7



Научно-технический прогресс в машиностроении требует от металлургов решения задач снижения металлоемкости конструкций, повышения срока службы отдельных деталей и изделий за счет улучшения качества металла, изготовления металлических заготовок в форме, максимально приближенной к форме конечной детали, что позволяет достичь наивысших экономических показателей и способствует интенсивному развитию производства [1].

Одним из путей решения последней задачи является использование в конструкциях высокоточных отливок, требующих минимальной механической обработки. Совершенствование прогрессивных методов литья (по выплавляемым моделям, под давлением, штамповкой из жидкого металла и др.) позволило значительно расширить номенклатуру фасонных отливок. Однако решение первых двух из перечисленных выше задач в литейном производстве наталкивается на следующую принципиальную трудность. В отливках, независимо от способа их получения, имеются внутренние поры, усадочные трещины, что приводит к снижению и нестабильности механических свойств. С увеличением массы отливки или толщины ее стенки механические свойства ухудшаются из-за развития усадочной пористости.

Эффективным способом устранения внутренних усадочных пор в отливках является высокотемпературная газостатическая обработка (ВГО), получившая широкое распространение за рубежом и интенсивно развиваемая у нас. Сущность ее состоит в одновременном воздействии на металлическую отливку, помещаемую в газостат, высоких температур и изостатического давления аргоном (до 200 МПа).

Анализ проведенной работы позволяет сделать следующие выводы. В результате ВГО характеристики кратковременной прочности (пределы прочности и текучести) повышаются незначительно (для титановых сплавов практически не меняются), пластичность (относительное удлинение и сужение) увеличивается значительно (на 30...100 %), независимо от сплава и способа его литья повышается мало- и многоцикловая усталостная прочность (прирост напряжения составляет 20...50 %, а число циклов до разрушения при неизменном напряжении возрастает примерно в 10 раз), длительная прочность (на примере титановых и жаропрочных никелевых сплавов) увеличивается на 20...30 %, что соответствует двукратному и более росту среднего времени до разрушения. Кроме того, проведенная работа [1] показывает, что ВГО приводит не только к росту средних значений механических свойств, но и к увеличению их стабильности, оцениваемой разбросом соответствующей характеристики от образца к образцу или от изделия к изделию. Эксперименты показали, что независимо от степени изменения среднего значения любой механической характеристики разброс всех ее значений, оцениваемый по размаху или среднему квадратичному отклонению, после ВГО уменьшается в 3...8 раз. Обычный высокотемпературный гомогенизирующий отжиг не приводит к такой стабилизации уровня свойств. При этом рост абсолютных значений и повышение стабильности усталостной и длительной прочности скажутся на увеличении срока службы фасонных отливок, подвергнутых ВГО, по сравнению с отливками, полученными традиционными способами.

Повышение плотности литого материала в результате ВГО способствует улучшению не только механических, но и целого ряда специальных свойств: свариваемости (особенно для жаропрочных никелевых сплавов), термоусталости, обрабатываемости резанием, вакуумной плотности, равномерности химической обработки. Открывается реальный путь замены ряда неэкономичных штамповок, характеризующихся низким коэффициентом использования металла и высокой трудоемкостью последующей механической обработки, высокоточными фасонными отливками, подвергнутыми ВГО.

В конце 80-х гг. впервые в нашей стране была проведена на предприятии работа по исследованию возможности повышения качества литого материала с помощью ВГО [2]. Параметры ВГО определяли в зависимости от типа сплава, способа литья, толщин стенки отливки. Давление поддерживалось не менее 130 МПа, температура 495...550 °С, изотермическая выдержка 0,25...24 ч. В зависимости от химического состава сплава были использо-

ваны сплавы типа силуминов, медистых силуминов и твердого раствора. Отливки изготавливали фасонным литьем в землю, в кокиль и под давлением.

В результате ВГО повышаются механические свойства материала отливок. В то время как прочность увеличивается незначительно, относительное удлинение возрастает в 2...3 раза. При этом эффект уплотнения более заметен в отливках, полученных литьем в землю. Существенно повышаются ресурсные характеристики материала: долговечность при многоцикло-вой усталости и вязкость разрушения K_{1c} [2].

На основании проведенных исследований был разработан промышленный технологический процесс, который гарантировал получение отливок со 100%-й технической плотностью. Однако ряд дефектов полностью или частично не устраняется при ВГО: открытая пористость, воздушные пузырьки, окисные пленки, неметаллические включения. Необходимо также предъявлять повышенные требования к чистоте аргона по водородсодержащим примесям.

В работах [3; 4; 6] также говорится, что ВГО широко используется для устранения пористости фасонных отливок из алюминиевых сплавов. Наряду с устранением несплошностей в условиях высоких температур и давлений могут происходить структурные изменения. Кроме того, в работе [4] рассмотрен механизм и кинетика устранения пор в отливках из алюминиевых сплавов при ВГО.

В работе [5] показана схема механизма устранения пористости в отливках из алюминиевых сплавов при ВГО и указывается, что залечивание несплошностей ВГО отливок из алюминиевых сплавов происходит путем пластического сжатия пор, растворения содержащегося в них водорода в матричной фазе и экстракции его в атмосферу газостата. Отмечается, что рабочие режимы ВГО зависят от сплава и габаритов отливок: температура находится в интервале 450...530 °С, давление – 60...130 МПа. Выдержка определяется с учетом содержания водорода, формы и толщины стенки отливки и составляет 0,25...10 ч. Оптимальный режим ВГО должен обеспечивать полное устранение усадочной пористости, прохождение процесса дегазации, отсутствие огрубления структуры.

Результаты испытаний отливок из алюминиевых сплавов, подвергшихся ВГО, показали, что механические свойства образцов, вырезанных из газостатированных отливок, при испытании на разрыв выше, чем литых. Заметно увеличивается ресурс материала. ВГО обеспечивает полную герметичность детали. Надежность, оцениваемая по числу циклов до разрушения, при стендовых испытаниях повышается в среднем в 1,8 раза.

Положительное влияние ВГО на свойства кокильного литья имеет общий характер для различных сплавов. В частности, для деталей гидроагрегатов из сплава АЛ9М предел прочности повышается с 255 до 280...300 МПа, относительное удлинение с 1,5 до 2,0...2,5 %. Во всех случаях ВГО обеспечивает практически полное устранение пористости, уровень которой при оценке по макроструктуре и рентгенодефектоскопии лучше первого балла.

В результате ВГО крупногабаритных (максимальный размер до 700 мм) корпусных отливок гидроагрегатов из сплава АК7ч, полученных литьем в землю, характеризующихся повышенными требованиями по герметичности, пористость на контролируемых поверхностях практически отсутствует. Одновременно возрастают механическая прочность на разрыв и ресурсные характеристики. Можно отметить повышение после ВГО качества и надежности крупногабаритных массивных отливок из сплава АЛ4, полученных литьем в землю, и отливок гидроагрегатов автоматики, полученных литьем в кокиль. Материал отливок после ВГО имеет 100%-ю техническую плотность.

Положительное влияние ВГО на свойства отливок снижается при наличии в структуре интерметаллидов скелетообразной морфологии, содержащих железо, кремний, марганец. Если объемная доля интерметаллидов (независимо от состава и морфологии) существенно превышает объемную долю пор, то первые оказывают превалирующее влияние на механические свойства. В этом случае несмотря на уплотнение металла механические свойства после ВГО могут остаться без изменения.



Из вышесказанного можно сделать вывод, что наряду с улучшением комплекса механических свойств сплавов повышаются характеристики эксплуатационной надежности: вязкость разрушения K_{Ic} , сопротивление МНЦУ, герметичность при пневмо- и гидроиспытаниях. Закономерности влияния ВГО на качество и свойства отливок соблюдаются независимо от вида литья (в землю, кокиль, по выплавляемым моделям).

На «КнААЗ им. Ю. А. Гагарина» совместно с ОАО «УМПО» (г. Уфа) проведена работа по выявлению влияния газостатирования на механические свойства отливок из алюминиевых сплавов и с ОАО «Композит» (г. Королев) – по выявлению влияния газостатирования на механические свойства отливок из стали ВНЛ-3.

Для изучения влияния газостатического прессования на механические свойства, структуру алюминиевых сплавов и исправление внутренних дефектов в отливках были подобраны наиболее дефектные отливки из алюминиевых сплавов АМ4,5Кд (2 наименования по 1 шт.), АК8л (3 наименования по 1 шт.), 18 стандартных образцов из сплавов АК7ч, АК8л и АМ4,5Кд и 3 отливки из стали ВНЛ-3.

Газостатическую обработку алюминиевых отливок на «КнААЗ» проводили по технологическому процессу, разработанному «ВИЛС» (г. Москва) и «УМПО», для собственных отливок из алюминиевых сплавов АЛ-4, АЛ-5, АЛ-9 по следующим режимам:

- температура газостатирования 525...520 °С;
- начальное давление 66,87 МПа;
- окончательное давление 44,58 МПа;
- время выдержки 2 ч.

После проведения газостатирования (горячее газостатическое прессование – ГИП) отливки подвергались визуальному осмотру с составлением акта и возвращались на «КнААЗ» для проведения дальнейших исследований.

На «КнААЗ» проводили рентген-контроль отливок, разметку тонкостенных отливок на соответствие геометрических размеров чертежам после ГИП.

Согласно проведенным исследованиям, геометрические размеры отливок соответствовали литейным и серийным чертежам.

Проводились также механические испытания образцов до и после газостатирования. Результаты испытаний приведены в табл. 1.

Как видно из таблицы, механические свойства алюминиевых сплавов после ГИП изменились:

- у сплава АК8л временное сопротивление разрыву не изменилось, а относительное удлинение увеличилось в 3 раза;
- у сплава АК7ч временное сопротивление разрыву увеличилось на единицы, а относительное удлинение увеличилось на 30 %;
- у сплава АМ4,5Кд временное сопротивление разрыву не изменилось, а относительное удлинение увеличилось на 25 %.

В результате исследований выявлено: при ГИП геометрия отливок не изменяется; временное сопротивление изменяется незначительно, а относительное удлинение увеличивалось в 2...3 раза; на двух отливках внутренние дефекты вышли на поверхность, на остальных отливках на поверхность вышла только часть дефектов, а оставшаяся часть (газовая пористость) сгруппировалась в крупные раковины.

Газостатическую обработку отливок из стали ВНЛ-3 проводили на заводе ОАО «Композит» (г. Королев) по технологическому процессу со следующими режимами:

- температура газостатирования 1050 ± 10 °С;
- начальное давление 159 МПа;
- окончательное давление 161,4 МПа;
- время выдержки 2,5 ч.

После проведения газостатирования отливки (см. рис. 1) подвергались визуальному осмотру с составлением акта и возвращались на «КнААЗ» для проведения дальнейших исследований.

Таблица 1

Механические свойства алюминиевых сплавов

Марка материала	Номер протокола	Временное сопротивление разрыву σ_b , Мпа, (кг/мм ²)	Относительное удлинение δ , %	Примечание
АК8л до ГИП	2136	330, (33,0) 315, (31,5) 330, (33,0)	3,3 2,0 4,3	Соответствует ГОСТ 1583-93
АК8л после ГИП без термообработки (т/о)	2217	140, (14,0) 145, (14,5) 135, (13,5)	3,0 2,8 2,9	Не соответствует ГОСТ 1583-93
АК8л после ГИП с т/о	2221	320, (32,0) 320, (32,0) 315, (31,5)	9,5 10,0 9,5	Соответствует ГОСТ 1583-93
АК8л	ГОСТ 1 583-93 Т5	300, (30,0)	2,0	
АК7ч до ГИП	2142	205, (20,5) 210, (21,0) 205, (20,5)	6,2 7,9 7,9	Соответствует ГОСТ 1583-93
АК7ч после ГИП без т/о	2217	150, (15,0) 150, (15,0) 150, (15,0)	13,0 15,0 16,0	Не соответствует ГОСТ 1583-93
АК7ч после ГИП с т/о	2221	220, (22,0) 225, (22,5) 225, (22,5)	8,5 9,0 8,5	Соответствует ГОСТ 1583-93
АК7ч	ГОСТ 1 583-93 Т4	18	4	
АМ4,5Кд до ГИП	М6877	460, (46,0) 470, (47,0) 460, (46,0)	8,0 8,0 7,0	Соответствует ГОСТ 1583-93
АМ4,5Кд после ГИП без т/о	2218	200, (20,) 210, (21,0) 205, (20,5)	16,0 16,5 16,5	Не соответствует ГОСТ 1583-93
АМ4,5Кд после ГИП с т/о	М1 0032	440, (44,0) 440, (44,0) 430, (43,0)	10,0 7,0 10,0	Соответствует ГОСТ1583-93
АМ4,5Кд	ГОСТ 1583-93	40	7	

На «КнААЗ» проводили рентген-контроль, разметку тонкостенных отливок на соответствие геометрических размеров отливок после ГИП чертежам, химический анализ, микроструктурный анализ до и после газостатирования и механические испытания образцов до и после газостатирования.

Как видно из рис. 2, на отливках все внутренние дефекты вышли на поверхность и могут быть легко исправлены подваркой, а если есть припуск – то дефекты удаляются при механической обработке отливок.

Согласно проведенным исследованиям после разметки отливки соответствуют литейным и серийным чертежам.

Проводились также механические испытания образцов до и после газостатирования. Результаты испытаний механических свойств приведены в табл. 2.

Из таблицы видно, что механические свойства стали ВНЛ-3 после ГИП изменились:

- временное сопротивление разрыву увеличилось на 5 %;
- относительное удлинение увеличилось на 25 %;
- относительное сужение практически не изменилось;
- ударная вязкость увеличилась на 25...30 %.

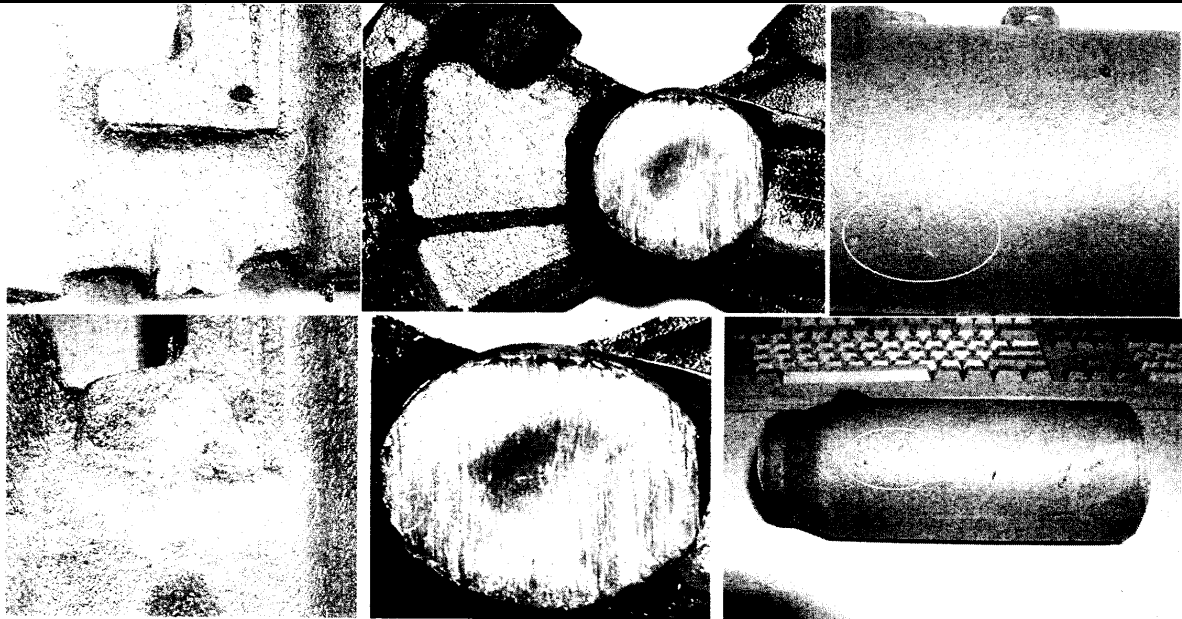


Рис. 1. Отливки и образцы после проведения газостатирования

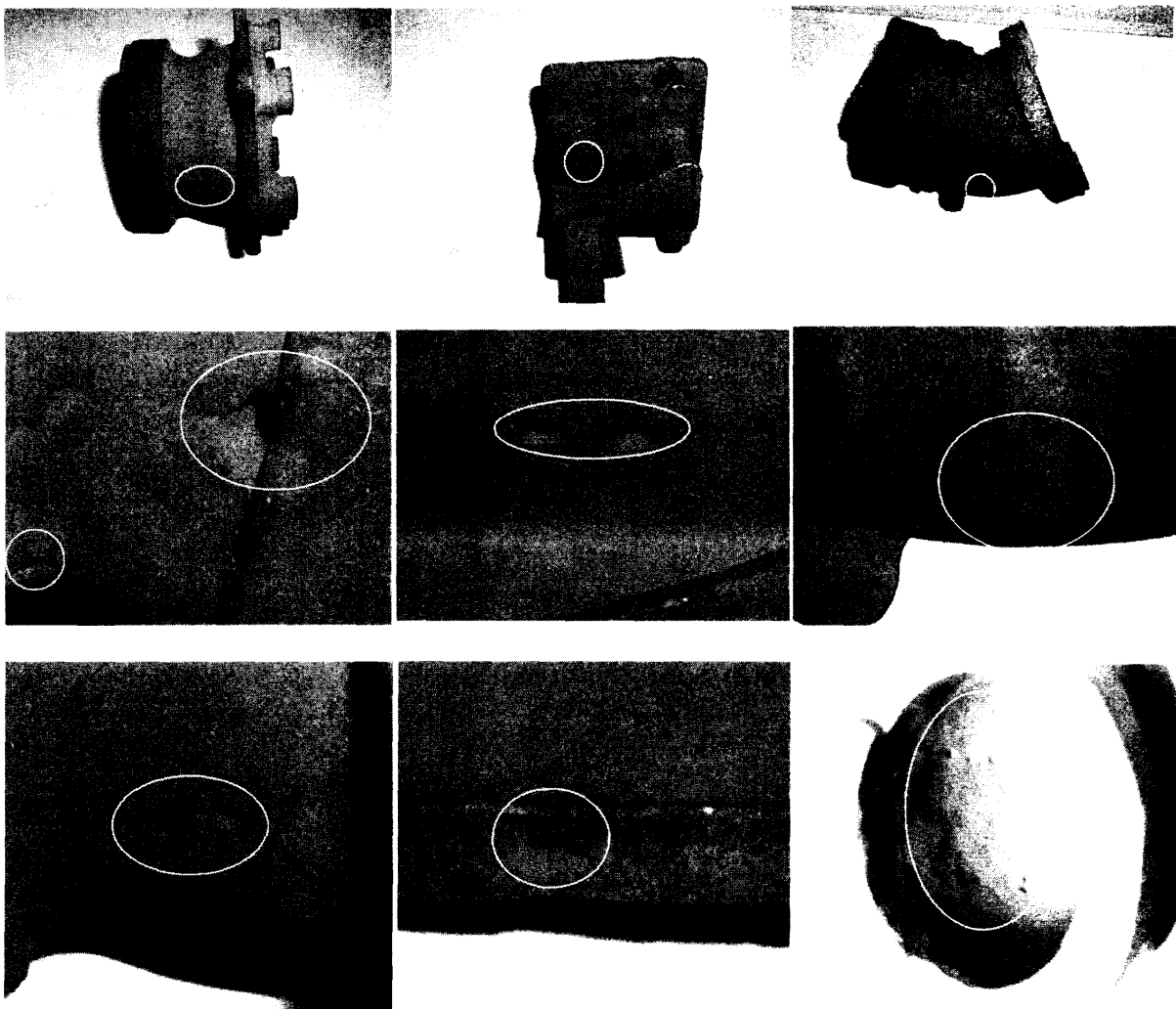


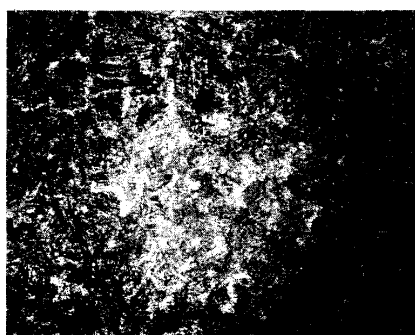
Рис. 2. Отливки из стали ВНЛ-3 после газостатирования и фрагменты отливок с внутренними дефектами, вышедшими на поверхность

Механические свойства стали ВНЛ-3

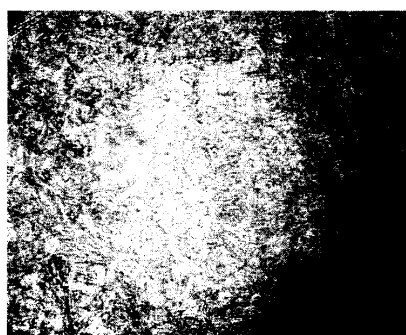
Марка материала	Временное сопротивление разрыву σ_b , МПа, (кг/мм ²)	Относительное сужение Ψ , %	Относительное удлинение δ , %	Ударная вязкость a_n , кгс/см ²	Примечание
ВНЛ-3 до ГИП	1260, (126,0) 126, (126,0)	60,0 56,0	16,0 16,0	12,5 10,3	Соответствует ОСТ 1.90093-82
ВНЛ-3 после ГИП	1370, (137)	19,0 15,0	8,0 10,0	11,7 14,8	Не соответствует ОСТ 1.90093-82
ВНЛ-3 после ГИП и т/о	1280, (128,0) 1280, (128,0) 1280, (128,0)	57,0 59,0 62,0 57,0	18,0 20,0 20,0 18,0	15,2 13,4 13,8 13,7	Соответствует ОСТ 1.90093-82
ВНЛ-3 ОСТ 1.90093-82	1250, (125,0)	35,0	12,0	4	

На рис. 3 показана микроструктура стали ВНЛ-3 до газостатирования и после газостатирования.

а)



б)



в)

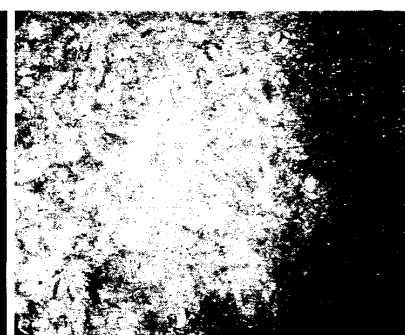


Рис. 3. Микроструктура образцов стали ВНЛ-3:

а – образец из ВНЛ-3 до ГИП с т/о, б – образец из ВНЛ-3 после ГИП без т/о,
 в – образец из ВНЛ-3 после ГИП с т/о

При изучении образцов на микроскопе при увеличении в 500 раз видно, что после газостатирования произошло выравнивание кристаллической структуры, т.е. прошел процесс гомогенизации. Толщина обезлегированного слоя образца после ГИП составила 80...90 мкм, толщина обезлегированного слоя образца после ГИП и т/о – 70...80 мкм. Аустенитной оторочки в структуре ВНЛ-3 не наблюдается. Это связано с тем, что перед газостатированием отливки прошли полную термообработку.

Химический состав стали ВНЛ-3 после ГИП был проанализирован на растровом электронном микроскопе с окисной поверхности образца и с окислов.

Анализ показал, что при газостатировании происходит выгорание хрома с образованием окислов хрома. Обезлегированный слой и окисленная корочка удаляются пескоструйной очисткой, так же как и на отливках, не проходивших ГИП.



Выводы: Процесс газостатирования увеличивает прочность и пластичность материала, повышает надежность и эксплуатационные свойства, полностью исключает случаи попадания деталей с внутренними дефектами на изделия.

ЛИТЕРАТУРА

1. Белов, А. Ф. Повышение качества и надежности фасонных отливок путем высокотемпературной газостатической обработки / А. Ф. Белов, С. С. Хаюров // *Авиационная промышленность*. – 1986. – № 4. – С. 40-42.
2. Воробьева, И. Ф. Высокотемпературная газостатическая обработка литейных алюминиевых сплавов / И. Ф. Воробьева, Б. А. Копелиович, С. С. Хаюров // *Авиационная промышленность*. – 1988. – № 7. – С. 63.
3. Воробьева, И. Ф. Формирование структуры фасонных отливок из алюминиевых сплавов при газостатической обработке / И. Ф. Воробьева, Б. А. Копелиович, Г. А. Соковик // *Авиационная промышленность*. – 1988. – № 3. – С. 59-60.
4. Копелиович, Б. А. Исследование механизма и кинетики устранения пор в отливках из алюминиевых сплавов при высокотемпературной газостатической обработке / Б. А. Копелиович, И. Ф. Воробьева // *Авиационная промышленность*. – 1988. – № 9. – С. 50-52.
5. Влияние высокотемпературной газостатической обработки на качество крупногабаритных отливок из алюминиевых сплавов / Б. А. Копелиович, И. Ф. Воробьева, Г. А. Шарапова, В. Н. Ларионов, Л. М. Патрушев, В. Н. Шкроб, А. Л. Сквирчак // *Авиационная промышленность*. – 1989. – № 10. – С. 61-63.
6. Сравнительный анализ определения однородности химического состава образцов, отлитых в кокиль «рожковой» и «гребешковой» форм сплава АМ4,5кд / В. И. Якимов, Г. Е. Паниван, В. И. Муравьев, Е. В. Захарова, В. В. Куриный // *Ученые записки Комсомольского-на-Амуре гос. техн. университета. Науки о природе и технике*. – 2013. – № 1-1(13). – С. 85-89.

Брусницын С. В., Мысик Р. К., Сулицин А. В.

ИЗУЧЕНИЕ ВЯЗКОСТИ ФЛЮСОВЫХ КОМПОЗИЦИЙ ДЛЯ ПОЛУНЕПРЕРЫВНОГО ЛИТЬЯ СЛОЖНОЛЕГИРОВАННЫХ МЕДНЫХ СПЛАВОВ

Брусницын С. В., Мысик Р. К., Сулицин А. В.

S.V.Brusnitsin, R.K.Mysik, A.V.Sulitsin

**ИЗУЧЕНИЕ ВЯЗКОСТИ ФЛЮСОВЫХ КОМПОЗИЦИЙ
ДЛЯ ПОЛУНЕПРЕРЫВНОГО ЛИТЬЯ
СЛОЖНОЛЕГИРОВАННЫХ МЕДНЫХ СПЛАВОВ**

INVESTIGATION ON VISCOSITY OF FLUXE COMPOSITS USED FOR SEMICONTINUOUS CASTING OF COMPLEX ALLOYED COPPER



Брусницын Сергей Викторович – доктор технических наук, доцент кафедры «Литейное производство и упрочняющие технологии» ГОУ ВПО «Уральский государственный технический университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина» (Россия, Екатеринбург). E-mail: kafedralp@mail.ru.

Mr. Sergey V. Brusnitsyn - Doctor of Engineering, Associate Professor, Department of Foundry Engineering and Strengthening Technology, the Urals State Technical University (city of Yekaterinburg). E-mail: kafedralp@mail.ru.



Мысик Раиса Константиновна – доктор технических наук, профессор кафедры «Литейное производство и упрочняющие технологии» ГОУ ВПО «Уральский государственный технический университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина» (Россия, Екатеринбург). E-mail: kafedralp@mail.ru.

Ms. Raisa K. Mysik - Doctor of Engineering, Professor, Department of Foundry Engineering and Strengthening Technology, the Urals State Technical University (city of Yekaterinburg). E-mail: kafedralp@mail.ru.



Сулицин Андрей Владимирович – кандидат технических наук, доцент кафедры «Литейное производство и упрочняющие технологии» ГОУ ВПО «Уральский государственный технический университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина» (Россия, Екатеринбург). E-mail: kafedralp@mail.ru.

Mr. Andrey V. Sulitsin – PhD in Engineering, Assistant Professor, Department of Foundry Engineering and Strengthening Technology, the Urals State Technical University (city of Yekaterinburg). E-mail: kafedralp@mail.ru.

Аннотация. В работе изучена вязкость флюсов для полунепрерывного литья сложнолегированных износостойких латуней. На основании результатов исследования рекомендованы покровные флюсы на основе алюмосиликатных и силикатных соединений с вязкостью 0,2...1,5 Па·с.

Summary. The paper considers the viscosity of fluxes that are used for semi continuous casting of complex alloyed wear-resistant brass. Proceeding from the results of the investigation, flux covers are proposed based on aluminosilicate and silicate compounds having viscosity at the rate of 0,2 - 1,5 Pa·s.

Ключевые слова: флюсовые композиции, полунепрерывное литье, сложнолегированные медные сплавы.

Keywords: flux composites, semi continuous casting, complex alloyed copper.

УДК 620.178.2+621.745.45+669.35



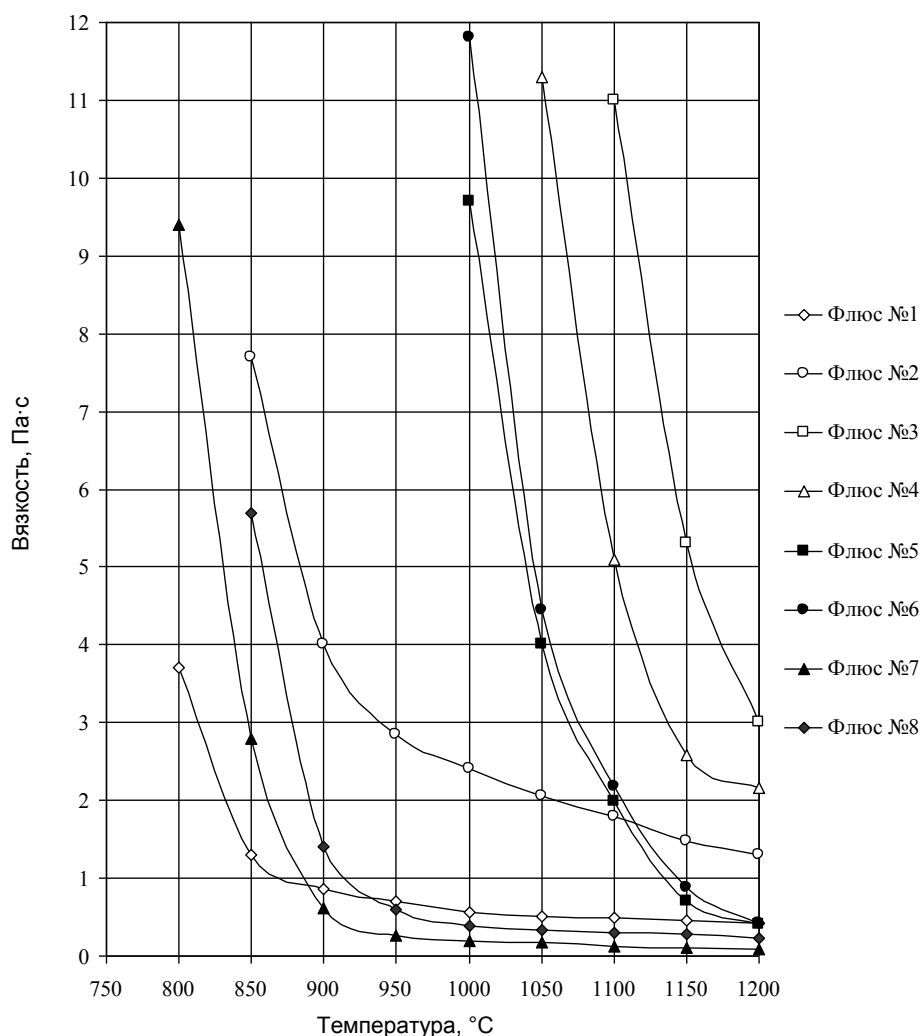
При полунепрерывном литье медных сплавов в качестве покровного материала в кристаллизаторе традиционно используется сажа. Сажа обладает хорошими защитными свойствами, при ее сгорании на поверхности расплава создается восстановительная атмосфера. Наряду с этим она имеет ряд существенных недостатков: низкий коэффициент теплопроводности, препятствующий теплоотводу с поверхности расплава; затягиваясь в зазор между кристаллизующимся слитком и гильзой кристаллизатора, сажа создает дополнительное тепловое сопротивление, приводит к образованию сажевых засоров в слитках и является канцерогенным веществом.

В связи с этим актуальной является задача замены сажи на покровные флюсы. При разработке составов покровных флюсов необходимо учитывать сложный химический состав медных сплавов, в частности сложнелегированных износостойких латуней. Для того чтобы не происходил переход легирующих компонентов из сплава во флюс, необходимо обеспечить присутствие во флюсе оксидов элементов, входящих в состав сплавов. В состав сложнелегированных износостойких латуней помимо цинка входят такие элементы, как кремний, алюминий, марганец, железо, никель. В связи с этим в качестве основы покровных флюсов могут быть использованы сырье и отходы производства силикатных эмалей.

Поведение флюса на поверхности расплава в кристаллизаторе, возможность образования плотной защитной пленки, вероятность образования дефектов слитков по вине флюса определяются его физико-химическими свойствами. Важнейшей физической характеристикой флюсовых композиций, определяющей поведение жидкого флюса на поверхности расплава, является вязкость. Значение вязкости определяет время распределения флюса по всей поверхности расплава в кристаллизаторе с образованием равномерной жидкой пленки и возможность затекания в зазор между слитком и гильзой кристаллизатора. Для получения качественных слитков вязкость флюсов должна находиться в определенном диапазоне значений. При слишком высоких значениях вязкости флюс не обеспечивает образование сплошной, одинаковой по толщине пленки и формирование флюсовой прослойки, обеспечивающей плотный контакт между поверхностью слитка и гильзой кристаллизатора. Это приводит к повышенному окислению поверхности расплава в кристаллизаторе и к неравномерности теплоотвода по периметру слитка. При слишком низких значениях вязкости флюс легко захватывается конвективными потоками металла, что приводит к образованию внутренних и поверхностных дефектов слитков, а также заметно повышается расход флюса.

Исходя из анализа технической литературы установлено, что оптимальным значением вязкости покровного флюса в кристаллизаторе является $0,2 \dots 1,5$ Па·с. В связи с вышесказанным большой интерес представляет изучение вязкости различных флюсовых композиций.

В работе исследовалась вязкость флюсов следующего компонентного состава: борный ангидрид + криолит (флюс №1), октаборат натрия (флюс №2), отходы эмаль-производства (флюс №3), сырье эмаль-производства (флюс №4), отходы эмаль-производства + борный ангидрид + криолит (флюс №5), сырье эмаль-производства + борный ангидрид + криолит (флюс №6), отходы эмаль-производства + октаборат натрия (флюс №7), сырье эмаль-производства + октаборат натрия (флюс №8). Вязкость флюсов измерялась методом вибрационной вискозиметрии. Результаты исследования представлены на рисунке.



Зависимость вязкости расплавленных флюсов от температуры нагрева

Как видно из рисунка вязкость флюсов, содержащих в своем составе отходы и сырье эмали-производства (№3, 4), при температурах 1150...1200 °C, равных температуре металла в кристаллизаторе, превышает 2 Па·с. Флюс №7 характеризуется очень низкими значениями вязкости (менее 0,2 Па·с), поэтому его использование может привести к повышенному расходу вследствие его затекания в зазор между поверхностью слитка и гильзой кристаллизатора. Флюс №1, содержащий борный ангидрид и криолит, имеет вязкость, близкую к требуемой, 0,4...0,5 Па·с, но в то же время он не содержит компонентов, которые присутствуют в металлических сплавах. Измерение вязкости флюсов №2, 5, 6, 8 показало, что сочетание предлагаемых компонентов позволяет получить оксидные расплавы на основе алюмосиликатных и силикатных соединений с вязкостью 0,2...1,5 Па·с в интервале температур 1150...1200 °C. Таким образом, указанные флюсы могут быть использованы в качестве защиты расплава в кристаллизаторе при полунепрерывном литье сложнолегированных износостойких латуней.

Работа выполнялась при поддержке Совета по грантам Президента Российской Федерации для государственной поддержки молодых российских ученых.



Довгаль О. В.
O. V. Dovgal

**ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ АСПЕКТЫ СОЗДАНИЯ И ИЗГОТОВЛЕНИЯ
ТВЕРДОСПЛАВНОГО МАТЕРИАЛА НА ОСНОВЕ ВК8
ДЛЯ ВЫСОКОСКОРОСТНОГО ПРОБОЙНИКА**

**TECHNOLOGICAL ASPECTS OF DEVELOPMENT AND PRODUCTION OF AN VC8-
BASED HARD-ALLOYED MATERIAL FOR A HIGH-SPEED PUNCH**

Довгаль Олег Викторович – главный инженер проекта филиала ООО «ТехКомплект» (Россия, Комсомольск-на-Амуре); 681013, г. Комсомольск-на-Амуре, ул. Ленина 27А, E-mail: techkomplekt.kms@gmail.com

Mr. Oleg V. Dovgal – Chief Engineer, a branch of ООО (LLC) "TechKomplekt"; 27A, Lenin Str., 681013, Komsomolsk-on-Amur. E-mail: techkomplekt.kms@gmail.com.

Аннотация. В статье рассматривается влияние степени механоактивации при подготовке порошка вольфрамкобальтовой смеси ВК8 и режимов спекания на физико-механические свойства материала. Оптимизирована технология изготовления высокоскоростного пробойника для эффективного поражения бронезащитных элементов.

Summary. The paper considers how the degree of mechanical activation during preparation of the VK8 tungsten-cobaltic powder mixture and the modes of sintering will impact upon the physical mechanical properties of the material. An optimized manufacturing technology is proposed for production of a high-speed punch capable of effectively defeating armor.

Ключевые слова: пробойник, сплав ВК8, размер карбидного зерна, фракционный состав, пластичность, структурные дефекты, вязкость разрушения.

Keywords: punch, VK8 powder mixture, carbide grain size, grain size distribution, plasticity, structural defects, fracture toughness.

УДК 621.878

В настоящее время остается еще актуальной проблема сквозного поражения современных бронезилов и других средств защиты. Пробитие индивидуальных средств защиты, как правило, производится пробойником пули. Пробойник должен иметь достаточную энергию для поражения и не деформироваться (т.е. иметь достаточную прочность и твердость) при попадании в защитные элементы брони.

По совокупности физико-механических свойств и компромиссному соответствию предъявляемым требованиям, в качестве материала для бронебойных пробойников применяют твердые сплавы группы ВК, представляющие собой композиционные материалы на основе карбида вольфрама, цементированного кобальтовой связкой.

Тем не менее для решения вышеставленной задачи требуется существенное увеличение физико-механических показателей сплава.

Выделяются следующие направления по улучшению функциональных свойств твердых сплавов [1]:

- уменьшение среднего размера зерен карбидного каркаса с одновременным повышением однородности фракционного состава;
- повышение пластичности карбидной основы путем модификации карбида вольфрама;
- увеличение плотности материала за счет уменьшения структурных дефектов (пор, неоднородностей и т.п.);

- повышение вязкости разрушения материала путем оптимизации параметров структуры.

Проведенные теоретические исследования пробития металлической брони существующими пробойниками на основе твердого сплава позволили определить оптимальные параметры конической конструкции головной части пробойника. Данная конструкция пробойника должна создавать в месте соударения давление на порядок выше, чем существующие конструкции пробойников. Такое давление возможно получить или увеличением скорости соударения, или уменьшением площади контакта пробойника и преграды. Первый путь неприемлем по техническим причинам, а второй – требует существенного повышения физико-механических свойств материала пробойника. Тип производства накладывает еще ряд ограничений на технологию изготовления пробойника – массовое производство на серийном оборудовании.

Исходя из вышеуказанных ограничений, были проведены исследования получения твердосплавного материала группы ВК с повышенными физико-механическими свойствами за счет оптимизации технологических этапов подготовки шихты и спекания.

Целью данной работы является разработка материала пробойника с заданной структурой, а также исследование физико-механических свойств и микроструктуры, опытных образцов из вольфрамкобальтового сплава ВК8 при различной продолжительности механоактивации и температуры спекания.

Материалы и методика экспериментальных исследований. Объектом исследования являлись твердые сплавы ВК8, полученные из шихты с различной степенью механоактивации и температурой спекания. Исследовались микроструктура и физико-механические свойства спеченных твердосплавных образцов в зависимости от продолжительности механоактивации исходного порошка твердого сплава ВК8.

В настоящей работе при изготовлении образцов использовались готовые твердосплавные смеси ВК8 (WC-Co (Co 8 % мас.)) в состоянии заводской поставки. Измельчение твердосплавных смесей проводилось в мельнице вращательного типа с твердосплавными телами размола цилиндрической формы в соотношении 1:5 в среде спирта [2]. Продолжительность механоактивации варьировалась от 180 до 540 мин.

Пластифицирование смеси проводилось в шнековом смесителе. В качестве пластификатора использовали раствор каучука в бензине. Прессование образцов (штабиков) осуществлялось в пресс-форме разъемного типа двухсторонним прессованием на гидравлическом прессе. Спекание образцов проводилось в две стадии. Первая стадия – отгонка пластификатора и нормализующее спекание в вакууме, вторая – окончательное спекание в вакуумно-компрессионной печи.

Аналитические исследования проводились по следующим методикам:

- измерение удельной поверхности порошка выполнялось на приборе Sorbi № 4.1 по адсорбции азота 4-х точечным методом БЭТ;

- исследование кинетики спекания твердосплавных образцов проводилось в дилатометре DIL-402С, включая построение кривых с-DТА для всех образцов;

- для определения вязкости разрушения использовался метод определения характеристик трещиностойкости путем вдавливания алмазного индентора (четырёхгранная пирамида Виккерса) в материал сплава [3] с учетом соотношения размеров образующихся трещин в углах отпечатка и нагрузки на индентор;

- металлографические исследования проводились на оптическом микроскопе МЕТАМ РВ-21-2.

Механические испытания для определения физико-механических свойств опытных образцов проводились в соответствии с известными стандартными методиками.

Обработка экспериментальных результатов проводилась в электронных таблицах Excel.

Обсуждение результатов.

В таблице представлены результаты исследования влияния времени измельчения, гомогенизации и активации порошков опытных образцов твердосплавной смеси марки ВК8 на удельную поверхность зерен WC, температуру образования жидкой фазы, прочность и трещиностойкость (ударную вязкость).

Таблица

Исследование влияния времени измельчения порошков твердосплавной смеси ВК8 на удельную поверхность зерен WC, температуру образования жидкой фазы, прочность и трещиностойкость

Номер образца	Продолжительность размола, мин	Удельная поверхность зерен WC, м ² /г	Температура образования жидкой фазы, °С	Предел прочности при поперечном изгибе, МПа	Трещиностойкость, МПа×м ^{1/2}
1	0	1,135	1358,0	1860	13,54
2	180	1,294	1356,7	1920	14,33
3	360	1,359	1353,7	2020	14,27
4	480	1,365	1351,4	2170	13,78
5	540	1,370	1351,6	2280	13,74

Измерение размера зерна WC в твердосплавных образцах (рис. 1, 2) показало, что объем фракции до 2 мкм достигает максимального значения (60-80 %), а присутствие отдельных крупных зерен WC не превышает 4-х кратного размера среднего размера зерна [4] на образцах 3, 4 и 5.

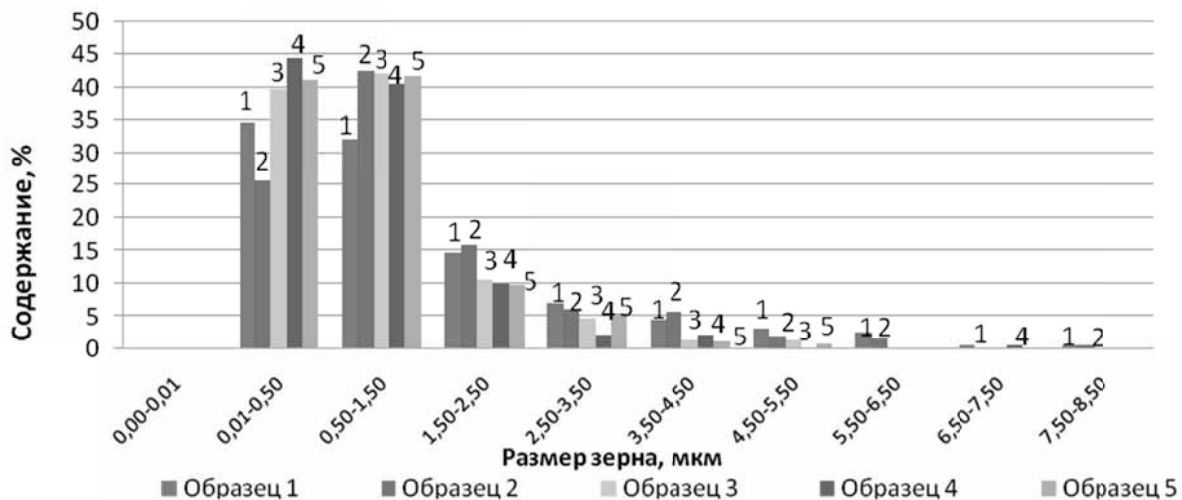


Рис. 1. Зависимость фракционного состава от времени размола сплава ВК8

Дилатометрический и фракционный анализ твердосплавной смеси позволили установить, что в результате измельчения смеси происходит изменение температуры фазового преобразования (табл. 1).

Во время жидкофазного спекания, контролируя температуру появления эвтектики (плавление кобальтовой фазы), возможно управление процессом перекристаллизации, тем самым предотвращая интенсивный рост зерен WC-фазы (рис. 2).

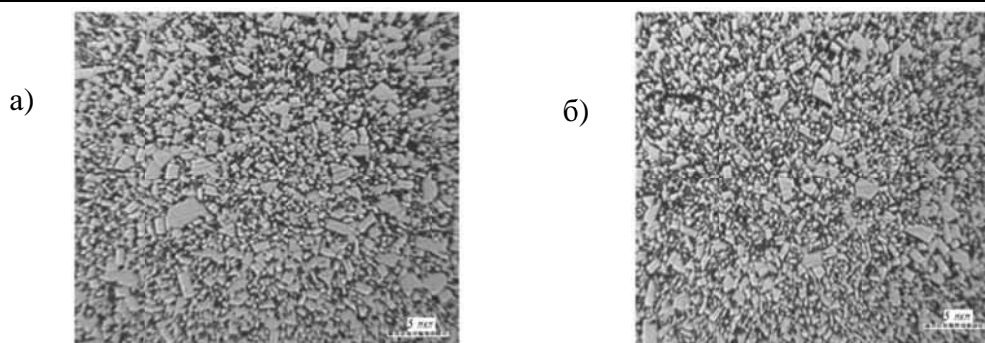


Рис. 2. Микрофотографии поверхности твердого сплава ВК8
а – до размола; б – после размола 540 мин

Исследования трещиностойкости спеченных образцов твердосплавного материала (рис. 3) показали, что максимальные значения достигаются при продолжительности механоактивации от 180 до 360 мин. С увеличением продолжительности размола интенсивно уменьшается размер зерен WC и уменьшается толщина кобальтовой прослойки. Это приводит к снижению эффекта стопорения трещин в связующем металле и охрупчиванию материала.

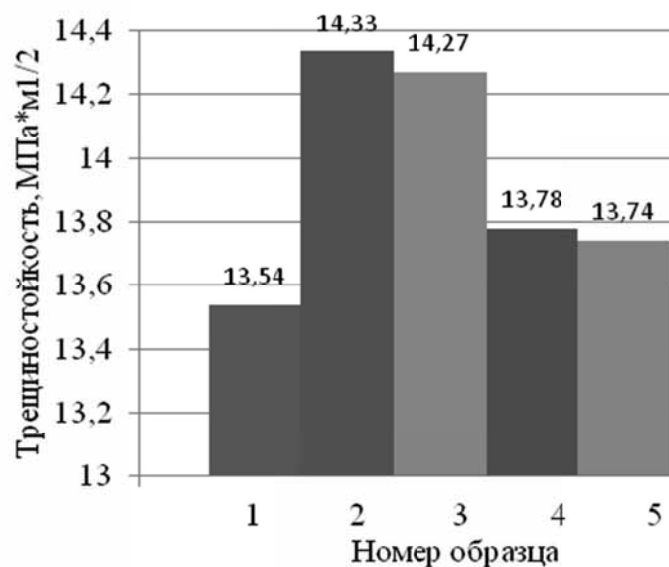


Рис. 3. Зависимость трещиностойкости твердосплавных образцов от времени размола смеси

Выводы:

Установлено, что механоактивация с использованием в качестве размольных тел твердосплавных цилиндров позволяет эффективно увеличивать удельную поверхность порошков в более короткий промежуток времени, избирательно измельчать крупные зерна WC, тем самым улучшая однородность балла зерна. Применение представленной технологии позволило снизить в 2,5 раза присутствие в структуре твердого сплава отдельных крупных зерен WC. Оптимальное время механоактивации твердосплавного материала пробойника для обеспечения высоких физико-механических свойств и микропластичности составляет от 180 до 480 мин.

Таким образом, исследования показали, что контролируя режимы размола твердосплавной смеси, возможно, получить оптимальную структуру материала пробойников для решения задач, связанных с эффективным пробитием бронезащитных элементов.



ЛИТЕРАТУРА

1. Технология и свойства спеченных твердых сплавов и изделий из них / В. С. Панов, А. М. Чувилин, В. А. Фальковский. – М.: МИСИС, 2004. – 464 с.
2. Третьяков, В. И. Основы металловедения и технологии производства спеченных твердых сплавов / В. И. Третьяков. – М.: Металлургия, 1976. – 528 с.
3. Лошак, М. Г. О связи между механическими характеристиками и микроструктурой твердых сплавов TiC-Ni(Mo) / М. Г. Лошак, А. Н. Пилянкевич, В. С. Шаповал [и др.] // Сверхтвердые сплавы. – 1985. – № 2. – С. 23-26.
4. Пат. 112390 Российская Федерация, МПК F42В 30/02, F42В 12/06. Сердечник бронебойной пули / Фадеев В. С., Конаков А. В., Чигрин Ю. Л., Штанов О. В., Ободовский Ю. В, Паладин Н. М., Михеев В. Г., Иванов В. Н., Щитов В. Н., Стародуб Н. В., Довгаль О. В., Николаев В. А.; заявитель и патентообладатель ООО «Техкомплект». – № 2011135011/11 ; заявл. 28.08.11 ; опубл. 22.08.11. Бюл. № 1.

Грамузов Е. М., Калинина Н. В.
E. M. Gramuzov, N .V. Kalinina

**ИСПОЛЬЗОВАНИЕ НАТУРНЫХ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ДАННЫХ
ПРИ ПРОГНОЗИРОВАНИИ ХОДКОСТИ ЛЕДОКОЛОВ НАБЕГАМИ**

**USING FULL-SCALE EXPERIMENTAL DATA IN PREDICTING ICEBREAKERS PRO-
PULSION BY RAMMING**



Грамузов Евгений Михайлович – доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой «Теория корабля и гидромеханика» Нижегородского государственного технического университета им. Р.Е. Алексеева (НГТУ) (Россия, Н. Новгород); 603950 ГСП-41, Н. Новгород, ул. Минина, 24. E-mail: terkor@nntu.nnov.ru
Mr. Evgeniy M. Gramuzov – Doctor of Engineering, Professor, Head of the Department of Ship Theory and Hydromechanics, city of Nizhny Novgorod State Technical University; 24, Minina Str., Nizhny Nivgorod, 603950, Russia. Email: terkor@nntu.nnov.ru



Калинина Надежда Викторовна – кандидат технических наук, доцент, доцент кафедры «Кораблестроение и авиационная техника» Нижегородского государственного технического университета им. Р.Е. Алексеева (Россия, Н. Новгород); 603950 ГСП-41, Н. Новгород, ул. Минина, 24. E-mail: nvk5133@mail.ru.

Ms. Nadezhda V. Kalinina – PhD in Engineering, Assistant Professor, Department of Shipbuilding and Aircraft Technology, city of Nizhny Novgorod State Technical University; 24, Minina Str., Nizhny Nivgorod, 603950, Russia. Email: nvk5133@mail.ru.

Аннотация. Рассматривается один из вопросов ледовой ходкости судов – работа набегамии. Предложен метод использования проведенных и накопленных натуральных данных для настройки теоретических моделей. Описана методика определения эмпирических коэффициентов теоретико-экспериментальной модели движения ледоколов в тяжелых льдах.

Summary. The paper deals with one of the issues of ships ice performance, namely ‘ramming’. A method is proposed to use accumulated full-scale data for setting of theoretical models. A technique is described for defining empirical coefficients of a semi theoretical model of ice breakers’ motion in heavy ice.

Ключевые слова: ледовая ходкость, движение судов во льдах набегамии, натурные экспериментальные данные, оптимальная тактика маневрирования.

Keywords: ice performance, movement of ships in ice by ramming, full-scale data the optimal tactic of maneuvering

УДК 629.124.791

Не секрет, что большинство портов России отличаются характерной особенностью – замерзанием акватории в зимний период времени, что значительно осложняет движение судов и отрицательно влияет на объемы грузоперевалки в портах. Для того чтобы порты на замерзающих акваториях работали круглогодично, необходимо наличие ледоколов для провозки судов во льдах. Ледокольный флот на сегодняшний день является наиболее эффективным и фактически безальтернативным средством, обеспечивающим доступ судов в замерзающие порты, для проектирования которого необходимы надежные методы расчета ледовой ходкости, учитывающие форму корпуса и ледовые условия.

Суда ледового плавания в процессе эксплуатации встречаются с самыми разнообразными ледовыми условиями. Ледоколы традиционно проектируют для движения, прокладки канала в ненарушенном сплошном льду. В сплошном ледяном поле ледоколы работают непрерывным ходом и набегам. В тяжелых льдах, толщина которых превышает предельную, движение осуществляется набегам. К сожалению, вопросы движения ледоколов набегам имеют недостаточную освещенность в литературе. Это связано в первую очередь со сложностью динамических процессов при нестационарных движениях ледокола. Это движение включает несколько фаз, которые недостаточно изучены.

Работа набегам носит циклический характер и складывается из следующих операций. Отход назад в собственном канале осуществляется на расстояние l_p , необходимое для набора скорости вхождения в сплошной лед очередного цикла продвижения. При этом часть пути ледокол движется под действием тяги заднего хода, и часть пути ледокол движется по инерции при реверсе с заднего хода на передний. На отход требуется время $t_{от} + t_{зп}$. Разгон на переднем ходу в собственном канале осуществляется исключительно для набора скорости с положительным ускорением. На путь при разгоне l_p , равный полному пути отхода назад, затрачивается время t_p . После контакта со сплошным ледяным покровом движение ледокола замедляется вплоть до полной остановки. За это время t_n ледокол продвигается на расстояние l_n , являющееся полезным путем продвижения. На продвижение ледокола затрачивается время t_n , и затем осуществляется реверс движителей с переднего хода на задний, на который затрачивается время $t_{пз}$. Если не произошло заклинивание корпуса, начинается движение задним ходом. В противном случае, затрачивается некоторое время на освобождение от заклинивания $t_{оз}$. Поэтому средняя скорость движения набегам определяется выражением

$$v_n = \frac{l_n}{t_{от} + t_{зп} + t_p + t_n + t_{пз} + t_{оз}}. \quad (1)$$

Параметры l_n , $t_{от}$, $t_{зп}$, t_p , t_n , входящие в уравнение (1), определяются из решений дифференциальных уравнений на разных этапах движения [1; 2].

Определение этой скорости представляет практический интерес для решения задачи оптимизации всего процесса работы ледокола набегам.

Этапы движения ледокола набегам описаны дифференциальными уравнениями, решения которых получены в работах [1; 2].

Полученные решения должны быть адаптированы к натурным данным по эксплуатации речных ледоколов в тяжелых льдах. Разработанные математические модели движения были настроены на имеющиеся натурные данные речных ледоколов и получены расчетные модели, удовлетворяющие проектировщиков и эксплуатационников. Для такой настройки были отобраны экспериментальные данные [3].

Натурные испытания судов во льдах являются одним из наиболее важных видов исследований. Они позволяют, с одной стороны, оценить реальные ходовые качества судов, провести комплекс исследований, которые не могут быть выполнены в модельном эксперименте. С другой стороны, результаты натурных испытаний являются базовой информацией для совершенствования теории моделирования взаимодействия корпуса со льдом в ледовом бассейне.

Испытания судов во льдах проводят либо по принципу активного эксперимента, либо пассивного. Активный эксперимент имеет неоспоримые преимущества по сравнению с пассивным, и при испытаниях ледоколов ему отдается предпочтение. Однако при его реализации в натуральных условиях часто возникают трудности. Одна из них связана с необходимостью на длительное время отвлекать суда от выполнения рейсовых заданий, что связано с большими расходами. В силу этого часто приходится проводить натурные испытания по схеме пассивного эксперимента, которые принято называть попутными, ибо они проводятся без вывода судна из эксплуатации.

Математические модели [1; 2] учитывают эффекты взаимодействия ледокола с битым и сплошным льдом, которые выявлены в процессе испытаний.

Приведенная модель (1) нуждается в настройке, так как, во-первых, физические модели взаимодействия ледокола со льдом упрощают реальность, а, во-вторых, математические модели получены для идеализированных условий: ледокол движется в ровном сплошном ледяном покрове толщиной h и плотностью $\rho_{\text{л}}$, плавающем на поверхности воды плотностью ρ . Поэтому перед составляющими сопротивления введены эмпирические коэффициенты: $k_{\text{ид}}$, $k_{\text{п}}$, $k_{\text{ов}}$, $k_{\text{р}}$, $k_{\text{ост}}$.

Коэффициенты, позволяющие приводить в соответствие теоретическую модель с натурными данными в представленной модели, являются неизвестными величинами. Они могут быть определены на базе экспериментальных исследований по работе ледокола набегами.

Настройка математических моделей производилась по экспериментальным данным, которые можно разделить на две группы:

- 1) с непрерывной записью параметров движения;
- 2) с записью отдельных параметров по движению ледоколов набегами.

В данных первого типа численное интегрирование составляющих скорости или двойное интегрирование составляющих линейных ускорений позволяет получить закон движения судна $x = f(t)$ на всем этапе движения.

Данные второго типа являются менее полными. Параметры, как правило, определяются путем измерений в процессе работы ледокола. Отсюда неточные измерения толщины льда и снега, приблизительное определение длин отхода, разгона и продвижения во льду ледокола.

Несмотря на разрозненность и противоречивость представления экспериментального материала, он может быть использован для уточнения теоретических моделей.

Первая группа экспериментальных данных была получена при испытаниях ледокола проекта 1191 "Капитан Мошкин" в 1988 г., проводимых Горьковским политехническим институтом с участием Горьковского института инженеров водного транспорта (ГИИВТ) в районе Ханты-Мансийска.

Ко второй группе экспериментальных данных относятся данные, представленные в виде таблиц, с записью отдельных параметров движения по работе набегами для различных проектов ледоколов (Р-47, 1191, 1105). Они получены в результате испытаний, проводимых ГИИВТ под руководством В.А. Тренина за период с 1972 по 1985 гг. Испытания ледоколов набегами сводились к измерению затрат времени, пути на отдельных этапах работы с фиксированием ледовой обстановки, и некоторых других параметров. Результаты этих испытаний представлены и обобщены в работе [3].

Несмотря на различные формы представления экспериментальных данных, все они являются уникальными и использованы для построения методик расчета движения ледоколов набегами.

При получении экспериментальных данных первой группы фиксировались и записывались следующие параметры судна: осадка; частота вращения винтов n_1 и n_2 ; мощность N_1 и N_2 , развиваемая гребной установкой; скорость судна \dot{x} ; толщина льда h .

Характерный вид с записью сигналов датчиков скорости, мощности, частоты вращения, толщины льда показан на рис. 1. Значения перечисленных параметров зафиксированы в функции времени, поэтому для получения явных зависимостей $\dot{x} = f(t)$, $x = f(t)$, $\dot{x} = f(x)$ записи перестраивались. И в результате обработки получены графики изменения скорости судна \dot{x} в зависимости от времени t на протяжении всего цикла работы. Другие параметры являются постоянными во времени.

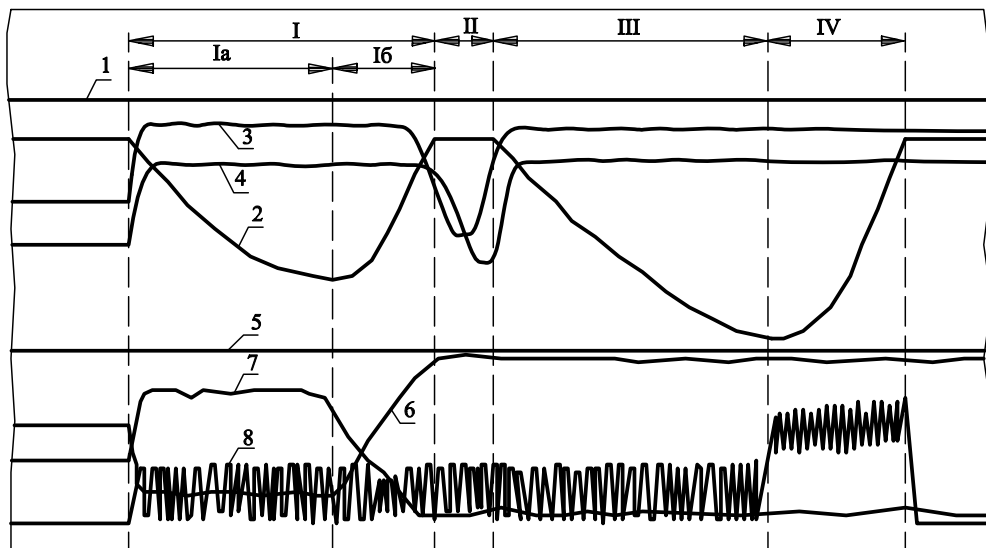


Рис. 1. Характерный вид записи:

- 1, 5 – базовая линия; 2 – запись скорости; 3 – запись мощности N_2 ; 4 – запись мощности N_1 ; 6 – запись числа оборотов n_2 ; 7 – запись числа оборотов n_1 ; 8 – запись толщины льда h

Для получения зависимости перемещения ледокола от времени использовали метод численного интегрирования. Последующая обработка экспериментальных данных состояла в том, что из двух имеющихся кривых $\dot{x} = f(t)$ и $x = f(t)$ строилась кривая $\dot{x} = f(x)$.

По результатам обработки записей в качестве примера на рис. 2 приведены графики зависимостей между скоростью и временем $\dot{x} = f(t)$, перемещением и временем $x = f(t)$, скоростью и перемещением $\dot{x} = f(x)$ для одного цикла работы ледокола.

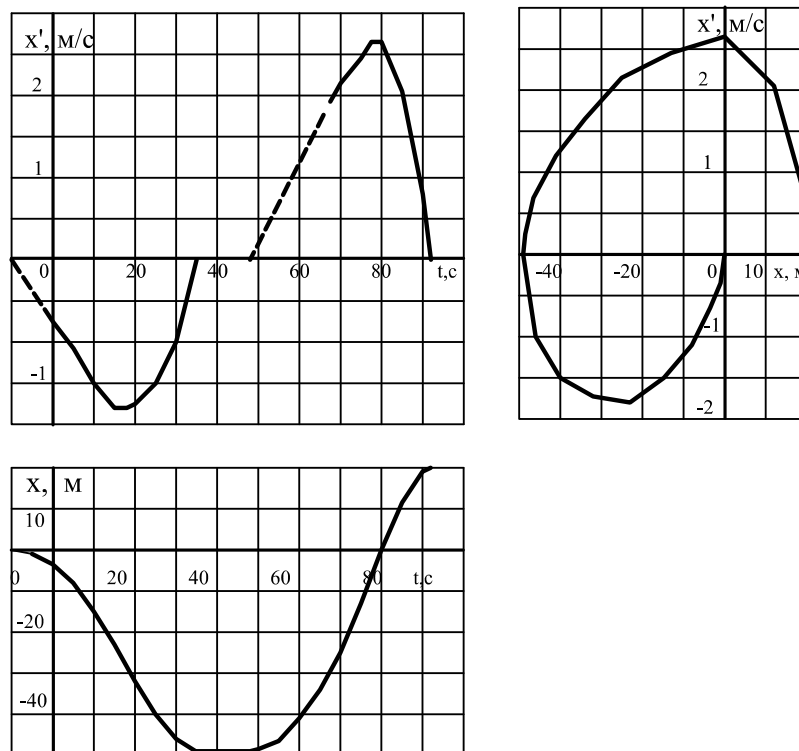


Рис. 2. Параметры движения ледокола

На графиках показаны следующие этапы движения ледокола:

- отход назад для разбега, состоящий из двух этапов (см. рис. 1): Ia – разгон на заднем ходу – винты ледокола работают назад; Ib – реверс ледокола с заднего хода на передний – винты ледокола работают вперед;
- остановка ледокола – II;
- разбег в собственном канале – III;
- продвижение в сплошном ледяном покрове – IV, винты ледокола при этом работают вперед.

Характерными точками на графиках являются: продвижение в сплошном льду $l_{п}$; длина пути отхода $l_{от}$ и разбега $l_{р}$; контактная скорость $v_{р}$; время, затраченное на отдельные этапы движения $t_{от}$, $t_{зп}$, $t_{р}$, $t_{п}$.

Кроме этого, к числу параметров, характеризующих процесс работы набегам, относятся: время реверса $t_{рев}$; время освобождения от заклинивания $t_{оз}$; мощность гребных установок N_1 , N_2 ; частота вращения винтов n_1 и n_2 .

Покажем, как использованы описанные экспериментальные данные для определения неизвестных коэффициентов $k_{ид}$, $k_{п}$, $k_{ов}$, $k_{р}$, $k_{ост}$ полуэмпирической модели.

Расчет эмпирических коэффициентов следует производить отдельно для каждого этапа движения ледокола набегам.

Рассмотрим процесс разгона ледокола в собственном канале и приведем системы уравнений для определения эмпирических коэффициентов битого льда $k_{ид}$, $k_{п}$.

В качестве исходных экспериментальных данных могут быть использованы несколько вариантов параметров движения, в зависимости от которых будет меняться вид системы уравнений для определения $k_{ид}$, $k_{п}$. Если в качестве исходных принять следующие параметры, то система уравнений в каждом случае принимает следующий вид:

- время разгона t и путь x , пройденный за это время:

$$x_i + \frac{1}{2A_{1i}} \ln \left[1 - \text{th}^2 \left(t_i \sqrt{A_{1i} B_{1i}} \right) \right] = 0, \quad i = 1, 2, \dots, n_1, \quad (2)$$

где n_1 – число уравнений в системе, равное числу экспериментальных опытов с исходными данными t , x .

В системе уравнений (2):

$$A_1 = \frac{1.4 P u_{3x} + k_{13x} v_0^2}{(1 + k_{11}') D v_0^2}, \quad B_1 = \frac{P u_{3x} - k_{23x}}{(1 + k_{11}') D},$$

$$k_1 = k_{ид} \left[c_{и} \rho_{л} h \frac{B}{2} (\Phi_{и} + f \Phi_{ит}) + c_{г} \rho h \frac{B}{2} (\Phi'_{г} + f \Phi'_{гт}) \right], \quad k_2 = k_{п} (\rho - \rho_{л}) g h b B (\Phi'_{п} + f \Phi'_{пт}),$$

$$\Phi_{и} = \frac{2}{B} \int_0^{B/2} n_x^2 dy; \quad \Phi_{ит} = \frac{2}{B} \int_0^{B/2} n_x \sqrt{1 - n_x^2} dy; \quad \Phi'_{г} = \frac{2}{B} \int_{L_{вг}} n_x^3 dL_{вг};$$

$$\Phi'_{гт} = \frac{2}{B} \int_{L_{вг}} n_x^2 \sqrt{1 - n_x^2} dL_{вг}; \quad \Phi'_{п} = \frac{2}{B} \int_{L_{вп}} n_z n_x dL_{вп}; \quad \Phi'_{пт} = \frac{2}{B} \int_{L_{вп}} n_z \sqrt{1 - n_x^2} dL_{вп};$$

где $P u_{3x, пx}$ – тяга ледокола на швартовых на заднем или переднем ходу, кН; v_0 – скорость движения на чистой воде при заданной мощности, м/с; k_{11}' – коэффициент присоединенных масс воды и льда; $c_{и}$ – безразмерный коэффициент, учитывающий присоединенные массы воды в составе импульсного сопротивления льдин; B – ширина ледокола, м; $\Phi_{и} \dots \Phi'_{пт}$ – функции, характеризующие форму корпуса, различные для переднего и заднего хода; $c_{г}$ – коэффициент гидродинамического сопротивления при раздвигании льдин; g – ускорение сво-

бодного падения, m/c^2 ; b – средняя протяженность обломков льда, зависящая от его толщины, как показывают наблюдения, она определяется изгибом пластин на упругом основании и приближенно может быть принята из соотношения $b \alpha = 0.312$; $\alpha = \sqrt[4]{(\rho g) / d}$ – параметр изгиба пластины на упругом основании; $d = \frac{Eh^3}{12(1-\mu^2)}$ – цилиндрическая жесткость ледяной пластины; E, μ – модуль упругости и коэффициент Пуассона льда; f – коэффициент трения льда об обшивку ледокола; n_x, n_z – косинусы углов между нормалью к обшивке в месте контакта с продольной и вертикальной осями соответственно; $L_{ВЛ}$ – протяженность ватерлинии носового или кормового заострения, м;

- время разгона t и скорость \dot{x} , которую ледокол развил за это время:

$$\dot{x}_i - \sqrt{\frac{B_{1i}}{A_{1i}}} \operatorname{th}(t_i \sqrt{A_{1i} B_{1i}}) = 0, \quad i = 1, 2, \dots, n_2, \quad (3)$$

где n_2 – число уравнений в системе, равное числу экспериментальных опытов с исходными данными t, \dot{x} ;

- путь x и скорость \dot{x} , которую ледокол развил за этот пройденный путь:

$$x_i + \frac{1}{2A_{1i}} \ln \left[1 - \frac{\dot{x}^2 A_{1i}}{B_{1i}} \right] = 0, \quad i = 1, 2, \dots, n_3, \quad (4)$$

где n_3 – число уравнений в системе, равное числу экспериментальных опытов с исходными данными x, \dot{x} .

Составляя систему уравнений для нахождения коэффициентов $k_{ид}, k_{п}$, можно использовать экспериментальные данные всех перечисленных категорий. При этом система уравнений будет состоять из уравнений видов (2) – (4), где $i = 1, 2, \dots, n$, $n = n_1 + n_2 + n_3$ – число уравнений в системе.

Рассмотрим процесс движения ледокола в сплошном ледяном покрове и приведем системы уравнений для определения эмпирических коэффициентов сплошного льда $k_{ов}, k_p, k_{ост}$.

В этом случае в качестве исходных экспериментальных данных могут быть использованы скорость входа в лед v_p , которую ледокол развил на этапе разбега, и путь продвижения во льду l_n . Тогда система уравнений с учетом того, что время определяется из выражения $\dot{x} = f(t) = 0$ принимает вид

$$l_{nj} + \frac{1}{2A_{4j}} \ln \left[\frac{B_{4j}}{B_{4j} + v_{pj}^2 A_{4j}} \right] = 0, \quad j = 1, 2, \dots, m_1, \quad (5)$$

где j – номер текущего уравнения в системе; m_1 – число уравнений в системе, равное числу экспериментальных опытов с исходными параметрами v_p, l_n .

В системе уравнений (5)

$$A_4 = \frac{1.4 P u_{nx} + k_3 v_0^2}{(1 + k'_{11}) D v_0^2}, \quad B_4 = - \frac{P u_{nx} - k_4}{(1 + k'_{11}) D},$$

$$k_3 = k_{ov} \rho_{л} h B \left[c_{и} (\Phi_{и} + f \Phi_{ит}) + \frac{c_{г} \rho \Omega_{л}}{\rho_{л} B h} (\Phi_{г} + f \Phi_{гт}) \right],$$

$$k_4 = k_p \frac{h^4}{d\alpha} \left[(1 + f \gamma_{лтф}) + k_{сф} \gamma_{сф} \frac{d\alpha^2}{h} \sqrt{\frac{\text{tg} \varphi_{2\phi}}{1 + \text{tg}^2 \varphi_{2\phi}}} + 0.66 (1 + f \Phi_{лт}) B \alpha + \frac{k_{сб} \Phi_{с} d\alpha^3 B}{h} \right] +$$

$$+ k_{ост} (\rho - \rho_{л}) g h \Omega_{л} (\Phi_{п} + f \Phi_{пт}) + k_c g h_c \Omega_{л} (\Phi_{п} + f \Phi_{пт}),$$

$$k_{сф} = 1.5 \cdot 10^{-3} \text{ кПа}^{-1}; k_{сб} = 0.5 \cdot 10^{-3} \text{ кПа}^{-1}; k_c = 0.3 \text{ Т/м}^3,$$

где $\Omega_{л}$ – площадь подводной части корпуса, облегаемая льдом; $\gamma_{лтф}$, $\gamma_{сф}$, $\Phi_{лт} \dots \Phi_{гт}$ – функции, характеризующие форму корпуса и приведенные в [1].

Если вместо скорости v_p исходным считается время разбега t_p перед входом ледокола в лед, то система уравнений принимает вид

$$l_{ij} + \frac{1}{2A_{4j}} \ln \left[\frac{A_{1j} B_{4j}}{A_{1j} B_{4j} + A_{4j} B_{1j} \text{th}^2(t_{pj} \sqrt{A_{1j} B_{1j}})} \right] = 0, \quad j = 1, 2, \dots, m_2, \quad (6)$$

где m_2 – число уравнений в системе с исходными данными $l_{п}$, t_p ; A_{1j} и B_{1j} определяются с учетом уже определенных эмпирических коэффициентов $k_{ид}$, $k_{п}$ для битого льда.

В качестве исходных экспериментальных данных незавершенного процесса (неполная запись) могут быть использованы несколько вариантов параметров движения, в зависимости от которых будет меняться вид системы уравнений для определения k_{ov} , k_p , $k_{ост}$:

- скорость входа в лед v_p , время движения во льду t и пройденный путь x :

$$x_j + \frac{1}{2A_{4j}} \ln \left[\frac{B_{4j}}{C_{11j}} + \frac{B_{4j}}{C_{11j}} \text{tg}^2 \left(\{C_{12j} - t_j\} \sqrt{A_{4j} B_{4j}} \right) \right] = 0, \quad j = 1, 2, \dots, m_3; \quad (7)$$

где m_3 – число уравнений в системе, равное числу экспериментальных опытов с исходными данными v_p , t , x ; C_{11} , C_{12} – постоянные интегрирования:

$$C_{11} = B_4 + v_p^2 A_4; \quad C_{12} = \frac{1}{\sqrt{A_4 B_4}} \text{arctg} \sqrt{\frac{v_p^2 A_4}{B_4}};$$

- скорость входа в лед v_p , время движения в сплошном льду t и скорость \dot{x} в этот момент времени t :

$$\dot{x}_j - \sqrt{\frac{B_{4j}}{A_{4j}}} \text{tg} \left[(C_{12j} - t_j) \sqrt{A_{4j} B_{4j}} \right] = 0, \quad j = 1, 2, \dots, m_4, \quad (8)$$

где m_4 – число уравнений в системе, равное числу экспериментальных опытов с исходными данными v_p , t и \dot{x} .

При составлении системы уравнений для нахождения коэффициентов k_{ov} , k_p , $k_{ост}$ можно использовать полный набор экспериментальных данных, перечисленных выше. В этом случае система уравнений будет состоять из уравнений типов (5) – (8), где $j = 1, 2, \dots, m$, $m = m_1 + m_2 + \dots + m_4$ – число уравнений в системе.

Результаты расчетов эмпирических коэффициентов приведены в табл. 1.

Они рассчитывались методом наименьших квадратов с использованием экспериментальных данных по речным ледоколам проектов Р-47, 1191, 1105. Использование экспериментальных данных сразу по трем проектам сделано не случайно, а для максимального варь-

ирования основных определяющих факторов, в частности толщины льда и коэффициентов формы корпуса ледоколов.

Таблица 1

Значения эмпирических коэффициентов

Обозначение	Значение	Обозначение	Значение
k_{ov}	3,71	$k_{ид}$	1,38
$k_p, \text{кПа}^2$	$2,45 \cdot 10^6$	$k_{п}$	0,70
$k_{ост}$	1,77		

В описанных натуральных данных содержится более скудная информация по характеристикам льда, чем та, которая заложена в теоретических моделях. К недостающим характеристикам ледяного покрова относятся константы упругости E и μ , плотность льда ρ_l и коэффициент трения f . В расчетах эмпирических коэффициентов они принимались равными среднестатистическим для речного льда: $E = 5 \cdot 10^6$ кПа, $\mu = 0,33$, $\rho_l = 0,9$ т/м³, $f = 0,15$. Коэффициенты формы корпуса принимались для условной посадки ледокола по КВЛ, хотя в процессе эксплуатации посадка несколько изменяется, но не была зафиксирована в опытах. Невозможность прямого измерения сопротивления R и тяги винтов в значительной степени ухудшает качество натуральных данных.

На рис. 3, 4 проиллюстрировано сравнение результатов натуральных испытаний ледокола проекта 1105 с теоретическими зависимостями.

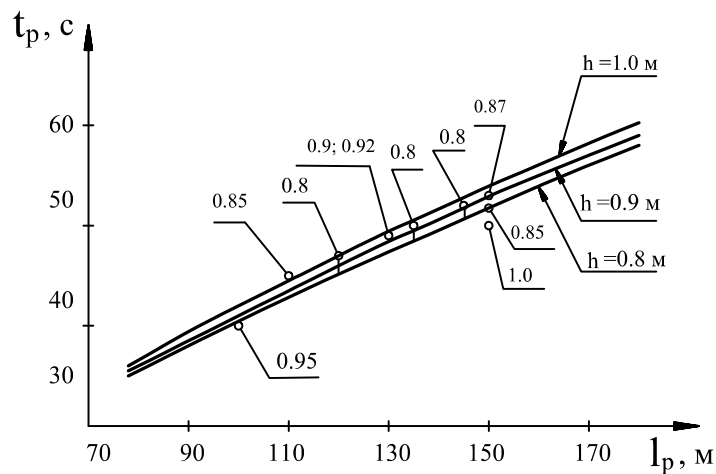


Рис. 3. Графическая иллюстрация результатов расчета и экспериментальных данных при движении ледокола пр.1105 в канале битого льда:

— — теоретические данные; \circ — экспериментальные точки с указанием толщины льда в метрах

Расхождение результатов натуральных данных с теоретическими расчетами можно объяснить следующим образом. Натурные испытания проводились по схеме пассивного эксперимента, отсюда неточные измерения длин отходов, разбегов, продвижений ледокола, толщин льда и снега. При выводе расчетных формул лед и снег были приняты постоянной толщины при движении льдин относительно корпуса, хотя в реальном процессе толщины льда и снега постоянно колеблются. Не были учтены и зафиксированы изгибы реки, наличие течения, снос льда.

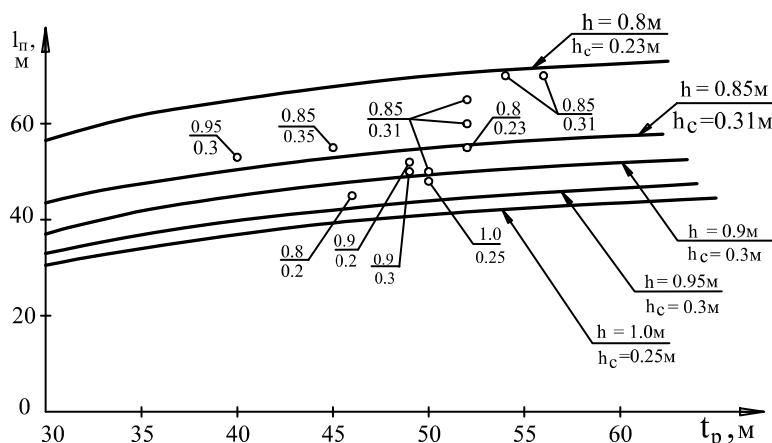


Рис. 4. Графическая иллюстрация результатов расчета и экспериментальных данных при движении ледокола пр.1105 в сплошном льду:

— — теоретические данные; ○ — экспериментальные данные;
 $\frac{0.85}{0.31}$ — $\frac{\text{толщина льда}}{\text{толщина снега}}$

Однако из рис. 3, 4 видно, что расчет по предложенным теоретико-экспериментальным моделям обеспечивает достаточную точность.

Следует отметить, что при накоплении данных натуральных исследований эмпирические коэффициенты могут уточняться. Увеличение количества и повышение качества данных натуральных экспериментов приводит к повышению надежности $k_{нд}$, $k_{п}$, $k_{ов}$, $k_{р}$, $k_{ост}$, а следовательно и методики расчета движения ледокола набегами. То есть, приведенную теоретико-экспериментальную модель следует рассматривать в единстве с используемыми натурными данными.

По существующим методикам выполнены расчеты ледовой ходкости при работе набегами для четырех проектов 1105, 1191, Р-47, 16 речных ледоколов [1; 2; 3].

Выявлено, что при работе ледоколов набегами существует оптимальная тактика движения, которая позволяет достигать максимальной скорости движения и приводит к экономии топлива.

Разработан алгоритм решения оптимальной задачи и предложена методика по выбору оптимальной тактики маневрирования [4]. Она заключается в разведке ледовой обстановки (замеров с борта ледокола толщин льда и снега) и нахождении оптимальной длины отхода с использованием расчетной документации.

Однако использование этой методики затруднено необходимостью измерения толщины ледяного покрова с борта ледокола. Кроме этого, постоянное использование расчетной документации требует дополнительного внимания и отвлечения сил судоводителей. Все это вряд ли понравится с практической точки зрения судоводителям, особенно в период бурного развития компьютеризации и современных компьютерных технологий.

Поэтому предложена система выбора оптимальной тактики движения судов набегами [5; 6]. Она представляет собой программно-аппаратный комплекс (ПАК), установленный на борту ледокола [6].

В ПАК может быть включен раздел по настройке математических моделей на новые данные натуральных испытаний. Тогда программный модуль сначала рассчитывает параметры ледовой обстановки, а затем определяет параметры движения судна. После этого осуществ-



ляется подбор эмпирических коэффициентов, которые в дальнейшем используются для выбора оптимальной тактики движения. В этом смысле программный комплекс можно назвать обучающимся, т.е. в процессе эксплуатации точность и достоверность рекомендаций по маневрированию повышается.

Экономические расчеты подтверждают целесообразность применения программно-аппаратного комплекса на речных ледоколах.

ЛИТЕРАТУРА

1. Грамузов, Е. М. Исследования параметров движения ледоколов набегами / Е. М. Грамузов, Н. В. Калинина // Проектирование, теория и прочность судов, плавающих во льдах: межвуз. сб. науч. тр. – Н. Новгород: НГТУ, 1995.
2. Зуев, В. А. Ходкость речных ледоколов в тяжелых льдах / В. А. Зуев, Е. М. Грамузов, Н. В. Калинина // Вторая международная конференция по судостроению. – ISC'98, 24-26 ноября 1998 г., Санкт-Петербург, Россия. – СПб., 1998.
3. Грамузов, Е. М. Отработка математической модели динамики движения речного ледокола в тяжелых ледовых условиях на базе натурных испытаний / Е. М. Грамузов, Н. В. Калинина, О. Б. Солдаткин; НГТУ. – 32 с. – Деп. в ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова, 18.05.98, № ДР-3662.
4. Грамузов, Е. М. Оптимизация движения ледокола в тяжелых льдах / Е. М. Грамузов, Н. В. Калинина // 2-я международная конференция по морским интеллектуальным технологиям, сентябрь 1997 г., Санкт-Петербург. – СПб., 1997.
5. Система выбора оптимальной тактики движения судна (свидетельство на полезную модель № 16875) // Заявка № 2000122287, дата поступления 24.08.2000. Зарегистрировано в Государственном реестре полезных моделей РФ 20.02.2001, Москва.
6. Зуев, В. А. Бортовой программно-аппаратный комплекс для оптимизации движения ледоколов в тяжелых льдах / В. А. Зуев, Е. М. Грамузов, Н. В. Калинина // Третья Международная конференция по морским интеллектуальным технологиям, август-сентябрь 1999 г., С.-Петербург, Россия. – СПб., 1999. – Т. 2.

Зеленов С. Н., Морозов А. В., Семашко П. В.

ОЦЕНКА ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКИХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ЭУ ПОДВОДНОГО ТАНКЕРА-ГАЗОВОЗА НА БАЗЕ ДВИГАТЕЛЯ СТИРЛИНГА

Зеленов С. Н., Морозов А. В., Семашко П. В.

S. N. Zelenov, A. V. Morozov, P. V. Semashko

ОЦЕНКА ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКИХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ УСТАНОВКИ ПОДВОДНОГО ТАНКЕРА-ГАЗОВОЗА НА БАЗЕ ДВИГАТЕЛЯ СТИРЛИНГА

ENGINEERING AND ECONOMIC EVALUATION OF THE PROPULSION PLANT OF AN UNDERWATER GAS TANKER BASED ON THE STIRLING ENGINE



Зеленов Сергей Николаевич – кандидат технических наук, доцент Нижегородского государственного технического университета им. Р.Е. Алексеева (Россия, Нижний Новгород); 603950, г. Нижний Новгород, ул. Минина, 24; (831) 436-78-79. E-mail: zelenov.52@yandex.ru.

Mr. Sergey N. Zelenov – PhD in Engineering, Associate Professor, City of Nizhny Novgorod State Technical University; 24, Minina Av., Nizhny Novgorod, Russia; phone: + (831) 436-78-79. E-mail: zelenov.52@yandex.ru.



Морозов Андрей Валерьевич – главный инженер ОАО «ЦКБ «Лазурит» (Россия, г. Нижний Новгород); 603003, г. Нижний Новгород, ул. Свободы, 57; (831)273-20-53. E-mail: CDB@Lazurit.sci-nnov.ru.

Mr. Andrey V. Morozov – Chief Engineer, OJSC "CKB Lazurit"; 57, Svobody Av., Nizhny Novgorod, Russia; phone: + (831) 273-20-53. E-mail: CDB@Lazurit.sci-nnov.ru.



Семашко Петр Владимирович – кандидат технических наук, доцент Нижегородского государственного технического университета им. Р.Е.Алексеева (Россия, Нижний Новгород); 603950, г. Нижний Новгород, ул. Минина, 24; (831) 436-78-79. E-mail:tseu.@nnov.ru

Mr. Petr V. Semashko - PhD in Engineering, Associate Professor, City of Nizhny Novgorod State Technical University; 24, Minina Av., Nizhny Novgorod, Russia; phone: (831) 436-78-79. E-mail: tseu.@nnov.ru

Аннотация. В работе приводятся результаты анализа возможности применения на подводном танкере-газовозе анаэробной энергетической установки (ЭУ), выполненной на базе двигателя Стирлинга. Расчет технико-экономических показателей такой ЭУ, их сравнение с аналогичными показателями других типов установок показал ее высокую конкурентоспособность.

Summary. The paper deals with the problem of using a Stirling engine-based anaerobic propulsion plant at a submerged gas tanker. Engineering and economic evaluation of such a propulsion plant, if compared with similar performance indicators in other types of marine engines, has demonstrated it to be highly competitive.

Ключевые слова: танкер-газовоз, энергетическая установка, двигатель Стирлинга, расчет, технико-экономические показатели.

Keywords: gas tanker, propulsion plant, Stirling engine, calculation, engineering and economic performance.

УДК 629.12



В соответствии с Программой освоения ресурсов углеводородов и восполнения минерально-сырьевой базы на шельфе РФ, одобренной Постановлением Правления ОАО «Газпром» №7 от 03.03.2011 г., к 2015 г. на долю морских месторождений будет приходиться 40 % планируемого прироста запасов; к 2025 г. она будет увеличена до 65 % и сохранится таковой до 2030 г. При этом доля добычи газа на шельфе РФ в суммарной добыче ОАО «Газпром» к 2020 г. составит 13 %, а к 2030 г. может вырасти до 30 % или до 212 млрд. м³ в год (запасы газа только в Штокмановском районе составляют ~2545 млрд. м³). Начало добычи газа с месторождений континентального шельфа Российской Федерации ожидается уже с 2012 г.

Для обеспечения добычи газа в объеме 212 млрд. м³ потребуются:

- строительство морских ледостойких технологических платформ – 11 шт.;
- строительство и использование подводных добычных комплексов – 40 шт.;
- создание специализированной транспортной системы вывоза углеводородов;
- строительство береговых сооружений и т.д.

При реализации этой программы необходимо учитывать сложившиеся технические и гидрометеорологические особенности освоения шельфа:

- до 2022 г. необходимо построить 4 универсальных двухосадочных ($T = 8,5/10,8$ м) атомных ледокола, так как к этому году в строю практически останутся лишь два атомохода - «Ямал» и «50 лет Победы»;

- высокие ледовые нагрузки на плавучие буровые установки;
- сложные климатические условия.

Накопленный опыт эксплуатации судов в районе СМП выявил высокую стоимость и низкую скорость ледокольной проводки, наличие многочисленных повреждений корпусов и механических установок, требующих вывода судов из эксплуатации для ремонта. Как показали научные и проектные проработки ОАО «ЦКБ "Лазурит"» [4], одним из перспективных направлений работ по обеспечению надежных транспортных грузоперевозок в Арктике могло бы стать рассмотрение возможности применения подводных транспортных судов. Преимущества подводных танкеров (ПТ) перед надводными огромны. Во-первых, они способны плавать в Арктике круглогодично без ледокольного сопровождения. Во-вторых, они способны выполнять рейсы в Европу и Америку по самому короткому пути – через Северный Ледовитый океан и это делает перевозки весьма экономичными.

В настоящей статье приводятся результаты расчета основных термодинамических и конструктивных параметров главных двигателей энергетической установки (ЭУ) мощностью 28 МВт для ПТ грузоподъемностью 40 000 т.

При предварительном рассмотрении различных вариантов ЭУ (ДЗЦ [7], ЭХГ, ядерные и др.) выбор был сделан в пользу анаэробной установки на базе двигателя Стирлинга. Накопленный опыт экспериментальных работ с двигателями Стирлинга [2; 3; 5; 6], имеющийся научно-технический задел по проектированию его основных систем и оборудования, включая различные варианты производства и хранения горючего и окислителя, позволяют создать экономичную и надежную для данных условий эксплуатации ЭУ.

В основу выбора конструктивной схемы проектируемого двигателя была положена классификация [6]. Для мощных двигателей выбор производился между многоцилиндровыми, скомпонованными из одноцилиндровых двигателей вытеснительного типа с общим коленчатым валом, и многоцилиндровыми двигателями двойного действия (ДД), у которых полости расширения каждого цилиндра последовательно соединены через ряд теплообменников (холодильник, регенератор и нагреватель) с полостью сжатия соседнего цилиндра. Поршни в каждом цилиндре такого двигателя выполняют двойную роль – рабочего поршня и вытеснителя.

Большим преимуществом такой конструкции является сокращение в 2 раза общего количества поршней. Это упрощает кинематическую схему приводного механизма, снижает число и массу поступательно движущихся элементов, уменьшает механические потери в двигателе и снижает производственные затраты на их изготовление. Двигатель Стирлинга благодаря используемому в нем замкнутому регенеративному циклу является бесшумным.

Источником теплоты для двигателей ПТ будет являться перевозимый природный газ, в качестве окислителя – кислород. По предварительным расчетам мощность ЭУ при движении танкера в подводном положении со скоростью 10,5...16 узлов (20...30 км/ч) составила 25...30 МВт. Примем мощность одного двигателя равной 10 МВт, тогда на танкере будет установлено 3 таких двигателя.

Наиболее подходящими рабочими телами в двигателях Стирлинга могут быть только газообразные тела, одновременно обеспечивающие высокую интенсивность теплообмена и низкое газодинамическое сопротивление. Из используемых в технике газов практический интерес представляют только три – воздух, гелий и водород. Основные интересующие нас теплофизические свойства этих газов приведены в табл. 1.

Таблица 1

Теплофизические свойства газов и воздуха при $T=900\text{K}$ и $P=20\text{МПа}$

Свойства	Водород	Гелий	Воздух
Теплоемкость C_p , кДж/(кг·°С)	14,8	5,197	1,135
Коэффициент теплопроводности $\lambda \cdot 10^3$, Вт/(м·°С)	299,7	338	14,4
Динамическая вязкость $\mu \cdot 10^9$, Па·с	206	423,3	443

Сравнение различных технико-эксплуатационных свойств данных рабочих тел показало следующее. Воздух наиболее доступен, однако двигатели при этом получают больших размеров, имеют малую удельную мощность и низкий КПД. Затруднений в выборе конструкций уплотнений и материалов для них практически не существует. Гелий и водород следует выбирать для двигателей с большой мощностью и частотой вращения. Они лучше с точки зрения своих свойств, имеют высокие теплоемкость и коэффициент теплопроводности, течение газа в каналах происходит с относительно низкими газодинамическими потерями. Водород по своим теплофизическим свойствам, несомненно, предпочтительнее гелия; другой реальной альтернативы для достижения высоких удельной мощности и КПД в двигателях Стирлинга нет. Однако, водород – пожаро- и взрывоопасный материал, он активно вступает в реакцию окисления с кислородом с выделением большого количества теплоты. Высокое давление рабочего тела в двигателе, равное 15...20 МПа, высокая текучесть и проникающая способность водорода, возрастающие с ростом температуры, способствуют его утечкам даже через достаточно плотные материалы, включая металлы. Из этого следует, что наиболее оптимальным решением для применения в качестве рабочего тела в двигателе Стирлинга на ПТ является гелий.

Для определения максимальной T_e или минимальной T_c температур цикла, зная их отношение ξ , необходимо задаться одной из них. Максимальная температура обычно ограничивается предельным значением для применяемого конструкционного материала, в то время как минимальная температура таким образом не ограничена, но зависит от условий работы двигателя. Так как охладителем является вода, принимаем минимальную температуру равной 300 К. Из табл. 2 выбираем отношение температур $\xi = 0,3$. Следовательно, максимальная температура цикла T_e , К, равняется

$$T_e = \frac{T_c}{\xi} = \frac{300}{0,3} = 1000.$$

Таблица 2

Типичные значения определяющих параметров [4]

Параметры	Значения
Относительный "мертвый" объем X	1,3...1,7
Отношение рабочих объемов k	0,9...1,2
Фазовый угол объемов α	85°...95°
Отношение температур ξ	0,3...0,4
Среднее давление P_{cp} , МПа	15

Увеличение степени сжатия $\varepsilon = V_{\max}/V_{\min} > 2$ вызывает непропорциональное увеличение внутреннего объема теплообменников, что приводит к существенному изменению поверхности теплообмена и увеличению газодинамического сопротивления.

Из-за низкой степени сжатия значение степени повышения давления в двигателе также мало $\lambda = P_{\max}/P_{\min} \approx 2$. Таким образом, можно принять, что диапазон изменения давления в цилиндрах двигателя незначителен, а само изменение давления происходит по синусоидальному закону. Это условие имеет существенное значение при выборе конструкции деталей двигателя и, в частности, его коленчатого вала и подшипников.

Примем значение $P_{\max} = 20$ МПа, а отношение $P_{\max}/P_{\min} = 2$; тогда минимальное и среднее давление составят соответственно 10 и 15 МПа. Полученное значение среднего давления находится в интервале, указанном в табл. 2. Поэтому для дальнейшего расчета принимаем значения минимального, среднего и максимального давлений равными 10, 15 и 20 МПа соответственно. Принятые значения давлений были использованы в тепловом расчете двигателя: работа и мощность двигателя определялась по $P_{\text{ср}}$, а расчет конструктивных параметров цилиндров – по P_{\max} .

Для проектируемого двигателя оптимальным силовым механизмом является бесшатунный механизм Баландина [1], в котором преобразование возвратно-поступательного движения поршней во вращательное движение вала осуществляется бесшатунным силовым механизмом. Конструкция двигателя соответствует α -схеме по классификации [6] и приведена на рис. 1. Основными достоинствами данной конструкции являются:

- возможность осуществления двустороннего рабочего процесса в цилиндрах при малых габаритах и высокой быстроходности (частоте вращения вала);
- наиболее благоприятное сочетание сил давления газа и сил инерции силового механизма, что создает меньшую нагруженность механизма при заданной мощности;
- меньшие потери на трение, меньший износ подшипников и, как следствие, большее значение механического КПД.

Теоретическая мощность двигателя Стирлинга, как и других тепловых двигателей, прямопропорциональна частоте вращения вала, в то время как для КПД цикла эта зависимость не однозначна. Основной причиной такого расхождения являются потери на аэродинамическое сопротивление в газовоздушных трактах. С увеличением скорости поршня растет скорость газового потока, т.е. растет и это сопротивление. Однако воздействие этого фактора имеет и некоторые положительные стороны, поскольку большее сопротивление нагревателя способствует повышению температуры рабочего тела и уменьшает количество подводимой теплоты цикла. С другой стороны, рост сопротивления холодильника повышает нагрузку на охлаждающие элементы. Сопротивление в регенераторе вызывает неоднозначные явления. Когда рабочее тело проходит через регенератор по направлению к полости сжатия, сопротивление газового потока снижает эффект регенерации; когда поток меняет направление, наоборот – эффект регенерации возрастает.

Частота вращения существенно влияет на динамику двигателя, с ее увеличением растут силы инерции, возрастает неуравновешенность двигателя. При достижении предельных по условиям прочности частот вращения маховик двигателя может разрушиться, а неуравновешенные силы и моменты от них могут вызывать недопустимые уровни вибрации.

Скорость газа в этом случае может достичь и такого значения, когда рабочее тело не будет успевать полностью перемещаться из горячей полости в холодную и обратно. По опыту исследований двигателей Стирлинга с различными частотами вращения в наших расчетах частота вращения коленчатого вала была принята равной $n = 1800$ об/мин.

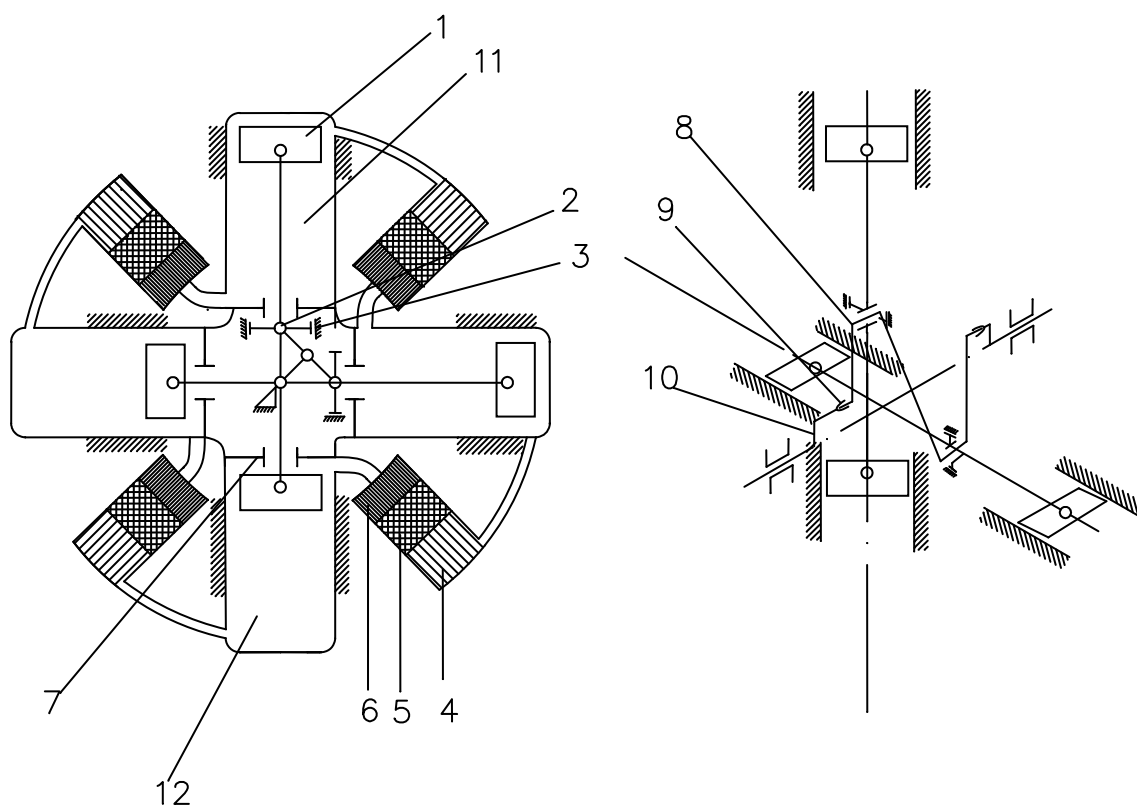


Рис. 1. Схема двигателя с бесшатунным силовым механизмом:

- 1 – поршень; 2 – ползун; 3 – направляющая ползуна; 4 – нагреватель; 5 – регенератор;
 6 – холодильник; 7 – уплотнение; 8 – коленчатый вал; 9 – шарнир;
 10 – вал отбора мощности; 11 – полость сжатия; 12 – полость расширения

Для получения на валу двигателя Стирлинга полезной мощности, необходимо обеспечить фазовый сдвиг между изменениями объема в горячей полости (полости расширения) и в холодной полости (полости сжатия). При этом изменения объема расширения должны предшествовать изменениям объема сжатия. Теоретически фазовый угол α должен быть заключен между 1° и 179° по углу поворота кривошипа. Обычно придают большое значение фазовому углу, равному 90° . Фазовый угол 90° соответствует максимальной мощности на выходе, но он не обязательно совпадает с углом, соответствующим максимальному КПД. Следовательно, когда от двигателя требуется максимальная удельная мощность, а не максимальный КПД, то следует стремиться к этому значению фазового угла. Исследования показывают, что выходная мощность двигателя быстро уменьшается при фазовом угле, меньшем 60° и большем 120° . Для достижения максимального КПД необходим фазовый угол, превышающий 90° . С точки зрения динамики фазовый угол 90° может существенно затруднить уравнивание двигателя. И все же, несмотря на связанные с этим нежелательные эффекты, его следует принять равным 90° , так как этот угол обеспечивает, по крайней мере, наибольшее значение выходной мощности. В нашем же случае, с учетом использования бесшатунного механизма Баландина и X-образного расположения цилиндров, такой угол является единственно возможным. О правильности принятого конструктивного решения говорит то, что двигатель с механизмом Баландина при таком значении фазового угла легко уравнивается, при этом будет получена максимальная мощность на валу.

С учетом изложенного, выполним тепловой расчет ДДД, однофазного, нерезонансного, с X-образным расположением цилиндров, с фазовым углом $\alpha = 90^\circ$ и бесшатунным силовым механизмом Баландина.



На начальной стадии производится предварительный расчет, который позволяет определить значения суммарного рабочего объема и отношение рабочих объемов, зная которые можно найти суммарные объемы полостей сжатия и расширения двигателя. Расчетная схема для определения указанных параметров приведена на рис. 1. Использованная методика с помощью элементарных соотношений позволяет оценить возможность практической реализации предлагаемой схемы двигателя. Полученные результаты (табл. 3) ложатся в основу следующей стадии расчета – анализа Шмидта [6], основная цель которого – получение уравнений переноса энергии в системе.

Таблица 3

Результаты предварительного расчета

Наименование величин	Обозначение	Расчетная формула	Размерность	Значения
Мощность двигателя	$\sum P_B$	Принимаем	кВт	10 000
Количество цилиндров	$N_{ц}$	Принимаем	шт.	24
Цилиндровая мощность	P_B	$\sum P_B / N_{ц}$	кВт	416,7
Максимальное рабочее давление	P_{max}	Принимаем	МПа	20
Среднее рабочее давление	P_{cp}	$(P_{max} + P_{min})/2$	МПа	15
Минимальное рабочее давление	P_{min}	$P_{max}/2$	МПа	10
Частота вращения	n	Принимаем	об/мин	1800
Число Била	β_e	Принимаем [6]	-	0,3
Диаметр поршня	D_p	$\sqrt[3]{\frac{8P_B}{0,3\pi P_{cp} f}}$	мм	200
Ход поршня	S_l	$D_p/2$	мм	100
Цилиндровая мощность	P_B	$\beta_e P_{cp} f V_{se}$	кВт	424
Мощность двигателя	$\sum P_B$	$P_B N_{ц}$	кВт	10176
Температура полости сжатия	T_c	Принимаем	К	300
Температура полости расширения	T_e	Принимаем	К	1000
Относительный "мертвый" объем	X	Принимаем	-	1,5
Отношение рабочих объемов	k	По диаграмме [6]	-	0,87
Рабочий объем полости расширения	V_{se}	$\frac{\pi}{4} D_p^2 \frac{D_p}{2}$	см ³	3141,6
Объем холодной полости	V_{sc}	$k V_{se}$	см ³	2733,2
"Мертвый" объем	V_d	$X V_{se}$	см ³	4712,4
Диаметр штока	$d_{ш}$	$\sqrt{D_p^2 - \frac{8V_{sc}}{\pi D_p}}$	мм	72
Рабочий объем полости сжатия	V_{sc}	$V_{se} - \frac{\pi d_{ш}^2}{4} S_l$	см ³	3015,9
Отношение рабочих объемов	k	V_{sc} / V_{se}	-	0,96

Второй этап расчета – анализ Шмидта – составляет основу большинства современных теоретических исследований двигателей Стирлинга. В нашем случае используем обобщенный вариант анализа для двигателя модификации "альфа" [6]. На этом этапе находятся зависимости объемов полости расширения V_e и полости сжатия V_c , мгновенного давления цикла P от угла поворота коленчатого вала ϕ , определяется "мертвый" объем и расчетная степень сжатия r_v . Затем вычисляются подведенная теплота в полости расширения и отведенная в полости сжатия, суммарный поток и, наконец, мощность и КПД двигателя. В табл. 4 представлен порядок и результаты расчета перечисленных параметров.

Анализ цикла Стирлинга методом Шмидта

Наименование величин	Обозначение	Расчетная формула	Размерность	Результат
Фазовый угол	α	Принимаем	$^{\circ}$ п.к.в.	90
Величина	B	$(\xi^2 + 2k\xi\cos\alpha + k^2)^{0,5}$	-	1,0058
Величина	S	$\xi + k + \frac{4X\xi}{\xi + 1}$	-	2,6446
Величина	δ	B/S	-	0,38
Минимальное рабочее давление гелия	P_{\min}	$P_{\max}/2,23$	МПа	8,97
Параметр	θ	$\arctg\left(\frac{k \sin \alpha}{\xi + k \cos \alpha}\right)$	$^{\circ}$ п.к.в.	72,65
Среднее рабочее давление гелия	P_{cp}	$P_{\max} \left(\frac{1-\delta}{1+\delta}\right)^{0,5}$	МПа	13,4
Подведенная теплота	W_e	$\frac{P_{\max} \delta V_{se} \pi \sin \theta (1-\delta)^{0,5}}{\left[1 + (1-\delta^2)^{0,5}\right] (1+\delta)^{0,5}}$	Дж (кДж)	24942 (≈ 25)
Отведенная теплота	W_c	$\frac{P_{\max} \delta k V_{se} \pi \sin(\theta - \alpha) (1-\delta)^{0,5}}{\left[1 + (1-\delta^2)^{0,5}\right] (1+\delta)^{0,5}}$	Дж (кДж)	-7483 (\approx 7,5)
Полезная работа	W_t	$\frac{P_{\max} \delta V_{se} (1-\xi) \pi \sin \theta (1-\delta)^{0,5}}{\left[1 + (1-\delta^2)^{0,5}\right] (1+\delta)^{0,5}}$	Дж (кДж)	17460 ($\approx 17,5$)
Цилиндровая мощность по расчету методом Шмидта	P_s	$W_t n/60$	Вт (кВт)	523800 (≈ 524)
Суммарная индикаторная мощность	$\sum P_s$	$P_s N_{\text{ц}}$	кВт	12576
Термический КПД	η_t	W_t/W_e	-	0,7
Параметр	Δ	$\arctg\left(\frac{k \sin \alpha}{k \sin \alpha + 1}\right)$	$^{\circ}$ п.к.в.	43,83
Максимальный общий объем	V_{\max}	$0,5[(1+k+2X) + (k^2+2k\cos\alpha+1)]^{0,5}$	см ³	9968,6
Минимальный общий объем	V_{\min}	$0,5[(1+k+2X) - (k^2+2k\cos\alpha+1)]^{0,5}$	см ³	5613,7
Степень сжатия	r_v	V_{\max}/V_{\min}	-	1,78

Тепловой поток, который необходимо подвести в двигатель, определим по формуле, используя соответствующие значения из табл. 4:

$$P_e = W_e N_{\text{ц}} n/60 = 25 \cdot 24 \cdot 1800/60 = 18000 \text{ (кВт)}.$$

Эффективный КПД η_e определяется как отношение мощности на выходном валу двигателя к подведенному тепловому потоку. Этот КПД можно определить также, умножив механический η_m на термический КПД цикла η_t :

$$\eta_e = \eta_m \eta_t.$$



Необходимо отметить, что в данном КПД не учитывается работа внешних вспомогательных устройств, обслуживающих двигатель. Для более точного определения эффективного КПД воспользуемся соотношением Мальмё [5]:

$$\eta_e = \eta_m \eta_t K_c A_a \eta_{es} = \eta_m \eta_t K_e,$$

где K_c – коэффициент Стирлинга: $K_c = 0,6 \dots 0,88$; A_a – коэффициент, учитывающий затраты энергии на привод вспомогательных механизмов: $A_a = 0,85 \dots 0,90$; η_{es} – КПД камеры горения: $\eta_{es} = 0,85 \dots 0,95$. Значения η_m можно принять равным $0,93 \dots 0,96$. В соответствии с приведенными диапазонами значений всех коэффициентов, суммарный коэффициент составит величину $K_e = 0,4 \dots 0,72$. Примем в нашем расчете среднее значение $K_e = 0,56$, тогда получим при $\eta_t = 0,7$ величину $\eta_e = 0,28 \dots 0,50$. Среднее значение эффективного КПД $\eta_e = 0,39$.

Эффективная мощность двигателя ΣP_B , кВт, рассчитывается по выражению

$$\Sigma P_B = \Sigma P_s K_e = 12576 \cdot 0,56 = 7043.$$

Крутящий момент на валу M_B , Н·м, зависит от скоростного режима работы двигателя и равен для номинального режима (при $n = 1800$ об/мин):

$$M_B = \frac{3 \cdot 10^4}{\pi} \cdot \frac{\Sigma P_B}{n} = \frac{3 \cdot 10^4}{3,14} \cdot \frac{7043}{1800} = 3736,4.$$

В общем случае мощность и частоту вращения двигателя можно регулировать изменением:

- температуры;
- давлением рабочего тела в цилиндре;
- фазового угла между положениями вытеснительного и рабочего поршней, смещением циклов в отдельных цилиндрах многоцилиндрового двигателя;
- степени сжатия в двигателе.

Расчеты технико-экономических показателей, связанных со стоимостью и технологией производства данных двигателей, выявили следующее.

С точки зрения стоимости и отпускной цены двигателя Стирлинга дороже других типов двигателей как поршневых (ДВС), так и роторных (турбинных), хотя с ростом объема выпуска, с увеличением мощности и области применения они могут стать экономически более выгодными, чем их конкуренты.

Применение в качестве механизма движения бесшатунного механизма Баландина позволило уменьшить массу и габариты двигателя, а также улучшить условия обитаемости корабля с точки зрения шума и вибрации.

ЛИТЕРАТУРА

1. Баландин, С. С. Бесшатунные поршневые двигатели внутреннего сгорания / С. С. Баландин. – М.: Машиностроение, 1972. – 176 с.
2. Достяров, А. М. Перспективные тепловые двигатели Стирлинга / А. М. Достяров, С. Т. Амандыков. – Алма-Ата: КазПТИ, 1990. – 51 с.
3. Мышинский, Э. Л. Судовые поршневые двигатели внешнего сгорания (двигатели Стирлинга) / Э. Л. Мышинский, М. А. Рыжков-Дудонов. – Л.: Судостроение, 1976. – 77 с.
4. Огнев, И. Подлодка атакует ... месторождения / И. Огнев // Энергетика и промышленность России. – 2002. – №10 (26).
5. Ридер, Г. Двигатели Стирлинга / Г. Ридер, Ч. Хупер. – М.: Мир, 1986. – 460 с.
6. Уокер, Г. Двигатели Стирлинга / Г. Уокер. – М.: Машиностроение, 1985. – 410 с.
7. Тарануха, Н. А. Рекомендуемые критерии оценки неуравновешенности судовых малооборотных дизелей / Н. А. Тарануха, С. А. Худяков // Ученые записки Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета. Науки о природе и технике. – 2012. – № IV-1(12). – С. 94-99.

Грунско́й Т. В., Перхуткин В. П.
T. V. Grunskoiy, V. P. Perkhutkin

**УПРАВЛЕНИЕ БЕЗОПАСНОСТЬЮ ТРУДА В УСЛОВИЯХ
ИНТЕНСИФИКАЦИИ ПРОХОДЧЕСКИХ РАБОТ В НЕФТЯНЫХ ШАХТАХ
ЯРЕГСКОГО МЕСТОРОЖДЕНИЯ**

**LABOUR SAFETY MANAGEMENT IN THE CONTEXT OF INTENSIFIED SINKING
OPERATIONS AT YAREGSKAYA OIL-FIELD'S MINES**



Грунско́й Тарас Валерьевич – аспирант очной формы обучения кафедры «Промышленная безопасность и охрана окружающей среды» Ухтинского государственного технического университета (Россия, Ухта); 169300, Республика Коми, г. Ухта, ул. Первомайская, 13. E-mail: uxtacity@yandex.ru

Mr. Taras V. Grunskoiy – PhD Candidate, Department of Industrial Safety and Environmental Protection, city of Ukhta State Technical University; 13, Pervomaiskaya Str., 169300, Ukhta, the Komi Republic, Russia. E-mail: uxtacity@yandex.ru



Перхуткин Владимир Павлович – кандидат технических наук, доцент кафедры «Промышленная безопасность и охрана окружающей среды» Ухтинского государственного технического университета (Россия, Ухта); 169300, Республика Коми, г. Ухта, ул. Первомайская, 13.

Mr. Vladimir P. Perkhutkin – PhD in Engineering, Assistant Professor, Department of Industrial Safety and Environmental Protection, city of Ukhta State Technical University; 13, Pervomaiskaya Str., 169300, Ukhta, the Komi Republic, Russia.

Аннотация. В условиях интенсификации производства особую актуальность в системе управления охраной труда приобретает своевременная и достоверная информация об условиях трудовой деятельности рабочего персонала до и после технического перевооружения средств труда. Возможности управления возрастают при структурной перестройке управляемой системы и при регулировании протекающих в ней процессов. Такое управление обеспечивает обновление системы при условии ее нормального функционирования. Работа посвящена реализации методологических принципов управления безопасностью труда за счет определения приоритетности производственных факторов. Механизм управления безопасностью труда с учетом интенсификации работ обеспечивается методикой оценки сочетаемого воздействия негативных факторов.

Summary. In the context of intensified production processes, of particular relevance in the occupational safety management system becomes timely and accurate data on labour conditions before and after modernization of the instruments of labor. Management options expand if the controlled system undergoes structural reorganization and if processes occurring in it are adjusted. This sort of management ensures system updating provided it works normally. The paper deals with the problem of implementation of labour safety management methodological principles by way of prioritization of production factors. The mechanism of safety management in view of intensification of processes is guaranteed by a valuation methodology that combines the impact of negative factors.

Ключевые слова: управление безопасностью труда, методика оценки условий труда, интенсификация работ, нефтяная шахта, уровень негативных факторов.

Keywords: occupational safety management, labour conditions estimation methods, work intensification, oil mine, manifestation level of negative factors.

УДК: 005.934:622.276.55 (470.13)

На современном этапе экономического развития нефтегазовой отрасли актуальны проблемы интенсификации горнопроходческих работ в нефтяных шахтах без ущерба безопасности труда. В свою очередь, от выбора способа проходки зависит качественная и количественная структура вредных и опасных производственных факторов (ВиОПФ), которые воздействуют на рабочий персонал в результате применения проходческого оборудования.

В основу исследований влияния интенсификации проходческих работ на уровень безопасности положены идентификация и квантификация ВиОПФ, фотография рабочего времени проходчика, цикличность работ различных способов проходки на примере нефтяной шахты Ярегского месторождения, где буровзрывной способ (БВС) заменяется механизированным (МС) – проходческим комбайном.

Практика показывает, что изменение технологии и техническое перевооружение без опережающего преобразования системы управления безопасностью труда не дают ожидаемых результатов. За основу в системе управления безопасностью труда принимается взаимосвязь условий труда с производственными процессами, которые предусматривает количественные показатели уровней негативных факторов трудового процесса (см. рис. 1).



Рис. 1. Схема управления безопасностью труда в условиях интенсификации горнопроходческих работ в нефтяной шахте

Механизмом управления безопасностью труда послужила методика оценки сочетанного воздействия негативных факторов, реализация которой подразумевает многошаговую последовательность исследований условий труда, включающей информацию о трудовом процессе, цикле проходческих работ и уровнях ВиОПФ (см. рис. 2). [1, 2]

ШАГ 1. Идентификация и квантификация вредных и опасных производственных факторов

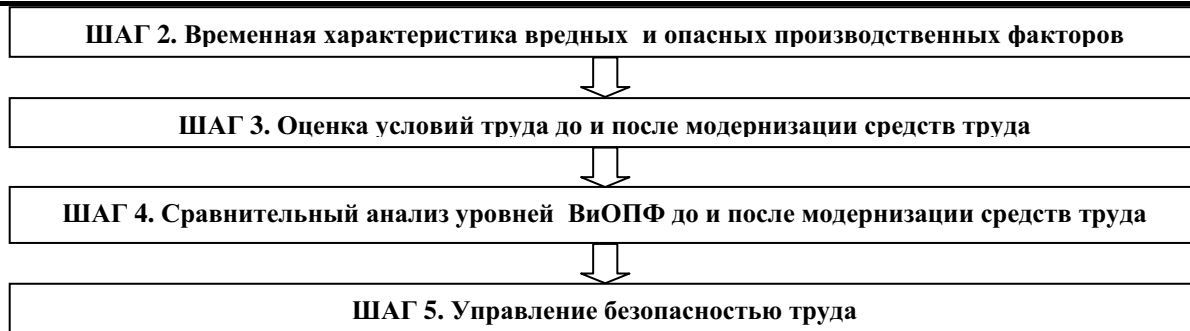


Рис. 2. Блок-схема пошаговой последовательности исследований уровней ВиОПФ

Шаг 1 – идентификация и квантификация ВиОПФ проходческих работ по результатам аттестации рабочих мест и производственного контроля. В табл. 1 – 3 представлены сравнительные результаты исследований двух способов проходческих работ [2, 4].

Таблица 1

Результаты идентификации и квантификации вредных факторов до и после технического перевооружения средств труда

Номер фактора	Вредные факторы	Уровни факторов		
		Нормативный	БВС	МС
1	Шум, дБА	80	105	90
2	Запыленность, мг/м ³	1	3	7
3	Вибрация, дБ (локальная)	112	121	101
4	Вибрация, дБ (общая)	101	63	117
5	Загазованность, мг/м ³	900	347,3	347,3
6	Освещенность, лк	10	2,38	5,91
7	Скорость движения воздуха, м/с	0,32	0,26	0,3
8	Температура воздуха, °С	25	24,9	24,9
9	Влажность воздуха, %	67	75	75

Таблица 2

Результаты идентификации и квантификации опасных факторов до и после технического перевооружения средств труда

Номер фактора	Опасный производственный фактор	Риск реализации опасностей, год ⁻¹		Приемлемый риск, год ⁻¹
		БВС	МС	
10	Разрушающие конструкции	$9,695 \times 10^{-4}$	$9,695 \times 10^{-4}$	10 ⁻⁶
11	Подземные пожары и взрывы	$6,370 \times 10^{-4}$	$6,370 \times 10^{-4}$	
12	Движущиеся машины и механизмы	$7,540 \times 10^{-4}$	$9,891 \times 10^{-4}$	
13	Обрушение горной породы	$9,137 \times 10^{-4}$	$9,137 \times 10^{-4}$	
14	Поражение электрическим током	-	$1,275 \times 10^{-4}$	
15	Резкое изменение давления	$3,88 \times 10^{-8}$	-	

Таблица 3

Результаты идентификации и квантификации тяжести и напряженности трудового процесса до и после технического перевооружения средств труда

Способ проходки	Тяжесть трудового процесса			Напряженность трудового процесса			
	Физическая динамическая нагрузка кг·м	Вес поднимаемого груза, кг	Энергозатраты работника, ккал/ч	Длительность сосредоточенного наблюдения, % времени смены	Нагрузка на слуховой и голосовой анализатор, %	Плотность сигналов	Число производственных объектов
БВС	3893	31	96	35	46	4	2
МС	2145	17	74	57	37	13	5

Шаг 2 – исследование временных характеристик ВиОПФ при техническом перевооружении средств труда. На рис. 3 представлены циклограммы операций проходческих работ [1], а в табл. 4 – временные характеристики ВиОПФ.

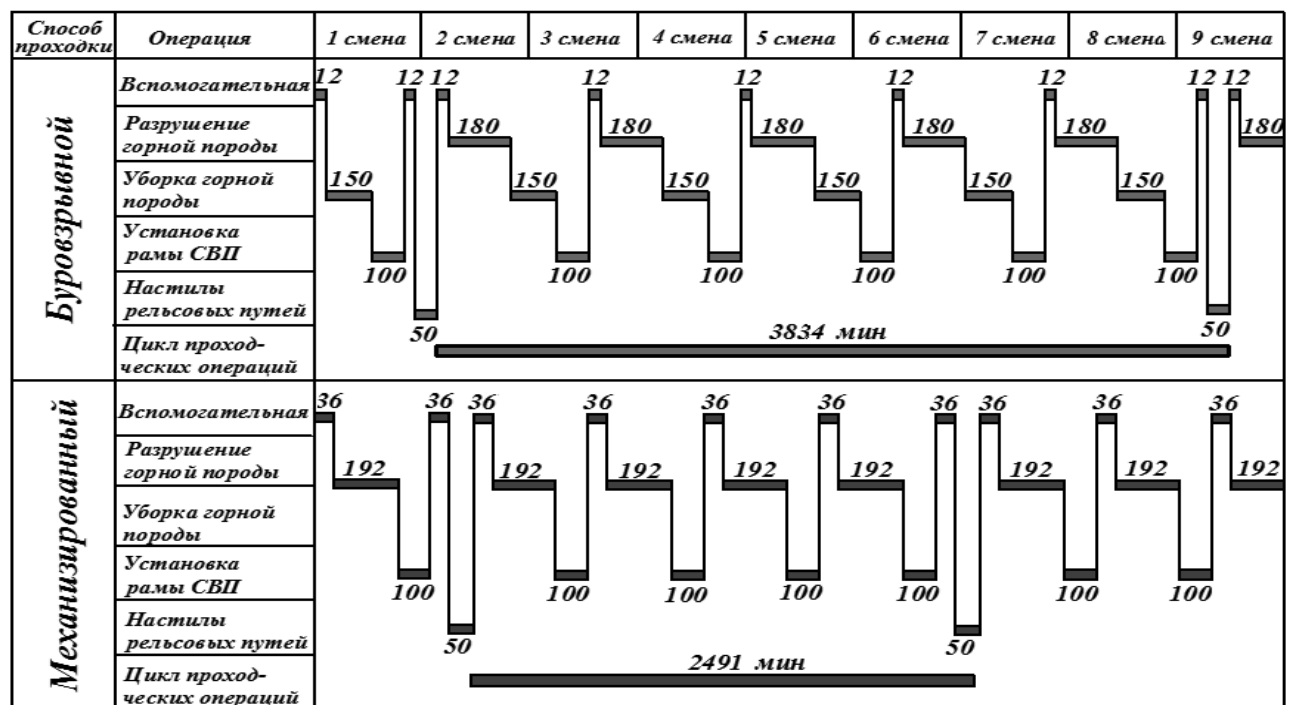


Рис. 3. Циклограммы проходки горных выработок буровзрывным и механизированным способами

Таблица 4

Временная характеристика воздействия на персонал ВиОПФ в течение смены

Временные ВиОПФ	Время воздействия ВиОПФ в течение смены, мин	
	БВС	МС
<i>l</i>	2	3
Шум	230	192
Запыленность,	230	192
Вибрация, (локальная)	230	192

1	2	3
Вибрация, (общая)	230	192
Движущиеся машины и механизмы	230	192
Поражение электрическим током	-	192
Резкое изменение давления (прохождение ударной волны)	0,10	-
Физическая динамическая нагрузка	280	100
Поднимаемый груз	100	100
Длительность сосредоточенного наблюдения	230	192
Нагрузка на слуховой и голосовой анализатор	230	192

Шаг 3 – оценка сочетанного воздействия негативных факторов на рабочий персонал в условиях технического перевооружения средств труда представлена на рис. 4.

Методика основана на построении математической модели суммарного уровня негативных факторов (УНФ), воздействующих на рабочий персонал

$$УНФ_{сум} = \sum_1^n УВ + \sum_1^N УО + \sum_1^m УТ + \sum_1^M УН, \quad (1)$$

где $УВ$ – уровень вредности фактора; n – количество вредных факторов; $УО$ – уровень опасности фактора; N – количество опасных факторов; $УТ$ – уровень тяжести трудового процесса; m – количество учитываемых по тяжести рабочих операций; $УН$ – уровень напряжённости трудового процесса; M – количество учитываемых по напряжённости рабочих операций.

Уровень вредности (УВ) определяется как отношение фактической дозы фактора к «нормативной». На рис. 4 показан механизм сравнительной оценки вредных факторов, нормирование которых осуществляется по принципам избытка и недостатка их уровней.

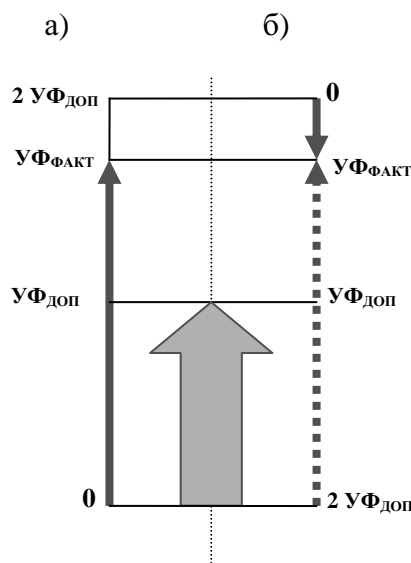


Рис. 4. Механизм сравнительной оценки вредных факторов с допустимыми показателями по избытку (а) и недостатку (б) их уровней

Уровень вредности в случае избытка определяется выражением

$$UB = \frac{Y_{\text{ФАК}} \cdot t_{\text{ФАК}}}{Y_{\text{ДОП}} \cdot t_{\text{СМ}}}, \quad (2)$$

где $Y_{\text{ФАК}}$ – фактический уровень вредного фактора; $t_{\text{ФАК}}$ – фактическое время действия вредного фактора; $Y_{\text{ДОП}}$ – допустимый уровень вредного фактора; $t_{\text{СМ}}$ – длительность рабочей смены.

Для случая нормирования вредного фактора по принципу недостатка, расчет UB производится по формуле

$$UB = \frac{(2Y_{\text{ДОП}} - Y_{\text{ФАК}}) \cdot t_{\text{ФАК}}}{Y_{\text{ДОП}} \cdot t_{\text{СМ}}} = 2 - \frac{Y_{\text{ФАК}} \cdot t_{\text{ФАК}}}{Y_{\text{ДОП}} \cdot t_{\text{СМ}}}, \quad (3)$$

Уровень опасности (УО) определяется как отношение произведения фактического риска травмирования за фактический период действия опасности к «нормативному» значению

$$УО = \frac{P_{\text{ФАК}} \cdot t_{\text{ФАК}}}{P_{\text{ПРИЕМ}} \cdot t_{\text{СМ}}}, \quad (4)$$

где $P_{\text{ФАК}}$ – фактический риск травмирования опасным фактором; $t_{\text{ФАК}}$ – фактическое время действия опасного фактора; $P_{\text{ПРИЕМ}}$ – приемлемый риск травмирования; $t_{\text{СМ}}$ – длительность рабочей смены.

Уровень тяжести трудовой операции (УТ) определяется как отношение фактической тяжести за период её действия к «нормативному» значению

$$УТ = \frac{T_{\text{ФАК}} \cdot t_{\text{ФАК}}}{T_{\text{НОРМ}} \cdot t_{\text{СМ}}}, \quad (5)$$

где $T_{\text{ФАК}}$ – фактическая тяжесть трудовой операции; $t_{\text{ФАК}}$ – фактическая длительность трудовой операции; $T_{\text{НОРМ}}$ – нормированный уровень тяжести; $t_{\text{СМ}}$ – длительность рабочей смены.

Уровень напряжённости трудового процесса (УН) определяется как отношение фактической напряжённости за период её действия к «нормативному» значению

$$УН = \frac{H_{\text{ФАК}} \cdot t_{\text{ФАК}}}{H_{\text{НОРМ}} \cdot t_{\text{СМ}}}, \quad (6)$$

где $H_{\text{ФАК}}$ – фактическая напряжённость трудовой операции; $t_{\text{ФАК}}$ – фактическая длительность трудовой операции; $H_{\text{НОРМ}}$ – нормированный уровень напряжённости; $t_{\text{СМ}}$ – длительность рабочей смены.

Шаг 4 – сравнительный анализ безопасности труда до и после технического перевооружения средств труда.

На основе приведенных расчетов проведен сравнительный анализ уровней негативных факторов, который показывает, как изменятся условия труда после технического перевооружения (рис. 5). Наглядная характеристика трудового процесса позволяет представить

ВиОПФ во взаимосвязи со средствами труда. Данная методика позволяет сделать выводы об уровне безопасности трудового процесса и применяемых средств механизации.

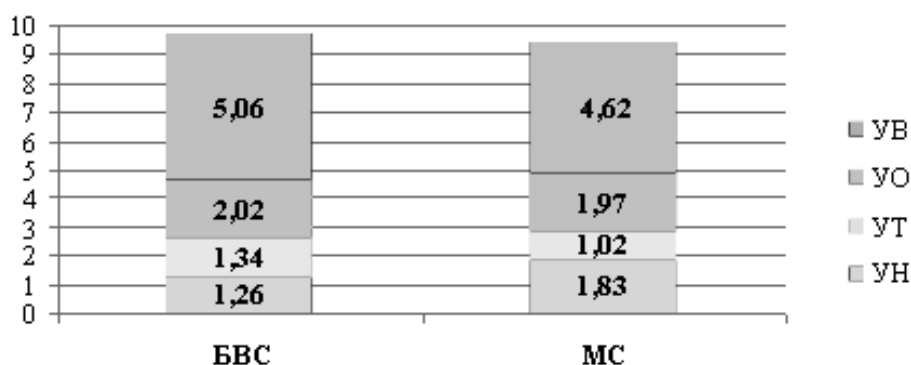


Рис. 5. Структура суммарных уровней негативных факторов до и после технического перевооружения средств труда

Шаг 5 – управление безопасностью труда.

Для оперативного проведения мер по управлению безопасностью труда целесообразно оформлять результаты оценки уровня негативных факторов графически в виде диаграмм и технологических циклов с нанесением каждого фактора и картограмм безопасного ведения работ, которые содержат перечень возможных проявлений ВиОПФ, места и времени их проявлений [3].

В системе управления безопасностью труда, как и во всякой управляемой системе, необходимо определить основные принципы и направления, по которым будет осуществляться управляющее воздействие на систему. Критериями сравнительной оценки безопасности труда до и после технического перевооружения средств труда являются соответствующие уровни негативных факторов (рис. 6).

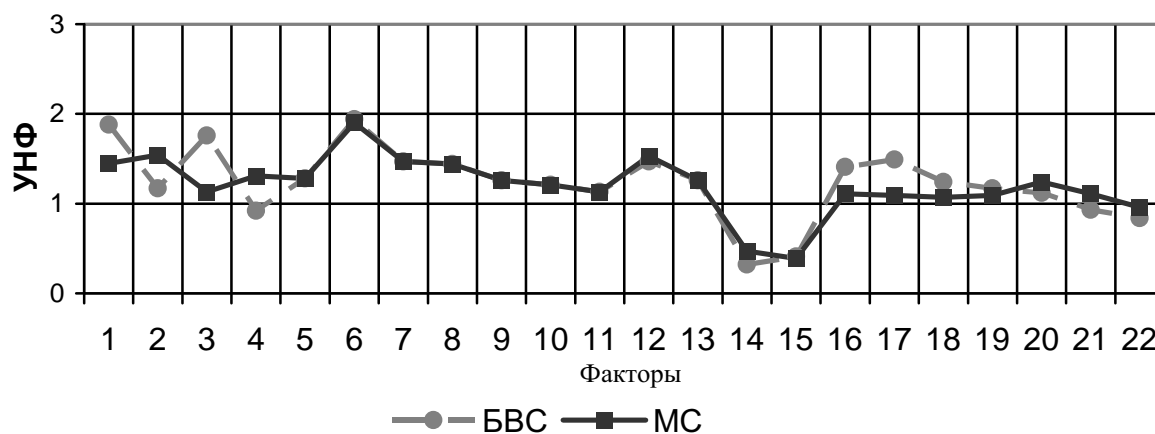


Рис. 6. Сравнительный анализ уровней негативных факторов при различных способах проходки

Наглядная характеристика позволяет представить уровни негативных факторов во взаимосвязи с рабочими сменами, в которые выполняются определенный набор трудовых операций (рис. 7).

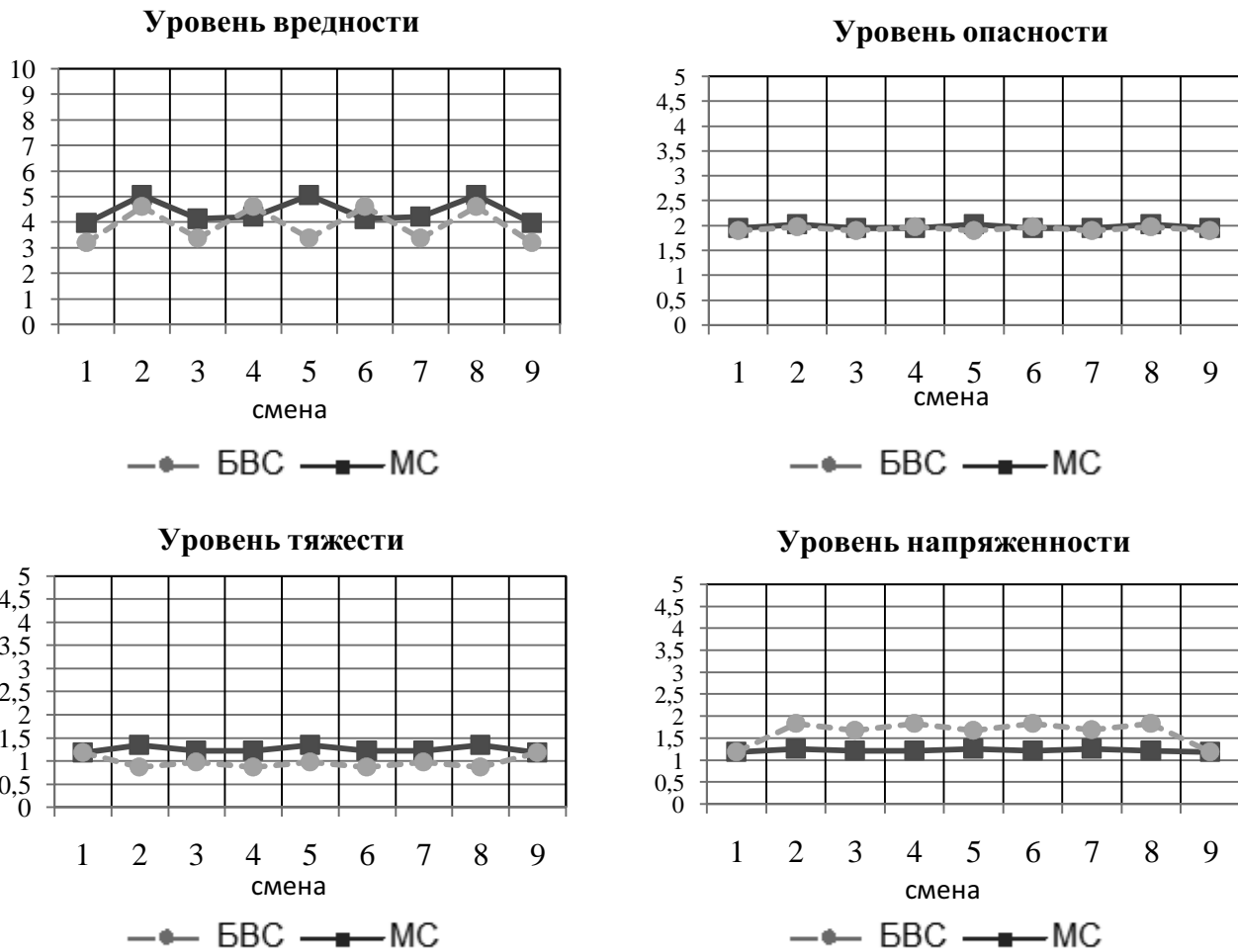


Рис. 7. Анализ изменения уровней негативных факторов при выполнении цикла проходки

Результаты исследований безопасности труда в условиях интенсификации проходческих работ позволяют сделать следующие выводы:

1. Существующие методы оценки уровней негативных производственных факторов основываются на их абсолютных значениях в сравнении с нормируемыми показателями. В настоящее время доминирующая научная тенденция оценки негативных факторов по принципу «доза-эффект» позволила провести исследования сравнительной оценки условий труда до и после технического перевооружения с учётом пространственно-временных характеристик ВиОПФ.

2. Предлагаемая методика выполняет функцию механизма управления безопасностью труда в условиях технического перевооружения средств труда, основанного на реализации принципа оценки негативных факторов «доза-эффект». Такой подход учитывает не только абсолютные значения уровней ВиОПФ, но и время их воздействия на рабочий персонал. Достоинством предлагаемой математической модели является оценка суммарных уровней всех негативных факторов, характеризующих сочетанный уровень безопасности труда. Это позволяет не только систематизировать данные по уровням негативных факторов и времени их воздействия, но и изучить состояние производственной среды при различных способах проходки горных выработок.

3. Сравнительная оценка безопасности труда до и после технического перевооружения средств труда позволяет научно обосновать группы факторов по приоритетности снижения их уровней в системе управления:

группа 1 – факторы напряженности трудового процесса;

группа 2 – отдельные факторы, уровни которых возросли вследствие технического перевооружения: общая вибрация - 1,31, запыленность – 1,54;

группа 3 – отдельные факторы, уровни которых снизились вследствие технического перевооружения, но не достигли нормируемых показателей: локальная вибрация – 1,12, шум, шум – 1,45;

группа 4 – отдельные факторы, на уровни которых техническое перевооружение не повлияло: все остальные факторы.

ЛИТЕРАТУРА

1. Грунковой, Т. В. Установление взаимосвязей условий труда с производственными процессами при интенсификации проходческих работ в нефтяных шахтах Ярегского месторождения / Т. В. Грунковой, В. П. Перхуткин // Электронный научный журнал "Нефтегазовое дело". – 2013. – № 2. – С. 184-193.

2. Грунковой, Т. В. Идентификация опасных и вредных факторов рабочих мест нефтешахт Ярегского месторождения / Т. В. Грунковой // Материалы науч.-техн. конф., Ухта, 2011. Ч.4. – Ухта: УГТУ, 2011. – С. 283-285.

3. Управление безопасностью труда: учеб. пособие для горных вузов / А. И. Субботин [и др.]. – М.: Изд-во Моск. гос. ун-та, 2004. – 147 с.

4. Нор, Е. В. Прогнозная оценка пылегазового режима воздуха рабочих зон нефтяных шахт при паратепловом воздействии на пласт (на примере Ярегского месторождения высоковязкой нефти): дис. ... канд. техн. наук / Нор Е. В. – Ухта: УГТУ, 2004. – 130 с.

Золотарева О. Г.
O. G. Zolotareva

АЭРОЗОЛЬНАЯ ОЧИСТКА ПРОМЫШЛЕННЫХ ГАЗОВ

INDUSTRIAL GASES AEROSOLE CLEANING



Золотарева Оксана Георгиевна – доцент кафедры «Общая химия» Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре); 681010, г. Комсомольск-на-Амуре, ул. Парижской Коммуны, 30, кв. 42. E-mail: keparu@knastu.ru

Mrs. Oksana G. Zolotareva - Associate Professor, Department of General Chemistry, Komsomolsk-on-Amur State Technical University; 30, Parizhskoy Kommuny Str., ap. 42, Komsomolsk-on-Amur, 681010. E-mail: keparu@knastu.ru

Аннотация. В статье рассматривается способ повышения эффективности фильтрации, механической прочности и химической устойчивости фильтров. Способ касается технологии изготовления фильтровальных элементов, которые могут найти применение в химической, нефтехимической, легкой, пищевой и других отраслях промышленности, где существует необходимость очистки технологических и отходящих газов от аэрозольных частиц.

Summary. The paper describes a method for improving the filtering performance, mechanical strength and chemical resistance of gas filters. The method relies on a technology of filter element manufacturing which can find application in chemical industry, petrochemical industry, consumer goods industry, food industry, etc. where there is a need for cleaning process/waste gases from aerosol particles.

Ключевые слова: аэрозоль, фильтрация, отходящие газы, эффективность.

Keywords: aerosol, filtering, waste gases, efficient.

УДК 621.928.95

Введение. Индустриальное развитие связано с интенсификацией производственных процессов, которые неизбежно сопровождаются использованием все больших объемов промышленных газов и воздуха. Для предотвращения загрязнения воздушного бассейна городов вредными веществами необходима очистка воздуха и газов от содержащихся в них взвешенных твердых и жидких частиц – аэрозолей. Одним из наиболее совершенных и универсальных способов выделения из газов аэрозолей является фильтрация. Фильтрующие элементы (ФЭ) применяются в химической и нефтехимической отраслях промышленности для фильтрации масляного аэрозоля. Их использование позволяет повысить степень очистки технологических газов от жидких аэрозольных частиц за счет улучшения процесса саморегенерации уловленной жидкой фазы из ФЭ. Возможности фильтров расширяются с применением новых пористых фильтровальных материалов на основе синтетических, стеклянных, металлических и углеродных волокон.

В статье рассматривается способ повышения эффективности фильтрации, механической прочности и химической устойчивости фильтров. Способ касается технологии изготовления фильтровальных элементов, которые могут найти применение в химической, нефтехимической, легкой, пищевой и других отраслях промышленности, где существует необходимость очистки технологических и отходящих газов от аэрозольных частиц. Способ изготовления фильтровального элемента основан на использовании раствора поливинилиденфторида (ПВДФ) в диметилацетомиде для обработки тканого фильтровального элемента, например, полученного переплетением синтетических моноплетей лавсана.

Аэрозольная очистка. ПВДФ создает полимерную пленку на поверхности лавсановых мононитей, образующих фильтровальный элемент. При этом происходит устранение неровностей и микротрещин на поверхности мононитей, зазоров в узлах переплетения нитей основы и утка и фиксация мононитей в месте их переплетения. Пленка ПВДФ предохраняет лавсановые мононити от деструкции при воздействии компонентов агрессивной среды и придает несмачиваемость фильтровальному элементу. В результате этого пойманные и удаляющиеся капли жидкости не задерживаются на неровностях мононитей, в узлах переплетения нитей основы и утка, что происходит в известных тканых фильтровальных элементах из-за капиллярных явлений, а также благодаря несмачиваемости, быстро удаляются с поверхности фильтровального элемента, т.е. происходит улучшение процесса саморегенерации и, в общем, повышение эффективности фильтрации.

Пленку ПВДФ наносят непосредственно на готовый тканый фильтровальный элемент, благодаря чему не происходит ее механического повреждения при ткачестве.

Суть рассматриваемого способа изготовления фильтровального элемента заключается в обработке его методом окунания в 3 – 5%-й раствор ПВДФ в диметилацетамиде с последующим выдерживанием на воздухе до полного удаления растворителя. Операцию повторяют 4 – 6 раз, а затем фильтровальный элемент подвергают термообработке при 170 – 180 °С в течение 25 – 35 мин.

Количество обработок вытекает из необходимости придания определенной формы ячейкам фильтровального элемента. Только при 4 – 6-кратной обработке прямоугольная форма ячейки приобретает округлость за счет натекания ПВДФ в узел переплетения нитей основы и утка. Такая форма ячейки фильтровального элемента улучшает его саморегенерацию и увеличивает фильтрующую способность.

Пример 1. Для фильтрации аэрозоля используют фильтровальный пакет из 10 фильтровальных элементов (лавсановых сеток). Каждая сетка обрабатывается методом окунания в 4%-й раствор ПВДФ в диметилацетамиде с последующим выдерживанием на воздухе до удаления растворителя. Операцию повторяют 5 раз, затем сетку подвергают термообработке при 175 °С в течение 30 мин. После обработки фильтровальный элемент имеет номинальный диаметр нитей, мм: основа – 0,75, уток – 0,90; размер ячейки, мм: между нитями основы – 0,5, между нитями утка – 0,64. При этом степень очистки – 95 %, гидравлическое сопротивление – 100 Па, механическая прочность мононити – 240 Н. Все эти характеристики сохраняются без изменения в течение 720 ч эксплуатации.

Фильтрацию осуществляют на лабораторной установке в колонне диаметром 0,1 м. Приведенная скорость газожидкостного потока – 2,5 м/с, температура потока – 60 °С. Диспергированной фазой являются вода и серная кислота, суммарная концентрация которых в аэрозоли составляет 30 мг/м³. Диаметр аэрозольных частиц – 0,4 – 10 мкм. Эффективность фильтрации определяют с помощью фотоэлектрического способа, используя счетчик аэрозольных частиц АЗ-5.

В качестве характеристики механической прочности и химической устойчивости в агрессивных средах принято разрывное усилие до и после работы в агрессивной среде по ГОСТ 16294-85.

Примеры 2 – 16 проведены на той же установке в том же режиме, что и пример 1. Отличие состоит в различных условиях обработки фильтровального элемента.

В табл. 1 приведены опыты с фильтровальным материалом, полученным по известному и предлагаемому способам.

Для фильтрации аэрозоля используется фильтровальный пакет, состоящий из 10 фильтровальных элементов. Фильтровальный элемент представляет собой сетку из лавсановых мононитей полотняного переплетения, обработанную в насыщенном растворе ацетата натрия при 95 °С в течение 15 ч и имеющую номинальный диаметр нитей, мм: основа – 0,65, уток – 0,80; размер ячейки, мм: между нитями основы – 0,6, утка – 0,758.



При приведенных условиях степень очистки – 80 %, гидравлическое сопротивление – 100 Па, механическая прочность мононити – 190 Н.

После работы фильтровального пакета в течение 720 ч степень очистки составила 50 %, гидравлическое сопротивление возросло до 200 Па, механическая прочность упала до 90 Н.

Таблица 1

Сравнительная характеристика фильтровальных элементов

Пример	Концентрация ПВДФ, %	Количество обработок	Температура термообработки, °С	Время термообработки, мин	Степень очистки, %		Абсолютная разрывная нагрузка, Н		Гидравлическое сопротивление, Па	
					до эксплуатации	после экспл. в течение 720 ч	до эксплуатации	после экспл. 720 ч	до эксплуатации	после экспл. 720 ч
1	3	5	175	30	95	95	240	240	100	100
2	5	5	175	30	95	95	240	240	100	100
3	2	5	175	30	90	85	220	200	100	100
4	6	5	175	30	90	90	240	240	150	150
5	4	4	175	30	95	95	238	238	100	100
6	4	6	175	30	95	95	242	242	100	100
7	4	3	175	30	90	88	230	215	100	100
8	4	7	175	30	95	95	240	240	120	120
9	4	5	170	30	95	95	240	240	100	100
10	4	5	180	30	95	95	240	240	100	100
11	4	5	160	30	93	82	235	198	100	115
12	4	5	190	30	90	90	225	200	100	115
13	4	5	175	25	95	95	240	240	100	100
14	4	5	175	35	95	95	240	240	100	100
15	4	5	175	20	91	85	235	200	100	110
16	4	5	175	40	95	95	240	240	100	100
Известный					80	50	190	90	100	200

Представленные экспериментальные данные показывают эффективность обработки фильтровального элемента в предлагаемых условиях. Обработка ПВДФ позволяет повысить степень очистки на 15 %, увеличить механическую прочность на 20 % и сохранить эти величины без изменения в процессе эксплуатации.

Осуществление процесса обработки фильтровального элемента ПВДФ концентрацией менее 3 % (см. пример 3, табл. 1) не обеспечивает его эффективной работы из-за образования тонкого покрытия по всей длине мононити, и как следствие, приводит к потере механической прочности мононитей в процессе эксплуатации.

Использование ПВДФ концентрацией более 5 % (см. пример 4, табл. 1) приводит к залипанию ячеек фильтровального элемента. При этом повышается гидравлическое сопротивление, и снижается степень очистки.

Обработка фильтровального элемента 50 менее 4 раз (см. пример 7, табл. 1) не приводит к образованию округлой формы ячеек фильтровального элемента, что сказывается на недостаточном повышении степени очистки.

Проведение обработки более 6 раз (см. пример 8, табл. 1) не приводит к заметному увеличению степени очистки и механической прочности фильтровального элемента.

Осуществление процесса термообработки при температуре ниже 170 °С (см. пример 11, табл. 1) приводит к отслаиванию покрытия в процессе эксплуатации.

При увеличении температуры термообработки выше 180 °С (см. пример 12, табл. 1) происходит образование бугристого, неравномерного покрытия, а также заклеивание части ячеек фильтровального элемента, что ведет к снижению степени очистки и механической прочности.

Термообработка менее 25 мин (см. пример 15, табл. 1) приводит к образованию непрочного покрытия и его отслаиванию при механическом воздействии.

При увеличении времени термообработки (см. пример 16, табл. 1) не происходит заметного увеличения степени очистки и механической прочности фильтровального элемента. Об-

работка фильтровального элемента ПВДФ приводит к повышению химической устойчивости. Данные исследований химической устойчивости приведены в табл. 2.

Таблица 2

Испытания прочности мононитей

Кислоты	Концентрация, %	Температура, °С	Продолжительность воздействия, ч	Потеря прочности мононитей ФЭ, обработанного в насыщ. раств. ацетата (известный), %	Потеря прочности мононитей ФЭ, обработанного в ПВДФ, %
Уксусная	Ледяная	80	720	5	0
Муравьиная	90	80	72	15	0
Щавелевая	нас. р-р	80	72	20	0
HBr	40	30	720	15	0
Фосфорная	98	70	888	50	3
Серная	80	80	720	75	5
Серная	40	80	720	65	2
Серная	20	80	720	50	0
Соляная	30	30	720	75	3
Соляная	10	30	720	60	1
Азотная	60	60	720	100	10
Азотная	40	60	720	100	5
Азотная	20	60	720	100	0
Щелочи среды pH					
NaOH	11,5	60	192	25	5
	12,5	70	144	30	10
	13,5	90	144	40	15

Конструктивно фильтр для очистки газа от жидких аэрозольных частиц содержит (см. рис. 1): корпус 1, в котором монтируется ФЭ 2, выполненный в виде пакета конусообразных тканевых сеток из синтетических мононитей, конусообразный сборник 3 со сливом, необходимый для непрерывного отвода уловленной жидкости из аппарата.

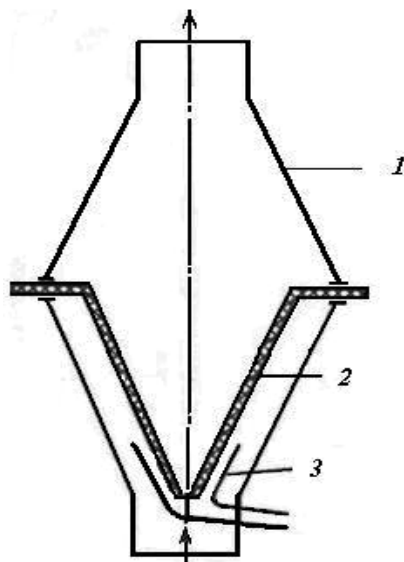


Рис. 1. Конструкция фильтра

Обычно фильтр устанавливается на абсорбционных аппаратах, в ректификационных колоннах, в газопроводах для очистки отходящих газов от капельной жидкости. Фильтр работает следующим образом: восходящий газовый поток рассекается конусообразным сборником 3 со сливом. При прохождении потока через ФЭ 2 происходит инерционное осаждение капель на нити сеточного пакета, которые стекают по поверхности ФЭ и отводятся через воронку сборника со сливом. Предлагаемый фильтр исследован на модельных аэродисперсных системах воздух – глицерин, воздух – масло, воздух – вода. Например, в аэродисперсной системе воздух – масло с концентрацией жидкой фазы до 80 мг/м^3 оптимальная приведенная скорость газового потока равна $1,25 \text{ м/с}$. Исследования проведены на установке, содержащей цифровой вольтметр В7-

23, автоматический счетчик аэрозоля АЗ-5, распылитель, дозирующий насос № 304, ротаметр РП-1, ультратермостат, аспирационный вентилятор. Отбор проб до и после фильтра с размерами ФЭ и конусообразного сборника 0,9 и 0,3 м соответственно производят по всей шкале полидисперсного состава аэрозоля (0,4 – 10 мкм). Данные анализа проб счетчика аэрозоля АЗ-5 дублируют сигналом цифрового вольтметра В7-23.

В табл. 3 представлены экспериментальные данные степени очистки фильтра в зависимости от изменения угла наклона образующей конуса фильтровального узла к его оси симметрии и в диапазоне 25 – 50 и изменения соотношения высот фильтровального узла и

сборника со сливом в диапазоне (2:1) – (4:1), причем приведенную скорость газового потока поддерживают равной 1,25 м/с.

Таблица 3

Результаты опытной проверки конструкционной эффективности фильтра

Серия	Опыт	Угол наклона образующей конуса фильтровального узла к его оси симметрии, град	Соотношение высот фильтровального узла и сборника со сливом	Степень очистки, %
I	1	25	2:1	88,0
	2	25	3:1	90,0
	3	25	4:1	85,0
II	1	30	2:1	90,0
	2	30	3:1	92,0
	3	30	4:1	88,5
III	1	45	2:1	94,0
	2	45	3:1	95,0
	3	45	4:1	92,5
IV	1	50	2:1	92,0
	2	50	3:1	93,0
	3	50	4:1	91,0

Соотношение высот узла и сборника, его расположение позволяют сформировать аэродинамически оптимальную сепарационную зону по поверхности ФЭ для саморегенерации. Известны устройства, где фильтровальный узел представляет собой конус из однослойной ткани для улавливания пыли с обтекателем потока в вершине, однако обтекатель потока в этом случае служит только для уменьшения аэродинамического сопротивления и не создает условия для саморегенерации, тогда как для регенерации дополнительно используется возвратно-поступательный механизм. Сформированная регулярная структура из пакета тканых сеток ФЭ позволяет повысить вероятность улавливания капель из потока, а конструкция фильтровального узла формирует неравномерный поток по поперечному сечению аппарата – скорость потока уменьшается от периферии аппарата к центру. Это приводит к тому, что на поверхности у основания ФЭ образуется жидкостная пленка, стекающая струйками по боковой поверхности к вершине конуса (угол образующей конуса к оси симметрии находится в интервале 30 – 45°) ФЭ и далее в сборник. Вторичное диспергирование капель из стекающих струек значительно снижается за счет того, что они попадают в аэродинамически спокойную сепарационную зону, формируемую за счет рассекания вторичного потока аэродинамической системы конусообразным сборником. Таким образом, обеспечивается снижение эффекта вторичного уноса с одновременным отводом жидкостной пленки в конусообразный сборник со сливом, т.е. происходит улучшение процесса саморегенерации и повышение степени очистки.

Заключение. Таким образом, применение фильтровального элемента, основанного на использовании раствора ПВДФ, повышает механическую прочность, химическую устойчивость и фильтрующую способность элемента, что способствует более широкому применению данных типов фильтров для решения экологических и технических проблем.

ЛИТЕРАТУРА

1. Золотарева, О. Г. Фильтровальные элементы аэрозольной очистки промышленных газов / О. Г. Золотарева, Н. С. Васильченко // Инновационные материалы и технологии: достижения, проблемы, решения. Школа-семинар по фундаментальным основам создания инновационных материалов и технологий: материалы Междунар. науч.-техн. конф., Комсомольск-на-Амуре, 21-22 июня 2013 г.: в 2 ч. Ч. 1 / редкол.: А. М. Шпилев [и др.]. – Комсомольск-на-Амуре: ФГБОУ ВПО «КНАГТУ», 2013. – С. 151-153.
2. Проектирование асу водогрейных котлов на базе trace mode / В. А. Соловьев, В. И. Суздорф, А. В. Поповский // Приборы и системы. Управление, контроль, диагностика. – 2002. – № 1. – С. 75.

ПАМЯТИ НАШИХ КОЛЛЕГ
IN MEMORY OF OUR COLLEAGUES



Якимов Виктор Иванович
(16.07.1951 – 14.11.2013 гг.)

14 ноября 2013 г. после продолжительной болезни скончался ведущий инженер-технолог Научно-производственного отдела авиационного Завода им. Ю.А. Гагарина, доктор технических наук, профессор кафедры «Машины и технология литейного производства» Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета **Якимов Виктор Иванович.**

Виктор Иванович родился 16 июля 1951 г. в г. Комсомольске-на-Амуре. После окончания в 1973 г. КнАПИ (Комсомольского-на-Амуре политехнического института) пришел работать в Новосибирский филиал НИАТ, находящегося тогда при авиационном заводе г. Комсомольска-на-Амуре, где прошел путь от инженера – технолога до ведущего инженера по литейному производству. Принимал непосредственное участие и был руководителем работ по совершенствованию, внедрению новых технологических процессов приготовления алюминиевых и магниевых сплавов для получения фасонных в авиастроении, разработке директивных материалов при постановке новых изделий семейства СУ.

В 1991 году переведен на авиационный завод в ОГТ – ОДВР инженером-технологом 1 категории. В 2001 г. назначен руководителем группы по литейному производству НПО КнААПО, где возглавил работу по разработке и внедрению новых технологических процессов и оборудования в литейном цехе предприятия.

В 2000 году на базе накопленного научного опыта им была защищена диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук по специальности «Литейное производство».

Якимов В.И. активно публиковал результаты своих работ в журналах «Литейное производство», «Металлургия машиностроения», «Литейщик России», «Авиационная промышленность», «Материаловедение» и др. Он является автором 144 работ, в том числе 29 изобретений и 6-ти монографий. Многие изобретения и предложения внедрены в действующее производство.

В 2010 году успешно защитил диссертацию на соискание ученой степени доктора технических наук и был избран профессором кафедры «МиТЛП» КнАГТУ.

Являлся членом трех докторских диссертационных советов КнАГТУ. Награжден нагрудным знаком «Изобретатель СССР», Почетной грамотой Краевого Совета ВОИР, как лучший изобретатель 2005 г. В 2006 году Якимову В.И. вручен нагрудный знак и диплом лауреата России «Инженер года 2005».

Профессор Якимов Виктор Иванович пользовался большим уважением среди коллег по работе, студентов и аспирантов технического университета. Был энергичной, творческой личностью, занимал активную жизненную позицию.

Коллектив НПО КнААПО и кафедра МиТЛП КнАГТУ потеряли талантливого специалиста, ученого и педагога, память о котором сохранится на многие годы. Все, кто знал Виктора Ивановича глубоко скорбят о его кончине и выражают глубокие соболезнования родным и близким.

Друзья. Коллеги. Ученики.



Фролов Дмитрий Николаевич
(15.08.1952 – 27.11.2013)

27 ноября 2013 г. скоропостижно ушёл из жизни доцент кафедры «Промышленная электроника», кандидат технических наук, Фролов Дмитрий Николаевич.

Дмитрий Николаевич окончил Томский политехнический институт по специальности «Промышленная и медицинская электроника» в 1974 г. Дальнейшая его судьба была неразрывно связана с научно-педагогической и исследовательской деятельностью.

Свой рабочий путь он начал в научно-исследовательских организациях г. Томска. В 1981 г. защитил кандидатскую диссертацию по технической кибернетике, а в 1983 г. был приглашен в качестве преподавателя в Комсомольский-на-Амуре политехнический институт для работы со студентами новой специальности «Промышленная электроника». Дмитрий Николаевич успешно использовал опыт научно-исследовательской работы в учебной деятельности, руководил студенческой и хоздоговорной научно-исследовательской работой. Умел увлечь своими идеями студентов. Сегодня многие из его выпускников занимают руководящие посты в организациях города и края.

В 1997 г. получил звание доцента Высшей аттестационной комиссии, а с 2001 г. по 2007 г. работал в научно-производственном отделе ОАО «КнААПО». Опыт работы на промышленном предприятии позволил подготовить ему в качестве руководителей двух кандидатов технических наук.

За плодотворную научно-педагогическую деятельность и внедрение рационализаторских предложений неоднократно был поощрён руководством.

Дмитрий Николаевич был оптимистом, жизнелюбом, отзывчивым человеком, надежным товарищем, любителем природы и страстным рыболовом.

Светлая память о Дмитрие Николаевиче Фролове навсегда сохранится в сердцах его выпускников и коллег.

СТАТЬИ

АВИАЦИОННАЯ И РАКЕТНО-КОСМИЧЕСКАЯ ТЕХНИКА

Гусева Р. И. ОБ ОЦЕНКЕ БЕЗОТКАЗНОСТИ ПОКУПНЫХ КОМПЛЕКТУЮЩИХ ИЗДЕЛИЙ, ИСПОЛЪЗУЕМЫХ В БОЕВОМ ВЕРТОЛЕТЕ -№3

Кривенок А. А. МОДЕЛИРОВАНИЕ В СИСТЕМЕ MSC.MARCS ПРОЦЕССА ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ДЕТАЛЕЙ В РЕЖИМЕ ТЕРМОДЕФОРМАЦИОННОГО СТАРЕНИЯ С УЧЕТОМ УСАДКИ МАТЕРИАЛА -№3

Крупский Р. Ф., Кривенок А. А., Станкевич А. В., Феоктистов С. И. Белых С. В. ФОРМООБРАЗОВАНИЕ ПРОФИЛЬНЫХ ЗАГОТОВОК С ПОМОЩЬЮ ЛИСТОВОГО ОБТЯЖНОГО ПРЕССА -№2

Марьин Б. Н., Щелкунов Е. Б., Колыхалов Д. Г., Шпорт Р. В., Брянцева Е. А. УСТРОЙСТВО ДЛЯ ОБЖИМА КОНЦА ТРУБЫ-№4

Феоктистов С. И., Белых С. В. Погарцева М. М. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА ПОЛУЧЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ ЛЕТАТЕЛЬНЫХ АППАРАТОВ ИЗ ПРЕССОВАННЫХ ПРОФИЛЕЙ МЕТОДОМ ИЗГИБА С ПОСЛЕДУЮЩИМ ФРЕЗЕРОВАНИЕМ-№1

ЭНЕРГЕТИКА

Голоколос Д. А., Гринфельд Г. М. ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ ЭКРАНИРУЮЩИХ ЭЛЕМЕНТОВ НА ХАРАКТЕРИСТИКИ ГЕРМЕТИЧНЫХ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ -№1

Голоколос Д. А., Карпова Н. С., Ким К. К., Иванов С. Н. АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ КОНСТРУКЦИОННЫХ ФАКТОРОВ НА НАДЕЖНОСТЬ ГЕРМЕТИЧНЫХ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ-№4

Исмагилов Ф. Р., Волкова Т. А., Алетдинов Р. Ф. ИССЛЕДОВАНИЕ РАБОТЫ ЕМКОСТНОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ ЭНЕРГИИ С ЖИДКОСТНЫМ РОТОРОМ В КАЧЕСТВЕ ПЕРЕМЕШИВАТЕЛЯ ДИЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СРЕД -№3

Кулинич Ю.М., Духовников В. К. ПОВЫШЕНИЕ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПАССИВНОГО КОМПЕНСАТОРА ЭЛЕКТРОВОЗА ПЕРЕМЕННОГО ТОКА-№4

Марушенко С. Г., Шундеев Е. Н. ПРИМЕНЕНИЕ КОРРЕКТОРОВ КОЭФФИЦИЕНТА МОЩНОСТИ В СВЕТОДИОДНЫХ ИСТОЧНИКАХ ОСВЕЩЕНИЯ-№4

Павлов А. Б., Журавлёв Ю. Н., Плохов И. В. ПРИМЕНЕНИЕ ТЕОРИИ ЧЕТЫРЁХПОЛЮСНИКОВ К РАСЧЁТУ РЕЗИСТИВНОЙ СИСТЕМЫ ЭЛЕКТРОПОДОГРЕВА ПОСТОЯННОГО ТОКА ВЫКИДНОГО НЕФТЕПРОВОДА-№3

Петухов А. М., Кузьмин В. М. Дубровский И. Н. ОСОБЕННОСТИ ФОРМИРОВАНИЯ МАГНИТНОГО ПОЛЯ ВОЗДУШНОГО ЗАЗОРА И ЭДС ФАЗ СОВМЕЩЕННОГО ЭЛЕКТРОМАШИННОГО ГЕНЕРАТОРА-№1

Размыслов В. А., Бондаренко В. А. ОДНОФАЗНЫЙ ТРЁХСТЕРЖНЕВОЙ СВАРОЧНЫЙ ТРАНСФОРМАТОР С ШЕСТИПЛЕЧИМ ВЫПРЯМИТЕЛЕМ-№4

Седельников Г. Д., Ширяев В. Н. РАСЧЕТНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПАРОГАЗОВЫХ УСТАНОВОК-№2

Ющенко Л. В. ПЕРЕМЕЩЕНИЕ ФЕРРОМАГНИТНЫХ ТЕЛ ВНУТРИ СОЛЕНОИДОВ-№2

УПРАВЛЕНИЕ, ВЫЧИСЛИТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА И ИНФОРМАТИКА

Амосов О. С., Елисеев М. Е., Тихонов А. С. ОПЫТ ИССЛЕДОВАНИЯ, РАЗРАБОТКИ, ВНЕДРЕНИЯ И ПЕРСПЕКТИВЫ РАЗВИТИЯ ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНОЙ УПРАВЛЯЕМОЙ ЭНЕРГОСБЕРЕГАЮЩЕЙ СИСТЕМЫ ОСВЕЩЕНИЯ УНИВЕРСИТЕТ-№1

Климаш В. С., Соколовский М. А. СТЕНД ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ РЕГУЛИРУЕМЫХ СИСТЕМ ЭЛЕКТРОПРИВОДА С ДИСТАНЦИОННЫМ УПРАВЛЕНИЕМ ЧЕРЕЗ ИНТЕРНЕТ-№3



Степаненко В. Е., Фролов Д. Н. МЕТОД ПРОГНОЗА И ОЦЕНКИ СОСТОЯНИЯ ПРОЦЕССОВ ОБЕСПЕЧЕНИЯ АГРЕГАТНОЙ СБОРКИ СТАНДАРТИЗОВАННЫМИ МАТЕРИАЛЬНЫМИ РЕСУРСАМИ-№4

Степаненко В. Е., Фролов Д. Н. МОДЕЛЬ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО УПРАВЛЕНИЯ ПРОЦЕССОМ ДИСКРЕТНОГО ПРОИЗВОДСТВА НА ОСНОВЕ ЦВЕТНЫХ СЕТЕЙ ПЕТРИ-№2

Ханов В. А., Марьин Б. Н., Фролов Д. Н. ОПЫТ РАЗРАБОТКИ И ВНЕДРЕНИЯ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ ДАННЫМИ ОБ ИЗДЕЛИИ (PDM) В НАУКОЁМКОМ ПРОИЗВОДСТВЕ-№2

Хусаинов А. А., Михайлов Н. В. НОРМАЛЬНАЯ ФОРМА ФОАТЫ И ЕЁ ПРИМЕНЕНИЕ ДЛЯ УСКОРЕНИЯ ВЫЧИСЛЕНИЙ С ПОМОЩЬЮ МНОГОЯДЕРНОГО ГРАФИЧЕСКОГО ПРОЦЕССОРА-№4

МАТЕМАТИКА И МЕХАНИКА

Егорова Ю. Г., Егоров В. А. МОДЕЛИРОВАНИЕ ПЛАСТИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ В ЗАДАЧЕ О ВОЛОЧЕНИИ ПОЛОСЫ-№1

Жеребко К. В., Петров М. Р., Петрова А. Н. ПРИМЕНЕНИЕ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ АНАЛОГИЙ ДЛЯ РАСЧЕТА ШАРНИРНЫХ СТЕРЖНЕВЫХ СИСТЕМ С БОЛЬШИМИ ПЕРЕМЕЩЕНИЯМИ УЗЛОВ-№1

Зарубин М. М. О МЕТОДЕ ОТЫСКАНИЯ НАТУРАЛЬНЫХ ЧИСЕЛ, ИМЕЮЩИХ ЗАДАННУЮ ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОСТЬ ОСТАТКОВ ОТ ДЕЛЕНИЯ НА ПРОИЗВОЛЬНЫЙ КОРТЕЖ-№2

Олейников А. И., Бормотин К. С., Ноговицын А. М. МОДЕЛИРОВАНИЕ И РАСЧЕТ ПРОЦЕССА КЛЕПКИ ПАНЕЛЕЙ-№2

Олейников А. И., Овчаров И. О. ОПРЕДЕЛЯЮЩИЕ УРАВНЕНИЯ СВЯЗИ НАПРЯЖЕНИЙ С ДЕФОРМАЦИЯМИ ДЛЯ ЧУГУНА-№3

Скачков М. Н. НЕКОТОРЫЕ ВОПРОСЫ ГРАНУЛЯРНОЙ ГАЗОВОЙ ДИНАМИКИ В СВЕТЕ МУЛЬТИПЛИКАТИВНОЙ МОДЕЛИ СЫПУЧИХ СРЕД-№2

МАШИНОСТРОЕНИЕ

Бреев С. В., Серебренникова А. Г. ВЫСОКОСКОРОСТНОЕ ФРЕЗЕРОВАНИЕ ТРУДНО-ОБРАБАТЫВАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ: 1. ОСНОВНЫЕ ОСОБЕННОСТИ ФРЕЗЕРНОЙ ОБРАБОТКИ-№3

Бреев С. В., Серебренникова А. Г. ВЫСОКОСКОРОСТНОЕ ФРЕЗЕРОВАНИЕ ТРУДНО-ОБРАБАТЫВАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ: 2. ОСОБЕННОСТИ ОБРАБАТЫВАЕМОСТИ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ-№4

Брусницын С. В., Мысик Р. К., Сулицин А. В., Ивкин М. О. ИЗУЧЕНИЕ ВЯЗКОСТИ ФЛЮСОВЫХ КОМПОЗИЦИЙ ДЛЯ ПОЛУНЕПРЕРЫВНОГО ЛИТЬЯ СЛОЖНОЛЕГИРОВАННЫХ МЕДНЫХ СПЛАВОВ-№4

Комельков В. Н., Смирнов В. Б., Марьин Б. Н., Ханов В. А., Переверзев А. А. ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ОБОСНОВАНИЕ НЕОБХОДИМОСТИ ВНЕСЕНИЯ КОНСТРУКТИВНЫХ ИЗМЕНЕНИЙ В УСТРОЙСТВО РЕЖУЩЕЙ ГОЛОВКИ УСТАНОВКИ ГИДРОАБРАЗИВНОЙ РЕЗКИ-№2

Космынин А. В., Щетинин В. С., Копытов С. М., Ульянов А. В., Хвостиков А. С. ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ ВРАЩЕНИЯ ВАЛОВ ВЫСОКОСКОРОСТНЫХ РОТОРНЫХ СИСТЕМ-№3

Линёв А. С., Сарилов М. Ю. ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА МЕЖЭЛЕКТРОДНОГО ПРОБОЯ В ЖИДКОМ ДИЭЛЕКТРИКЕ С ЦЕЛЮ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ ЭЛЕКТРОЭРОЗИОННОЙ ОБРАБОТКИ-№2

Медведев А. М., Литовка Г. В. ПРОЕКТИРОВАНИЕ АКУСТИЧЕСКИ ОПТИМАЛЬНОЙ АРХИТЕКТУРЫ РЕДУКТОРНЫХ СИСТЕМ СТАНКОВ-№2



Мокрицкий Б. Я., Петров В. В., Высоцкий В. В., Артёменко А. В. СХЕМЫ НАГРУЖЕНИЯ И МЕТОДИКИ ОЦЕНКИ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК И ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ СВОЙСТВ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ-№1

Олещук В. А., Кеба С. А. АВТОМАТИЗАЦИЯ ВЫБОРА СРЕДСТВ ИЗМЕРЕНИЙ ДЛЯ КОНТРОЛЯ ПАРАМЕТРОВ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ НА ОАО «АМУРМЕТАЛЛ»

Петров Ю. А., Тихомиров В. А. АРМ СТРУКТУРНОГО СИНТЕЗА РЫЧАЖНЫХ МЕХАНИЗМОВ НА ОСНОВЕ ЗАМКНУТЫХ КОНТУРОВ-№1

Шишкин С. Б., Шишкин Б. В. СИСТЕМАТИЧЕСКАЯ ПОГРЕШНОСТЬ УГЛОИЗМЕРИТЕЛЬНОГО ОБОРУДОВАНИЯ-№1

Шпилев М. А. ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ОБОСНОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ РАБОТЫ ЭЛЕКТРОГИДРОИМПУЛЬСНОЙ УСТАНОВКИ ВОССТАНОВЛЕНИЯ СЫПУЧЕСТИ СМЕРЗШЕГОСЯ УГЛЯ НА ЭЛЕМЕНТЫ КОНСТРУКЦИИ ПОЛУВАГОНА-№4

МЕТАЛЛУРГИЯ И МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

Брусницын С. В., Мысик Р. К., Сулицин А. В. ИЗУЧЕНИЕ ВЯЗКОСТИ ФЛЮСОВЫХ КОМПОЗИЦИЙ ДЛЯ ПОЛУНЕПРЕРЫВНОГО ЛИТЬЯ СЛОЖНОЛЕГИРОВАННЫХ МЕДНЫХ СПЛАВОВ

Дмитриев Э. А., Рыбалкин А. А., Матвеев С. Е. ИССЛЕДОВАНИЕ СТРУКТУРЫ ВЫСОКОПРОЧНОГО ЧУГУНА С ШАРОВИДНОЙ ФОРМОЙ ГРАФИТА ПОСЛЕ ПРОКАТКИ-№3

Довгаль О. ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ АСПЕКТЫ СОЗДАНИЯ И ИЗГОТОВЛЕНИЯ ТВЕРДОСПЛАВНОГО МАТЕРИАЛА НА ОСНОВЕ ВК8 ДЛЯ ВЫСОКОСКОРОСТНОГО ПРОБОЙНИКА-№4

Долотов Б. И., Клешнина О. Н., Мороз Ю. В. ПРЕДЕЛЬНЫЕ ВОЗМОЖНОСТИ ПРОЦЕССА СВАРКИ ПОГРУЖЕННЫМ ВОЛЬФРАМОВЫМ ЭЛЕКТРОДОМ-№4

Евстигнеев А. И., Сидоров А. И., Бердников Н. В., Коновалова Н. С. ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ДООБОГАЩЕНИЯ ЗОЛОТОСОДЕРЖАЩЕГО КОНЦЕНТРАТА-№1

Ким В. А., Евдокимова Р. В., Золоторева С. В., Попкова А. А., Yoshida M. СТАТИСТИЧЕСКАЯ ОЦЕНКА КОЛИЧЕСТВЕННОЙ МЕТАЛЛОГРАФИИ-№2

Комельков В. Н., Марьин Б. Н., Захаров В. И., Плетнёв Н. О. ОЦЕНКА ВОЗМОЖНОСТЕЙ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ПОДКЛАДОК ИЗ СИЛИКАТНЫХ МАТЕРИАЛОВ-№3

Марьин С. Б., Кирина А. В., Залесский К. В., Маценко В. В. ГИБКА ЛИСТОВЫХ ЗАГОТОВОК С ПРИМЕНЕНИЕМ ЭЛАСТОСЫПУЧИХ СРЕД-№2

Сапченко И. Г., Жилин С. Г., Комаров О. Н. ВЛИЯНИЕ ПЛАСТИЧНОСТИ ПОЛИМЕРНОГО ПОРОШКОВОГО МАТЕРИАЛА ПРИ ПРЕССОВАНИИ УДАЛЯЕМЫХ МОДЕЛЕЙ НА ФОРМИРОВАНИЕ ИХ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ-№2

Черномас В. В., Евстигнеев А. И., Богданова Н. А. СПОСОБ КОНТРОЛЯ РАЗМЕРОВ УДАЛЯЕМЫХ МОДЕЛЕЙ-№1

Якимов В. И., Паниван Г. Е., Захарова Е. В., Михель В. П., Муравьев В. И., Куриный В. В. ВЛИЯНИЕ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОЙ ГАЗОСТАТИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА СТРУКТУРУ, МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА И НАДЕЖНОСТЬ ОТЛИВОК ИЗ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ-№4

Якимов В. И., Паниван Г. Е., Захарова Е. В., Михель В. П., Муравьев В. И., Куриный В. В. СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ОДНОРОДНОСТИ ХИМИЧЕСКОГО СОСТАВА ОБРАЗЦОВ ОТЛИТЫХ В КОКИЛЬ «РОЖКОВОЙ» И «ГРЕБЕШКОВОЙ» ФОРМ СПЛАВА АМ4,5КД-№1

ФЛОТ И КОРАБЛЕСТРОЕНИЕ

Грамузов Е. М., Калинина Н. В. ИСПОЛЬЗОВАНИЕ НАТУРНЫХ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ДАННЫХ ПРИ ПРОГНОЗИРОВАНИИ ХОДКОСТИ ЛЕДОКОЛОВ НАБЕГАМИ-№4



Журбин О. В. ПРИМЕНЕНИЕ ПРОГРАММНОГО КОМПЛЕКСА «ММЭ-УС» ДЛЯ РЕШЕНИЯ ЗАДАЧ ОБ УЧЕТЕ ВНУТРЕННЕГО И ВНЕШНЕГО СОПРОТИВЛЕНИЯ ПРИ КОЛЕБАНИЯХ СУДОВЫХ КОНСТРУКЦИЙ-№3

Зеленов С. Н., Морозов А. В., Семашко П. В. ОЦЕНКА ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКИХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ЭУ ПОДВОДНОГО ТАНКЕРА-ГАЗОВОЗА НА БАЗЕ ДВИГАТЕЛЯ СТИРЛИНГА-№4

Кулепов В. Ф., Двойченко Ю. А. ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДОВ ТЕОРИИ ПРОЕКТИРОВАНИЯ СУДОВ ДЛЯ РАЗРАБОТКИ ПАРАМЕТРИЧЕСКОГО РЯДА ПЛАВАЮЩИХ ЛЕДОРЕЗНЫХ МАШИН-№3

Тарануха Н. А., Худяков С. А. УЧЕТ ФЛАНЦЕВЫХ СОЕДИНЕНИЙ СУДОВЫХ МЕХАНИЗМОВ В МКЭ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ «ФИКТИВНЫХ» КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ-№1

Чижиумов С. Д., Каменских И. В. МОДЕЛИ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ ЭНЕРГИИ ВОЛН OWSC-№2

НАУКИ О ЗЕМЛЕ И БЕЗОПАСНОСТИ ЖИЗНЕДЕЯТЕЛЬНОСТИ ЧЕЛОВЕКА

Верхотуров А. Д., Макиенко В. М., Бутуханов В. Л. ВОЗМОЖНОСТИ ПЕРЕРАБОТКИ ВОЛЬФРАМОВОГО СЫРЬЯ В ЭКОЛОГИЧЕСКИ БЕЗОПАСНЫХ УСЛОВИЯХ-№3

Воронова В. В. ПРОГНОЗИРОВАНИЕ РИСКА ТРАВМАТИЗМА В ОРГАНИЗАЦИЯХ НЕПРОИЗВОДСТВЕННОЙ СФЕРЫ-№2

Верхотуров А. Д., Макиенко В. М., Воронов Б. А., Коневцов Л. А. О НОВОМ ОПРЕДЕЛЕНИИ НАУКИ В СВЯЗИ С НЕОБХОДИМОСТЬЮ РЕШЕНИЯ ГЛОБАЛЬНЫХ ПРОБЛЕМ ЧЕЛОВЕЧЕСТВА, В ТОМ ЧИСЛЕ ЭКОЛОГИЧЕСКИХ-№3

Верхотуров А. Д., Макиенко В. М., Серенко А. Ф., Коневцов Л. А. НЕКОТОРЫЕ МЕТОДИЧЕСКИЕ И ЭКОЛОГИЧЕСКИЕ ПОДХОДЫ, А ТАКЖЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ АСПЕКТЫ УСТОЙЧИВОГО РАЗВИТИЯ РЕСУРСОДОБЫВАЮЩИХ РЕГИОНОВ-№3

Грунковой Т. В., Перхуткин В. П. УПРАВЛЕНИЕ БЕЗОПАСНОСТЬЮ ТРУДА В УСЛОВИЯХ ИНТЕНСИФИКАЦИИ ПРОХОДЧЕСКИХ РАБОТ В НЕФТЯНЫХ ШАХТАХ ЯРЕГСКОГО МЕСТОРОЖДЕНИЯ-№4

Золотарева, О. Г. АЭРОЗОЛЬНАЯ ОЧИСТКА ПРОМЫШЛЕННЫХ ГАЗОВ-№4

Красильникова С. Д. РЕЗУЛЬТАТЫ ЛАБОРАТОРНЫХ И НАТУРНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ ПО ДОРАБОТКЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СХЕМЫ ОЧИСТКИ ГАЛЬВАНИЧЕСКИХ СТОКОВ НА ОАО «КНААПО» -№1

Степанова И. П., Гореликова Е. И., Степанов А. Н., Лещев Ю. Г. РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ПЛОТНОСТИ ПОТОКА СВИНЦА НА ПОДСТИЛАЮЩУЮ ПОВЕРХНОСТЬ ЗА «ЦИКЛ ЖИЗНИ» ИСТОЧНИКА ЗАГРЯЗНЕНИЯ-№1

Степанова И. П., Красильникова С. Д. ОЦЕНКА РИСКА ДЛЯ ЗДОРОВЬЯ НАСЕЛЕНИЯ В РЕЗУЛЬТАТЕ ВОЗДЕЙСТВИЯ ХИМИЧЕСКИХ ВЕЩЕСТВ ПРИ ХРАНЕНИИ ТВЁРДЫХ ГАЛЬВАНИЧЕСКИХ ОТХОДОВ-№2

Чернышев Н. И., Зайков В. И., Аликина Н. С. ИЗУЧЕНИЕ ВОЗМОЖНОСТЕЙ ПРИМЕНЕНИЯ НАНОТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ИССЛЕДОВАНИЙ В ПРОИЗВОДСТВЕ СЕЛЬСКОХОЗЯЙСТВЕННОЙ ПРОДУКЦИИ НА ДАЛЬНЕМ ВОСТОКЕ-№1

СТРОИТЕЛЬСТВО И АРХИТЕКТУРА

Костиков С. А., Гринкруг Н. В. РАЗВИТИЕ КУЛЬТУРЫ И СПОРТА ИЛИ ЕЩЕ ОДИН НЕНУЖНЫЙ ОБЪЕКТ ДЛЯ ГОРОДА КОМСОМОЛЬСКА-НА-АМУРЕ. - №3

Сысоев О. Е. АВТОМАТИЗИРОВАННАЯ СИСТЕМА МОНИТОРИНГА ПРЕДЕЛЬНЫХ СОСТОЯНИЙ КОНСТРУКЦИЙ ЗДАНИЙ И СООРУЖЕНИЙ- №3

НАУЧНАЯ ЖИЗНЬ, ПАМЯТИ НАШИХ КОЛЛЕГ

Мешков А. С. ДЕЯТЕЛЬНОСТЬ ЦЕНТРА РОБОТОТЕХНИКИ КНАГТУ- №2

НЕКРОЛОГ ЯКИМОВУ В.И. - №4

НЕКРОЛОГ ФРОЛОВУ Д.Н. - №4

Павленко А. А. КОНГРЕСС ИНЖЕНЕРОВ- №3

Шунейко А. А. НЕКРОЛОГ КУЗЬМИНУ В.М. - №1

Шунейко А. А. НЕКРОЛОГ ДОЛотову Б.И. - №1