

Р.И. Рей, Т.С. Сушкова

### ПОВЫШЕНИЕ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ШАБОТОВ ПАРОВОЗДУШНЫХ МОЛОТОВ

В работе приведена конструкция податливого штамподержателя, повышающая долговечность узла крепления с шаботом. Рис. 3. Ист. 3.

Опыт эксплуатации тяжелых штамповочных молотов показывает, что долговечность верхних секций шаботов не превышает 5 лет. Согласно данным работы [1] усилие, возникающее при ударе колеблется в пределах 600...1200 весов падающих частей (большие значения для молотов малой мощности и меньшие для крупных штамповочных молотов) и так как шабот является компактной массой, указанное усилие не может быть лимитирующим с точки зрения долговечности. Разрушение шаботов в основном происходит по галтелям «ласточкина хвоста» и носит усталостный характер. Логично предположить, что в зоне галтелей «ласточкина хвоста» возникают растягивающие напряжения от натяга при забивке клина, более высоким разогревом штамподержателя и динамических усилий, возникающих при штамповке. Технические решения по совершенствованию соединения штамподержателя с шаботом преследовали цель снижения жесткости соединения в горизонтальной плоскости во фронтальных направлениях опорных поверхностей «ласточкина хвоста» шабота. В работе [2] предложено решение, в котором поставленная цель достигалась тем, что вдоль боковых поверхностей клина выполнялись пазы, а ширина каждого выступа, разделяющего два паза, определялась из соотношения

$$\frac{P}{nL[\sigma_{сж}]} \leq B < \frac{H}{2n}, \quad (1)$$

где  $P$  – усилие от температурного расширения штамподержателя;  
 $n$  – количество выступов по одной боковой поверхности клина;  
 $L$  – длина сопрягаемых поверхностей клина и шабота;  
 $H$  – высота клина;  
 $[\sigma_{сж}]$  – допустимые напряжения сжатия материала клина.

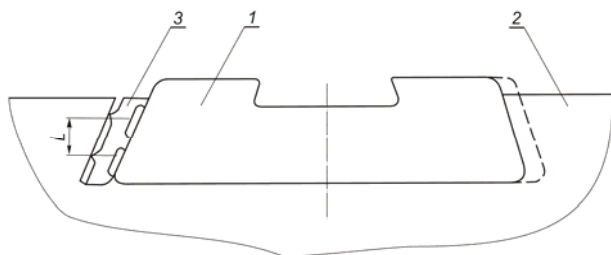


Рис. 1. Узел соединения штамподержателя с шаботом молота

На рис. 1 изображен узел соединения штамподержателя с шаботом, на рис. 2 представлен клин. Узел соединения содержит клин 1, установленный ме-

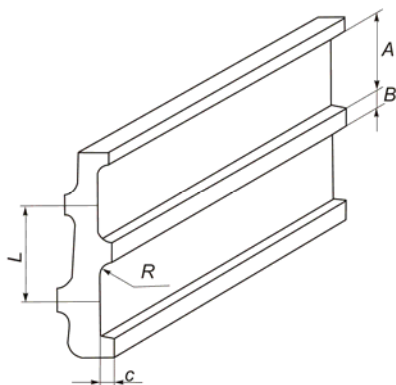


Рис. 2. Клин, соединяющий штамподержатель с шаботом молота

участок клина подвергается деформации изгиба, которое превышает упругую деформацию сжатия в случае использования обычного плоского клина. Жесткость клина уменьшается, следовательно, снижается и усилие на боковые поверхности гнезда шабота. При охлаждении штамподержатель сужается, а клин под действием упругих сил возвращается в исходное состояние, обеспечивая надежность крепления штамподержателя в шаботе за счет предварительной упругой деформации при сборке соединения. Клин, соединяющий штамподержатель, в зависимости от геометрических размеров  $A$  и  $C$  паза, может быть выполнен практически с любой требуемой жесткостью, необходимой для снижения напряжений в шаботе от температурного расширения штамподержателя, что приводит к увеличению стойкости шабота и повышает надежность соединения.

Опыт эксплуатации рассмотренного технического решения, особенно на мощных молотах с м.п.ч. 16т и 20т. Показал его высокую эффективность. При этом обнаружилось еще одно положительное качество, клин не «прихватывался» ни к шаботу, ни к штамподержателю и соединение легко расклинивалось независимо от срока эксплуатации.

Однако такое соединение не защищало шабот от возникновения динамических нагрузок при ударе со стороны заплечиков противоположных клину. Поэтому были предложены поиски более эффективного решения. В результате был разработан узел крепления штамподержателя на кузнечном молоте [3], отличающийся повышенной эффективностью. На рис. 3 представлен узел крепления штамподержателя, вид в плане.

Узел крепления штамподержателя на кузнечном молоте содержит шабот 1, два элемента штамподержателя 2 и 3 с разъемом в вертикальной плоскости и клин 4. Оба элемента имеют с внутренней стороны пазы по всей высоте разъема. Пазы симметричны поперечной оси штамподержателя. Длина каждого паза  $l$  не менее  $2/3$  длины штамподержателя  $L$ . Данное соотношение вытекает из условия прочности на смятие выступов, образовавшихся по краям внутренней части элементов штамподержателя контактирующих между собой. Глубина паза определяется по максимально допустимому прогибу элемента штамподержателя в горизонтальной плоскости. Как правило, для самых жестких условий прогиб элемента не превышает одного миллиметра.

жду боковыми поверхностями штамподержателя 2 и гнезда шабота 3. Клин имеет пазы 4 и выступы 5. Пазы выполнены таким образом, что против паза, расположенного на одной боковой поверхности клина, на другой его боковой поверхности находится выступ, причем ширина  $A$  паза 4 превышает ширину  $B$  выступа 5.

Расширяясь при нагревании штамподержатель передает усилие боковым поверхностям гнезда шабота. Участок  $L$  клина 1 между двумя выступами, расположенными на одной его стороне, представляет собой балку на двух опорах, нагруженную посередине, поэтому каждый

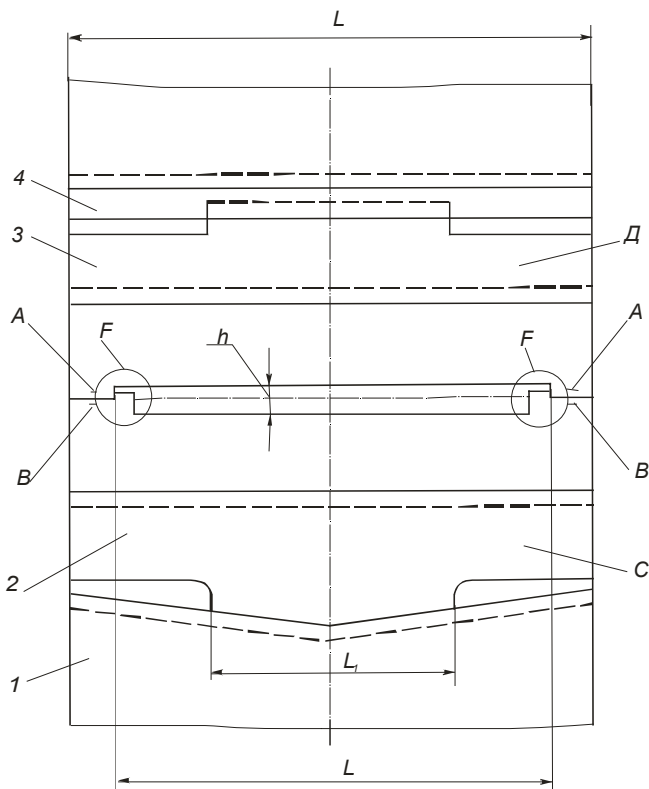


Рис. 3. Узел крепления штамподержателя с шаботом

Контакт между собой элементов штамподержателя осуществляется по площадкам на выступах, образовавшихся по контурам разъема. У одного элемента это площадка У, у другого – В. Для предупреждения смещения одного относительно другого элементы штамподержателя снабжены знаками Г, которые могут быть выполнены, например, в виде выступов на одном из элементов, которые входят в пазы, выполненные на другом элементе штамподержателя. Замки располагаются симметрично поперечной оси.

Контакт каждого элемента штамподержателя с элементами узла осуществляется посредством одной опоры, выполненной в виде выступа. На одном элементе это опора С, на другом – Д. По форме каждая из опор соответствует форме сопрягаемого с ней элемента узла. Ширина опор  $l_1$ , не более  $1/2$  длины штамподержателя  $L$ . При ширине опор больше, чем  $1/2$  длины штамподержателя, уменьшается величина упругой деформации изгиба элемента и увеличивается давление на стрелки паза «ласточкин хвост», что ведет к увеличению растягивающих напряжений в местах их концентрации в теле шабота. При ширине выступов меньше  $1/2$  длины штамподержателя может возникнуть перекося относительно центральной продольной оси.

После установки составного штамподержателя на шаботе кузнечного молота в теле последнего возникают напряжения. Так в местах, концентрации напряжений возникают растягивающие напряжения, которые являются результатом забивки клина. Снижение уровня статических напряжений объясняется схемой нагружения узла. Элементы составного штамподержателя 2 и 3 испытывают при забивке клина изгибающие напряжения, следовательно, воздействие их на за-

плечники паза «ласточкин хвост» ниже. Воспринимая удар падающих частей, шабот изгибается в вертикальной плоскости, как и в случае с цельным штамподержателем. В результате этого верхняя часть тела шабота относительно нейтральной оси находится в состоянии сжатия. При этом уровень сжимающих напряжений зависит от энергии удара. Штамподержатель при этом упруго деформируется как в продольном, так и в поперечном направлении. Поперечная деформация штамподержателя ограничена заплечиками паза «ласточкин хвост», это увеличивает давление на них, и как следствие этого импульсное увеличение растягивающих напряжений в местах их концентрации в теле шабота.

Снижение растягивающих напряжений, вплоть до появления сжимающих, для данной схемы соединения есть следствие уровня статических и динамических растягивающих напряжений при высоком уровне сжимающих динамических напряжений, вызванных изгибом шабота.

Выводы: 1. Доминирующее влияние на долговечность шабота оказывают статические растягивающие напряжения от расклинивания, достигающие в галтелях уровня предела текучести стали 25Л.

2. Податливый штамподержатель снижает максимальные растягивающие напряжения в галтелях, при расклинивании с 240МПа при жестком штамподержателе до 105МПа при максимальном натяге клина.

3. Податливый штамподержатель обеспечивает более благоприятное условие работы узла крепления штамподержателя и его использование существенно повышает долговечность шабота.

#### Литература

1. Власов О.Г., Коган М.С., Гукин И.П. К определению удельного давления под штамподержателем штамповочного молота / Тр. Челябинского политехн. ин-та. – 1972. – Вып. 11. – С. 110-114.
2. А.С. 725772 СССР, МКИ В 21 J 13/06 Узел соединения штамподержателя с шаботом молота / Р.И.Рей, А.Г.Карев и др. (СССР). – №254534/25-27; Заявлено 22.11.77; Оpubл. 05.04.80 Бюл. №13. – 3с.: ил.
3. А.С. 1212680 СССР, МКИ В 21 J 13/06. Узел крепления штамподержателя на кузнечном молоте / Ю.П.Кирдиев, Р.И.Рей, Б.С.Карасев и др. (СССР). – №3759937; Заявлено 25.06.84; Оpubл. 23.02.86 Бюл. №7. – 3с.: ил.

УДК 621.771.4

**В.И.Дорошко**

#### **УСИЛИЕ ПРЯМОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ С РАЗДАЧЕЙ В ШТАМПЕ С УМЕНЬШАЮЩИМСЯ КОНИЧЕСКИМ ЗАЗОРОМ**

Рассматривается решение для усилий на подвижном и неподвижном пуансонах и осевого усилия, действующего на матрицу при прямом выдавливании полых изделий в штампах с уменьшающимся зазором. Рис. 4. Ист. 7

Прямое выдавливание с раздачей (рис.1) является эффективным методом получения полых изделий из сплошной заготовки. В работе [1] на основе анали-

за геометрии кольцевого конического зазора в штампах прямого выдавливания определены соотношения его размеров, обуславливающих реализацию трех схем напряженного состояния металла в зазоре: всестороннее сжатие, двухосное сжатие с растяжением, сжатие с растяжением в меридиональном и тангенциальном направлениях с действием на стенку сжимающих напряжений.

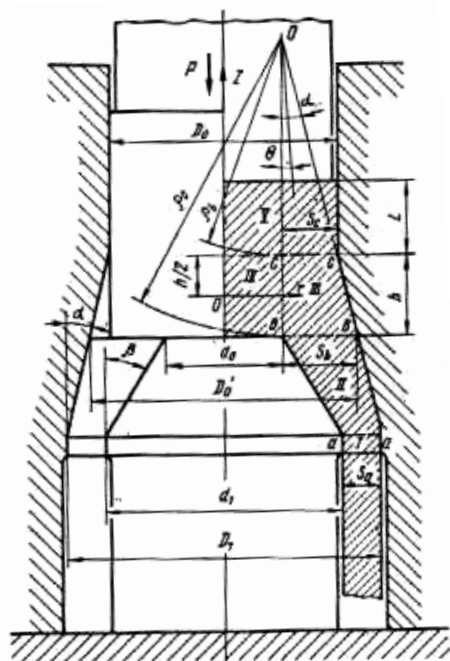


Рис. 1. Схема операции прямого выдавливания

Изучению этого способа посвящен ряд теоретических и экспериментальных исследований [2-4 и др.]. Однако в них рассматривается напряженное, деформированное, кинематическое состояния металла и усилия при выдавливании для случаев, когда в коническом зазоре между матрицей и пуансоном имеет место деформация по типу раздачи трубной заготовки, в связи с чем процесс получил название "выдавливание с раздачей". Случаи выдавливания, когда в коническом зазоре реализуется всестороннее сжатие, что позволяет обрабатывать малопластичные материалы, в литературе не рассматривались.

В этой связи целью настоящего исследования явилось определение зависимостей усилий на все рабочие элементы инструмента (подвижный, неподвижный пуансоны и матрица) от параметров процесса, расчетная схема которого показана на рис. 1. Было принято, что зазор между коническими поверхностями матрицы и пуансона изменяется так, что площадь проходного сечения его уменьшается от входа к выходу и тем самым в зазоре реализуется схема всестороннее неравномерное сжатие. Деформируемый металл считается идеально жесткопластическим, не упрочняющимся. Пластическая деформация металла заготовки происходит в областях I, II, III, IV, в областях I и V металл жесткий.

Область II. Рассматривая деформацию в области II в штампах с уменьшающимся зазором, можно отметить следующее. Так как угол конусности матрицы мал (по крайней мере меньше  $15^\circ$ ) и угол конусности неподвижного пуан-

сона всегда больше угла конусности матрицы, а увеличение диаметра ограничивается матрицей, то длина кольцевых волокон при достаточно большой величине отношения их диаметра к толщине стенки претерпевает небольшие изменения. В этой связи в коническом зазоре тангенциальные (окружные) деформации, связанные с увеличением диаметра кольцевых волокон, значительно меньше, чем деформации уменьшения толщины стенки. Это позволяет приближенно считать, что деформирование в области II осуществляется по схеме, близкой к схеме плоской деформации.

Принимаем полярную систему координат  $\rho$  и  $\Theta$  с началом в вершине углов  $\alpha$  и  $\beta$  (рис. 2).

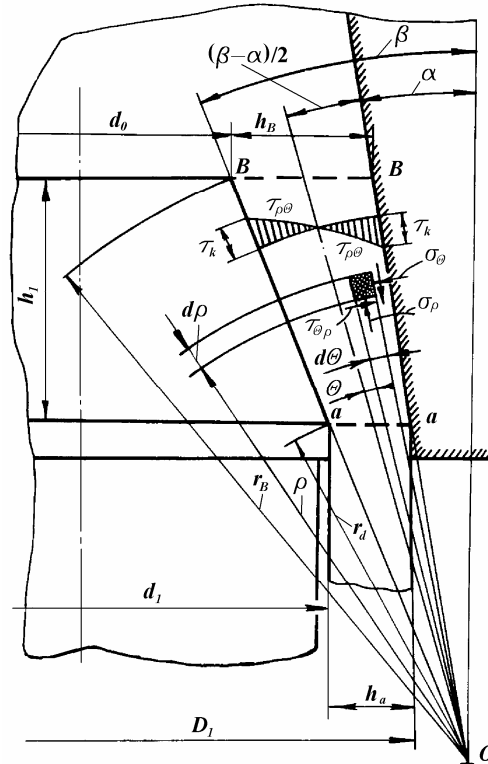


Рис. 2. Схема напряжений в области II

Дифференциальные уравнения равновесия и условие пластичности для плоской задачи в полярной системе координат имеют вид [5]:

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \sigma_\rho}{\partial \rho} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial \tau_{\rho\theta}}{\partial \theta} + \frac{\sigma_\rho - \sigma_\theta}{\rho} &= 0 \\ \frac{\partial \tau_{\rho\theta}}{\partial \rho} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial \sigma_\theta}{\partial \theta} + \frac{2\tau_{\rho\theta}}{\rho} &= 0 \end{aligned} \right\}, \quad (1)$$

$$\sigma_\rho - \sigma_\theta = \pm 2k \sqrt{1 - \left( \frac{\tau_{\rho\theta}}{k} \right)^2}. \quad (2)$$

Считаем, что касательные напряжения  $\tau_{\rho\Theta}$  в очаге деформации изменяются по линейному закону, переходя через нулевое значение при  $\Theta = (\beta + \alpha)/2$ :

$$\tau_{\rho\Theta} = \tau_k \frac{2\Theta - (\beta + \alpha)}{\beta - \alpha}, \quad (3)$$

где  $\tau_k = \mu 2k$  – значение касательного напряжения на контактной поверхности;

$\mu$  – коэффициент трения - величина постоянная по всей контактной поверхности;

$k$  – постоянная пластичности.

Целесообразность использования такого закона контактного трения диктуется тем, что в процессах деформации, характеризуемых достаточно выраженным всесторонним сжатием и соответственно значительной величиной среднего главного нормального напряжения, к которым относится выдавливание, как показали исследования [6], линейная зависимость сил трения от нормальной нагрузки теряется. Делая подстановку в (3), получаем распределение касательных напряжений в очаге деформации в виде:

$$\tau_{\rho\Theta} = \mu 2k \frac{2\Theta - (\beta + \alpha)}{\beta - \alpha}. \quad (4)$$

При условии (4) система уравнений (1), (2) имеет замкнутое решение. Выполнив интегрирование, определив при этом произвольные функции из условия удовлетворения интегралов каждого из уравнений (1) уравнению пластичности (2) и найдя постоянную интегрирования из условия, что на границе контактной поверхности области III при  $\rho = \rho_a$  и  $\Theta = \alpha$  начальные напряжения  $\sigma_\Theta = -2k$ , получаем:

$$\sigma_\Theta = -2k \left[ 1 + \left( \frac{2\mu}{\beta - \alpha} + \sqrt{1 - 4\mu^2} \right) \cdot \ln \frac{\rho}{\rho_a} \right], \quad (5)$$

$$\sigma_\rho = -2k \left[ 1 + \left( \frac{2\mu}{\beta - \alpha} + \sqrt{1 - 4\mu^2} \right) \cdot \ln \frac{\rho}{\rho_a} - \sqrt{1 - 4\mu^2} \left[ \frac{2\Theta - (\beta + \alpha)}{\beta - \alpha} \right] \right]. \quad (6)$$

Область III. Аналогично изложенному выше, т. к. угол  $\alpha$  мал, допускаем, что металл, заполняющий область III, ограниченную конической поверхностью матрицы и условной цилиндрической поверхностью разрыва между областями III и IV, находится в условиях плоского деформированного состояния.

Считаем также, что течение металла на границах области происходит как перемещение по контактной поверхности матрицы и осуществление сдвига по цилиндрической поверхности разрыва между областями III и IV.

В анализе используем полярную систему координат  $\rho$  и  $\Theta$  с началом в вершине угла  $\alpha$  (рис. 3). Дифференциальные уравнения равновесия для элемента деформируемого металла имеют вид (1).

Считаем, что касательные напряжения на контактной поверхности матрицы  $\tau_k$  постоянны и пропорциональны напряжению текучести  $\tau_k = \mu 2k$ ; напряжение сдвига на поверхности разрыва между областями III и IV - постоянны и равны  $\tau_c = k$ , поскольку при меньших напряжениях пластический сдвиг невозможен.

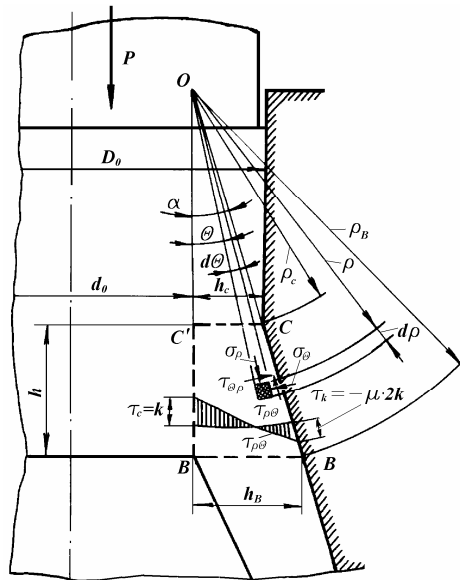


Рис. 3. Схема напряжений в области III

Принимаем линейный закон распределения касательных напряжений  $\tau_{\rho\theta}$ , согласно которому при изменении угла от 0 до  $\alpha$  они изменяются от  $\tau_c = k$  до  $\tau_k = -\mu \cdot 2k$ , переходя через нулевое значение в очаге деформации. Такое несимметричное распределение касательных напряжений в зависимости от угла представляется в виде:

$$\tau_{\rho\theta} = k - k \frac{1+2\mu}{\alpha} \cdot \theta. \quad (7)$$

Подстановка значения  $\tau_{\rho\theta}$  из (7) в дифференциальные уравнения равновесия (1) с использованием условия пластичности (2) позволяет получить замкнутое решение аналогично приведенному выше для области II, определяя при этом постоянную интегрирования из условия, что на границе областей II и III на контактной поверхности матрицы при  $\rho = \rho_B, \theta = \alpha, \sigma_\theta = \sigma_{\theta B}$ , где значение  $\sigma_{\theta B}$  находится по выражению (5). Выполнив интегрирование, получаем:

$$\sigma_\theta = -2k \left[ 1 + \left( \frac{1+2\mu}{2\alpha} - \sqrt{1-4\mu^2} \right) \cdot \ln \frac{\rho_B}{\rho} + \left( \frac{1+2\mu}{2\alpha} - \sqrt{1-4\mu^2} \right) \cdot \ln \frac{r_B}{r_a} \right], \quad (8)$$

$$\sigma_\rho = -2k \cdot \left[ 1 + \left( \frac{1+2\mu}{2\alpha} - \sqrt{1-4\mu^2} \right) \cdot \ln \frac{\rho_B}{\rho} + \left( \frac{2\mu}{\beta-\alpha} - \sqrt{1-4\mu^2} \right) \cdot \ln \frac{r_B}{r_a} - \sqrt{1 - \left[ 1 - \frac{\theta}{\alpha} (1+2\mu) \right]^2} \right]. \quad (9)$$

Область IV. Считаем, что процесс пластического деформирования в области IV представляет собой осадку цилиндрического объема металла диаметром  $d_0$  и высотой  $h$  при наличии бокового давления со стороны области III (рис. 4).

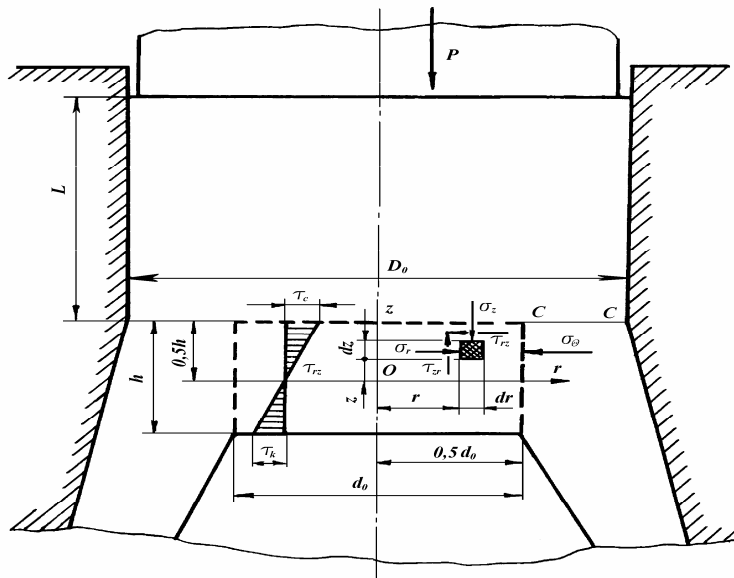


Рис. 4. Схема напряжений в области IV

Согласно данным работы [7] с учетом допущений инженерного метода для предельного случая трения  $\tau = k$  рассматриваемая задача сводится к одномерной, которая описывается одним приближенным уравнением равновесия:

$$\frac{d\sigma_z}{dr} - \frac{2k}{h} = 0. \quad (10)$$

Решая это уравнение и найдя постоянную интегрирования из условия, что на верхней кромке боковой поверхности цилиндра при  $r = d_0 / 2$  и  $z = h / 2$ .

Имеем  $\sigma_r = \sigma_{pc}$ , где  $\sigma_{pc}$  – боковое давление со стороны области III, определяемое выражением (8), получаем распределение нормальных напряжений на поверхности разрыва между областями IV и V в виде:

$$\sigma_z = -2k \cdot \left[ 1 + \frac{1}{h} \left( \frac{d_0}{2\alpha} - r \right) \cdot \ln \frac{\rho_B}{\rho_C} + \left( \frac{2\mu}{\beta - \alpha} - \sqrt{1 - 4\mu^2} \right) \cdot \ln \frac{\rho_B}{\rho_C} \frac{r_B}{r_a} + \left( \frac{2\mu}{\beta - \alpha} + \sqrt{1 - 4\mu^2} \right) \cdot \ln \frac{r_B}{r_a} \right]. \quad (11)$$

Усилие выдавливания, действующее на подвижный пуансон, с учетом силы трения металла области V о стенку контейнера будет:

$$P = \iint_{S_{III}} |\sigma_{pc}| \cdot dS + \iint_{S_{IV}} [\sigma_z] \cdot dS + \mu \sigma_{S0} \pi D_0 L, \quad (12)$$

где  $S_{III}$  и  $S_{IV}$  – площади верхних торцовых поверхностей областей III и IV.

Производя подстановки и интегрирование в выражении (12), а также отнеся к единице площади поперечного сечения пуансона, получаем формулу для

удельного усилия выдавливания, в которой отношение радиусов заменено отношением разности диаметров согласно равенству, а радиусы и толщина стенки  $R_a$ ,  $R_b$  и  $S_a$  выражены через соответствующие диаметры:

$$P = 2k \cdot \left[ 1 + \frac{1}{6h} \frac{d_0^3}{D_0^2} + \left( \frac{1+2\mu}{2\alpha} - \sqrt{1-4\mu^2} \right) \cdot \ln \frac{D_0' - d_0}{D_0 - d_0} + \right. \\ \left. + \left( \frac{2\mu}{\beta - \alpha} + \sqrt{1-4\mu^2} \right) \cdot \ln \frac{D_0' - d_0}{D_0 - d_0} - \frac{\pi}{4} \left( 1 - \frac{d_0^2}{D_0^2} \right) \right] + 4\mu\sigma_{s0} \frac{L}{D_0}. \quad (13)$$

Удельное усилие, действующее на неподвижный пуансон, найдем как сумму проекций всех сил, возникающих от нормальных и касательных напряжений на вертикальную ось и отнесенную к единице максимальной площади пуансона, т.е.:

$$q = 2k \cdot \left\{ \frac{d_0^2}{d_1^2} \left[ 1 + \frac{d_0^2}{d_1^2} + \left( \frac{1+2\mu}{2\alpha} - \sqrt{1-4\mu^2} \right) \frac{2\mu}{\beta - \alpha} + \sqrt{1-4\mu^2} + \right. \right. \\ \left. \left. + \left( \frac{2\mu}{\beta - \alpha} + \sqrt{1-4\mu^2} \right) \cdot \ln \frac{D_0' - d_0}{D_0 - d_0} \right] \frac{(d_0 + d_1)(c - d_1)}{d_1^2} \left[ \left( \frac{2\mu}{\beta - \alpha} - \right. \right. \right. \\ \left. \left. - \sqrt{1-4\mu^2} \right) \cdot \left( \frac{D_0' - d_0}{D_0 - d_0} - 1 \right) + \frac{D_0' - d_0}{D_0 - d_0} \left( \frac{2\mu}{\beta - \alpha} + \sqrt{1-4\mu^2} \right) \cdot \ln \frac{D_0' - d_0}{D_0 - d_0} \right] + \right. \\ \left. + \frac{\mu}{\operatorname{tg}\beta} \left( 1 - \frac{d_0^2}{d_1^2} \right) \right\}. \quad (14)$$

Осевое усилие, действующее на матрицу, определим, взяв сумму проекций всех сил, возникающих от нормальных и касательных напряжений на контактной поверхности матрицы, и силы трения металла о стенки контейнера, т.е.:

$$F = \mu\sigma_{s0}\pi D_0 L + 2k \frac{\pi}{4} \left\{ \frac{\mu}{\operatorname{tg}\alpha} (D_1^2 - D_0^2) - (D_0' + D_1)(c - D_1) \times \right. \\ \times \left[ \left( 1 - \frac{2\mu}{\beta - \alpha} - \sqrt{1-4\mu^2} \right) \left( \frac{D_0' - d_0}{D_1 - d_1} \right) + \frac{D_0' - d_0}{D_1 - d_1} \left( \frac{2\mu}{\beta - \alpha} + \right. \right. \\ \left. \left. + \sqrt{1-4\mu^2} \right) \cdot \ln \frac{D_0' - d_0}{D_1 - d_1} \right] - \left[ 1 + \frac{1+2\mu}{2\alpha} - \sqrt{1-4\mu^2} + \right. \\ \left. + \left( \frac{2\mu}{\beta - \alpha} + \sqrt{1-4\mu^2} \right) \cdot \ln \frac{D_0' - d_0}{D_0 - d_0} - \frac{D_0' - d_0}{D_0 - d_0} \left( \frac{1+2\mu}{2\alpha} - \sqrt{1-4\mu^2} \right) \times \right. \\ \left. \left. \times \ln \frac{D_0' - d_0}{D_0 - d_0} \right] (D_0^2 - D_0'^2) \right\}. \quad (15)$$

Для оценки результатов расчета усилия производили выдавливание на испытательном гидравлическом прессе П-59 заготовок из свинца ( $S_t = 20$  МПа) с

размерами:  $D_0 = 40\text{мм}$ ;  $d_0 = 28.8\text{мм}$ ;  $D_1 = 56\text{мм}$ ;  $d_1 = 40\text{мм}$ ;  $\alpha = 10$  град;  $\beta = 30$  град;  $L = 100\text{мм}$ . Заготовки и штамп смазывали машинным маслом.

Максимальное усилие выдавливания составило 85.9 кН. Расчетное значение усилия с использованием формулы (13) при  $\mu = 0.15$  составило 92.9 кН.

**Выводы.** Получены формулы для расчета удельных усилий на подвижном и неподвижном пуансонах и осевого усилия, действующего на матрицу при прямом выдавливании полых изделий в штампах с уменьшающимся коническим зазором. Показано соответствие расчетного усилия выдавливания и экспериментальных данных.

#### Литература

1. Дорошко В.И. Анализ возможных вариантов прямого выдавливания полых изделий из сплошной заготовки / Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні; Зб. наук. пр. - Луганськ: Вид-во СНУ ім.В.Даля, 2005. – С.3-10.
2. Особенности напряженно-деформированного состояния и структуры стального полуфабриката при прямом выдавливании с раздачей / А.В.Хабаров, А.Г.Овчинников, Е.П.Добрянов и др. / Кузнечно-штамповочное производство. 1984. - №11. – С. 21-23.
3. Овчинников А.Г., Хабаров А.В., Добрянов Е.П. Штамповка прямым выдавливанием с раздачей / Кузнечно-штамповочное производство, 1984. - №3. – С. 21-23.
4. Дорошко В.И. Усилие прямого выдавливания в равновеликий конический зазор / Известия ВУЗов. Черная металлургия, 1988. - №12. – С. 47-51.
5. Сторожев М.В., Попов Е.А. Теория обработки металлов давлением. – Машиностроение, 1977. – С. 423.
6. Макушок Е.М. Механика трения. – Минск: Наука и техника, 1974. – С. 252.
7. Теория пластических деформаций металлов / Е.П.Унксов, У.Джонсон, В.Л. Коммогоров и др. – М.: Машиностроение, 1983. – С. 598.

УДК 621.762

**Л.А. Рябичева, А.Т. Цыркин, Н.В. Холодеева, А.Г. Баранов**

#### **ТЕХНОЛОГИЯ ВЫДАВЛИВАНИЯ ПОРОШКОВЫХ ПОЛЫХ ИЗДЕЛИЙ ИЗ ПОРИСТЫХ ЗАГОТОВОК**

Рассмотрены особенности процесса выдавливания порошковых изделий из пористых заготовок. Разработана схема штамповки, обеспечивающая получение полых изделий высокой плотности и равноплотности из заготовок простой формы. Проведены эксперименты по получению детали «стакан» из медного порошка. Полученные детали имеют высокую плотность и равноплотность. Рис. 2. Ист. 6.

Одним из актуальных направлений развития технологии обработки давлением порошковых материалов является разработка процессов получения изделий сложной формы с высоким уровнем физико-механических свойств. К таким изделиям относятся порошковые детали, имеющие форму стакана, которая технологична для изготовления их выдавливанием. По мнению авторов работ [1, 2], основным недостатком процесса выдавливания полых изделий из порошковых материалов является трение заготовки о стенки матрицы. Потери на трение

при выдавливании изделий из порошковых материалов больше, чем потери на трение при выдавливании деталей из сталей такого же химического состава [1]. Трение влияет на энергосиловые и деформационные характеристики технологического процесса, а в ряде случаев существенно влияет на структурные параметры материала [2].

Известно [2], что деформирование пористой заготовки происходит в две стадии - уплотнение и деформация уплотненного материала с истечением в свободные полости штампа. Чем позже начнется вторая стадия, тем больше плотность и меньше неравномерность ее распределения по объему изделия. Это достигается применением схем деформирования с активными силами трения на границе заготовки с матрицей или созданием на начальном этапе дополнительных сил сопротивления истечению металла в трубчатую часть изделия [1, 2]. Авторы этих работ предлагают применять для такого процесса специальное прессовое оборудование, что является серьезным препятствием для реализации таких схем выдавливания.

Снижение затрат на трение достигается так же при использовании способа штамповки порошковых заготовок плоским пуансоном, не заходящим в полость матрицы. Уменьшить давление прессования и получить при этом высокую плотность возможно, применив схему поперечной штамповки [3].

На процесс штамповки порошковых изделий значительное влияние оказывает форма заготовки, ее пористость и технология изготовления. Наиболее часто в практике обработки давлением порошковых материалов форма заготовки соответствует форме изделия и отличается от нее пористостью и припуском по высоте, при этом деформацию осуществляют осадкой. Однако известно [3], что высокая плотность и равноплотность достигается при использовании схем деформирования, когда создаются условия всестороннего неравномерного сжатия при наличии значительных деформаций сдвига. В этом случае заготовку изготавливают более простой формы, что упрощает технологию ее получения и отпадает необходимость ее ориентации при установке в полость штампа. Порошковый пористый материал имеет низкие пластические свойства и при применении недостаточно «жестких» схем деформирования наблюдается образование трещин. Увеличение плотности заготовки повышает ее пластические свойства и деформируемость. Поэтому для получения изделий высокой плотности штамповкой рекомендуется применять заготовки с относительной плотностью 85-92% [1-4], что ухудшает условия их прессования.

Цель данной работы - разработка технологии изготовления полых изделий высокой плотности холодным выдавливанием, реализуемой на стандартном оборудовании с использованием заготовок простой формы.

Для штамповки выбирается заготовка простой формы в виде цилиндра с пористостью 18 – 22%. Размеры заготовки рассчитываются следующим образом. Исходя из равенства масс детали и заготовки, учитывая их пористости, находится объем заготовки:

$$V_d \rho_d = V_{\text{заг}} \rho_z, \quad (1)$$

где  $V_d$ ,  $\rho_d$  – объем и относительная плотность детали соответственно;

$V_{\text{заг}}$ ,  $\rho_z$  – объем и относительная плотность заготовки соответственно.

Результаты исследований свободной осадки пористых заготовок показали, что в зависимости от материала, пористости, температуры и скорости деформирования предельная степень радиальной деформации изменяется в пределах от 15 до 55%. Степень радиальной деформации определяется из зависимости:

$$\varepsilon = (D_m - D_z) / D_m, \quad (2)$$

где  $D_m$ ,  $D_z$  - диаметр матрицы штампа и заготовки соответственно.

Задавая степень радиальной деформации, из формулы (2) можно определить диаметр заготовки, а зная диаметр и объем - высоту заготовки.

Штамповка детали происходит в два этапа. На первом этапе осуществляется радиальное уплотнение заготовки в плавающей матрице не заходящим в полость матрицы верхним пуансоном при неподвижном нижнем пуансоне. Свободное поперечное течение металла в процессе осадки обеспечивает получение более высокой плотности, чем при ее уплотнении без поперечной деформации при одном и том же давлении. На втором этапе производится выдавливание с приложением противодействия к пуансону, формирующему трубчатую часть детали, что приводит к выравниванию скоростей перемещения матрицы и заготовки. Разработанная схема штампа показана на рис. 1.

Штамп состоит из матрицы 1, пружин 2 и 5, плиты 3, пуансона 4, стержня 6, опорной плиты 7, ограничителей 8 и 9. В начальный момент плита 3, закрепленная на траверсе пресса и выполняющая роль верхнего пуансона, находится в верхнем положении. Заготовку, имеющую диаметр меньше диаметра матрицы на величину, обеспечивающую заданную степень поперечной деформации, загружают в полость матрицы 1, причём положение матрицы 1 регулируется так, что заготовка помещается на 2 - 3 мм ниже ее верхнего торца (рис. 1, а). Матрицу 1 и пуансон 4 пружины 2 и 5 удерживают в крайнем верхнем положении.

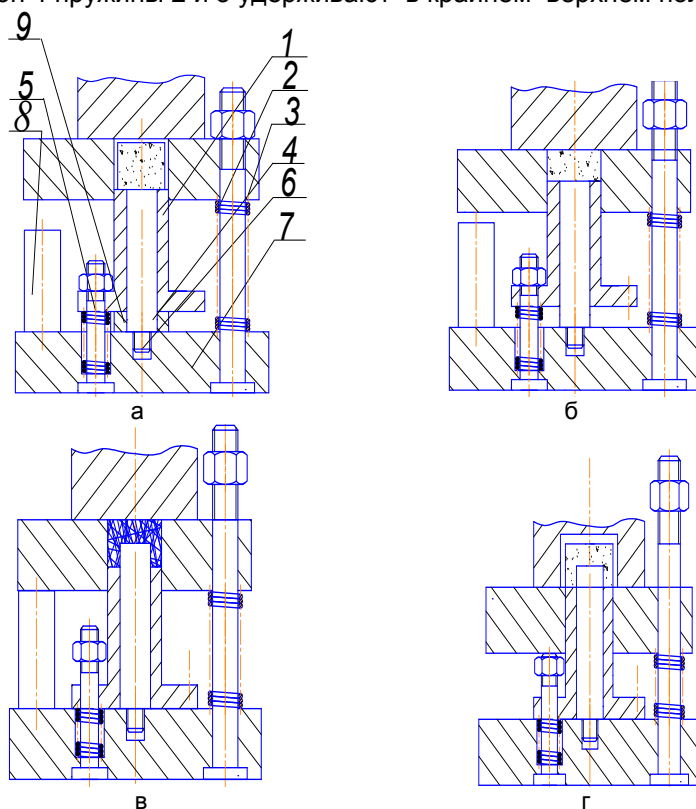


Рис. 1. Схема штампа для выдавливания полых порошковых деталей:  
1 - матрица, 2, 5 - пружины, 3 - плита, 4 - пуансон, 6 - стержень, 7 - опорная плита,  
8, 9 - ограничители

При ходе ползуна прессы вниз плита 3 осуществляет нагружение матрицы 1, принудительно перемещает ее, при этом сжимаются пружины 2. Пуансон 4 не перемещается, так как упирается в ограничитель 9 (рис. 1, б). Перемещение матрицы 1 приводит к поперечному (радиальному) деформированию заготовки и ее уплотнению.

На втором этапе удаляется ограничитель 9 и продолжается процесс штамповки (рис. 1, в). Матрица 1 под действием плиты 3 перемещается вниз. Заготовка передает нагружение пуансону 4, при этом сжимается пружина 5. Происходит процесс выдавливания металла в трубчатую часть. При этом отсутствует трение наружного диаметра заготовки о стенки матрицы, а пружины 5 создают противодействие. Процесс продолжается до тех пор, пока матрица 1 не доходит до регулируемого ограничителя 8, а пуансон 4 - до плиты 7. Выталкивание детали из штампа осуществляется стягиванием матрицы, а со стержня деталь легко снимается в результате упругого последействия (рис. 1, г).

Повышение плотности заготовки, осуществляемое на первом этапе штамповки, создание схемы всестороннего неравномерного сжатия за счет противодействия, приложенного к пуансону, формирующему стенку детали, выравнивание скоростей перемещения матрицы и заготовки приводят к получению детали без дефектов с высокой плотностью и равномерностью. Окончательное формирование детали происходит при замыкании штампа, что обеспечивает размерную точность изделия.

Для экспериментальной проверки разработанного способа получения пористых изделий была осуществлена штамповка детали «стакан» (рис. 2). Заготовки прессовали из медного порошка, полученного из лома медных проводников тока [5], и спекали по ступенчатому режиму [6]. После изотермической выдержки в течение 120 мин при температуре 930-970°С заготовки имели плотность 7,35 - 7,45 г/см<sup>3</sup> (относительная плотность 0,83-0,84). Ее размеры составляли: диаметр 23,8 мм; высота – 32,6 мм.

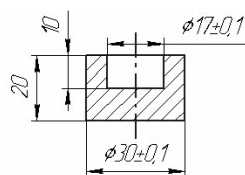


Рис. 2. Порошковая деталь, полученная выдавливанием пористой заготовки

Выдавливание проводилось в матрице диаметром 30 мм. Таким образом, степень радиальной деформации составляла 21%. Диаметр пуансона равнялся 17 мм. На первом этапе происходила осадка заготовки до высоты 18,5 мм, а диаметр увеличивался до диаметра матрицы. Относительная плотность при этом повышается до 0,92. На втором этапе происходит выдавливание. Сила выдавливания составила 390 кН. После штамповки детали имели диаметр 30,05 мм, высоту 20,2 мм, диаметр полости 17,05 и глубину 10,1 мм. Относительная плотность – 0,97. Разноплотность дна и стенки не превышала 2,8%. Структура материала – равномерная, без видимых дефектов.

**Выводы.** 1. Разработана форма исходной заготовки и технология изготовления детали типа «стакан» за два этапа: уплотнения до достижения относительной плотности, равной 85-92%, и формообразования детали за счет выдавливания.

2. Разработана схема штампа для изготовления детали «стакан», учитывающая выдавливание с приложением противодействия к пуансону, формирующему трубчатую часть детали.

### Литература

1. Овчинников А.Г., Дмитриев А.М. Холодное выдавливание полых цилиндрических изделий из железного порошка. // Кузнечно-штамповочное производство, 1984. - №10. - С. 5-8.
2. Баглюк Г.А. Усовершенствование процессов деформирования порошковых материалов на основе управления силами контактного трения // Порошковая металлургия, 2002. - №1/2. - С. 21-25.
3. Дорофеев Ю.Г. Динамическое горячее прессование пористых порошковых заготовок. – М.: Металлургия, 1977. – 216 с.
4. Бобровник Ю.А., Литманович И.С. Технологические возможности применения холодной объемной штамповки железопорошковых заготовок. // Кузнечно-штамповочное производство, 1990. - №5. – С. 10-12.
5. Патент на винахід 64966 А. Україна. Спосіб одержання порошку міді // Раев С. С., Рябічева Л.О., Циркін А.Т., Нікітін Ю.М., 2004. - Бюл. №1. – 3 с.
6. Патент на винахід 12618 А. Україна. Спосіб виготовлення щільних виробів із порошку міді // Рябічева Л.О., Циркін А.Т., Нікітін Ю.М. та інші, 2006 – Бюл. №1. – 3с.

УДК 621.762.1

**А.А.Стоянов**

### **О СПОСОБАХ ОПИСАНИЯ ПЛАСТИЧЕСКОГО ТЕЧЕНИЯ ВЫСОКОПЛОТНЫХ ПОРОШКОВЫХ МАТЕРИАЛОВ**

Выполнен сравнительный анализ способов математического описания пластического течения высокоплотных порошковых материалов. Получены уравнения, выражающие скалярные свойства уплотняемого порошкового тела в зависимости от отношения скорости изменения объема к скорости формоизменения, пористости и параметров состояния. Показано, что определяющие соотношения пластического течения изотропных уплотняемых материалов допускают две эквивалентные формулировки. Рис. 1. Ист. 8.

Описание процессов формования порошков и пористых тел в рамках традиционного подхода континуальной механики осуществляется заданием уравнения поверхности нагружения и связанного с ним ассоциированного закона течения, устанавливающего связь напряжений с деформациями [1-3]. Поверхность нагружения предполагается выпуклой и замкнутой и задается функцией:

$$f(p, \tau, \theta, \chi_k) = 0, \quad (1)$$

которая должна удовлетворять уравнению ассоциированного закона течения

$$\frac{\partial f}{\partial p} \gamma = \frac{\partial f}{\partial \tau} e. \quad (2)$$

Наиболее распространенным примером строго выпуклой поверхности нагружения является эллипсоид вращения, уравнение которого в  $p, \tau$  координатах имеет вид

$$\frac{p^2}{\psi(\theta)} + \frac{\tau^2}{\varphi(\theta)} = \sigma_s^2, \quad (3)$$

где  $\psi(\theta)$  и  $\varphi(\theta)$  – функции пористости;

$\sigma_s^2$  – предел текучести материала основы.

Ассоциированный с данной поверхностью закон течения имеет вид

$$\frac{p}{\psi} \gamma = \frac{\tau}{\varphi} e. \quad (4)$$

Система представлений в континуальной механике уплотняемого пористого тела, развитая в работах [4, 5], предлагает еще один вариант описания поведения пористого материала при пластическом формоизменении. Он предполагает формулировку определяющих уравнений пластического течения изотропных материалов при наличии необратимого объемного изменения в соответствии с принципами построения теории пластичности, основанными на результатах термодинамики необратимых процессов, связанных с представлениями о необратимых потоках и силах [6, 7].

В соответствии с ними для изотропного пластического тела имеют место следующие предположения:

- диссипативная функция однородная первой степени относительно тензора скоростей деформаций  $e_{ij}$  и является потенциалом для тензора напряжений [8]:

$$\sigma_{ij} = \frac{\partial D}{\partial e_{ij}}; \quad (5)$$

- аргументами диссипативной функции являются  $e, \gamma$ , пористость  $\theta$  и параметры состояния материала  $\chi_k$ ;
- имеет место принцип максимума Мизеса:

$$(p_1 - p_2)e + (\tau_1 - \tau_2)\gamma \geq 0, \quad (6)$$

где  $p$  и  $\tau$  – инварианты тензора напряжений, соответствующего скоростям деформаций  $e_{ij}$ ;  $p_1$  и  $\tau_1$  – инварианты любого другого тензора напряжений.

Из (5), с учетом предположений об аргументах функции  $D$ , получим:

$$\sigma_{ij} = \frac{\partial D}{\partial e} \cdot \frac{\partial e}{\partial e_{ij}} + \frac{\partial D}{\partial \gamma} \cdot \frac{\partial \gamma}{\partial e_{ij}}. \quad (7)$$

По определению

$$\frac{\partial e}{\partial e_{ij}} = \delta_{ij}; \quad \frac{\partial \gamma}{\partial e_{ij}} = \frac{1}{\gamma} \left( e_{ij} - \frac{1}{3} e \delta_{ij} \right), \quad (8)$$

поэтому равенству (7) можно придать вид:

$$\sigma_{ij} = \frac{\partial D}{\partial e} \cdot \delta_{ij} + \frac{1}{\gamma} \cdot \frac{\partial D}{\partial \gamma} \cdot \left( e_{ij} - \frac{1}{3} e \delta_{ij} \right). \quad (9)$$

Из определения тензора напряжений:

$$\sigma_{ij} = p \delta_{ij} + (\sigma_{ij} - p \delta_{ij}), \quad (10)$$

учитывая (5), находим связь между  $p$ ,  $\tau$  и  $e$ ,  $\gamma$

$$p = \frac{\partial D}{\partial e}; \quad \tau = \frac{\partial D}{\partial \gamma}. \quad (11)$$

Из (9) и (11) следует уравнение:

$$e_{ij} - \frac{1}{3} e \delta_{ij} = \frac{\gamma}{\tau} (\sigma_{ij} - p \delta_{ij}), \quad (12)$$

которое определяет подобие девиаторов напряжений и скоростей деформаций. Оно характеризует тензорные свойства уплотняемых материалов, удовлетворяющих сформулированным выше свойствам. Необходимо отметить, что это соотношение справедливо и для модели неуплотняемого пластического тела Леви–Мизеса классической теории пластичности [7].

Для получения уравнений, характеризующих скалярные свойства среды, воспользуемся однородностью функции и применим к ней теорему Эйлера об однородных функциях. В этом случае:

$$D = \frac{\partial D}{\partial e_{ij}} e_{ij}.$$

Учитывая, что  $D$  зависит от  $e$  и  $\gamma$ , а также (8), получим выражение:

$$D = \frac{\partial D}{\partial e} e + \frac{\partial D}{\partial \gamma} \gamma, \quad (13)$$

которое на основании (11) может быть преобразовано к виду:

$$D = p e + \tau \gamma. \quad (14)$$

Дифференцируя (14) сначала по  $e$ , а затем по  $\gamma$  и используя (9), приходим к системе уравнений первого порядка в частных производных

$$\begin{cases} \frac{dp}{de} e + \frac{dp}{d\gamma} \gamma = 0 \\ \frac{d\tau}{de} e + \frac{d\tau}{d\gamma} \gamma = 0 \end{cases}, \quad (15)$$

из которой следует, что  $p$  и  $\tau$  однородны относительно  $e$  и  $\gamma$  первой степени. Следовательно, при пластическом течении  $p$  и  $\tau$  могут зависеть лишь от отно-

шения  $e/\gamma$ , но не от каждой переменной в отдельности. Для обозначения указанного отношения вводится переменная  $S$ , называемая показателем деформированного состояния:

$$S = \frac{e}{\gamma}. \quad (16)$$

Тогда общее решение системы уравнений (15) имеет вид:

$$\begin{aligned} p &= p(S, \theta, \chi_k) \\ \tau &= \tau(S, \theta, \chi_k) \end{aligned} \quad (17)$$

Уравнения (17) характеризуют скалярные свойства среды. Совместно с уравнением (12) они представляют собой полную систему определяющих уравнений пластически уплотняющегося тела.

Функции, входящие в (17) не могут быть произвольными, а должны удовлетворять определенному соотношению. Из факта существования потенциала для напряжений с помощью выражений (11) получаем:

$$\frac{\partial p}{\partial \gamma} = \frac{\partial \tau}{\partial e}. \quad (18)$$

Учитывая (17), а также очевидные следствия (16)

$$\frac{\partial S}{\partial \gamma} = -\frac{S}{\gamma}, \quad \frac{\partial S}{\partial e} = \frac{1}{\gamma},$$

находим:

$$\frac{\partial p}{\partial \gamma} = -\frac{\partial p}{\partial S} \frac{\partial S}{\partial \gamma} = -\frac{\partial p}{\partial S} \frac{S}{\gamma}; \quad \frac{\partial \tau}{\partial e} = \frac{\partial \tau}{\partial S} \frac{\partial S}{\partial e} = \frac{\partial \tau}{\partial S} \frac{1}{\gamma}.$$

Подставляя приведенные представления для перекрестных производных в (18), получаем

$$\frac{\partial p}{\partial S} S + \frac{\partial \tau}{\partial S} = 0. \quad (19)$$

Таким образом, при пластическом течении функции  $p$  и  $\tau$  не могут быть произвольными, а обязаны удовлетворять соотношению (19).

Перейдем к анализу следствий, к которым приводит принцип максимума Мизеса. Согласно (6) неравенство

$$(p_1 - p_2)e_1 + (\tau_1 - \tau_2)\gamma_1 > 0 \quad (20)$$

имеет место для любых пар  $e_1$  и  $\gamma_1$  и  $e_2$  и  $\gamma_2$ .

В силу их равноправия имеет место также

$$(p_2 - p_1)e_2 + (\tau_2 - \tau_1)\gamma_2 > 0. \quad (21)$$

Поскольку  $\gamma > 0$  по определению, оба последних неравенства можно разделить на  $\gamma_1$  и  $\gamma_2$  соответственно. Тогда

$$(p_1 - p_2)S_1 + \tau_1 - \tau_2 > 0 \quad (22)$$

$$(p_2 - p_1)S_2 + \tau_2 - \tau_1 > 0.$$

Сложение обеих частей (22) приводит к

$$(p_2 - p_1)(S_2 - S_1) > 0. \quad (23)$$

Последнее неравенство, эквивалентное при дифференцируемом  $p(S)$  утверждению

$$\frac{dp(S)}{dS} > 0, \quad (24)$$

выражает тот факт, что  $p$  – монотонно неубывающая функция  $S$ .

Используя полученный результат, можно получить дополнительную информацию относительно  $\tau$ . Из (19) и в силу предположения о гладкости функций  $p$  и  $\tau$  следует, что

$$\frac{d\tau(S)}{dS} \geq 0 \text{ при } S \leq 0; \quad \frac{d\tau(S)}{dS} = 0 \text{ при } S = 0; \quad \frac{d\tau(S)}{dS} \leq 0 \text{ при } S \geq 0.$$

Полученные неравенства показывают, что при отрицательных  $S - \tau$  возрастает, при  $S = 0$  – достигает максимума, а при положительных – убывает. Поэтому  $\tau(S)$  – положительная ограниченная функция от  $S$ , имеющая максимум при  $S = 0$  и горизонтальную асимптоту  $\tau = 0$ . График ее представляет кривую (рис. 1), имеющую максимум при  $S = 0$ , несимметричную относительно оси  $\tau$ .

Учитывая последнее обстоятельство, к сказанному ранее относительно  $p(S)$  можно добавить, что эта функция также ограничена и имеет пару асимптот, между которыми и расположен ее график.

Таким образом, теория пластичности объемно сжимаемого континуума может формулироваться исходя из задания гидростатического давления  $p$  и интенсивности касательных напряжений  $\tau$  как функций  $S$ , удовлетворяющих уравнению (19), причем,  $p$  должно быть монотонно возрастающей ограниченной, а  $\tau$  – функцией  $S$ , имеющей при  $S = 0$  максимум и стремящейся к нулю, когда  $|S| \rightarrow \infty$  (рис.1).

Тензорные свойства модели характеризуются соотношениями подобия девиаторов (12).

Данная формулировка определяющих соотношений внешне отличается от традиционного подхода, связанного с заданием поверхности нагружения и ассоциированного закона, при котором эти соотношения имеют специфичную форму. Однако классические представления не противоречат развитым здесь, а являются их частным случаем.

В этом можно убедиться, решив уравнения (3) и (4) относительно  $p$  и  $\tau$

$$p = \frac{\Psi S}{\sqrt{1 + \frac{\Psi}{\phi} S^2}} \sqrt{\phi} \cdot \sigma_s \quad \tau = \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{\Psi}{\phi} S^2}} \sqrt{\phi} \cdot \sigma_s. \quad (25)$$

Как видно,  $p$  и  $\tau$  в этом случае также являются функциями  $S$ , пористости  $\theta$ , параметров  $\chi_k$  (они являются функцией  $\sigma_s$ ), удовлетворяющими уравнению (19) и рис. 1.

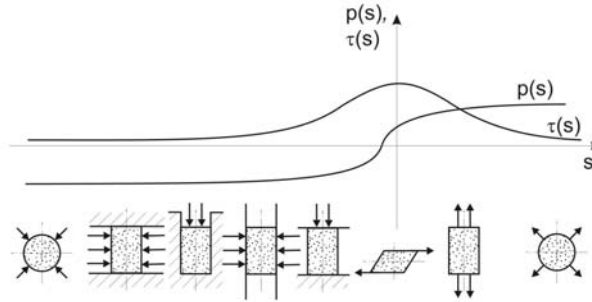


Рис. 1. К определяющим уравнениям уплотняемых материалов

**Выводы.** Скалярные свойства уплотняемого пористого материала могут быть описаны парой уравнений, выражающих зависимости гидростатического давления  $p$  и интенсивности касательных напряжений  $\tau$  от отношения скорости изменения объема  $\epsilon$  к скорости формоизменения  $\gamma$ , пористости  $\theta$  и параметров  $\chi_k$ , характеризующих состояние материала порошка и пористого тела. На основании изложенного определяющие соотношения пластического течения изотропных уплотняемых материалов допускают две эквивалентные формулировки:

1. Величины  $p$  и  $\tau$  задаются в виде функций от  $S = \frac{\epsilon}{\gamma}$ , пористости  $\theta$ , параметров  $\chi_k$  так, чтобы они удовлетворяли рис. 1 и уравнению

$$\frac{\partial p}{\partial S} S + \frac{\partial \tau}{\partial S} = 0.$$

2. Задается поверхность нагружения

$$f(p, \tau, \theta, \chi_k) = 0,$$

связь между  $\epsilon$ ,  $\gamma$ ,  $p$  и  $\tau$  определяется ассоциированным законом течения

$$\frac{\partial f}{\partial p} \gamma = \frac{\partial f}{\partial \tau} \epsilon.$$

Указанные формы задания определяющих уравнений эквивалентны, если поверхность  $f$  – гладкая, выпуклая и замкнутая.

## Литература

1. Грин Р.Дж. Теория пластичности пористых тел // Механика. – 1973. – Т. 4. – С. 109–120.
2. Сегал В.М. Вариант теории пластичности пористого тела // Прикладная механика. – 1981. – Т. XVII. – № 3. – С.44–49.
3. Лещинский В.М., Стоянов А.А. О связи между макро- и микропараметрами напряженно-деформированного состояния при деформации порошковых материалов // Современные ресурсосберегающие технологии получения и обработки материалов в машиностроении: Сборник научных трудов аспирантов и соискателей. – К.: УМК ВО, 1991.
4. Штерн М.Б. Определяющие уравнения для уплотняемых пластичных пористых тел // Порошковая металлургия. – 1981. – № 4. – С. 17–23.
5. Феноменологические теории прессования порошков / М.Б. Штерн, Г.Г. Сердюк, Л.А. Максименко и др. – К.: Наук. думка, 1982. – 140 с.
6. Циглер. Г. Экстремальные принципы термодинамики, необратимых процессов и механика сплошной среды. – М.: Мир, 1966. – 135 с.
7. Ивлев Д.Д., Быковцев Г.И. Теория упрочняющегося пластического тела. – М.: Наука, 1971. – 281 с.
8. Скорород В.В. Реологические основы теории спекания. – К.: Наук. думка, 1972. – 148 с.

УДК 621.974

**Р.И.Рей, Т.С.Сушкова**

### **О ВЛИЯНИИ ПОДШАБОТНОЙ ВИБРОИЗОЛЯЦИИ НА КПД УДАРА МОЛОТА**

Показано, что при подшаботной виброизоляции шабот штамповочного молота перед ударом движется навстречу падающим частям, что не снижает, а приводит к незначительному повышению КПД удара молота. Ист. 3.

Виброизоляция шаботных молотов преследует цель удовлетворять требованиям нормативных документов на уровень производственной вибрации. В настоящее время в Украине действуют «Державні санітарні норми виробничої загальної та локальної вібрації. ДСН 3.3.6-039-99».

Опасение разработчиков, что подшаботная виброизоляция приведет к снижению КПД молота и жесткости удара, привело к внедрению виброизолированных фундаментов, стоимость устройства которых достигла 60% от стоимости молота и примерно на 20 лет затормозило внедрение подшаботной виброизоляции молотов.

При расчете параметров подшаботной виброизоляции предполагают, что шабот перед ударом неподвижен, а в процессе удара он приобретает скорость равную скорости отскока, и эта скорость вводится в начальные условия при решении уравнений движения системы. Если шабот перед ударом движется навстречу падающим частям, будет иметь место повышение КПД удара и снижение нагрузки на виброизоляторы, в противном случае результат будет обратным.

Рассмотрим поведение шабота штамповочного молота перед ударом. Известно, что при движении падающих частей сверху вниз на цилиндр, а следовательно, на молот в целом действует сила, равная

$$P = F \cdot P_B - \alpha \cdot F \cdot P_H - P_T \cdot \text{Sign}V, \quad (1)$$

где  $F, \alpha \cdot F$  – полная площадь цилиндра сверху и кольцевая снизу;

$P_B, P_H$  – текущие значения давлений энергоносителя в верхней и нижней полостях цилиндра;

$P_T$  – сила трения в направляющих;

$V$  – скорость падающих частей.

Известно также, что период действия этой силы равен времени двойного хода падающих частей  $T = t_g$ , круговая частота в этом случае будет равна  $\omega_p = 2\pi/t_g$ ,  $t_g$  – время двойного хода падающих частей.

И так как текущие давления определяются по методике изложенной в [1], то легко определить движение молота под воздействием этой силы.

Однако нас интересует поведение молота непосредственно перед ударом, а именно величина и направление скорости движения.

Рассмотрим вынужденные колебания молота под действием силы  $P$  (1), действующей на цилиндр. Для упрощения анализа силу  $P$  представим в виде:

$$P = P_o \cdot \cos(\omega_p \cdot t - \varphi_o), \quad (2)$$

где  $P_o$  – максимальное (амплитудное) значение силы.

Дифференциальное уравнение движения молота будет иметь вид:

$$m \cdot y'' + k \cdot y = P_o \cdot \cos(\omega_p \cdot t - \varphi_o), \quad (3)$$

где  $k$  – жесткость подшаботной виброизоляции.

Решением уравнения (3) будет:

$$y = c_1 \cos \omega \cdot t + c_2 \sin \omega \cdot t + \frac{P_o}{k - m \cdot \omega_p^2} \cos(\omega_p \cdot t - \varphi_o), \quad (4)$$

где  $m$  – масса молота с шаботом;

$\omega$  – круговая частота собственных колебаний.

Если за начальные условия принять  $t = 0, y = y_o, y' = V_o$ , где  $y_o$  – величина "мертвой зоны" вибрации,  $V_o$  – скорость отскока шабота, то постоянные интегрирования будут равны:

$$C_1 = y_o - \frac{P_o \cos \varphi_o}{k - m \cdot \omega_p^2}; \quad C_2 = V_o / \omega + \frac{\omega_p P_o \sin \varphi_o}{\omega(k - m \omega_p^2)},$$

а уравнение движения (4) примет вид:

$$y = A \cdot \sin(\omega t + \beta) + \frac{\omega_p P_o \sin \varphi_o}{\omega(k - m \omega_p^2)} \sin \omega t - \frac{P_o \cos \varphi_o}{k - m \omega_p^2} \sin \omega t + \frac{P_o}{k - m \omega_p^2} \cos(\omega_p t - \varphi_o), \quad (5)$$

где  $A = \sqrt{y_o^2 + (V_o / \omega)^2}$ ,  $\beta = \text{arctg}(\omega \cdot y_o / V_o)$ .

Рассмотрим физический смысл членов, входящих в (5). Первый член описывает свободные колебания молота, возникающие вследствие удара. Вторым и третьим членами представляют движение, обусловленное приложением силы  $P$  при  $t = 0$  и также обладающее собственной частотой системы  $\omega$ . Оба движения обусловлены условиями и событиями, которые произошли в момент времени  $t = 0$ . Эти движения называются неустановившимися, и так как система демпфирована силами трения, они прекратятся к последующему удару [2].

Движение, представленное последним членом, имеет частоту внешней силы, т.е. частоту следования ударов и будет существовать до тех пор, пока сила продолжает действовать на систему. Нас интересует поведение системы перед ударом, т.е. при  $t < 0$ . Уравнение вынужденных колебаний молота с шаботом после затухания собственных колебаний будет представлено последним членом из (5) и с учетом, что  $\omega = \sqrt{k/m}$ , оно будет иметь вид:

$$y = \frac{P_0}{m(\omega^2 - \omega_p^2)} \cdot \cos(\omega_p \cdot t - \varphi_0), \quad (6)$$

а скорость вынужденных колебаний молота после затухания свободных колебаний на виброизоляторах будет равна:

$$y' = \frac{-P_0 \cdot \omega_p}{m(\omega^2 - \omega_p^2)} \cdot \sin(\omega_p \cdot t - \varphi_0). \quad (7)$$

У штамповочных молотов амплитудное значение силы, действующей на цилиндр, находится на уровне  $P_0 = 0,1mg$ ; угол смещения фазы  $\varphi_0 = \pi/6$ , собственные частоты колебаний молота на виброизоляторах – 4..5Гц, что соответствует круговым частотам  $\omega = 25...31$  рад/с; при частоте ударов 60 в минуту  $\omega_p = 6,28$  рад/с, скорость отскока шабота при ударе 0,3м/с. Расчеты показывают, что перед ударом шабот молота вместе со станиной движется навстречу падающим частям, амплитуды смещения равны 0,8...0,5 мм.

Амплитуды скорости встречного движения шабота равны 9,0...5,8мм/с, что составляет 3,0...1,9% от скорости отскока шабота. Наличие скорости встречного движения приводит к увеличению эффективной энергии удара, однако это увеличение составляет тысячные доли процента и не может оказать заметного влияния на КПД удара. Примерно такие же соотношения были получены при экспериментальных исследованиях штамповочного молота с массой падающих частей 160кг.

**Выводы:** 1. Применяемая в настоящее время подшаботная виброизоляция молотов не снижает, а приводит к незначительному (составляющему тысячные доли процента) повышению эффективной энергии удара и КПД молота.

2. Заметное повышение КПД удара можно достичь приближением частоты колебаний шабота к частоте нанесения ударов, что требует новых технологических решений по подшаботной виброизоляции.

#### Литература

1. Рей Р.И., Золотухин Н.М., Карасев Б.С. Энергетический расчет паровоздушных молотов // Кузнечно-штамповочное производство. – 1985. - №2. - С. 17-18.

2. Сушкова Т.С., Рей М.Р. Подшаботная виброизоляция шаботных молотов// Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні: Зб. наук. пр. – Луганськ : Вид-во СУДУ, 2000. – С. 167-170.
3. А.с. 1228959 СССР, МКИ В21J 13/06 Виброизолирующая подшаботная прокладка вертикального молота / Рей Р.И., Ильичев В.А., Болтухов А.А. и др. - № 3817810/ 25-27; заявлено 04.12.84; опубл. 07.05.86. Бюл. № 17-1. С. ил.

УДК 621.983

**О.В.Троцко, В.В.Драгобецкий, А.А.Плющ**

### **УТОЧНЕНИЕ МЕТОДА РАСЧЕТА ДВУМЕРНОЙ ЗАДАЧИ МЕХАНИКИ ПРОЦЕССА ЛИСТОВОЙ ШТАМПОВКИ ЗАГОТОВКИ ПРЯМОУГОЛЬНОГО КОНТУРА В ПЛАНЕ**

В статье рассмотрены вопросы пластического деформирования листовых металлических заготовок. Предложенная методика позволяет управлять процессом утонения заготовок и прогнозировать разрушение материала. Рис. 3. Ист. 2.

В настоящее время в практике приближенных вычислений процессов листовой штамповки большое распространение получили вариационные и сеточные методы [1]. Современные программы позволяют с высокой точностью моделировать процесс формоизменения деталей сложной пространственной формы при одностороннем контакте с инструментом [1]. Однако разработанные методы анализа напряженно-деформированного состояния и параметров нагружения не учитывают нестационарный характер силового воздействия и действительных значений деформаций утонения и напряжения текучести в зонах предельного деформирования. Кроме того, необходима разработка программ для расчета технологических процессов листовой штамповки с любым законом упрочнения и оценкой упругой разгрузки при окончании формоизменения. Из множества методов расчета наиболее удовлетворительно и наглядно моделирует нестационарный процесс формообразования при больших пластических деформациях метод численного расчета Уитмера [2]. Использование этого метода применительно к традиционным процессам листовой штамповки затруднительно в связи с необходимостью учета массы заготовки и инерционных составляющих. Для адаптации этого метода при моделировании традиционных процессов штамповки-вытяжки деталей необходимо искусственно ввести инерционные составляющие и оценить их реальное влияние на процесс формоизменения.

Инерционные усилия начинают играть существенную роль: а) при высоких скоростях штамповки (порядка 50-100 м/с); б) при неравномерности скорости хода рабочего органа оборудования; в) в начальной стадии формоизменения, когда происходит разгон заготовки до скорости деформирующего элемента. При аналитическом решении и численном моделировании приращение инерционного усилия можно определить по аналогии с процессом гидроэкструзии [1].

Отличие разработанного алгоритма и пакета программ состоит и в том, что перемещения узлов с поверхности прилегающей к пуансону (штамповки на кривошипных прессах двойного и тройного действия) в начальный и произвольный шаг по времени считается известным.

Ускорение узлов срединной поверхности заготовки в начальный момент времени при  $t \rightarrow 0$ :

$$\ddot{Y}_{mn}^j = (F_{mn}^j + Z_{mn}^j + J_{mn}^j) / \bar{\rho}_0, \quad (1)$$

где  $F_{mn}^j, Z_{mn}^j, J_{mn}^j$  - силовое воздействие, приложенное к заготовке;

$\bar{\rho}_0 = \rho_0 \cdot \sigma_0$  - приведенная масса узла;

$\rho_0$  - плотность материала заготовки;

$\sigma_0$  - точность листа.

Для произвольного шага по времени:

$$\ddot{Y}_{mn}^j = \frac{2 \cdot (\Delta Y_{mnl+1}^j - \Delta Y_{mnl}^j)}{\tau^2}, \quad (2)$$

где  $m, n, l$  - индексы узлов сетки;

$Y^j, \Delta Y^j$  - трехмерные координаты и их приращения;

Для определения ускорений узлов сетки в начальной стадии деформирования можно использовать зависимости (1), (2). При неравномерности скорости хода рабочего органа оборудования используем кривые изменения скорости ползуна во время рабочего хода. Общая программа состоит из основной программы и ряда подпрограмм, предназначенных для вычисления напряжений по деформациям. В результате такого разбиения быстрее и проще перестраивать программу с одного варианта решения задачи на другой.

Рассмотрим кратко основные особенности расчета.

1. Деформированное и скоростное упрочнение. При расчетах использованы экспериментальные и теоретические исследования В.Г. Клименко [1], А.М. Андриенко [1], N. Jones'a [2]. Физический закон материала  $\sigma_e = \sigma_e(\varepsilon_e, \dot{\varepsilon}_e)$  задается в подпрограмме аналитически или таблицей. Во втором случае точность представления графических зависимостей возрастает.

2. Разгрузка. При решении задачи для расчета упругой разгрузки материала используется закон Гука. Согласно исследованиям N. Jones'a [2], уменьшение величины интенсивности напряжений в пределах упругости, прямо пропорционально изменению интенсивности деформации. При пластической разгрузке используется диаграмма Мазинга [2] « $\sigma_e - \varepsilon_e$ ».

3. Граничные условия. При штамповке вытяжке различают две основные схемы формообразования: за счет утонения заготовки и за счет вытяжки материала из-под фланца. Во втором случае необходимо учитывать силы трения. Основные граничные условия представлены в работе [1].

4. Разрушение. Основным критерий разрушений материала можно сформулировать следующим образом: значение интенсивности деформации не должно превышать предельной величины, рассчитанной по диаграммам испытаний металла на одноосное растяжение. В случае если дополнительно в технических требованиях к качеству детали задано максимально допустимое утонение, текущее значение толщины в каждой точке детали для любого момента времени деформирования сравнивается с предельно допустимым. При чрезмерном утонении выдается команда на прекращение счета.

Проводился расчет квадратной выштамповки с плоским и эллиптическим дном. Заготовка выбиралась плоская листовая прямоугольной формы в плане с размерами 0,22x0,14 м из алюминиевого сплава АМЦ-М толщиной  $2 \cdot 10^{-3}$  м. Равномерная сетка с размером ячеек 0,01 м в обоих направлениях покрывала заго-

товку, а точнее была связана с ее срединной поверхностью. Исходные данные по пределу текучести, модулю упругости, коэффициенту Пуассона, показателям кинематического и деформированного упрочнения, предельным характеристикам материала считаются известными. Вследствие того, что усилия трения, возникающие на перетяжном ребре матрицы превышают величину усилий трения на фланце в среднем 2-3 раза, при моделировании они увеличивались на указанную величину по сравнению с расчетными и прикладывались в соответствующих узлах заготовки, находящихся на перетяжном ребре матрицы. Внешняя, прикладываемая к заготовке нагрузка определялась по нагрузочному графику прессы. Шаг интегрирования по времени  $\Delta t = 1,76 \cdot 10^{-6}$  с определяется по рекомендациям и уточняется в процессе решения задачи [1]. При моделировании штамповки детали прямоугольной формы в плане с эллиптическим дном матрица задавалась таблицей. Поверхность матрицы разбивалась на простые фигуры, соответственно этим цифрам записывались уравнения поверхностей в выбранной системе координат  $Y^1 Y^2 Y^3$ .

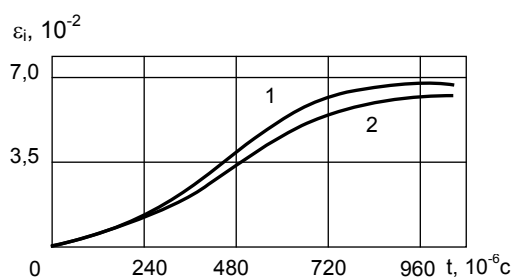


Рис. 1. Зависимость интенсивности деформации и напряжений в центральной точке заготовки:

1 – без учета скорости деформации;  
2 – с учетом скорости деформации

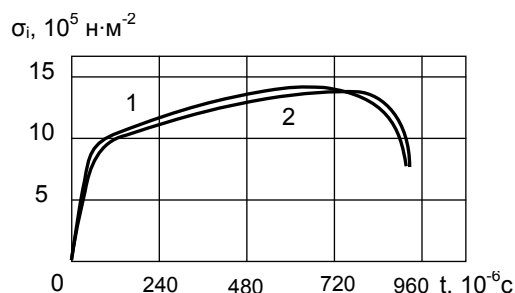


Рис. 2. Зависимость интенсивности напряжений от времени:  
1 – с учетом  $\dot{\epsilon}$ ; 2 – без учета  $\dot{\epsilon}$

На рис. 1 для центральной точки заготовки из материала АМц-М толщиной  $2 \cdot 10^{-3}$  м построены графики зависимости расчетных значений интенсивности деформации и напряжений по времени. Сравнение результатов расчетов с учетом кинематического упрочнения и без учета показывает, что в первом случае деформирование происходит при более высоких значениях интенсивности напряжений (рис. 2). При этом значения расчетных остаточных деформаций будут меньше, чем в случае неучета кинематического упрочнения.

На рис. 3 приведены расчетная и экспериментальная зависимости изменения толщины заготовки по её оси. Характер кривых идентичен.

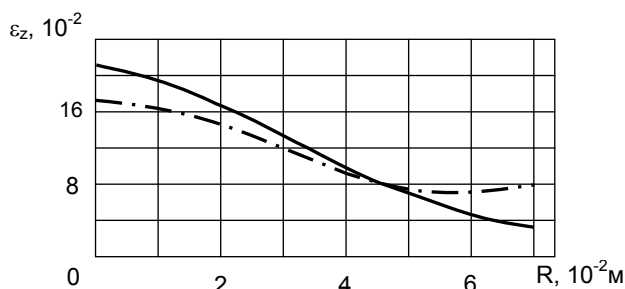


Рис. 3. Изменение толщины материала:  
---- - расчетное; - · - · - экспериментальное

А в эксперименте наблюдалась небольшая вытяжка материала ( $D_s = 170 \cdot 10^{-3}$  м;  $D_\phi = 166 \cdot 10^{-3}$  м). Погрешность вычислений деформации по толщине составляет не более 10-15%.

Вывод. На основании сравнения теории и эксперимента можно заключить, что предложенная методика может использоваться в расчетах процесса формоизменения листовой заготовки при больших упруго-пластических деформациях.

#### Литература

1. Импульсная обработка металлов давлением // Сб. статей под ред. В.К.Борисевича. - М.: Машиностроение, 1977. - 144с.
2. Лич Д. Устойчивость конечно-разностного уравнения неустановившейся реакции плоской пластины // Ракетная техника и космонавтика. - М.: Мир, 1965. -Т.3. - № 9. - 259с.

УДК 621.735.043.016.3

**Л.А.Губачева, В.В.Гладушин**

#### **ПОВЫШЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ПОДВИЖНЫХ СОПРЯЖЕНИЙ МЕТОДАМИ ПЛАСТИЧЕСКОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ**

Предложен метод повышения износостойкости рабочих поверхностей подвижных сопряжений и количественно оценен ее резерв. Рис. 4. Ист. 5.

Одним из способов реализации принципа сохранения природных и энергетических ресурсов в области железнодорожного транспорта является повышение безопасности движения подвижного состава, эксплуатирующегося в исключительно сложных и жестких условиях, за счет создания высоконадежных конструкций. Анализ условий эксплуатации позволил выявить слабые звенья подвижных сопряжений. Причиной их появления являются изменения в размерных цепях при наличии износа, который является главной причиной развития недопустимых углов сопряжений скользящих деталей с их возможным заклиниванием и разрушением трущихся поверхностей. Эти явления вызывают снижение основных показателей надежности.

Установлены причины износа и разрушений подвижных сопряжений, заключающиеся в недостаточной их твердости и прочности, для ликвидации которых необходимо выбрать методы повышения износостойкости [1]. Одним из средств повышения долговечности деталей является наклеп за счет возникновения в поверхностном слое напряжений сжатия. Этим требованиям отвечают технологии холодной листовой штамповки, которые являются и ресурсосберегающими [2, 3].

Решение проблемы рассмотрим на примере втулки шпинтона фрикционного гасителя колебаний тележки пассажирского вагона. На основании проведенных исследований установлено, что износостойкость зависит от твердости материала и с увеличением обжатия при пластической деформации прочность и твердость увеличивается [1].

Предлагается новый способ изготовления заготовки втулки шпинтона методами пластического деформирования. С целью повышения износостойкости и

ресурсосбережения предлагается новая технология получения заготовки втулки шпинтона из прямоугольной карточки путем ее гибки, свертки и применения прямого выдавливания напроход (обжатие в матрице) [4].

Моделирование процессов гибки и свертки выполнено с помощью ППП MARC 2003, при этом подготовка модели проведена в NASTRAN с последующим ее экспортом в MSC.MARC 2003 и написанием дополнительных модульных программ [5].

Для моделирования процесса свертки заготовки во втулку предложен штамп последовательного действия. На первой позиции осуществляется двухугловая гибка, на второй позиции осуществляется свертка. На рис. 1 показаны все рабочие части комбинированного штампа в исходном положении. Рассматриваемый деформируемый объект разбит на конечноэлементную сетку. Пуансон задается как жесткое тело с названием Top.

Для гибки задаются правая и левая части матрицы, которые имеют названия Right и Left. Для получения требуемой формы заготовки после деформации необходимо двухугловую гибку вести в штампе с прижимом средней части заготовки (Bottom). Для свертки используется штамп с двумя подвижными полуматрицами Right 2 и Left 2 и подвижная опора Bottom 2, для предотвращения выпучивания заготовки на начальной фазе деформирования.

Свертка во втулку является процессом упругопластической деформации. Поэтому по окончании свертки втулки упругая деформация приводит к пружинению, вследствие чего происходит значительное изменение размеров втулки по сравнению с размерами, заданными инструментом (рис. 2). В результате моделирования были изменены переходы формовки и уточнена форма деформирующего инструмента, позволявшая обеспечить закрытие стыка.

Теоретический анализ формообразования цилиндрической трубы из плоской заготовки с помощью метода конечных элементов, позволил определять деформации: текущие (на каждом этапе деформирования) и остаточные напряжения, усилия деформирования и размеры заготовки при пружинении, обеспечивающем сохранение нулевого зазора в стыке.

Для моделирования процесса свертки заготовки во втулку предложена модель штампа последовательного действия (рис.1). На первой позиции осуществляется двухугловая гибка. На второй позиции осуществляется свертка. Задача второго этапа моделирования заключалась в выборе оптимальной ширины исходной заготовки заданной толщины. Предполагался выбор оптимальной ширины заготовки, обеспечивающей закрытие стыка.

Предложенную методику исследования напряженно-деформированного состояния можно проиллюстрировать на примере выбора одного из трех типоразмеров заготовки 222x248; 222x249,5; 222x251,5 (мм), обеспечивающих закрытие стыка при толщине 10 мм. Материал заготовки — сталь 45. В результате моделирования определено, что при ширине 251,5 мм края заготовки соприкасаются

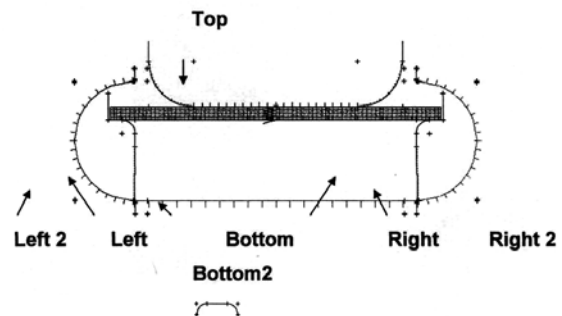


Рис. 1. Система рабочих частей комбинированного штампа для двухугловой гибки и свертки (условно совмещены на плоскости чертежа)

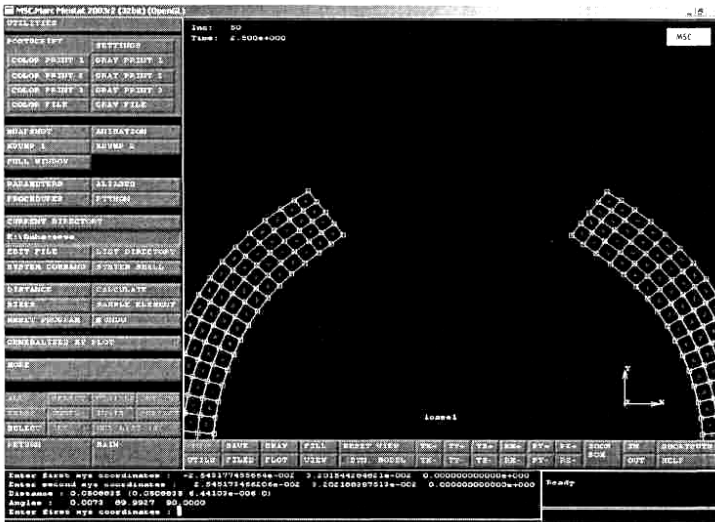


Рис. 2. Изменение размеров заготовки в результате упругой деформации

(рис. 3, а). Слева на рис. 3 имеется полоска цветового соответствия напряжений, максимальное значение которых соответствует верхнему числу и соответствующему цветовому изображению. Форма записи — числа с плавающей запятой. Так, например, максимальное напряжение сжатия для ширины заготовки 251,5 мм составляет 725,9 Па.

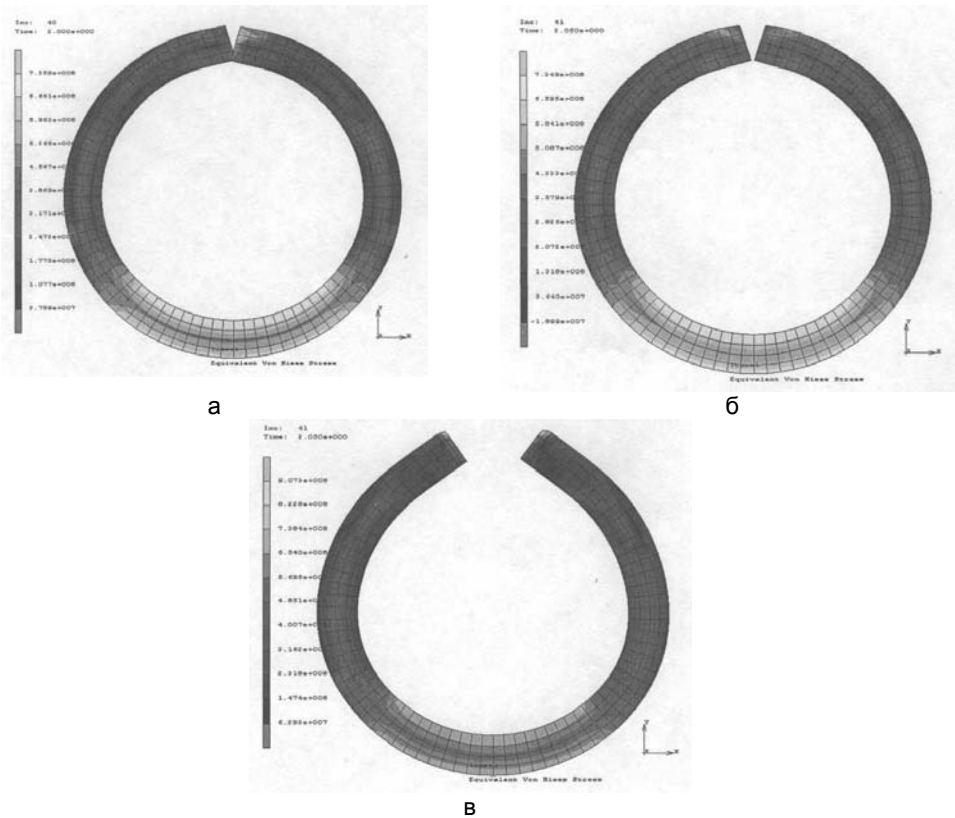


Рис. 3. Выбор размера заготовки:  
 а — ширина заготовки 251,5 мм; б — ширина заготовки 249,5 мм;  
 в — ширина заготовки 248 мм

Моделирование операции свертки было проведено для каждой ширины заготовки. Иллюстрация максимальных перемещений при сжатии в процессе свертки при различной ширине заготовок приведена на рис 3.

Определено, что при ширине заготовки 251,5 мм при максимальном ходе штампов Left2 и Right2 края заготовки соприкасаются (рис. 3, а).

В результате моделирования были изменены переходы формовки и уточнена форма деформирующего инструмента, позволившая обеспечить закрытие стыка, как это показано на рис.4.

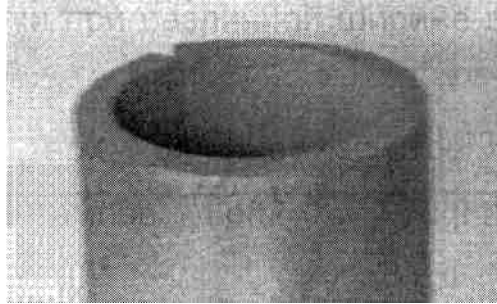


Рис. 4. Заготовка после свертки

Операция редуцирования проводилась для формирования внутренней поверхности заготовки методом холодного пластического деформирования через коническую матрицу.

Процесс прямого выдавливания напроход (обжатие в матрице) проводился в матрице с углом наклона  $12^\circ$ , с целью закрытия стыка, что обеспечило значительное повышение прочности, твердости и износостойкости и создание сжимающих напряжений для получения более высокой твердости при последующей закалке. Применение нового способа изготовления втулки шпинтона позволяет достичь увеличение твердости до 6-8 HRC.

**Выводы.** 1. Для повышения износостойкости пары трения втулка шпинтона — фрикционный сухарь необходима новая технология изготовления методом пластического деформирования.

2. Предложенная методика теоретического анализа формообразования цилиндрической трубы из плоской заготовки, на базе метода конечных элементов, показала высокую эффективность для разработки новой технологии изготовления втулки шпинтона, позволяющая повысить коэффициент использования металла в 2,23 раза.

#### Литература

1. Губачева Л.А. Исследование изнашивания деталей фрикционного гасителя колебаний тележек пассажирских вагонов // Новини науки Придніпров'я. — Вип.5. РВА „Дніпро”, 2005. — С. 31-35.
2. Романовский В.П. Справочник по холодной штамповке / 6-е изд., перераб. и доп. — Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1979. — 520 с.
3. Ковка и штамповка. Справочник. Т.2. / Под ред. Е.И.Семенова. — М.: Машиностроение, 1968. — 592 с.
4. Євстратов В.О., Губачева Л.О. Спосіб виготовлення заготовки втулки шпінтона. Деклараційний патент України № 3595, G01N19/02, опубл. 15. 12.2004, бюл. №12.
5. Губачева Л.А. Сладковский А.В. Анализ процесса двухугловой гибки толстолистовой заготовки // Восточно-Европейский журнал передовых технологий. — №1/1 (19). — 2006. — С. 50-52.

**А.А.Стоянов, В.В.Гладушин, Г.Л.Шенкман, В.М.Мацевич,  
В.В.Бурко**

### **АНАЛИЗ УПЛОТНЕНИЯ ПОРИСТОГО ТЕЛА С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ РЕШЕНИЙ ДЛЯ НЕСЖИМАЕМОГО ЖЕСТКОПЛАСТИЧЕСКОГО ТЕЛА**

Рассмотрены вопросы разработки математической модели для анализа уплотнения пористого тела с использованием решений для несжимаемого жесткопластического тела. Найдено распределение пористости по сечению заготовки в любой момент прессования. Рис.3. Ист.6.

Уплотнение пористых материалов при пластическом формоизменении осуществляется как за счет изменения относительного положения контактирующих частиц, так и за счет их собственной деформации. При этом уменьшение объемного содержания пор вызывается, главным образом, относительным перемещением частиц, которое сопровождается интенсивным сдвигом в локальных областях контакта. Собственная деформация частиц, сопровождающаяся внутренним сдвигом, обычно затруднена и в меньшей степени способствует уменьшению и закрытию пор. Таким образом, развитие этих процессов определяется интенсивностью деформаций в локальных объемах материала, а анализ уплотнения должен включать построение адекватной математической модели поведения пористого тела и исследование механики процесса формоизменения. Возникающие при этом трудности в некоторых случаях можно преодолеть, построив верхнеграничные (разрывные) решения для сжимаемого жесткопластического тела [1].

В работах [2, 3] на основе исследования механики процесса формоизменения предложен подход к построению математической модели поведения пористого тела, позволяющий сводить решение задач формоизменения пористого материала к существующим решениям для несжимаемого жестко-пластического тела. В этом случае оно рассматривается как частный случай более общей модели сжимаемого материала, определяющие уравнения которого, в свою очередь, соответствуют теории пластического течения Леви–Мизеса.

Пористость порошкового материала при уплотнении может изменяться в широких пределах. На конечных стадиях она обычно достаточно мала ( $\vartheta \ll 1$ ), а в предельном состоянии – отсутствует ( $\vartheta \rightarrow 0$ ). Исходя из этого, текущую пористость  $\vartheta$  можно принять в качестве параметра, определяющего поведение пористой среды при пластическом течении. Это позволяет записать решение для напряжений  $\sigma_{ij}$  и скоростей  $\xi_i$  пористого материала в линеаризованном виде [4]:

$$\sigma_{ij} = \sigma_{ij}^0 + \vartheta \cdot \sigma_{ij}'' , \quad \xi_i = \xi_i^0 + \vartheta \cdot \xi_i'' , \quad (1)$$

где  $\sigma_{ij}^0, \xi_i^0$  – решение для несжимаемого материала ( $\vartheta = 0$ );

$\sigma_{ij}'', \xi_i''$  – функциональные коэффициенты, которые должны быть определены в процессе решения.

Эффективность данного подхода определяется возможностью использования хорошо разработанного аппарата теории несжимаемых жесткопластических тел [5] для построения приближенных решений пластического формоизменения порошковых материалов.

Запишем общий вид условия пластичности сжимаемого жесткопластического материала:

$$f(I_1, J_2, J_3) = 0. \quad (2)$$

Наиболее простой зависимостью типа (2), имеющей хорошее физическое обоснование, является [6]:

$$f = \gamma \cdot J_2 + \alpha \cdot I_1^2 - \sigma_s^2, \quad (3)$$

где  $I_1$ ,  $J_2$  – инварианты тензора и девиатора напряжений;

$\alpha = \alpha(\vartheta)$ ,  $\gamma = \gamma(\vartheta)$  – функции пористости материала;

$\sigma_s$  – предел текучести твердой фазы порошкового тела.

При  $\alpha(0) = 0$ ,  $\gamma(0) = 3$  уравнение (3) соответствует условию пластичности Мизеса. Ассоциированный с (3), закон течения дает для скоростей деформации вдоль главных направлений:

$$\xi_i = \lambda[\gamma(\sigma_i - \sigma) + 2\alpha \cdot I_1] = \lambda(\gamma \cdot S_i + 2\alpha \cdot I_1), \quad (i=1,2,3). \quad (4)$$

Здесь  $S_i$  – главные компоненты девиатора напряжений,  $\lambda$  – неопределенный положительный множитель. Вычисляя из (4) интенсивность скоростей деформации сдвига:

$$H = \sqrt{2/3}[(\xi_1 - \xi_2)^2 + (\xi_2 - \xi_3)^2 + (\xi_3 - \xi_1)^2]^{1/2} = 2\lambda\gamma(J_2)^{1/2}, \quad (5)$$

найдем:

$$\lambda = \frac{H}{2\gamma(J_2)^{1/2}}. \quad (6)$$

Тогда уравнения для скоростей деформации (4) запишутся:

$$\frac{\xi_i}{H} = \frac{1}{2(J_2)^{1/2}} \left( S_i + \frac{2\alpha \cdot I_1}{\gamma} \right) \quad (i=1,2,3), \quad (7)$$

а скорость изменения объема, вызванная формоизменением,

$$\xi = \xi_1 + \xi_2 + \xi_3 = \frac{3\alpha \cdot H \cdot I_1}{\gamma(J_2)^{1/2}}. \quad (8)$$

При нулевой пористости  $\alpha = 0$ ,  $\gamma = 3$  и (4), (7), (8) совпадают с обычными уравнениями теории пластического течения Леви–Мизеса.

Так как объем материала изменяется за счет изменения объема пор:

$$\xi = \frac{1}{1-\vartheta} \frac{d\vartheta}{dt}, \quad (9)$$

то из (8) получим:

$$\frac{d\vartheta}{dt} = (1-\vartheta) \frac{3\alpha \cdot H \cdot I_1}{\gamma(J_2)^{1/2}}. \quad (10)$$

Уравнение (10) является кинетическим уравнением изменения пористости порошкового материала в процессе его пластической деформации. Подобное уравнение получено в [6], однако в отличие от него скорость изменения пористости в уравнении (10) – функция инвариантов напряженного и деформированного состояний, а также текущего значения пористости  $\vartheta$ . В случае  $\vartheta \ll 1$ ,  $\alpha \approx \vartheta$  уравнение (10) можно записать в более простом виде:

$$\frac{d\vartheta}{dt} = \frac{\alpha \cdot H \cdot I_1}{k} \quad \text{или} \quad \frac{d\vartheta}{dt} = \frac{3\sigma \cdot d\Gamma}{k}, \quad (11)$$

где  $d\Gamma = Hdt$  – приращение интенсивности деформаций;

$k = \sigma_s / \sqrt{3}$  – предел текучести на сдвиг компактного материала;

$\sigma$  – гидростатическое давление.

Функции  $\alpha$ ,  $\gamma$ , входящие в (8)-(11), определяются из решений для предельного состояния элементарной структурной ячейки материала при чистом сдвиге ( $I_1 = 0$ ) и гидростатическом сжатии ( $J_2 = 0$ ). В частности, полагая [6]

$$\alpha = \frac{1}{4} (\ln \vartheta)^{-2}, \quad (12)$$

интегрирование (11) дает:

$$\Delta F = F(\vartheta) - F(\vartheta_0) = \frac{3}{4k} \int_0^\Gamma \sigma \cdot d\Gamma, \quad (13)$$

где

$$F(\vartheta) = \vartheta \left[ (\ln \vartheta - 1)^2 + 1 \right]. \quad (14)$$

Правая часть уравнения (13) отражает влияние истории нагружения на изменение функционала  $\Delta F$  в различных процессах формоизменения пористых тел; текущая пористость  $\vartheta$  во всех случаях определяется приращением  $\Delta F$  относительно начального состояния  $F(\vartheta_0)$  в соответствии с зависимостью (14), которая носит общий характер.

Таким образом, для определения пористости  $\vartheta$  в любой момент времени по объему детали необходимо найти гидростатическое давление  $\sigma$  и интенсивность накопленной деформации  $\Gamma$  также в каждой точке, т.к. уравнения (13) и соответственно (14) решаются только численными методами.

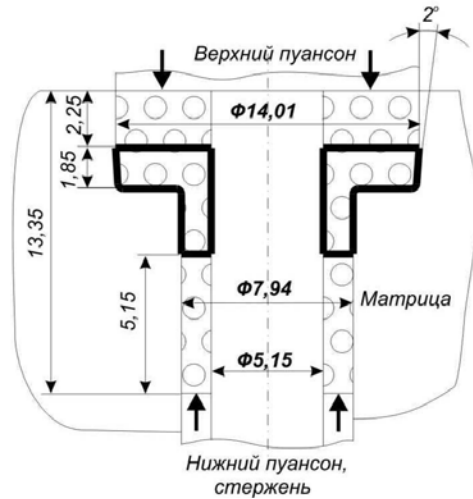


Рис.1. Схема прессования втулки

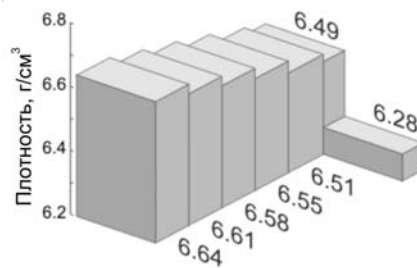


Рис. 2. Объемное распределение плотности в вертикальном сечении сетки Лагранжа

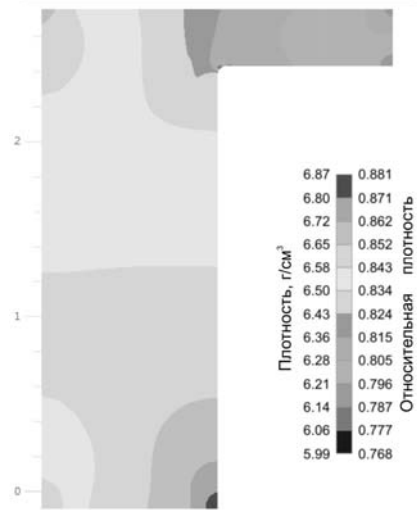


Рис.3. Распределение пористости по сечению прессуемой заготовки в фиксированный момент времени

Для анализа используем данные численного моделирования с помощью программы Form 3D процесса прессования детали "втулка упорная". В узловых точках Лагранжа рассчитывалось гидростатическое давление  $\sigma$  и интенсивность накопленной деформации  $\Gamma$  для жесткопластического тела, после чего по уравнениям (13), (14) определялась пористость. Схема прессования втулки показана на рис. 1.

Полученные результаты приведены на рис. 2,3. Изменение пористости по горизонтальной или вертикальной линии сетки Лагранжа в объемном представлении показано на рис. 2.

Распределение плотности по сечению прессуемой заготовки в выбранный момент времени показано на рис.3. Аналогичное распределение может быть получено для любого момента прессования детали, и таким образом определена пористость в любой точке детали. Это позволяет выполнить оценку и оптимизацию технологических параметров процесса прессования.

**Выводы.** 1. Выполнено моделирование процесса прессования порошковой детали с использованием решений для несжимаемого жесткопластического тела.

2. Для нахождения пористости в любой момент прессования с помощью известных программ рассчитываются гидростатическое давление и интенсивность накопленной деформации для жесткопластического тела, а затем по формулам (13), (14) определяется пористость.

## Литература

1. Дегтярев И.С., Анциферов В.Н., Пермяков А.А. Приближенное решение задач обработки давлением пористых материалов // Порошковая металлургия.– 1977.– № 9.– С. 11 – 15.
2. Ковальченко М.С., Гавриленко А.П. Уплотнение пористого материала при горячей экструзии // Порошковая металлургия.– 1976.– № 5.– С. 82 – 91.
3. Перельман В.Е. Методика расчета процессов формообразования изделий из порошковых материалов. – В кн.: Порошковая металлургия. – Минск: "Высшая школа", 1977.–С. 38 – 48.
4. Сегал В.М., Резников В.И., Малышев В.Ф. Изменение плотности пористых материалов при пластическом формоизменении // Порошковая металлургия.– 1979.– №7.– С.6 – 11.
5. Качанов Л.М. Основы теории пластичности. – М.: Наука, 1969.- 420 с.
6. Грин Р.Дж. Теория пластичности пористых тел // Механика. Сб. переводов.– 1973.– №4.– С.109–121.

УДК 621.974

**Р.И.Рей, В.И.Сумской**

### **СИЛЫ В ПРОЦЕССЕ УДАРНОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ ПОКОВКИ НА МОЛОТЕ**

Предложены зависимости, определяющие взаимосвязь параметров удара: сила, жесткость системы шабот – фундамент, время разгрузки, коэффициент отскока; выполнен анализ их величин. Табл. 2. Ист. 6.

В технической литературе весьма мало информации по определению сил, возникающих в процессе удара при ковке или штамповке, что по-видимому можно объяснить сложностью процесса удара. Так, при разработке технологического процесса штамповки на молоте рассчитывают необходимую массу падающих частей [1] стр. 145, в то время как при штамповке на кривошипном горячештамповочном прессе его мощность определяется по усилию штамповки [1] стр. 201. В работе [2] стр. 359 Ю.А. Бочаров рекомендует конечное усилие деформирования (в Н) на молоте принимать приближенно в зависимости от массы рабочих частей  $m_1$  (в кг).

$$P_{\text{см}} \approx 10^4 m_1, \quad (1)$$

из (1) следует, что максимальное ускорение падающих частей при ударе равно тысяче ускорений свободного падения, а усилие можно представить как

$$P = 1000gm_1, \quad (2)$$

где  $g$  – ускорение свободного падения.

При замене молота кривошипным горячештамповочным прессом его номинальное усилие определяют с учетом (2), т.е. оно равно тысяче весов падающих частей:

$$P_n (\text{кгшп}) = 1000m_1g . \quad (3)$$

В справочнике [1] стр. 145 в разделе 14 «Определение массы падающих частей штамповочного молота» приведено следующее примечание: «Формулы используют при расчете молотов для крупносерийного и массового производства поковок. В мелкосерийном производстве можно применять молоты с меньшей массой падающих частей, но с увеличенным числом ударов при штамповке». Нельзя же предполагать, что усилие штамповки зависит от масштаба производства. Из сказанного можно сделать вывод, что если при штамповке за один удар на молоте с массой падающих частей  $m$  было достигнуто усилие  $P = 1000mg$ , то на молоте с меньшей массой падающих частей на последнем ударе будет достигнуто это же усилие.

Для оценки взаимосвязи параметров процесса удара молота был выполнен следующий анализ.

Система падающие части — шабот рассмотрена в виде двухмассовой физической модели. Массы соединены постоянной жесткостью  $C$ . Энергия упругой деформации масс, накопленная к концу нагрузочной фазы удара, определялась на основе закона сохранения энергии по зависимости:

$$Z_y = Z_1 + Z_2 - Z_a , \quad (4)$$

где  $Z_1$ ,  $Z_2$  - кинетическая энергия отскока масс падающих частей ( $m_1$ ) и шабота ( $m_2$ );

$Z_a$  - кинетическая энергия масс  $m_1$  и  $m_2$  в момент их максимального сближения (к концу нагрузочной фазы удара).

При известной энергии упругой деформации жесткость связи падающие части — шабот при заданной силе удара определяется по зависимости:

$$C = \frac{P^2}{2 Z_y} , \quad (5)$$

где  $P$  – сила удара.

Частота собственных колебаний системы согласно [3] будет равна:

$$\omega = \sqrt{\frac{C}{m_1} + \frac{C}{m_2}} , \quad (6)$$

в (6) не учтена жесткость подшаботной виброизоляции, что приведет к некоторому снижению частоты  $\omega$  и появится вторая гармоника колебаний на низкой частоте. Однако при отношении масс  $m_2/m_1 = 20$ , что имеет место у штамповочных молотов, увеличения массы  $m_2$  до бесконечно большого значения равносильно замены (6) на зависимость:

$$\omega_1 = \sqrt{\frac{C}{m_1}} , \quad (7)$$

частота колебаний при этом уменьшается всего на 2,5%.

Время разгрузочной фазы удара равно четверти периода колебаний:

$$t_p = \frac{\pi}{2\omega}. \quad (8)$$

Максимальная сила удара при известной жесткости (3) будет равна:

$$P_y = c\Delta l, \quad (9)$$

где  $\Delta l$  - максимальная упругая деформация системы:

$$\Delta l = A_1 + A_2, \quad (10)$$

где  $A_1, A_2$  - амплитуда колебаний масс  $m_1$  и  $m_2$  при упругой разгрузке системы.

При известных скоростях отскока масс падающих частей  $V_1$  и шабота  $V_2$  и частоты их колебаний, амплитуды колебаний будут равны:

$$A_1 = \frac{V_1}{\omega}; \quad A_2 = \frac{V_2}{\omega}. \quad (11)$$

По изложенной методике были рассчитаны: энергия упругой деформации системы  $Z_y$  (4), жесткость (5), круговая частота (6), время разгрузочной фазы удара (8) для молотов с массой падающих частей: 1м; 2м; 3,15м; 5м; 10м; 16м; 20м и 25м. Для всех молотов были приняты: скорость падающих частей к началу удара –  $V = 7$  м/с; коэффициент кратности шабота –  $\frac{m_2}{m_1} = 20$ ; сила удара –

$$P_y = 1000 m_1 g; \quad \text{коэффициента отскока} – \varepsilon = 0,5.$$

Кинетические энергии отскока падающих частей  $Z_1$ , отскока шабота  $Z_2$  и совместного движения шабота и падающих частей  $Z_a$  определялись на основе соответствующих скоростей  $V_1; V_2; V_a$  по зависимостям, приведенным в справочнике [3], и при введении в зависимости коэффициента кратности шабота  $K = m_2 / m_1$  скорости отскока падающих частей  $V_1$ , шабота  $V_2$  и их совместного движения  $V_a$  будут представлены в виде:

$$\left. \begin{aligned} V_1 &= V(1 - k\varepsilon)/(1 + k) \\ V_2 &= V(1 + \varepsilon)/(1 + k) \\ V_a &= V/(1 + k) \end{aligned} \right\}. \quad (12)$$

В результате расчета по (12) для всей гаммы молотов были получены: скорость отскока падающих частей  $V_1 = 3,0$  м/с; скорость отскока шабота  $V_2 = 0,5$  м/с; скорость совместного движения масс  $V_a = 0,33$  м/с. Круговая частота рассчитанная по (7) для всех молотов составила величину  $2,88 \dots 2,91 \cdot 10^3$  рад/с, что соответствует циклической частоте 459...463 гц. Время разгрузочной фазы удара по (8) равно  $0,52 \dots 0,54 \cdot 10^{-3}$  с, а это значит, что на последних ударах штамповки время удара будет близко к  $2t_p$ , т.е. близко к 0,001 с.

В исходных данных было принято условие, что при скорости удара  $V = 7$  м/с, коэффициенте кратности шабота  $K = 20$ , коэффициенте отскока  $\varepsilon = 0,5$  макси-

мальное усилие удара будет равно 1000 весов падающих частей, т.е.  $P_y = 1000m_1g$ . Из табл. 1 следует, что рассчитанная сила удара по энергетическим параметрам близка к заданному значению. Возникает вопрос: «Можно ли достичь такой силы удара при меньшей скорости удара?». Расчеты выполненные для молота с  $m_1=20000\text{кг}$  показывают, что сила удара  $P_y = 1000m_1g$  при скорости  $V=6\text{м/с}$  может быть достигнута при более высокой жесткости системы,  $C=23\cdot 10^{10}\text{Н/м}$ , против  $17\cdot 10^{10}\text{Н/м}$  при скорости удара  $V=7\text{м/с}$ . Если же при жесткости системы  $C=23\cdot 10^{10}\text{Н/м}$  будет произведен удар со скоростью  $V=7\text{м/с}$  сила удара будет равна  $2,37\cdot 10^8\text{Н}$  т.е.  $P_y = 1185m_1g$ .

Таблица 1

**Некоторые расчетные параметры удара**

$m_1 \cdot 10^3$ , кг	$Z_y \cdot 10^3$ , Дж	$C \cdot 10^9$ , Н/м	$P_y \cdot 10^9$ , Н	Примечания
1	5,9	8,5	10,3	$t_p = 0,52 \dots 0,54 \cdot 10^{-3}\text{с}$ $\omega = 2,9 \dots 2,92 \cdot 10^3\text{рад/с}$ $f = 459 \dots 463\text{Гц}$ $A_1 = 10^{-3}\text{м}$ $A_2 = 1,17 \cdot 10^{-3}\text{м}$
2	11,8	17,5	20,4	
3,15	19,5	26,8	32,1	
5	29,3	42,7	51,2	
10	59,0	85,0	102,0	
16	94,4	135,9	163,1	
20	117,0	170	205,1	
25	147,5	212,0	255,0	

Таблица 2

**Экспериментальные и расчетные параметры удара молота модели МБ412**

Вид параметра	Значение параметра					
	2	3	4	5	6	7
1	Экспериментальные значения					
$V$ , м/с	3,56	3,65	3,45	3,45	3,68	4,76
$V_1$ , м/с	0,146	0,342	0,977	1,153	1,758	2,310
$V_2$ , м/с	0,317	0,342	0,379	0,414	0,467	0,537
$V_a$ , м/с	0,279	0,285	0,267	0,410	0,283	0,347
$t_p \cdot 10^{-3}$ , сек	1,4	1,2	1,0	0,8	0,79	0,78
$P$ , кН	65	120	360	440	735	1030
Расчетные значения						
$P$ , кН	67,5	129	400	460	700	1080
$\Delta P$ , %	2,5	7,5	11	5	8,8	4,9
$t_p \cdot 10^{-3}$ , сек	1,8	1,2	1,0	0,8	0,79	0,78
$\Delta t_p$ , %	29	17	11	8,8	5,1	3,9
$C \cdot 10^8$ , Н/м	1,25	2,1	4,7	5,3	7,2	8,3

Для оценки объективности результатов приведенных расчетов авторы обратились к данным экспериментальных исследований, выполненных с их участием [3]. Исследования выполнялись на пневматическом приводном молоте модели МБ412 с массой падающих частей 165кг, массой шабота 1800кг. На ос-

нове експериментальних значень швидкостей відскоку маси і їх спільного руху в момент максимального зближення по залежності (4) була розрахована енергія пружної деформації, жорсткість системи, кругова частота, час розвантаження і жорсткість. Розрахункові і експериментальні дані наведені в табл. 2. Аналіз даних показує хороше співпадіння експериментальних і розрахункових значень зусиль удару, розходження в межах 2,5...11%, розходження часу розвантаження – в межах 3,9...29%, причому воно зменшується з зростанням сили удару. Жорсткість системи збільшується з збільшенням сили удару і зменшенням інтенсивності зростання по мірі збільшення сили. З аналізу наведених даних можна зробити висновок про взаємозв'язок швидкості, сили і часових характеристик удару, які замикаються на коефіцієнті відскоку, і чим він більше, тим більше сила удару і менше час удару. Для даних, наведених в табл. 2 коефіцієнт відскоку знаходиться в межах 0,13...0,6. В той же час авторами статті [4] при протязці сортового металу максимальний коефіцієнт відскоку був виявлений на рівні 0,8, таке ж значення приводить Л.І. Живов [5] і Ю.А. Бочаров [2]. Однак, навіть при відомому коефіцієнті відскоку, визначити силу удару не представляється можливим, якщо не відомі жорсткість системи падаючої частини – шабот. Однозначно можна тільки утвердити, що чим вище жорсткість системи і менше робота пластичної деформації системи, тим більше сила удару і менше час.

**Висновки.** 1. В статті запропоновано залежності, що визначають взаємозв'язок таких параметрів удару, як сила удару, жорсткість системи шабот – падаючої частини, час розвантаження, коефіцієнт відскоку.

2. При штампуванні поковки за один удар, сила удару досягає тисяч ваги падаючих частин, при штампуванні за декілька ударів можна використовувати молот з меншою потужністю, ця ж сила удару буде досягнута на останньому ударі.

3. Максимум сили удару залежить від швидкості удару жорсткості системи падаючої частини – шабот і зменшується з збільшенням роботи пластичної деформації.

#### Література

1. Ковка і штампування: Справочник в 4-х т. / Ред. рада Е.І.Семенов (пред.) і др. – М.: Машинобудування, 1986. – Т.2. Горячая штампування / Під ред. Е.І.Семенова, 1986. – 592 с.
2. Кузнечно-штампувальне обладнання: Учебник для машинобудівельних вузів / А.Н.Банкетов, Ю.А.Бочаров, Н.С.Добринський і др.; під ред. А.Н.Банкетова, Е.Н.Ланського – 2-е изд., перераб. і доп. – М.: Машинобудування, 1982. – 576 с.
3. Кухлінг Х. Справочник по фізиці: Пер. з нім. 2-е изд. – М.: Мир, 1985. – 520 с.
4. Живов П.І., Сумської В.І., Рей Р.І. Дослідження енергосилового режиму штампування на молоті. Республіканський міжвідомчий науково-технічний збірник «Обработка металлов давлением в машиностроении». Выпуск 2. Издательство Харьковского Ордена трудового красного знамени государственного университета им. А.М. Горького. – Харьков, 1968. – С. 46-51.
5. Живов П.І., Рей Р.І. Энергопоказатели молота при протязке сортового металла// Известия ВУЗов. Черная металлургия. –№1. –1968. – С.120-123.
6. Живов П.І., Овчинников А.Г. Кузнечно-штампувальне обладнання. –К.: Вища шк, 1972. – 280 с.

А.П. Скляр

**МЕХАНИЗМЫ ДЕФОРМИРОВАНИЯ МЕДНЫХ ВОЛОКОН ПРИ ПРЕССОВАНИИ**

Изучены механизмы деформирования волокон различных размеров при получении брикетов высокой плотности. Показано, что они зависят от размеров волокон на начальной стадии процесса. При высоком давлении прессования механизмами является осадка, протяжка, изгиб и более сложные схемы деформирования. Наблюдается разный размер зерна и упрочнение. Рис. 2. Табл. 2. Ист. 5.

Прессование металлических волокон во многом подобно уплотнению порошков. Однако существуют различия, обусловленные размерами прессуемых материалов. М.Ю. Бальшин [1] представляет уплотнение волоконного материала, так же как и порошков, проходящим в несколько этапов, протекающих последовательно или одновременно. На первом этапе возможно перемещение элементов, их скольжение и вращение. Затем происходит изгиб волокон и осадка контактных поверхностей. При этом скольжение и вращение волокон сильно затруднено. Авторы работы [2], рассматривая деформацию отдельных волокон различных материалов диаметром 50–200 мкм и длиной 5–20 мм как изгибающую, выводят зависимость средней относительной деформации изгиба волокна от характеристик металла волокон и пористости. Ю.Г. Дорофеев [3], исследуя процесс уплотнения стружки и рассматривая ее как волокно, считает, что на первом этапе происходит только изгиб стержней и пренебрегает деформацией на контактах. Деформация осадкой поперечного сечения элементов стружки крайне незначительна, а при уплотнении до относительной плотности 80–90% почти не имеет места. При этом длина волокон остается неизменной. Однако необходимо иметь в виду, что авторы использовали в исследованиях исходные материалы различных размеров: это волокна диаметром 50–100 мкм [1], диаметром 50–200 мкм и длиной 5–20 мм [2], стружка, размеры и свойства которой значительно отличаются [3]. Максимальная относительная пористость, которую получали в этих работах, составляла 10%.

Целью данного исследования является экспериментальное изучение механизма деформирования волокон больших диаметров при получении брикетов высокой плотности.

Исследования проводили на волокнах меди диаметром 0,4; 0,9; 1,0; 1,3 мм, длиной 1–5 и 6–10 мм. Волокна одинакового диаметра и длины изготавливали мерной резкой отходов проводников тока, переработанных по технологии, представленной в работе [4]. Исследования выполняли на моношихте, состоящей из волокон одного диаметра длиной 1–5 или 6–10 мм с относительным диаметром  $d/l = 0,13, 0,43, 0,16$ , и на полишихте, состоящей из волокон различных диаметров и длин с относительным диаметром  $d/l = 0,18, 0,13$  и  $0,11$ .

Для изучения процессов деформирования волокон брикеты прессовали односторонним прессованием на универсальной испытательной машине УИМ-10. Затем их извлекали из пресс-формы и разрушали. Подсчитывали количество волокон до прессования и после, измеряли длину, ширину и толщину деформированных участков в местах контакта. Измерения проводили штангенциркулем с

погрешностью  $\pm 0,05$  мм. Степень деформации волокон за счет осадки определяли из соотношения:

$$\varepsilon_m = (d_0 - d_k) / d_0, \quad (1)$$

где  $d_0$  – диаметр волокна;

$d_k$  – толщина волокна после прессования.

Структуру изучали на нетравленных и травленных образцах. Травление осуществляли в растворе хлорного железа и серной кислоты в воде. Размер зерна определяли по ГОСТ 1.073.1–73. Измерения микротвердости проводили на микротвердомере ПМТ-3 с нагрузкой 0,196 Н. На каждом образце делали не менее 50 замеров и результаты обрабатывали с помощью стандартного программного пакета STATISTICA.

Механизм деформирования волокон определяется отношением  $d/l$ , зависит от давления прессования и носит немонотонный характер. Установлено, что изменение формы и размеров волокон прессовок из моношихты с  $d/l=0,16$  (диаметр 1,3 мм, длина 6 – 10 мм) происходит уже на начальной стадии прессования. При давлении 65 МПа волокна, расположенные под углом к направлению прессования, изгибаются, а на поверхности горизонтально расположенных волокон в местах контакта происходит осадка, в результате чего изменяется профиль волокна. С увеличением давления увеличивается число участков, деформированных осадкой, и их степень деформации. При максимальном давлении, когда относительная плотность приближается к единице, отдельные волокна имеют от 1 (волокна, расположенные под пуансоном) до 11 деформированных участков с размерами в направлении прессования 0,7 – 1,1 мм, перпендикулярном – 1,5 – 2,1 мм. Степень деформации волокон за счет осадки составляет от 15 до 46% и среднестатистическая степень деформации составляет 33%. При этом изменяются длина волокна и их количество. Подсчитано, что в навеске для получения брикетов из шихты с  $d/l=0,16$  содержится в среднем 247 шт. волокон. Измерения длины волокон до и после прессования показали, что часть волокон разрушается, в результате чего их общее количество увеличилось до 268 шт. Появились волокна меньшей и большей длины, чем имевшиеся в начальном состоянии. Увеличение количества волокон в брикете составило 11,2%.

Волокна после прессования имеют сложную форму (рис. 1). В некоторых местах наблюдаются участки, на которых протекают сложные процессы деформирования.



Рис. 1. Внешний вид волокон после прессования (x37)

Под действием давления, передаваемого пуансоном на прессуемый материал, верхнее волокно осаживает расположенные под ним волокна. В то же вре-

мя часть верхнего волокна выдавливается в пространство между нижними волокнами, т.е. происходит заполнение межволоконного пространства и рост плотности.

При прессовании моношихты с  $d/l=0,43$  (волокна того же диаметра, но длиной 1-5 мм) наблюдаются аналогичные механизмы деформирования волокон – осадка контактных участков, протяжка. Изгиб волокон происходит в меньшей степени в связи с тем, что длина волокон в шихте меньше. Чем больше давление прессования, тем выше степень деформации при осадке волокон (рис. 2). С повышением давления прессования степень деформации волокон осадкой растет более значительно у шихты с меньшим значением  $d/l$ .

Исследования механизма деформирования брикетов из моношихты с  $d/l=0,13$  ( $d=0,4$  мм и длиной 1-5 мм), т.е. более тонких и коротких, показали, что при давлении прессования до 100 – 150 МПа наблюдается уплотнение, но деформации волокон не обнаружено. Уплотнение происходит в основном за счет перемещения волокон и их более плотной укладки, изгиба некоторых волокон. С ростом давления на поверхности волокон в местах контакта появляются деформированные участки, количество которых с увеличением давления растет. Повышается степень деформации твердой фазы, а при высоких давлениях наблюдается удлинение части волокон. При максимальном давлении прессования среднее значение степени деформации волокна при осадке для моношихты с  $d/l=0,43$  составляет 0,27, с  $d/l=0,13$  – 0,30, с  $d/l=0,16$  – 0,33. Различие в степени деформации не превышает в среднем 18%. Установленные особенности механизма деформирования волокон объясняются различием в насыпной плотности шихты [5].

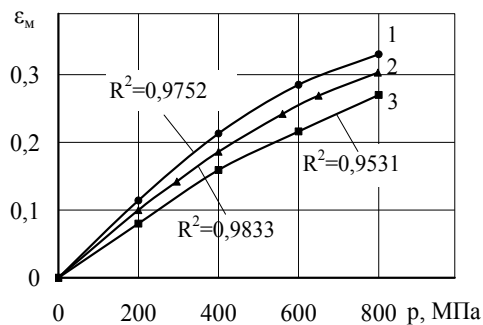


Рис. 2. Зависимость степени деформации осажённых волокон в направлении приложения нагрузки от давления прессования:  
1-  $d/l=0,16$ ; 2 -  $d/l=0,13$ ; 3 -  $d/l=0,43$  (моношихта)

Таким образом, установлен механизм деформирования волокон различных размеров моношихты. С повышением давления прессования происходит изменение механизма уплотнения и деформирования длинных волокон: от смещения и их более плотной укладки к деформации волокон. При этом основными механизмами деформирования волокон больших диаметров являются осадка контактных поверхностей, начинающаяся уже при минимальном давлении прессования, изгиб длинных и тонких волокон. При повышении давления наблюдается протяжка волокна и заполнение межволоконного пространства за счет более сложных схем деформирования. Отличие в уплотнении коротких волокон состоит в том, что на начальном этапе происходит перемещение волокон, подобно

порошку [1], а затем наблюдаются те же процессы деформирования, что и при уплотнении длинных волокон. Размеры волокон влияют на деформирование только до некоторой критической плотности, которая для исследуемых материалов составляет 0,85 – 0,98.

Прессование полишихты происходит по тем же механизмам деформирования. На начальном этапе уплотнение материала осуществляется за счет смещения коротких, изгиба тонких и длинных волокон. С ростом давления происходит изгиб волокон, деформация осадкой и протяжкой контактных участков. Максимальное давление прессования приводит к повышению степени деформации при осадке по диаметру и протяжке по длине волокон, разрушению части волокон и заполнению межволоконного пространства.

Различие в механизме деформирования волокон в моно- и полишихте влияет на их упрочнение. Упрочнение волокон в зависимости от давления прессования оценивали измерениями микротвердости на брикетах, спрессованных из полишихты с  $d/l=0,18$  и  $0,11$ . Результаты свидетельствуют, что с увеличением давления прессования происходит рост напряжений в волокне (табл. 1).

Таблица 1

**Микротвердость волоконных прессовок, МПа**

Давление прессования, МПа	$d/l=0,18$			$d/l=0,11$		
	Средняя	Минимальная	Максимальная	Средняя	Минимальная	Максимальная
До прессования	588	503	644	629	573	744
500	723	637	793	840	705	1058
800	937	895	1112	1105	970	1225

В полишихте с  $d/l=0,18$  с увеличением давления прессования рост значений микротвердости меньше, чем в шихте с  $d/l=0,11$ , что, очевидно, связано с меньшей величиной степени деформации волокна.

Пластическое деформирование металлов приводит к изменению формы зерен, их расположения в пространстве, причем между зернами и внутри них возникают трещины. Результаты определения размера зерна, выполненные на прессовках из полишихты с  $d/l=0,18$  и  $0,11$ , показали, что с повышением давления прессования размер зерна уменьшается, причем более интенсивно у шихты с  $d/l=0,11$  (табл. 2).

Таблица 2

**Размер зерна, мкм**

Давление прессования, МПа	$d/l=0,18$			$d/l=0,11$		
	Средний	Максимальный	Минимальный	Средний	Максимальный	Минимальный
До прессования	30,6	83,0	8	30,6	83,0	8
500	29,3	75,0	6	26,2	62,0	6
800	22,7	62,5	6	18,1	56,0	6

Это объясняется различием как в степени структурной деформации  $\epsilon_c$ , так и в степени деформации самого волокна  $\epsilon_m$  и согласуется с данными табл. 1,

согласно которой микротвердость шихты, содержащей большее количество коротких волокон, меньше, следовательно и меньше упрочнение.

Таким образом, упрочнение волокон при прессовании полишихты с  $d/l=0,18$  меньше, а величина зерна несколько больше, несмотря на то, что плотность на последнем этапе в обоих случаях при давлении 800 МПа отличается незначительно. Очевидно, это связано с затратами энергии на укладку более коротких волокон, в то время как в шихте с длинными волокнами уже происходит их деформирование.

**Выводы.** Экспериментально установлены механизмы деформирования волокон в прессовках, состоящих из волокон различных диаметров и длин. Показано, что процесс деформирования осуществляется за счет осадки, протяжки, изгиба и более сложных схем при затекании металла в межволоконное пространство. При этом увеличивается количество волокон. Размеры волокон оказывают влияние на механизмы деформирования только на начальном этапе.

Различие в механизмах деформирования волокон обуславливает разный размер зерна и упрочнение. Волокна меньших размеров имеют более мелкое зерно и больше упрочняются.

#### Литература

1. Бальшин М.Ю. Научные основы порошковой металлургии и металлургии волокна. – М.: Металлургия, 1972. – 335 с.
2. Косторнов А.Г., Скороход В.В., Шевчук М.С. Исследование деформаций пористых материалов из металлических волокон при прессовании и спекании // Порошковая металлургия.- 1972. - №2. – С. 96-100.
3. Дорофеев Ю.Г. Динамическое горячее прессование материалов. – М.: Наука, 1968. – 120 с.
4. Патент Украины №64966А . Спосіб одержання порошку міді/ Раев С.С., Рябичева Л.А., Цыркин А.Т., Никитин Ю.Н. – 2004. – Бюл. №1.
5. Рябичева Л.А., Цыркин А.Т, Скляр А.П. Технологические свойства волокон меди, полученных переработкой лома проводников тока // Вестник ДГМА. – 2006. – №2. – С. 54-58.

УДК 721. 771. 294

**А.В.Яковченко, Р.А.Голышков, С.А.Снитко, Н.И.Ивлева**

#### **МЕТОД КОМПЬЮТЕРНОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ КАЛИБРОВОК ДЛЯ ШТАМПОВКИ ЗАГОТОВОК КОЛЕС ШИРОКОГО СОРТАМЕНТА**

Разработан метод компьютерного проектирования калибровок инструмента деформации для штамповки колесных заготовок, имеющих обод, диск и ступицу. Метод включает зависимости для оперативного расчета формоизменения металла и сил штамповки, полученные на базе планируемого расчетного эксперимента, реализованного путем конечно-элементного моделирования. Рис. 5. Табл. 2. Ист. 6.

**Введение.** На сегодняшний день как в Украине на ОАО «Нижнеднепровский трубопрокатный завод» (НТЗ), так и в России на ОАО «Выксунский металлургии»

ческий завод» (ВМЗ) имеет место расширение сортамента выпускаемых железнодорожных колес [1–3], причем в основном за счет экспортных заказов. Поэтому актуально осваивать производство новых типов колес в сжатые сроки и без опытных прокаток, которые связаны с потерями ресурсов и рабочего времени, приводящими к снижению рентабельности производства. Решение указанных задач невозможно без специализированных компьютерных программ, ориентированных как на разработку полного комплекта технологической документации, так и на анализ разрабатываемых калибровок инструмента деформации, так как расход металла при производстве колес во многом зависит от глубины проработки проектируемых калибровок. Поэтому создание научно обоснованных методов компьютерного проектирования калибровок инструмента деформации для производства колес широкого сортамента является актуальной научно-технической задачей.

В работе [4] выполнен обзор компьютерных программ проектирования калибровок инструмента деформации для производства колес и рассмотрены пути их совершенствования. В работе [5] предложено выполнять проектирование калибровок для перехода «заготовочный пресс - формовочный пресс» на основе экспериментально-теоретической информации. Принципиальная важность расчета формы и размеров заготовки очевидна. Данная заготовка должна обеспечить заполнение штампов формовочного прессы и, соответственно, получение требуемой колесной заготовки, имеющей обод, диск и ступицу. Неверно разработанная калибровка может быть причиной получения брака. О неисправимом браке можно говорить в том случае, когда при установке на прессах наименьших по диаметру из приготовленных технологических и формовочных колец и исключенной разгонке ( $S = 0$ ) металла заготовки пуансоном имеет место невыполнение ступицы. Аналогично брак, связанный с превышением максимально допустимого размера по толщине диска у ступицы, невозможно устранить на прессо-прокатной линии, если он получен при установленных наибольших по диаметру из приготовленных технологических и формовочных колец и максимально возможной разгонке металла заготовки пуансоном ( $S = \max$ ). Причиной указанных видов брака являются ошибки, допущенные при разработке калибровок. Причем они связаны, во-первых, с неверным назначением положения нейтральной линии, относительно которой металл заготовки течет в зоны обода и ступицы при штамповке колесных заготовок. Положение нейтральной линии на практике задают на основе опытных данных. Во-вторых, эти ошибки обусловлены невозможностью выполнения в условиях промышленного производства требуемых многократных перерасчетов калибровок по всей прессо-прокатной линии без соответствующих методик и компьютерных программ.

**Постановка задачи.** В настоящей работе поставлена задача совершенствования метода компьютерного проектирования калибровок для перехода «заготовочный пресс – формовочный пресс» на основе учета научно-обоснованной информации о положении нейтральной линии в диске формируемой колесной заготовки для колес широкого сортамента.

**Материалы и результаты исследования.** Проектирование контура сечения заготовки (рис. 1), получаемой на прессе силой 50 МН, которая, по существу, является калибровкой по металлу для перехода «заготовочный пресс 50 МН – формовочный пресс 100 МН», выполняется в окне программы после того, как уже разработан контур сечения колесной заготовки, имеющей обод, диск и ступицу, которую штампуют на прессе силой 100 МН. Это связано с тем, что калибровки разрабатываются против хода ведения технологического процесса. Причем в процессе расчетов размеров заготовки, получаемой на прессе силой 50 МН, контур сечения колесной заготовки остается неизменным. В том случае,

когда, например, требуется внести изменения в размеры колесной заготовки, калибровщик возвращается к переходу «формовочный пресс 100 МН – колесопроточный стан», корректирует размеры колесной заготовки и только после этого снова на ее основе приступает к расчету формы и размеров заготовки, получаемой на прессе силой 50 МН.

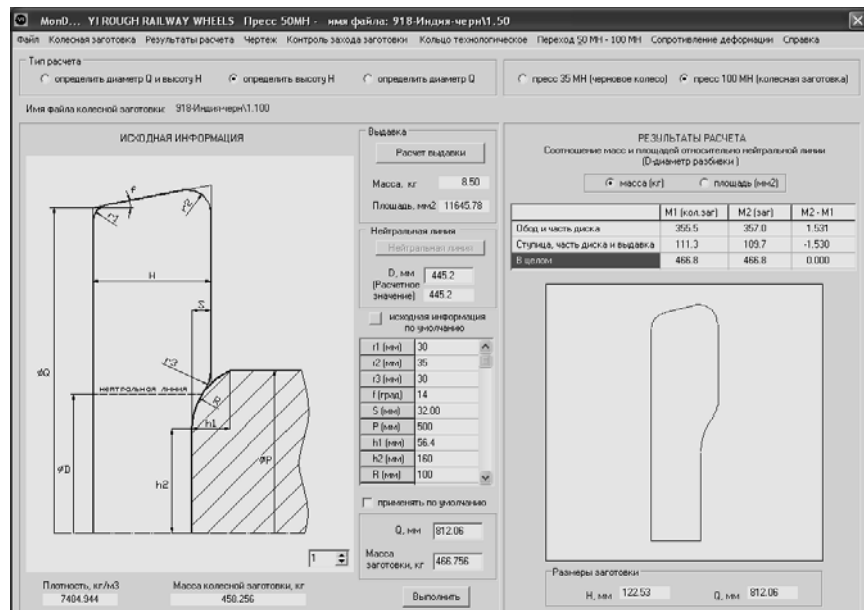


Рис. 1. Окно программы проектирования заготовки, получаемой на прессе силой 50 МН (для колеса  $\varnothing 918$  мм)

При этом вначале осуществляется выбор одного из предусмотренных типов разгонных пуансонов или верхней фасонной плиты. Все параметры, определяющие конфигурацию пуансона или плиты, задаются в качестве исходной информации в соответствующие таблицы.

Затем в окне программы, показанном на рис. 1, используя имеющиеся там радиокнопки, выбирают тип расчета «определить диаметр Q и высоту H». Он позволяет аналитически точно найти диаметр технологического кольца Q и высоту заготовки H при заданной величине внедрения пуансона S и других размерах, предусмотренных в вертикально расположенной таблице. С учетом положения нейтральной линии, заданной диаметром D, и рассчитываются параметры Q и H. При этом разработанной моделью автоматически обеспечивается равенство масс соответствующих частей заготовки и колесной заготовки относительно диаметра D.

После выбора требуемого типа расчета в соответствующие строки таблицы (см. рис. 1) вносятся значения всех предусмотренных на схеме параметров контура сечения проектируемой заготовки. В качестве исходной информации здесь задаются: величина разгонки S, радиусы  $r_1$  и  $r_2$ , определяющие степень выполнения заготовки; величина уклона технологического кольца f; радиус контура заготовки в месте разгонки  $r_3$  и другие величины.

Затем определяются параметры выделки, получаемой на формовочном прессе силой 100 МН. С учетом всей имеющейся информации выполняется кон-

трольное построение контура спроектированной заготовки (см. рис.1). Ряд величин, таких как  $S$ ,  $D$  и других на первом этапе задается ориентировочно. В ходе последующих расчетов они будут уточнены.

В процессе разработки калибровки важно контролировать технологический зазор, имеющий место в первый момент штамповки между заготовкой и формовочным кольцом прессы силой 100 МН. Такой контроль выполняется в окне программы, показанном на рис. 2.

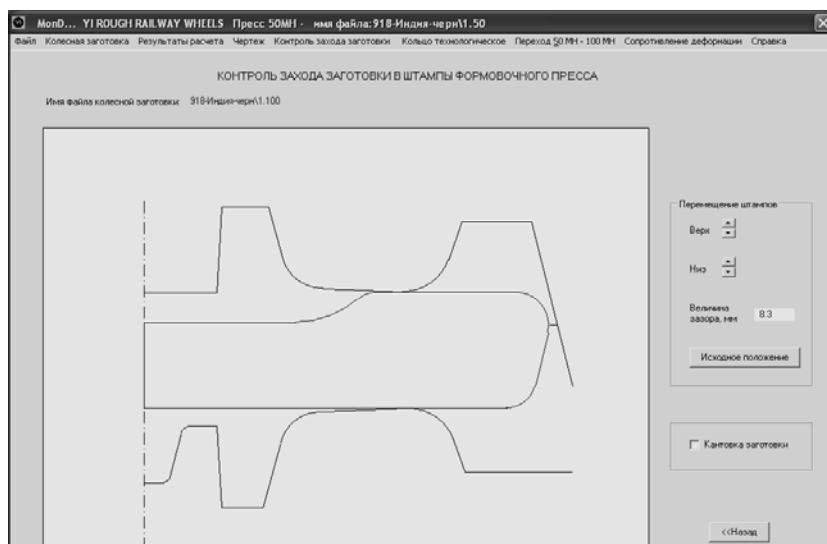


Рис. 2. Окно программы контроля захода заготовки с прессы силой 50 МН в штампы прессы силой 100 МН

Следующий этап проектирования выполняется в окне программы «Нейтральная линия» (рис. 3). После ввода исходной информации аналитически точно находятся все варианты параметров технологически возможных заготовок с прессы силой 50 МН, отличающихся по высоте  $H$ , диаметру  $Q$  и величине внедрения пуансона  $S$ . В ходе разработки калибровки существует ряд технологических ограничений, которые необходимо учесть. Так, например, если формовочный штамп уже спроектирован, и его конфигурацию нельзя корректировать, то пределы изменения диаметра технологического кольца на заготовочном прессе будут ограничены. В окне имеется возможность задать ограничения  $Q_{\min}$  и  $Q_{\max}$  на данный диаметр.

Данные ограничения, по существу, задают также ограничения на допустимые величины технологических зазоров  $\delta$  в окне, показанном на рис. 2. Значения  $Q_{\min}$  и  $Q_{\max}$  находят путем нескольких последовательных перерасчетов размеров заготовки, используя окна рис. 1 и 2. Для этого после задания исходной информации в вертикально расположенной таблице (см. рис. 1) необходимо, изменяя величину  $D$  и выполняя контрольные построения автоматически рассчитываемых заготовок, выбрать из них те, которые и дадут требуемые ограничения по величинам  $\delta$  и, соответственно,  $Q_{\min}$  и  $Q_{\max}$ .

Аналогично в окне программы, представленном на рис. 3, предусмотрена возможность задания ограничений и на величину внедрения пуансона  $S$ , а также на диапазон по длине диска в колесной заготовке, где может находиться диаметр  $D$ , определяющий положение нейтральной линии.

Нейтральная линия

ИСХОДНАЯ ИНФОРМАЦИЯ

Числовые обозначения:

Dmin - диаметр линии, отсекающей ступицу колесной заготовки;  
Dmax - диаметр линии, отсекающей обод колесной заготовки;  
dD - шаг изменения диаметра D в диапазоне от Dmin до Dmax.

Smin - величина, соответствующая минимальному внедрению пуансона;  
Smax - величина, соответствующая максимальному внедрению пуансона;  
dS - шаг изменения величины внедрения пуансона S.

Qформ - диаметр формовочного кольца (пресс 100 МН);  
Qтех - минимальное значение диаметра технологического кольца (пресс 50 МН);  
Qмакс - максимальное значение диаметра технологического кольца (пресс 50 МН).

Qформ (мм) 816.000

Вычислить

РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТА

N	В целом			Обод и часть диска				Ступица, часть диска и высадка				Параметры заготовки			
	SK (кол.заг)	SZ (заг)	Уков	S1 (кол.заг)	S2 (заг)	S2/S1	Отклонение, %	S3 (кол.заг)	S4 (заг)	S4/S3	Отклонение, %	S	D	H	Q
1	44593.3	44582.4	1.00052	21165.4	23675.9	1.11861	11.80	23393.9	20906.4	0.89367	-10.68	30.00	444.00	122.26	810.94
2	44593.3	44510.4	0.99890	21147.0	23624.0	1.11713	11.84	23412.3	20886.4	0.89211	-10.69	30.00	445.00	121.92	812.23
3	44593.3	44438.3	0.99728	21128.6	23572.0	1.11565	11.87	23430.7	20866.3	0.89055	-10.70	30.00	446.00	121.57	813.53
4	44593.3	44366.2	0.99567	21110.2	23520.1	1.11416	11.90	23449.1	20846.1	0.88899	-10.71	30.00	447.00	121.23	814.83
5	44593.3	44375.0	0.99586	21091.8	23549.1	1.11651	12.11	23467.5	20825.9	0.88743	-10.89	32.00	448.00	122.88	810.77
6	44593.3	44303.2	0.99425	21073.5	23497.7	1.11504	12.15	23485.9	20805.6	0.88588	-10.90	32.00	449.00	122.54	812.06
7	44593.3	44231.4	0.99264	21055.1	23446.3	1.11357	12.18	23504.2	20785.1	0.88432	-10.91	32.00	450.00	122.19	813.34
8	44593.3	44159.5	0.99103	21036.8	23394.9	1.11209	12.22	23522.5	20764.6	0.88276	-10.93	32.00	451.00	121.85	814.64
9	44593.3	44166.8	0.99119	21018.5	23422.8	1.11439	12.43	23540.8	20744.1	0.88120	-11.10	34.00	452.00	123.50	810.63

Выберите вариант расчета величин S и D и укажите его номер N 6

Закрыть

Рис. 3. Окно программы расчета технологически возможных вариантов заготовки для перехода «заготовочный пресс – формовочный пресс»

По умолчанию последний диапазон выбирается между сечениями, которые отделяют обод и ступицу от диска. После этого, указав шаг по желаемому изменению в расчетах диаметра  $D$  и величины внедрения пуансона  $S$ , калибровщик в таблице, показанной в нижней части окна, получает все возможные варианты заготовок. Они нумеруются в первой колонке таблицы. По каждому варианту даются результаты расчетов уковов как по всей колесной заготовке, так и отдельно в зоне обода и ступицы, а также основные параметры заготовки, получаемой на прессе силой 50 МН ( $H$ ,  $Q$ ,  $S$ ,  $D$ ). Выбрав курсором интересующий вариант, калибровщик нажимает кнопку «Закрыть» и этот вариант автоматически передается в окно программы, показанное на рис. 1. В данном окне дается контрольное построение выбранной заготовки. При активизации пункта меню «Контроль захода заготовки» открывается окно программы, показанное на рис. 2, где выполняется анализ взаимного положения заготовки и формовочных штампов. В первую очередь контролируется автоматически рассчитываемая величина зазора между заготовкой и формовочным кольцом. Здесь реализована возможность перемещения верхнего и нижнего инструмента деформации прессы силой 100 МН совместно с расчетом получаемого при этом зазора между заготовкой и формовочным кольцом в месте их контакта, а также, в случае необходимости, возможность кантовки заготовки.

На следующем этапе необходимо зайти в окно (рис. 4), предназначенное для оперативного расчета и визуализации формоизменения металла, расчета силы штамповки и фактического положения нейтральной линии для используемой колесной заготовки и спроектированной заготовки. Здесь расчет указанных параметров выполняется по регрессионным зависимостям, разработанным на основе методики [6]. Методика предусматривает планирование расчетного эксперимента и его реализацию на основе метода конечных элементов.

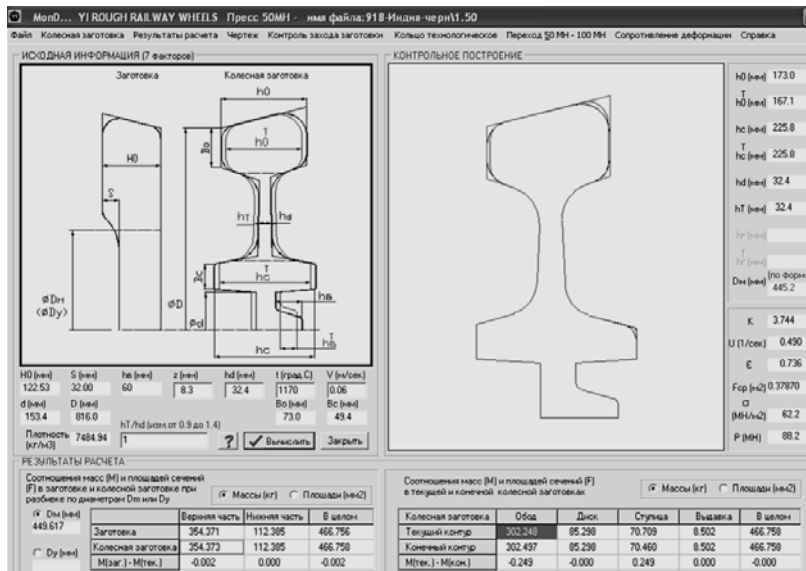


Рис. 4. Окно программы визуализации формоизменения металла и расчета силы штамповки колесной заготовки на формовочном прессе 100 МН для колеса  $\varnothing 918$  мм

Расчетный эксперимент спланирован в зависимости от семи факторов, что позволило учесть значительное число сочетаний размеров заготовок, получаемых на прессе силой 50 МН, и штампуемых из них на прессе силой 100 МН колесных заготовок (рис. 5).

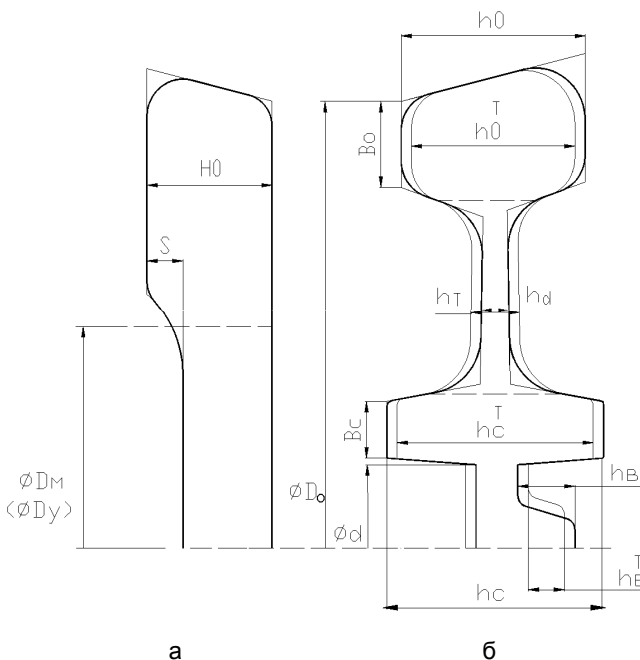


Рис. 5. Схема заготовки, получаемой на прессе силой 50 МН (а) и штампуемой из нее на прессе силой 100 МН колесной заготовки (б)

На рис. 5 приняты следующие обозначения:  $D_O$  – диаметр обода колесной заготовки ( $700 \text{ мм} \leq D_O \leq 930 \text{ мм}$ );  $d$  – диаметр отверстия в ступице ( $130 \text{ мм} \leq d \leq 230 \text{ мм}$ );  $h_O$  – высота обода ( $130 \text{ мм} \leq h_O \leq 195 \text{ мм}$ );  $h_O^T$  – текущая высота обода;  $B_O$  – ширина обода ( $45 \text{ мм} \leq B_O \leq 110 \text{ мм}$ );  $h_C$  – высота ступицы ( $200 \text{ мм} \leq h_C \leq 250 \text{ мм}$ );  $h_C^T$  – текущая высота ступицы;  $B_C$  – ширина ступицы ( $40 \text{ мм} \leq B_C \leq 60 \text{ мм}$ );  $h_d$  – толщина диска ( $20 \text{ мм} \leq h_d \leq 60 \text{ мм}$ );  $h_T$  – текущая толщина диска;  $H_0$  – высота заготовки ( $100 \text{ мм} \leq H_0 \leq 160 \text{ мм}$ );  $S$  – величина разгонки ( $0 \leq S \leq 55 \text{ мм}$ );  $z$  – технологический зазор между заготовкой и формовочным кольцом в первый момент штамповки ( $0 \leq z \leq 25 \text{ мм}$ );  $h_B$  – высота выдавки;  $h_B^T$  – текущая высота выдавки;  $D_M$  – диаметр нейтральной линии, относительно которой выполняется баланс масс в соответствующих частях заготовки и колесной заготовки;  $D_Y$  – диаметр нейтральной линии, относительно которой выполняется равенство коэффициентов укова в частях колесной заготовки.

Исходя из технологических условий, определены параметры и факторы, используемые при моделировании степени заполнения металлом формовочных штампов в зонах обода и ступицы, а также силы штамповки.

Факторы:  $\frac{D_O}{d}$ ;  $\frac{h_d}{h_O}$ ;  $\frac{h_O}{B_O}$ ;  $\frac{h_C}{B_C}$ ;  $\frac{S}{H_0}$ ;  $z$ ;  $\frac{h_T}{h_d}$ . Пределы изменения факто-

ров также определены, исходя из технологических условий, следующими:

$$2,7 \leq \frac{D_O}{d} \leq 6,3; \quad 0,09 \leq \frac{h_d}{h_O} \leq 0,3; \quad 1,5 \leq \frac{h_O}{B_O} \leq 4,4; \quad 2,4 \leq \frac{h_C}{B_C} \leq 4,4;$$

$$0 \leq \frac{S}{H_0} \leq 0,4; \quad 3,0 \leq z \leq 25; \quad 0,9 \leq \frac{h_T}{h_d} \leq 1,4.$$

Последний фактор дает возможность для завершающего и наиболее ответственного этапа штамповки (от  $h_T/h_d = 1,4$  до  $h_T/h_d = 1$ ) определить параметры формоизменения металла и силы штамповки в динамике. Другие факторы, такие как температура металла, коэффициент трения, технологический зазор между заготовкой и формовочным кольцом, скорость опускания верхнего штампа и другие не варьировали. Все они взяты соответствующими тем значениям, которые имеют место на практике. Естественно, что для указанных условий разработанные модели и будут применимы.

В зависимости от указанных выше факторов определены параметры ( $y$ ), необходимые для анализа формоизменения и силы штамповки. Выбраны следующие основные параметры, определяющие степень заполнения металлом штампов в зонах обода  $y_1 = h_O^T/h_O$  и ступицы  $y_2 = h_C^T/h_C$ ,  $y_3 = D/D_C$  – положения нейтральной линии  $D$  в диске (здесь  $D_C$  – диаметр по сечению, отделяющему ступицу от диска, см. рис.4) и один параметр, необходимый для расчета силы штамповки – обобщенный (безразмерный) коэффициент напряженного состояния металла в очаге деформации формовочных штампов,  $y_4 = k$ . Данные параметры использованы при разработке программы.

Параметры  $y$  определены в виде полиномов второй степени:

$$y = a_0 + \sum_{i=1}^7 a_i x_i + \sum_{i=1}^7 a_{ii} x_i^2 + \sum_{i=1, j>i}^7 a_{ij} x_i x_j + \sum_{i=1, j>i, k>j}^7 a_{ijk} x_i x_j x_k, \quad (1)$$

где  $a_0, a_i, a_{ii}, a_{ij}, a_{ijk}$  – коэффициенты полинома, определяемые при реализации планируемого эксперимента.

Оперативный расчет силы при штамповке колесных заготовок по различным вариантам калибровок производился по формуле:

$$P = k \sigma F_{cp}, \quad (2)$$

где  $\sigma$  – сопротивление металла пластической деформации, МН/м<sup>2</sup>;

$F_{cp}$  – средняя по верхнему и нижнему штампам площадь горизонтальной проекции поверхности контакта металла с инструментом, м<sup>2</sup>.

На основе значений факторов в опытах, составляющих ядро плана, звездные точки и нулевую точку, были разработаны соответствующие чертежи для заготовок, получаемых на прессе силой 50 МН и чертежи штампов для формовочного прессы силой 100 МН.

Эксперимент спланирован по плану второго порядка. Применено центральное композиционное ортогональное планирование для  $n = 7$  ( $n$  – количество факторов) [6]. Перевод натуральных переменных в кодовые осуществлен с использованием данных, представленных в табл. 1. План-матрица эксперимента приведена в табл. 2.

Эксперимент потребовал выполнения 143 опытов. Для этого были разработаны 77 калибровок для прессов силой 50 МН и 100 МН. Несовпадение числа опытов и числа калибровок объясняется следующим. Опыты №1 – №64 и №65 – №128 выполнялись, соответственно, по одним и тем же калибровкам. У них отличался только фактор  $h_T/h_d$ . Аналогично опыты №141 – №143 также отличаются только значением указанного фактора.

Таблица 1

**Кодирование факторов и уровни их варьирования**

Интервал варьирования и уровни факторов	$\frac{D_O}{d}$	$\frac{h_d}{h_O}$	$\frac{h_O}{B_O}$	$\frac{h_C}{B_C}$	$\frac{S}{H_0}$	$z$ (мм)	$\frac{h_T}{h_d}$
Кодовое обозначение	$X_1$	$X_2$	$X_3$	$X_4$	$X_5$	$X_6$	$X_7$
Нулевой уровень $X_i = 0$	4,5	0,194	2,97	3,406	0,178	14,0	1,138
Интервал варьирования	0,95	0,056	0,77	0,527	0,0931	5,774	0,138
Нижний уровень $X_i = -1$	3,55	<b>0,138</b>	<b>2,20</b>	2,879	0,085	<b>8,20</b>	<b>1,0</b>
Верхний уровень $X_i = +1$	<b>5,45</b>	0,25	3,74	<b>3,933</b>	<b>0,271</b>	19,70	1,275
Нижний уровень в звездной точке $X_i = -1,9095$	2,686	0,087	1,50	2,40	0	3,0	0,875
Верхний уровень в звездной точке $X_i = +1,9095$	6,314	0,301	4,44	4,41	0,356	25,0	1,40

В табл. 2 отдельно выделена строка по опыту №26. Данный опыт соответствует по всем семи факторам существующей в КПЦ ОАО «ВМЗ» технологии

штамповки колесных заготовок для колес  $\varnothing 957$  мм. В табл. 1 значения этих факторов выделены жирным шрифтом. Данный опыт является базовым, так как по нему известна информация как по формоизменению металла, так и по силе штамповки.

Таблица 2

План-матрица эксперимента

Блоки плана	Номер опыта	Факторы						
		$X_1$ $(\frac{D_0}{d})$	$X_2$ $(\frac{h_d}{h_0})$	$X_3$ $(\frac{h_0}{B_0})$	$X_4$ $(\frac{h_C}{B_C})$	$X_5$ $(\frac{S}{H_0})$	$X_6$ $(z)$	$X_7$ $(\frac{h_T}{h_d})$
Ядро плана	1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	-1
	2	+1	-1	-1	-1	-1	-1	-1
	3	-1	+1	-1	-1	-1	-1	-1
	4	+1	+1	-1	-1	-1	-1	-1
	6	-1	-1	+1	-1	-1	-1	-1
	7	+1	-1	+1	-1	-1	-1	-1
	7	-1	+1	+1	-1	-1	-1	-1
	8	+1	+1	+1	-1	-1	-1	-1
	9	-1	-1	-1	+1	-1	-1	-1
	10	+1	-1	-1	+1	-1	-1	-1
	·							
	·							
	26	+1	-1	-1	+1	+1	-1	-1
	·							
·								
127	-1	+1	+1	+1	+1	+1	+1	
128	+1	+1	+1	+1	+1	+1	+1	
Звездные точки	129	-1,9095	0	0	0	0	0	0
	130	+1,9095	0	0	0	0	0	0
	·							
	·							
	141	0	0	0	0	0	0	-1,9095
142	0	0	0	0	0	0	+1,9095	
Нулевая	143	0	0	0	0	0	0	0

Контуры промежуточных сечений колесных заготовок, полученные при реализации опытов путем конечно-элементного моделирования процесса штамповки, обработаны с помощью компьютерной программы «YI ROUGH RAILWAY WHEELS» [5], которая дала значения основных искомым параметров в каждом опыте. Расчет коэффициентов полинома (1) для каждого параметра выполнен с использованием статистических методов обработки данных.

Результаты расчетов указанных величин (см. рис. 4) даются в соответствующих окнах в зависимости от отношения  $h_T/h_d$ . Отношение  $h_T/h_d = 1$  соот-

ветствует последнему моменту штамповки колесной заготовки. Диаметр нейтральной линии, рассчитанный по уравнению (1), в окне обозначен  $D_M$  и отображается справа от контрольного построения. Контрольное построение дает три контура. Наружный контур показывает положение формовочных штампов при заданном отношении  $h_T/h_d$ . Средний контур показывает требуемую колесную заготовку после завершения процесса штамповки. Внутренний контур показывает текущее (в зависимости от  $h_T/h_d$ ) формоизменение металла. Его форма и размеры рассчитываются на основе соответствующих уравнений (1). Названные контуры в окне отображаются различными цветами.

Разработанный метод предусматривает сравнение двух значений диаметров, определяющих положение нейтральных линий. Одно дается в окнах, показанных на рис. 1 и 3. Данный диаметр  $D$  рассчитывается формально из условия равенства масс в соответствующих частях заготовки и колесной заготовки относительно него. Другое значение диаметра  $D_M$  дается в правой части окна, показанного на рис. 4. Здесь величина  $D_M$  (рассчитанная при  $h_T/h_d = 1$ ) соответствует нейтральной линии, относительно которой металл фактически течет в зоны обода и ступицы. Если диаметры  $D$  и  $D_M$  в указанных окнах имеют близкие значения или совпадают и сила  $P$  не превышает допустимую, то значит калибровка разработана верно и ее расчет можно считать завершенным. Если диаметры отличаются, то ряд размеров заготовки в окне, показанном на рис. 1, были заданы и рассчитаны неверно. Соответственно в этом случае при контрольном построении в окне (см. рис. 4) будет иметь место незаполнение обода или ступицы и превышение силой  $P$  ее допустимого значения. В этом случае необходимо вернуться в окно «нейтральная линия» (см. рис. 3) и поочередно брать различные варианты технологически возможных заготовок и проверять их в окне визуализации формоизменения металла (см. рис. 4). Расчет будет завершен при выполнении условия:

$$D \approx D_M. \quad (3)$$

В представленных расчетах таким вариантом был №6. Проверяемые диаметры практически совпали  $D = 449$  мм, а  $D_M = 445,2$  мм (при  $h_T/h_d = 1$ ). Расчеты формоизменения в последний момент штамповки показали, что обод и ступица выполняются практически одновременно. Сила штамповки при этом не превышает допустимую. Необходимо отметить, что визуализация формоизменения металла в штампах выполняется практически мгновенно.

После завершения расчетов, активировав в окне пункт меню «Результаты расчета» (см. рис. 1), получаем распечатку полной информации о спроектированной заготовке. Активировав пункт меню «Чертеж» (см. рис. 1), получаем чертеж заготовки с автоматической простановкой размеров.

На заключительном этапе проектируется чертеж технологического кольца для формовки спроектированной выше заготовки, получаемой на прессе силой 50 МН.

Разработанный метод и соответствующие компьютерные программы проектирования калибровок для перехода «заготовочный пресс – формовочный пресс» позволили снизить трудоемкость расчетных и графических работ, а также получить научно обоснованную информацию о положении нейтральной линии в диске штампуемой колесной заготовки, необходимую при проектировании калибровок для штамповки колесных заготовок с ободом, диском и ступицей.

## Литература

1. ОАО «Нижнеднепровский трубопрокатный завод» в свете современных мировых тенденций развития производства железнодорожных колес / Козловский А.И., Есаулов В.П., Шрамко А.В., Голубева Л.В. // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2004. – № 1. – С. 8–13.
2. Современное оборудование и способы порезки слитков на отдельные заготовки железнодорожных колес и бандажей/ Шифрин Е.И., Шрамко А.В., Мережко В.Л., Голубева Л.В. // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2004. – № 1. – С. 48–52.
3. Особенности деформирования железнодорожных колес с плоскоконическими и криволинейными дисками / Кузовков А.Я., Кривоногов В.Г., Пашолок И.Л., Петренко Ю.П. // *Сталь*. – 2002. – № 3. – С. 84–87.
4. Яковченко А.В., Снитко С.А., Ивлева Н.И. Пути совершенствования компьютерных программ проектирования калибровок инструмента деформации для производства штамповано-катаных железнодорожных колес // *Металл и литье Украины*. – 2003. – № 6. – С. 30–35.
5. Яковченко А.В., Снитко С.А., Ивлева Н.И. Экспериментально-теоретический метод компьютерного проектирования калибровок для штамповки колесных заготовок // *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: Тематич. зб. наук. пр.* – Краматорськ, 2004. – С. 589 – 594.
6. Моделирование формоизменения металла и силы при штамповке колесных заготовок / Яковченко А.В., Снитко С.А., Волков А.С., Собхи Хасан, Ивлева Н.И. // *Наукові праці ДонНТУ. Металургія*. – Донецьк: ДонНТУ, 2005. – Вип. 102. – С. 124–135.

УДК 621.74.045

**Н.А.Будагьянц, Н.А.Жижкина, Ю.И.Гутько**

### **МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИЕ ПЕЧИ В ПРОИЗВОДСТВЕ ВАЛКОВ**

Работа посвящена анализу применения различных плавильных агрегатов в производстве валков. Оценены их возможности и недостатки. Установлено, что электропечи имеют преимущества. Они позволяют получить сложнолегированный расплав необходимого качества и состава и уменьшить вредные выбросы в атмосферу. Ист. 2.

**Введение.** Эффективность работы металлургических комбинатов, определяющих во многом экономическое благосостояние нашего государства, зависит от работы основного прокатного инструмента – валков. Поэтому увеличение объемов и сортамента металлопродукции повлекло за собой и повышение требований прокатчиков к эксплуатационным свойствам валков. Это обусловило применение при производстве валков более качественных и сложных в легировании материалов, таких как хромоникелевый типа «нихард», высокохромистый и специальный серый чугун [1].

Особенностью литья валков является то, что для их изготовления необходимы небольшие объемы по промышленным меркам (менее 5 т/ч) высококачественного специально легированного металла. Это требует контроля каждого этапа процесса плавки, а при необходимости и оперативного воздействия на расплав. В некоторых случаях металл требуемого химического состава возможно получить только путем введения различных улучшающих и стабилизирующих

его свойства добавок непосредственно в печь или на ее желоб, что требует значительного повышения температуры расплава. В связи с этим целью работы явилась оценка возможности применения различных плавильных агрегатов в производстве валков высокого качества.

**Анализ работы различных плавильных агрегатов в производстве валков.** Применение вагранок позволяет получить необходимые объемы металла для литья валков - их производительность составляет 10 и более тонн в час. Но ввиду конструктивных и технологических особенностей эти плавильные агрегаты не удовлетворяют современным требованиям, предъявляемым к температуре и качеству металла при литье валков. Так, применение кокса способствует насыщению металла углеродом и серой. Повышение содержания серы приводит к значительному ухудшению качества расплава – «красноломкости» отливки. С другой стороны, в результате всех физико-химических процессов, происходящих в вагранке, угорают значительное количество основных и легирующих элементов от первоначального их содержания в шихте (15-25 % Si, 25-30% Mn, 15-20% Cr) [2]. Но поскольку отсутствуют условия для проведения корректирования химического состава расплава (не достигается требуемого перегрева), то необходимо дополнительное количество шихтовых материалов, что сказывается на себестоимости получаемого металла.

Большое значение имеет и качество шихтовых материалов: мелкая и тем более окисленная шихта не может быть основой качественного чугуна. В то же время крупные куски чугуна или стального лома также недопустимы, так как они не расплавляются в зоне плавления, доходят до фурм и нарушают ход ваграночного процесса вплоть до зависания шихты. Так же на процесс влияет и состояние образующегося шлака, с увеличением вязкости шлак плохо разделяется с металлом, в результате могут оставаться включения металла – корольки, а это – безвозвратные потери металла.

Недостатком вагранок является также частая замена футеровки зоны плавления (плавильный агрегат работает не более 2-х суток) и повышенный расход огнеупоров.

Применение твердого топлива (кокса) не только значительно увеличивает себестоимость получаемого металла, но и ухудшает экологическую обстановку (выброс большого количества газов и пыли). Внедрение очистительных сооружений позволило снизить выброс вредных веществ, но только частично.

Переход от вагранок к электропечам (трехфазным дуговым и индукционным тигельным промышленной частоты) значительно улучшил экологическую обстановку. Но, прежде всего, их применение дало возможность получать качественные и сложнелегированные металлы для литья новых видов валков, поскольку эти плавильные агрегаты расширяют возможности достижения требуемой температуры чугуна, корректировки его химического состава и применение внепечной обработки.

Электродуговые печи наиболее просты по конструкции и надежны в работе. Дуговой разряд дает возможность сосредоточить в небольшом объеме большую мощность. В результате в области дуг создаются высокие температуры, необходимые для восстановления окислов, более полного расплавления тугоплавких шихтовых материалов и отделения металла от тугоплавких шлаков. В печах могут быть использованы дешевая крупногабаритная шихта и низкосортные металлоотходы. Недостатки дуговых печей: высокий местный перегрев под электродами; трудность перемешивания и усреднения химического состава чугуна; значительное количество продуктов горения и шума во время работы.

Применение индукционных тигельных печей взамен коксовых вагранок позволило снизить угар основных и легирующих элементов в среднем в 2 раза.

При этом они имеют ряд технологических преимуществ и по сравнению с электродуговыми: обеспечивают одновременно перегрев чугуна до необходимых температур и усреднение химического состава, а также длительно выдерживать металл в печи без значительного изменения химического состава (выступают в роли миксера).

Отличительной особенностью индукционных печей является отсутствие вредных выбросов в атмосферу завода. Однако они расходуют больше энергии, чем дуговые печи.

**Заключение.** В работе проанализирована возможность применения различных плавильных агрегатов при производстве валков, дана оценка их преимуществам и недостаткам. Установлено, что при производстве валков целесообразнее применять электропечи, которые позволяют получить сложнoleгированные расплавы требуемого качества и состава, но и улучшают экологическую обстановку по сравнению с другими плавильными агрегатами.

#### Литература

1. Будагьянц Н.А., Карский В.Е. Литые прокатные валки. – М.: Металлургия, 1983. – 175 с.
2. Воздвиженский В.М., Грачев В.А., Спаский В.В. Литейные сплавы и технология их плавки в машиностроении. – М.: Машиностроение, 1984. – 432 с.

УДК 658.382.3

**А.И.Гедрович, Н.А.Касьянов, Т.И.Анисимова,  
Д.А.Гедрович, Ю.С.Цапко**

#### **АНАЛИЗ ФАКТОРОВ, ВЛИЯЮЩИХ НА СОДЕРЖАНИЕ СВАРОЧНОГО ФАКЕЛА ПРИ ДУГОВОЙ СВАРКЕ ПЛАВЛЕНИЕМ**

Приведены результаты анализа влияния различных факторов технологического процесса на наличие вредных примесей в сварочном факеле при электродуговой сварке плавлением. Рис. 2. Табл. 2. Ист. 7.

Известно, что сварочные процессы с применением электрической дуги сильно влияют на здоровье сварщиков [1]. В [2] указано, что наибольшую угрозу представляет сварочный аэрозоль, от которого сварщик защищен очень слабо. Очень часто регистрируются профессиональные заболевания в виде кониоза (например, отравление марганцем). Это обстоятельство дает им льготу по пенсии [3]. Из всех вредных факторов наиболее опасными для здоровья человека компонентами аэрозолей, образующихся при дуговой сварке, являются тяжелые металлы, особенно хром, никель, марганец, железо, кобальт, вольфрам, молибден, ванадий, свинец, медь, цинк, кадмий и др. Особенно это актуально при применении высоколегированных сталей в промышленности как хорошо изученных (например, Х17Н15В2Б) [4], так и вновь разрабатываемых (например, 10Х13Г18ДУ) [5].

В общем виде механизм образования сварочного факела для варианта ручной дуговой сварки покрытыми электродами показан на рис. 1.

Кадры скоростной киносъемки ( $v = 2800$  кадр./с) и осциллограммы изменения силы тока при сварке показали, что процесс образования дыма периодически коррелируется с частотой изменения силы сварочного тока.

Наибольшее образование дыма приходится на пике величины тока, полупериод которого длится в среднем  $0,01$  с. Дым испаряется с донной части сварочной ванны, температура которой составляет  $t^\circ \approx 3000-3500$  °С и является плазмой дуги. Дым в виде газов и твердых частиц рассеивается воздушными потоками. Источниками дыма, определяющими его конкретный состав, являются основной металл и присадочный материал (электрод).

Влияние технологического процесса сварки на образование дыма носит очень сложный характер и зависит от большого количества факторов (табл. 1), не поддающихся точной оценке.

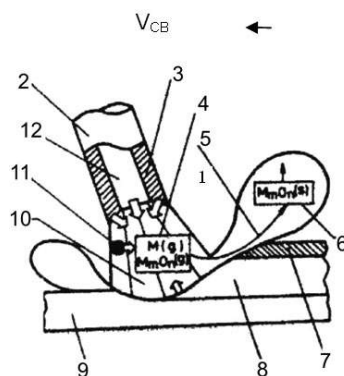


Рис. 1. Схема процесса образования сварочного факела:

- 1 – угол наклона электрода  $70^\circ$ ; 2 – электрод; 3 – покрытие; 4 – область высоких температур; 5 – конденсация с окислением; 6 – дым; 7 – шлак; 8 – наплавленный металл; 9 – основной металл; 10 – дуга; 11 – жидкий металл; 12 – стержень электрода;  
 $V_{CB}$  – направление сварки

Таблица 1

**Факторы технологического процесса, влияющие на состав дыма**

№ п/п	Фактор	Экспертная оценка степени влияния
1	Присадочный материал	10
2	Тип покрытия	3
3	Диаметр электрода	0,5
4	Состав покрытия	10
5	Подготовка электрода	0,5
6	Условия сварки	31,5
7	Род тока и полярность	0,5
8	Сила тока	6
9	Напряжение на дуге	1
10	Длина дуги	1
11	Наклон электрода	3,5
12	Способ ведения электрода	2
13	Атмосферные условия	2
14	Основной металл	15
15	Тип металла и тип разделки	3,5
16	Размер шва	1
17	Подготовка поверхности	3
18	Геометрия шва	1
19	Защитный газ	3
20	Расход защитного газа	2

**Примечание:** Экспертная оценка проводилась анкетированием аттестованных сварщиков региона. Средняя оценка по 30 респондентам.

К сожалению, влияние большинства факторов на дымообразование при сварке неоднозначно. Ранжирование степени влияния факторов технологического процесса на дымообразование при сварке представлено в табл. 2.

Таблица 2

**Многообразие некоторых факторов технологического процесса**

№ п/п	Фактор	Экспертная оценка степени влияния
1	2	3
1	Присадочный материал	1. Покрытый электрод. 2. Голая электродная проволока. 3. Неплавящийся вольфрамовый (графитовый) электрод. 4. Порошковая проволока
2	Тип покрытия	1. Рудно-кислое. 2. Фтористо-кальциевое. 3. Рутитовое
3	Диаметр электрода, мм	2, 3, 4, 5, 6, 8
4	Состав покрытия	1. С железным порошком. 2. Двойное. 3. С введением легирующих элементов
5	Подготовка электрода	1. Прокаленный. 2. Мокрый
6	Условия сварки	1. Тип шва (стыковой, угловой, прорезной, прерывистый, непрерывный). 2. Тип соединения (стыковое, угловое, тавровое, нахлесточное, впритык). 3. Положение шва в пространстве (нижнее, потолочное, на вертикальной плоскости, промежуточное). 4. Вид конструкции (балка, рама, ферма, листовая конструкция). 5. Размер конструкции (габаритная, негабаритная). 6. Место сварки (в цеху, на монтаже, на постоянном рабочем месте, на непостоянном рабочем месте, в закрытой емкости). 7. Положение сварщика (сидя, стоя, с опорой на колено, с опорой на руку, лежа)
7	Род тока и полярность	1. Переменный. 2. Постоянный (полярность прямая, обратная). 3. Импульсный ток
8	Сила тока, А	100, 200, 300, 400, 500
9	Напряжение на дуге, В	20-36
10	Длина дуги, мм	3-10
11	Геометрия соединения	1. Замкнутый шов. 2. Незамкнутый шов
12	Способ ведения электрода	1. Узкий валик на проход. 2. С поперечными колебаниями. 3. С возвратно-поступательными колебаниями
13	Атмосферные условия	1. Теплое время года. 2. Холодное время года. 3. Температура и скорость перемещения воздушных потоков на рабочем месте переменные
14	Основной металл (тип)	1. Малоуглеродистая сталь. 2. Малоуглеродистая низколегированная сталь. 3. Среднелегированная сталь. 4. Высоколегированная сталь. 5. Цветной метал. 6. Разнородные стали и сплавы

1	2	3
15	Толщина металла и тип разделки	1. V –образная. 2. К –образная. 3. X –образная. 4. Сварка в узкий зазор
16	Размер шва	1. Ширина шва. 2. Катет шва
17	Подготовка поверхности	1. Подогретая. 2. С окалиной. 3. Очищенная до металлического блеска. 4. Оцинкованная. 5. Грунтованная
18	Геометрия шва	1. Прямолинейный. 2. Криволинейный. 3. Круговой. 4. Кольцевой
19	Защитный газ	1. Активный (CO <sub>2</sub> , CO <sub>2</sub> + O <sub>2</sub> ). 2. Нейтральный (Ar, He, Ar + He). 3. Смесь газов (Ar + O <sub>2</sub> , He + O <sub>2</sub> )
20	Расход защитного газа, л/мин	6-12

На сегодняшний день информация о влиянии отдельных факторов или их вариантов либо недостаточна, либо отсутствует вообще.

Согласованность мнений экспертов проводили по общепринятой схеме [6]. С определением коэффициента конкордации

$$W = \frac{S(d^2)}{\frac{1}{12} m^2 (n^3 - n) - m \sum_j T_j},$$

где  $S(d^2)$  – сумма квадратов отклонений нормализованных суммарных рангов от среднего значения;  
 $m$  – число экспертов (30 чел.);  
 $n$  – число исследуемых факторов (20).  
 Величину  $T_j$  рассчитывали по формуле

$$T_j = \frac{1}{12} \sum_K (t_K^3 - t_K),$$

где  $t_K$  – число повторений ранга  $K$  в ранжировке  $j$ -го эксперта.

Значимость коэффициента конкордации оценивали с помощью  $\Psi^2$ -распределения

$$\Psi_{\text{экс}}^2 = \frac{S(d^2)}{\frac{m \cdot n}{12} (n+1) - \frac{1}{n-1} \sum_j T_j}.$$

Величина  $W$  значима, так как при доверительной вероятности  $p = 0,95$  и числе степеней свободы  $n-1$   $\Psi_{\text{экс}}^2 > \Psi_T^2$  (табличное значение в работе [7]). В ре-

зультате расчета по этим формулам коэффициент конкордации получился значимым и равным 0,265.

Как видно из табл.1, по результатам экспертной оценки наиболее существенно на образование вредной аэрозоли влияют составы: основного металла; покрытия электрода; стержня электрода; сплошной и порошковой проволоки; защитной газовой и газшлаковой среды и др.

Например, при сварке хромоникелевой стали 08X12Н9Т (ГОСТ 5632-72) электродом ЦЛ-4 диаметром 4 мм током  $I_{св}$  при напряжении на дуге  $U_d = 30$  В наиболее существенно влияют на образование дыма  $I_{св}$ ,  $U_d$  (рис. 2),  $\rho$  – мг/с,  $\rho_1$  – мг/г (где  $\rho$  – образование дыма в единицу времени,  $\rho_1$  – то же на г расхода электрода).

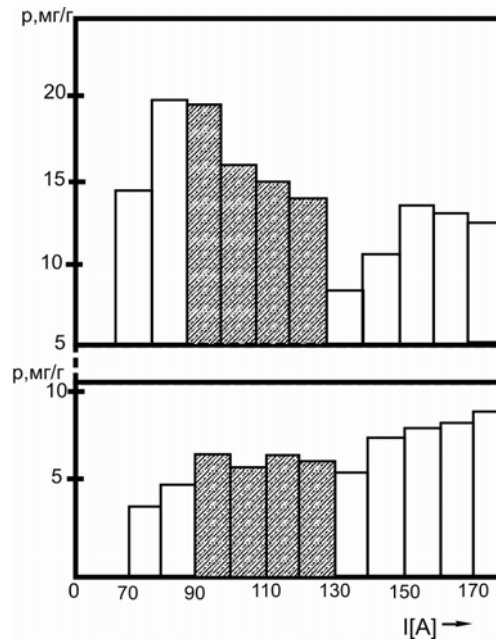


Рис. 2. Влияние силы сварочного тока  $I_{св}$  (A) на образование дыма

Полученные экспериментальные данные свидетельствуют о том, что при прочих равных условиях и факторах изменение только силы сварочного тока изменяет показатели  $\rho$  и  $\rho_1$  на 50 % и на 40 % соответственно. При изменении других факторов изменение содержания дыма непредсказуемо. Поэтому необходимы дальнейшие исследования с получением номограмм или уравнений регрессии. С точки зрения обеспечения безопасных условий труда по показателям загрязнения воздуха в области сварочного поста наиболее существенным является сравнение значений замеренных концентраций вредных веществ с предельно допустимыми величинами для конкретных видов загрязнений [8]. Причем эту процедуру нужно производить систематически в связи с изменениями параметров технологии сварки основного металла и сварочных материалов. Такой подход дает возможность иметь реальную «Карту условий труда» и обоснованно назначать льготы по пенсии.

**Выводы.** 1. Состав сварочного факела зависит от большого количества факторов, которые необходимо учитывать при проектировании общеобменной вентиляции и местных отсосов.

2. Мнения специалистов о степени влияния рассматриваемых факторов являются согласованными. Однако небольшая величина коэффициента конкордации свидетельствует о том, что полного единства мнений нет.

3. На основании данных анкетирования можно провести предварительное исключение факторов для сокращения числа объектов в планируемом эксперименте по загазованности рабочего места сварщика.

4. Согласно полученным данным, для уменьшения влияния вредных производственных факторов, сопутствующих процессу сварки, на сварщика следует особое внимание уделить условиям сварки, основному и присадочному металлу.

#### Литература

1. Сварка в машиностроении. Том 3. Под ред. В.А. Винокурова. – М.: Машиностроение, 1979. – 567 с.
2. Левченко О.Г. Способи та засоби локалізації і нейтралізації зварювальних аерозолів: Автореф. дис. докт. техн. наук: 05.26.01 / ННДІОП. – К., 2002. – 35 с.
3. Порядок проведення атестації робочих місць за умовами праці. Постанова Кабміну від 1.08.1992 р. № 442.
4. Каховский Н.И. Сварка нержавеющей сталей. – К.: Техника, 1968. – 312 с.
5. Гедрович А.И. и др. Сварка аустенитной стали 10X13Г18ДУ(ДИ-61Х) при изготовлении дизель- и электропоездов на Х/К «Лугансктепловоз» // Сварщик. – 2002. – №6 (28). – С. 10-11.
6. Калимов В.В., Чернова В.А. Статистические методы планирования экстремальных экспериментов. – М.: Наука, 1965. – 340 с.
7. Джонсон Н., Лион Ф. Статистика и планирование эксперимента в технике и науке. Методы обработки данных. – М.: Мир, 1980. – 610 с.
8. ГОСТ 12.1.005-88. ССБТ. Общие санитарно-гигиенические требования к воздуху рабочей зоны.

УДК 621.791.75.001

**А.Б. Жидков, А.В. Рубан**

#### **СРАВНЕНИЕ РАЗЛИЧНЫХ СПОСОБОВ ПОВЕРХНОСТНОГО УПРОЧНЕНИЯ ПРИ РЕМОНТЕ НОЖЕЙ СТРУЖЕЧНОГО СТАНКА ФИРМЫ «КЛЕКНЕР»**

Приведены результаты исследований по сравнению эффективности и технологических особенностей упрочнения поверхностного слоя режущего инструмента на примере ножа для стружечного станка фирмы «Клекнер». Рис. 6. Табл. 2. Ист. 6.

#### **Постановка проблемы в общем виде и ее связь с важными научными или практическими задачами**

Важным резервом экономии материальных и трудовых ресурсов является применение поверхностного упрочнения, которое позволяет резко повысить срок службы изделий, улучшить их эксплуатационные характеристики, снизить стоимость изготовления и ремонта. Надежность и ресурс деталей машин в основном определяются качественным состоянием их поверхностного слоя, являющегося носителем конструктивных, технологических и эксплуатационных концентрато-

ров напряжений, величина и характер которых представляют разрушение конструкции в эксплуатации. Вместе с тем толщина этого слоя обычно не превышает одного или нескольких миллиметров, что несравнимо меньше размеров самой детали. Поэтому мероприятия, повышающие стойкость поверхностного слоя деталей находят все большее применение при их изготовлении и ремонте, особенно это характерно для быстроизнашивающихся деталей, работающих в тяжелых условиях.

#### **Анализ последних исследований и публикаций**

Среди способов поверхностного упрочнения деталей можно выделить нанесение слоев с особыми свойствами, поверхностное легирование, упрочнения высококонцентрированными источниками нагрева (электронным лучом, плазменной струей, лучом лазера и т.д.), а также методами поверхностного пластического деформирования [1, 2]. Каждый из этих способов имеет определенные достоинства и недостатки, которые не позволяют однозначно рекомендовать их для конкретной детали. Кроме того, многими авторами отмечается значительное влияние параметров режима упрочнения на свойства полученной поверхности [3]. Отклонение параметров режима упрочнения от оптимальных значений может привести к значительному снижению качества полученного слоя или порче детали.

#### **Определение нерешенных частей общей проблемы**

Для разработки технологии упрочнения конкретной детали необходимо принимать во внимание материал, из которого она изготовлена, условия работы, особенности процесса упрочнения и множество сопутствующих факторов, среди которых не последнее место занимают экономическая эффективность и технологичность конкретного процесса. Все это требует определенного объема исследований перед рекомендацией конкретной технологии и режимов упрочнения.

#### **Цель статьи (постановка задачи)**

Целью данной статьи является сравнение эффективности и технологичности различных методов поверхностного упрочнения при ремонте ножа стружечной машины фирмы «Клекнер».

#### **Основной материал**

Ножи используются как сменный инструмент для стружечного станка. Стружечный станок «Клекнер» предназначен для изготовления стружки из отходов деревообрабатывающей промышленности с последующим изготовлением из нее древесно-стружечных плит. В барабане станка закреплено 27 ножей.

Основным материалом для изготовления ножа служит сталь 65Г, кроме того, предпринимались попытки изготавливать их из стали 1261 и стали X12МФ. Качество ножей из стали 1261 оказалось ниже, чем из стали 65Г. Ножи из стали X12МФ очень высокого качества, но их существенный недостаток заключается в том, что данная сталь не выпускается в листах, а операцияковки для получения пластины из сортового проката существенно удорожает нож, поэтому в качестве основного материала выбрана сталь 65Г. Ножи при работе интенсивно изнашиваются и через 8 часов работы их нужно перешлифовать до получения нужного качества поверхности и угла режущей кромки. Для получения стружки оптимального размера необходимо, чтобы угол заточки ножа составлял  $30 \pm 1^\circ$ . При этом после определенного количества перешлифовок при износе более чем на  $2/3$  ножи выходят из строя и нуждаются в замене.

Нож стружечного станка «Клекнер» представляет собой единую деталь массой 1,38 кг. Габаритные размеры: 490×90×4 мм (рис. 1).

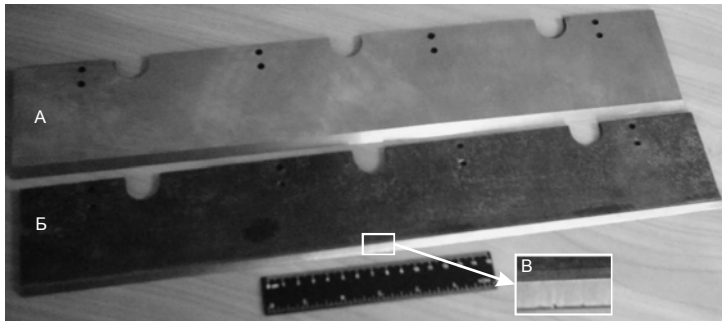


Рис. 1. Нож: а – новый нож, б – нож бывший в работе до перешлифовки, в – износ кромки ножа крупно

К ножу предъявляются технические требования по ГОСТ 17342-81. Твердость рабочей части ножей на расстоянии от режущей кромки до  $2/3$  ширины ножа должна быть HRC  $58 \div 60$ .

Режущие кромки ножей подвергаются механическому (абразивному) износу. При этом наблюдается следующий характер повреждений: постепенное изменение размеров, на поверхности трения наблюдаются риски, направление которых соответствует направлению движения абразивных частиц, угол заточки уменьшается примерно до  $45^\circ$ .

Необходимо увеличить твердость поверхностного слоя металла ножа. При этом следует учесть, что нельзя упрочнять нож на всю глубину, так как это может привести к охрупчиванию детали. В таком случае будет велика вероятность откола больших объемов металла, которые, попав в механизм станка, вызовут его поломку. Это тем более вероятно, что древесные отходы, которые используются в качестве сырья, могут содержать небольшие твердые предметы (гвозди, металлическую стружку, камни и пр.)

Нож должен обладать достаточной ударной вязкостью, трещиностойкостью и сопротивляемостью истиранию. Также нужно, чтобы соблюдалась плоскостность детали, т. е. упрочнение не должно вызвать коробления и деформации ножа.

На предприятиях, которые используют данный нож, проводили эксперименты по повышению стойкости режущей кромки ножа, однако положительных результатов они не дали. Попытка наплавить на кромку твердый сплав приводит к тому, что нож деформируется и выходит из допуска плоскостности, а напыление не обеспечивает достаточной прочности сцепления основного металла и напыленного слоя. Диффузионная металлизация требует сложного оборудования и непригодна в условиях неспециализированного производства.

Все вышесказанное послужило причиной выбора способов упрочнения связанных с нанесением покрытий. Исследовали пять способов упрочнения. Четыре из них: поверхностная закалка газовым пламенем, упрочнение электронным лучом, пламенной струей, закалка угольным электродом основаны на эффекте поверхностной закалки при местном высокоскоростном нагреве, а пятый – поверхностное пластическое деформирование (ППД) – на повышении твердости и прочности в результате наклепа.

Для исследований использовались образцы, вырезанные из ножа, бывшего в работе (рис. 1, б) и перешлифованного для получения необходимого угла заточки. Образцы вырезали абразивным кругом под водой для устранения термического воздействия на структуру металла при резке. Внешний вид образцов показан на рис. 2.

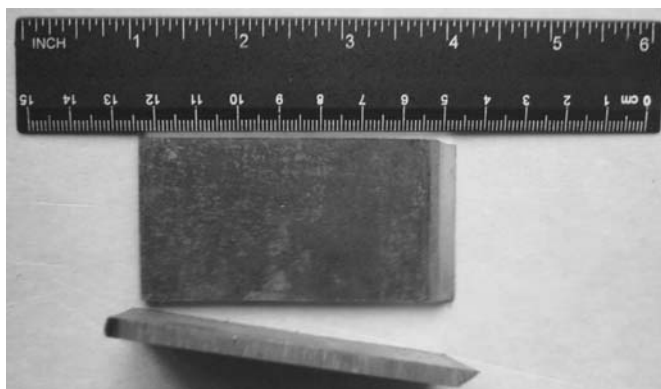


Рис. 2. Общий вид образца для исследований

Затем поверхность образца в районе режущей кромки упрочняли одним из выбранных способов. При этом необходимо отметить следующие технологические особенности их применения.

Наиболее простой технологически способ – поверхностная газовая закалка. Однако соблюдение рекомендуемых режимов [1, 4] – сложная задача, т.к. контроль температуры нагрева и равномерности нагрева всей режущей кромки при ее длине 490 мм затруднен. За счет малой плотности энергии при нагреве газовым пламенем нагрев длится значительное время (до 30 секунд), за которое образец успевает прогреться на значительную глубину и для его охлаждения необходимо использовать воду, что при закалке реальных ножей может вызвать их коробление. Закалку осуществляли при следующих параметрах режима: скорость перемещения закаливаемой поверхности  $60 \div 100$  м/час; расстояние от наконечника до закаливаемой поверхности  $8 \div 10$  мм; рабочее давление кислорода  $3,5 \div 5$  атм.; рабочее давление ацетилена  $0,2 \div 0,6$  атм.; расстояние от центра пятна нагрева до струи охлаждающей воды  $10 \div 15$  мм; температура охлаждающей воды  $20^\circ\text{C}$ ; давление охлаждающей воды, 0,5 атм [4, 5].

Электронно-лучевое упрочнение было выбрано, как наиболее яркий пример лучевых технологий. Реально для решения подобных задач оно не применяется из-за высокой стоимости оборудования и сложности процесса. Однако способ дает наиболее высокую плотность энергии в пятне нагрева (табл. 1), среди всех известных способов, скорость охлаждения при поверхностной закалке составляет  $\sim 10^2 \div 10^4$   $^\circ\text{C}/\text{с}$ , что облегчает получение закалочных структур [4, 5]. При упрочнении оказалось, что сфокусировать пятно нагрева на самом краю режущей кромки очень сложно, т.к. либо происходит оплавление кромки, либо приходится значительно снижать вводимую мощность. Образец необходимо тщательно размагничивать перед обработкой, в противном случае наблюдается отклонение пятна нагрева под действием магнитного поля от выбранной траектории.

Таблица 1

**Основные энергетические характеристики источников нагрева**

Источник нагрева	Мощность, Вт		Плотность мощности, Вт/см <sup>3</sup>		Эффективный КПД
	min	max	min	max	
Газовое пламя	$10^2$	$10^4$	$2 \cdot 10^2$	$6 \cdot 10^2$	0,55
Электрическая дуга	50	$2 \cdot 10^5$	$5 \cdot 10^2$	$4 \cdot 10^4$	0,75
Плазменная струя	$10^3$	$10^5$	$5 \cdot 10^2$	$10^5$	0,8
Электронный луч	10	$10^5$	$5 \cdot 10^2$	$10^7$	0,85

При электронно-лучевой обработке были установлены следующие параметры электронного луча: сила тока луча 45 мА; ускоряющее напряжение 60 кВ; сила тока фокусирующей системы 732 мА; рабочее расстояние (от центра фокусирующей системы до поверхности упрочняемой детали) 20 мм; скорость перемещения электронного луча 11,7 мм/сек; длительность импульса 100 мкс, при частоте следования импульсов тока 100 Гц и диаметре луча 20 мкм [5].

При использовании в качестве нагрева пламенной струи необходимо учитывать ее высокую мощность и возможность оплавления режущей кромки из-за перегрева, поэтому для интенсификации теплоотвода образец помещали в емкость с водой, над поверхностью которой находилась только режущая кромка. Для этого использовался специально сконструированный кронштейн для крепления образца, который обеспечивал превышение режущей кромки над поверхностью воды на 2 мм. Такой технологический прием затрудняет обработку, а применение воды повышает опасность поражения электрическим током, особенно учитывая повышенное напряжение холостого хода источника питания пламенной дуги. Для упрочнения образца была применена серийно выпускаемая установка для воздушно-плазменной резки Степановского завода высокочастотного электрооборудования АПР-401. Режим обработки следующий: ток обработки, 300 ÷ 350 А; скорость перемещения плазмотрона над обрабатываемой поверхностью, 20 ÷ 30 м/ч; расход плазмообразующего газа (аргона), 1,5 ÷ 2,0 м<sup>3</sup>/ч; расстояние от среза сопла до обрабатываемой поверхности, 5±2 мм [5].

Закалка графитовым электродом – сравнительно недорогой способ обработки, который применяется в основном для цилиндрических деталей, однако при небольших модификациях его можно использовать и для плоских деталей. Суть метода заключается в нагреве поверхности быстродвижущейся дугой постоянного тока. Необходимо отметить, что при этом наблюдается также поверхностное насыщение металла углеродом. Режим обработки выбирали следующий: напряжение холостого хода источника питания 90 В; рабочее напряжение 42 В; сила рабочего тока 600 А; диаметр электрода 6 мм; скорость перемещения 50 мм/сек; количество проходов для получения полосы шириной 20 мм – 40 [1]. Необходимо отметить, что поверхность образца после была покрыта следами эрозии (рис. 3), а также сажей или нагаром. Для измерения твердости нагар удаляли механизированным способом с использованием наждачной бумаги, при этом по мере удаления нагара фиксировали изменение цвета искры, которое прекратилось при полном снятии нагара. Т.е. можно предположить, что глубина науглероживания сравнима с величиной слоя подверженного эрозии.

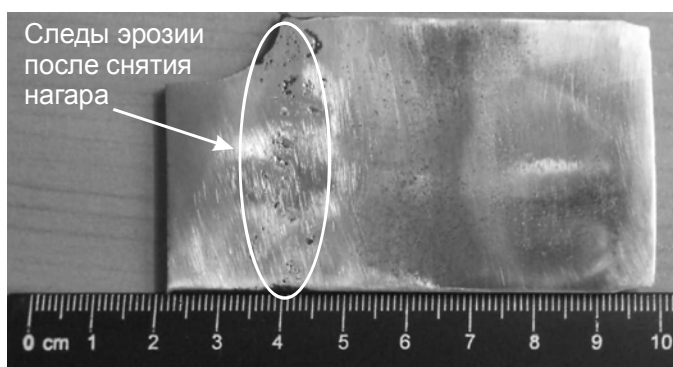


Рис. 3. Вид образца после закалки графитовым электродом

Поверхностное пластическое деформирование отличается от способов, которые описаны ранее тем, что для упрочнения используется наклеп, а не закалка. Наиболее распространенным методом ППД является обкатка роликами или шариками. Для данного исследования использовалась обкатка шариками с помощью одношариковой обкатки упругого действия (рис. 4).

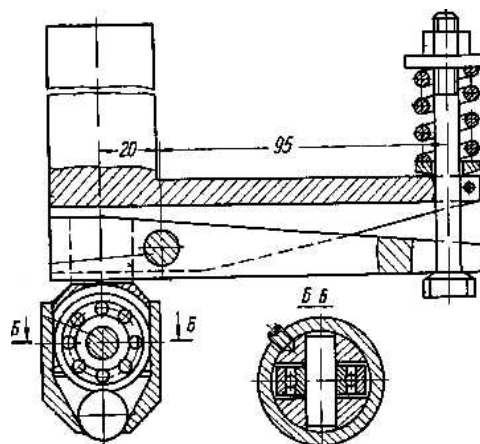


Рис. 4. Общий вид одношариковой обкатки упругого действия

ППД выполняли со следующими параметрами: диаметр шарика 16 мм; давление при обкатке  $350 \div 500$  Н; скорость прокатки  $15 \div 20$  м/мин. В качестве привода использовался фрезерный станок. Образец закреплялся в специальной массивной оправке, которая обеспечивала горизонтальное положение режущей кромки перпендикулярно усилию обкатки и высокую жесткость основания. Ожидаемая глубина упрочненного слоя до 1 мм [6].

В качестве критерия упрочнения использовали изменение твердости поверхностного слоя, кроме того, дополнительно исследовали упрочненные зоны на поперечных микрошлифах. Твердость измеряли по методу Бринеля, с использованием шарика диаметром 2,5 мм и нагрузки под нагрузкой 187,5 кгс с выдержкой 30 сек. Данные параметры можно применять при измерении твердости тонких (до 0,5 мм) пленок, что важно т.к. толщина упрочненного слоя может быть очень невелика. Действительно, при попытке использовать твердомер ТК-15 для измерения твердости по Роквеллу определить твердость не удалось, т.к. индентор продавливал упрочненный слой. Измерение микротвердости также применять нецелесообразно т.к. твердость различных фаз может отличаться в разы, а нас интересуют средние показатели. Для этого измеряли твердость в 5 точках на образце. Средние показатели приведены в табл. 2 и на рис. 5.

Таблица 2

**Средние значения твердости образцов после обработки**

Способ обработки	Твердость, НВ	Прирост твердости, %
Необработанная	138	—
Электронно-лучевая	202	46,38
Плазменная	224	62,32
Газовая	170	23,19
Угольным электродом	170	23,19
ППД	383	177,54



Рис. 5. Средние значения твердости упрочненной поверхности

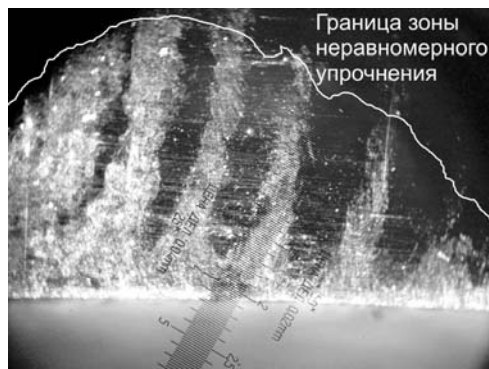
Из полученных результатов можно сделать вывод, что во всех случаях наблюдается увеличение твердости обработанных поверхностей в сравнении с исходной. Наибольшие колебания твердости отмечались при закалке газовым пламенем, отклонения составили 19 % от среднего. В остальных случаях отклонения значений твердости от среднего значения не более 7,5 %.

При исследовании поперечных микрошлифов также выявили резкие отличия упрочненных зон друг от друга при разных способах упрочнения (рис. 6). После вырезки поперечных шлифов и их полировки проводили травление 4 % раствором азотной кислоты в спирте для выявления упрочненных зон.

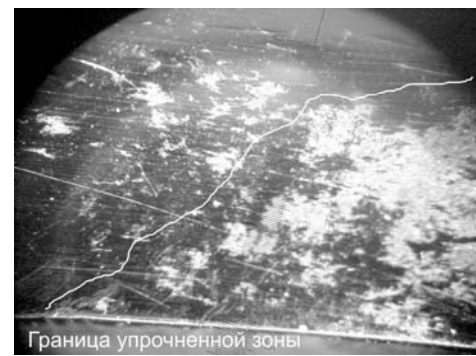
Неравномерность твердости и структур при обработке газовым пламенем и угольным электродом можно объяснить неравномерным нагревом в первом случае и повторными нагревами во втором, что приводит к отпуску и снижению твердости на отдельных участках.

#### **Выводы и перспективы научных изысканий в данном направлении**

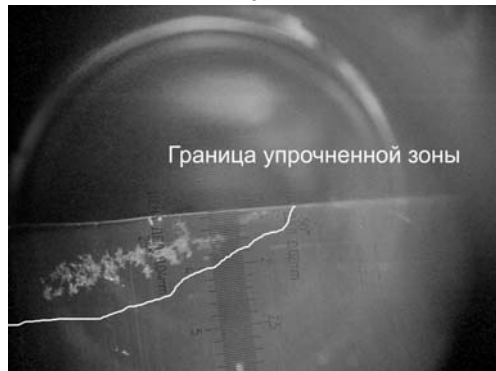
Для уменьшения затрат на обработку перспективным представляется обработка ППД всей тыльной поверхности ножа сразу после его изготовления, т.к. в этом случае проявляется эффект самозатачивания за счет более интенсивного износа передней неупрочненной части ножа по сравнению с задней. Угол заточки в процессе эксплуатации такого ножа будет уменьшаться по мере его износа, и он будет становиться все острее. Однако неизвестно как скажется уменьшение угла заточки на качество стружки и при очень остром угле возможен откол режущей кромки, что недопустимо. При обработке ножа на самозатачивание необходимо особенно пристально следить за температурным режимом при перешлифовке для предотвращения перекристаллизации и снижения твердости упрочненной поверхности т.к. в этом случае упрочнение происходит до, а не после перешлифовки.



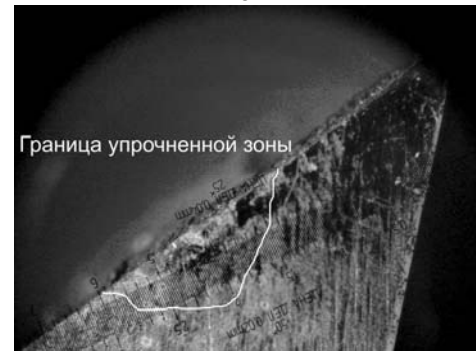
а



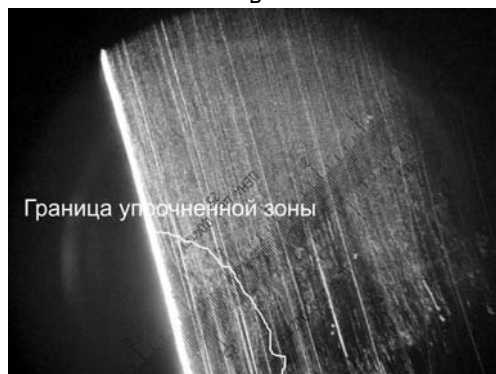
б



в



г



д

Рис. 6. Микршлифы 50х: а – закалка газовым пламенем; б – закалка угольным электродом; в – закалка пламенной струей; г – закалка электронным лучом; д – упрочнение ППД

#### Литература

1. Харламов Ю.О., Будаг'янц М.А. Основы технології відновлення і зміцнення деталей машин: Навчальний посібник у 2 т. – Луганськ: Вид-во Східноукр. нац. ун-ту ім. В. Даля, 2003.
2. Восстановление и повышение износостойкости и срока службы деталей машин: Уч. пособие. – Запорожье: изд-во ОАО «Мотор-Сич», 2000. – 395 с.
3. Черновол М.И., Поединок С.Е., Степанов Н.Е. Повышение качества восстановления деталей машин. – К.: Техника, 1989. – 168 с.

4. Бабей Ю.И., Бутаков Б.И., Сысоев В.Г. Поверхностное упрочнение металлов. – К.: Наукова думка, 1995. – 256 с.
5. Технологическое обеспечение эксплуатационных свойств деталей машин. – М.: Машиностроение, 1979. – 400 с.
6. Одинцов Л.Г. Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием: Справочник. – М.: Машиностроение, 1987. – 327 с.

УДК 621.791 (031)

**А.И.Гедрович, С.А.Ткаченко, А.Н.Ткаченко**

### **ВЫБОР СВАРОЧНОЙ ПРОВОЛОКИ И ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ХИМИЧЕСКОГО СОСТАВА МЕТАЛЛА ШВА ПРИ СВАРКЕ РАЗНОРОДНЫХ СТАЛЕЙ**

Рассматривается расчетная методика выбора сварочной проволоки и прогнозирование химического состава металла шва при сварке разнородных сталей. Рис. 2. Табл. 2. Ист. 5.

Во многих отраслях промышленности при изготовлении сварных металлоконструкций используются разнородные стали [1]. Увеличение скорости экипажей МПС, изменение среды, большой диапазон температур эксплуатации (от +40 до -40°C) и другие факторы вызывают необходимость применения разнородных сталей в вагоностроении [2]. В связи с этим возникает потребность в разработке технологии сварки разнородных сталей (в данном случае 09Г2С – 10Х13Г18ДУ) (табл. 1). Сталь 09Г2С – сталь перлитного класса, 10Х13Г18ДУ – метастабильная сталь аустенитного класса. Технология сварки включает назначение способа сварки, выбор сварочных материалов, определение режимов сварки и т.д. Для обеспечения требуемого химического состава и заданных свойств шва необходим правильный выбор присадочной сварочной проволоки.

Целью работы является разработка методики выбора сварочной проволоки требуемого химического состава и прогнозирование химического состава шва.

Шов угловой, соединение нахлесточное с толщиной нахлестки 1,5 мм. Реальный узел – соединение рамы и боковой стенки вагона. Шов горизонтальный на вертикальной плоскости (рис. 1).

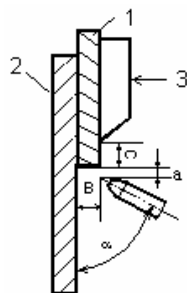


Рис. 1. Схема процесса сварки: 1 – сталь 10Х13Г18ДУ; 2 – сталь 09Г2С; 3 – элемент, прижимающий лист нахлестки; а, в – расстояние сварочной горелки от соединяемых элементов; α - угол наклона сварочной горелки по отношению к вертикальному элементу; с – расстояние от зоны сварки до прижима

Сварка выполняется в защитном газе (углекислота). Основные требования к сварочной проволоке – получение аустенитного шва близкого по составу вертикальному листу стали 10Х13Г18ДУ.

Пренебрегая участием основного металла М1 и М2 в реакциях в сварочной ванне в связи с небольшим объемом сварочной ванны и малым временем ее существования, содержание любого элемента в шве  $X_{ш}$  может быть найдено по известному выражению [2]:

$$X_{ш} = X_{ом}\gamma_o + (1 - \gamma_o)X_{пр}, \quad (1)$$

где  $X_{ом}$ ,  $X_{пр}$  - содержание данного элемента в основном металле и в присадочной проволоке;

$\gamma_o$  - доля участия основного металла в металле шва.

Для расчета требуемого химического состава присадочной проволоки представим угловой шов как стыковой с углом разделки 90°С.

Таблица 1

Химический состав соединяемых сталей

Сталь	Si	Mn	Cr	Cu	Ni	S	H	C	
10Х13Г18ДУ	0,7	17,0-18,5	13,0-14,0	0,3,-0,6	2,0	0,3	0,035	0,08-0,12	1
09Г2С	0,5-0,8	1,3-1,7	≤0,3	≤0,3	≤0,3	0,04	0,035	≤0,12	2

Сварка выполняется за один проход. Согласно [2] доля участия основного металла в металле шва при угле разделки 90°С составляет 40-43%. в работе [3] показано, что степень проплавления свариваемых кромок зависит от способа сварки и свариваемого металла. Для ручной дуговой сварки стыковых соединений  $\gamma_o$  для перлитной стали составляет 20-40%, для аустенитной – 30-60%. Это связано с различной теплопроводностью свариваемых сталей. Примем, что доля участия основного металла в металле шва составляет 43%.

Заменяя в (1) долю участия основного металла в металле шва  $\gamma_o$  на составляющие: долю участия перлитной стали  $\gamma_n$  и аустенитной  $\gamma_a$ , получим

$$\gamma_o = \gamma_n + \gamma_a. \quad (2)$$

Тогда химический состав металла шва будет (в %)

$$X_{ш} = (\gamma_n \cdot X_{ом2} + \gamma_a \cdot X_{ом1}) + \gamma_{пр} \cdot X_{пр}, \quad (3)$$

где  $X_{ом2}$  — химический состав металла 2 – перлитной стали;

$X_{ом1}$  — химический состав металла 1 – аустенитной стали.

Решаем уравнение (3) относительно  $X_{пр}$ .

$$X_{пр} = \frac{X_{ш} - (\gamma_n \cdot X_{ом2} + \gamma_a \cdot X_{ом1})}{\gamma_{пр}}. \quad (4)$$

Для рассматриваемой пары примем:

для стали 09Г2С  $\gamma_n = 43 \cdot 0,4 = 17,2\%$ ;

для стали 10Х13Г18ДУ  $\gamma_a = 43 \cdot 0,6 = 25,8\%$ .

Доля присадочного металла составит 57%. Тогда (химический состав свариваемых сталей принимаем по среднему значению по табл.1) получим по углероду

$$X_{\text{пр}} = \frac{X_{\text{ш}} - (0,172 \cdot X_{\text{ом2}} + 0,258 \cdot X_{\text{ом1}})}{\gamma_{\text{пр}}},$$

$$X_{\text{пр}} = \frac{0,1 - (0,172 \cdot 0,12 + 0,258 \cdot 0,1)}{0,57} = 0,095\%.$$

По остальным элементам

$$\text{Si}_{\text{пр}} = 0,72\%, \text{Mn}_{\text{пр}} = 22,6\%, \text{Cr}_{\text{пр}} = 17,4\%, \text{Ni}_{\text{пр}} = 2,52\%, \text{Cu}_{\text{пр}} = 0,5\%.$$

Суммарное содержание ферритосодержащих элементов равно  $\text{Cr}_3 = 18,48\%$ , аналогичное содержание аустенитообразующих элементов равно:  $\text{Ni}_3 = 16,67\%$ . По диаграмме Шеффлера этот состав соответствует чисто аустенитной структуре [3].

Из 39 марок высоколегированных проволок, изготавливаемых промышленностью, наиболее близкая (по Mn и другим элементам) проволока Св-08Х20Н9Г7Т [4].

Однако из выражений (2)-(4) видно, что содержание любого элемента в прогнозируемой присадочной проволоке зависит от проплавления металла 1 ( $\gamma_a$ ) и металла 2 ( $\gamma_n$ ). Эти составляющие, в свою очередь, зависят от расположения сварочной горелки в процессе сварки (рис. 1). Схематически геометрию шва можно представить на рис. 2.

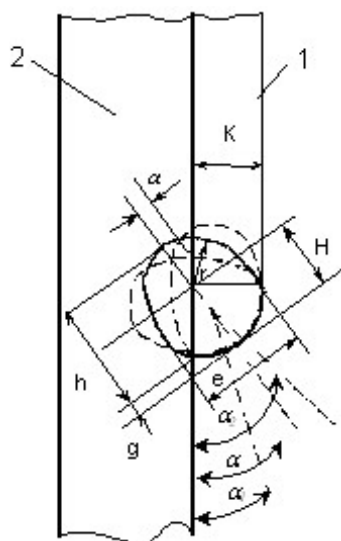


Рис. 2. Сечение углового шва: 1 – металл M1; 2 – металл M2; e – ширина шва; g – высота выпуклости;  $a = d_{\text{эл}}$  – диаметр электродной проволоки; г – радиус; K – катет шва; h – глубина проплавления; H – высота жидкого металла сварочной ванны

В зависимости от положения сварочной горелки изменяется соотношение  $\gamma_n$  и  $\gamma_a$  в выражении (2). Предельный угол  $\alpha$  относительно вертикального листа 2 определяется габаритами сварочной горелки и может изменяться от  $15^\circ$  до  $90^\circ$ . При  $\alpha=90^\circ$  сварка возможна по схеме переплавления нахлестки по всей толщине. С изменением положения горелки изменится значение  $\gamma_n$  и  $\gamma_a$  согласно выражению (2).

Авторами работы проведены эксперименты по изучению влияния угла  $\alpha$  на долю участия  $\gamma_n$  и  $\gamma_a$  при выполнении горизонтального шва на вертикальной плоскости. Сварку выполняли в автоматическом режиме при силе сварочного тока  $I_{св}=85-90$  А, напряжении на дуге  $U_g=20-21$  В, скорости сварки  $V_{св}= 16-18$  м/час. Вылет электрода составлял  $e_3=15$  мм. Длина дугового промежутка 6 мм, защитный газ  $CO_2$ . Сварочная проволока Св-08Х20Н9Г7Т. Результаты исследований представлены в табл. 2.

Таблица 2

**Влияние положения сварочной горелки на проплавление основного металла**

Доля участия металла 1 и 2, %	Угол наклона горелки по отношению к вертикальному листу $\alpha$ , °					
	15	30	45	60	75	90
$\gamma_n$	22	34	41	52	81	83
$\gamma_a$	78	66	59	48	12	17

Примечание. Минимальный угол  $\alpha$  определяется размерами сварочной горелки.

Таким образом, нарушение только одного параметра технологического процесса (изменения угла  $\alpha$ ) при остальных неизменных параметрах при оптимальном химическом составе присадочной проволоки приводит к получению химического состава шва, не соответствующего требованиям. Так, при  $\alpha=15^\circ$  согласно выражению (3) получим

$$X_{ш} = (0,22 \cdot 0,43 \cdot X_{ом2} + 0,78 \cdot 0,43 \cdot X_{ом1}) + 0,57 \cdot X_{пр}.$$

По отдельным элементам получаем:

$$C_{ш} = 0,094\%, Si_{ш} = 0,09\%, Mn_{ш} \cong 16\%, Cr_{ш} = 12,17\%, Ni_{ш} = 1,89\%, Cu_{ш} = 0,43\%.$$

Эквивалент по хрому и никелю составляет (2):  $Cr_3 = 13,21\%$ ,  $Ni_3 = 14,53\%$ . По диаграмме Шеффлера металл шва будет иметь аустенитно-мартенситную структуру. При  $\alpha=75^\circ$

$$X_{ш} = (0,81 \cdot 0,43 \cdot X_{ом2} + 0,19 \cdot 0,43 \cdot X_{ом1}) + 0,57 \cdot X_{пр}.$$

По отдельным элементам получаем:

$$C_{ш} = 0,1\%, Si_{ш} = 0,758\%, Mn_{ш} = 11,73\%, Cr_{ш} = 8,875\%, Ni_{ш} = 1,4\%, Cu = 0,39\%.$$

Эквивалент по  $Cr_3 = 10\%$ ,  $Ni_3 = 10,26\%$ .

Металл шва будет чисто мартенситным. Необходимая аустенитная структура формируется при  $\alpha=45-50^\circ$ .

**Выводы:** 1. Предлагаемая методика подбора химического состава присадочного металла при сварке плавлением дает хорошие результаты при экспериментально установленных значениях доли участия разнородных сталей в металле шва.

2. Химический состав металла горизонтального шва на вертикальной плоскости в большой степени зависит от технологии сварки и расположения сварочной горелки относительно свариваемых элементов.

3. Необходимы дальнейшие исследования геометрии проплавления разнородных сварных соединений при сварке в положении отличающегося от нижнего.

#### Литература

1. Басов Г.Г., Гедрович А.И., Ткаченко С.А., Ткаченко А.Н. Перспективы сварки элементов кузовов вагонов электро- и дизельпоездов из разнородных сталей на ОАО ХК «Лугансктепловоз» / Вісник СНУ ім. В.Даля, - 2006. - № 6(100), ч. 2. – С. 62-69.
2. Закс И.А. Сварка разнородных сталей. – Л.: Машиностроение, 1963. – 208 с.
3. Земзин В.Н. Сварные соединения разнородных сталей. – М.: Машиностроение, 1966. - 230 с.
4. Сварочные материалы для дуговой сварки. В 2-х Т. – М.: Машиностроение, 1993. - Т. 2. – 768 с.
5. Попков А.М., Худяков В.И. Расчет параметров угловых швов при сварке в углекислом газе // Сварочное производство. – 1988. - №10. – С. 21-22.

УДК 621.791.72

**В.А.Шевченко, А.И.Гедрович**

#### **РЕНТГЕНОГРАФИЧЕСКОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ ЭЛЕКТРОННО - ЛУЧЕВОЙ СВАРКЕ**

Приведено обоснование методики рентгенографического определения напряжений с использованием рентгеновского излучения при электронно-лучевой сварке. Рис. 6. Ист. 12.

##### *Общие положения*

Известно [1,2], что неравномерный нагрев и охлаждение металлов и сплавов при сварке приводят к возникновению в конструкциях упругих напряжений.

В связи с тем, что напряжения во многом определяют работоспособность сварных конструкций и их эксплуатационную надежность, разработаны и широко используются различные методы определения величины и знака главных напряжений I рода [3]. Для определения остаточных макронапряжений в сварных соединениях наибольшее распространение получили механические методы, основанные на разрезке металла и освобождении его от напряжений [4]. Эти методы отличаются большой трудоемкостью.

Процесс электронно-лучевой сварки сопровождается тормозным и характеристическим рентгеновским излучением [5,6,7]. Первое имеет сплошной спектр,

второе - прерывистый. В большинстве случаев при ЭЛС интегральная интенсивность характеристического излучения существенно меньше тормозного. Интегральная интенсивность тормозного рентгеновского излучения зависит от параметров электронно-лучевого воздействия и свариваемого материала [8]:

$$J = CU^2IZ, \quad (1)$$

где  $J$  – интегральная интенсивность;  
 $C$  – постоянная;  
 $U$  – ускоряющее напряжение;  
 $I$  – ток электронного пучка;  
 $Z$  – атомный номер элемента свариваемого материала.

Наличие сопутствующего сварке рентгеновского излучения при ЭЛС и хорошо разработанной в рентгенографии методики рентгенографического определения макронапряжений [9] свидетельствуют об актуальности задачи оценки напряженно-деформированного состояния сварных соединений на основе совмещения указанных технологий. В связи с этим целью работы является обоснование методики рентгенографического определения макронапряжений с использованием рентгеновского излучения при ЭЛС.

*Теоретические основы рентгенографического определения напряжений*

На основе анализа закономерностей отражения монохроматических рентгеновских лучей от атомных плоскостей в линейно напряженном поликристаллическом теле установлено [9], что упругая деформация приводит к смещению линий на рентгенограмме. Это обусловлено тем, что в упруго растянутом образце (см. рис. 1) относительное изменение межплоскостного расстояния  $d_1$ , перпендикулярного приложенной нагрузке, равно общему относительному удлинению образца:

$$\frac{\Delta d_1}{d_1} = \frac{\Delta l}{l} \quad (2)$$

и в соответствии с законом Гука

$$\frac{\Delta d_1}{d_1} = \frac{\Delta l}{l} = \frac{\sigma}{E}, \quad (3)$$

где  $\sigma$  – величина приложенного напряжения, МПа;

$E$  – модуль упругости, МПа.

Выделим из упруго деформированного образца элементарный объем, имеющий форму куба с ребром, равным единице. Под действием нагрузки ребро, расположенное вдоль приложенной силы, будет иметь длину  $(1 + \varepsilon)$  (где

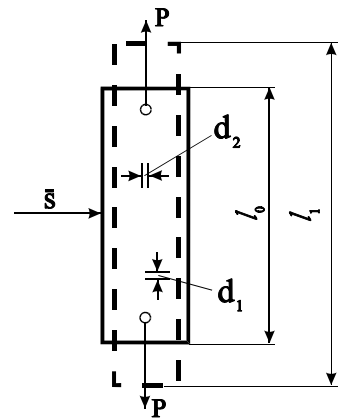


Рис. 1. Схема упруго растянутого образца:  $P$  – растягивающая нагрузка;  $l_0$  и  $l_1$  – начальная и конечная длина образца соответственно;  $d_1$  и  $d_2$  – межплоскостное расстояние, перпендикулярное приложенной нагрузке, и совпадающее с последней соответственно;  $\bar{S}$  – монохроматический рентгеновский луч

$\varepsilon$  – абсолютное удлинение), а ребро, перпендикулярное направлению действующей силы, –  $(1 - \mu\varepsilon)$ .

Тогда изменение объема куба в результате деформации составит:

$$\Delta = (1 + \varepsilon)(1 - \mu\varepsilon)^2 - 1^3. \quad (4)$$

Отбрасывая члены, в которые  $\mu$  и  $\varepsilon$  входят в степени выше первой, получим

$$\Delta = (1 - 2\mu)\varepsilon, \quad (5)$$

где  $\mu$  – коэффициент Пуассона, равный отношению поперечного сжатия к продольному растяжению.

Если на растянутый образец перпендикулярно оси приложения нагрузки направить пучок монохроматических рентгеновских лучей  $\bar{S}$ , как показано на рис. 1, то, изучая их отражения под большими углами, можно измерить изменение межплоскостного рассеяния  $d_2$ , связанного с  $d_1$  посредством коэффициента Пуассона

$$\frac{\Delta d_2}{d_2} = -\mu \frac{\Delta d_1}{d_1}. \quad (6)$$

Тогда

$$\frac{\Delta d_2}{d_2} = -\mu \frac{\Delta l}{l} = -\mu \frac{\sigma}{E}. \quad (7)$$

Известно [9], что при изменении межплоскостного расстояния на величину  $\Delta d$  угол отражения монохроматического рентгеновского луча изменяется на величину  $\Delta\vartheta$  в соответствии с уравнением

$$\Delta\vartheta = -\frac{\Delta d}{d} \operatorname{tg}\vartheta_0, \quad (8)$$

где  $\vartheta_0$  – угол отражения монохроматического рентгеновского луча на ненагруженном образце.

Подставляя в это уравнение значение  $\frac{\Delta d}{d}$  из уравнения (7), получим

$$\Delta\vartheta = \mu \frac{\sigma}{E} \operatorname{tg}\vartheta_0. \quad (9)$$

Измерив смещение линии на рентгенограмме, обусловленное растяжением образца, и рассчитав по этому смещению изменение угла  $\Delta\vartheta$ , напряжение  $\sigma$  можно определить из выражения

$$\sigma = \Delta\vartheta \frac{E}{\mu} \operatorname{ctg}\vartheta_0. \quad (10)$$

*Методика расчета напряжений.* Из теории упругости известно, что внутри тела, подвергнутого действию напряжений и находящегося в равновесии, на каждую грань элементарного объема в виде куба будут действовать нормальные и тангенциальные напряжения (рис. 2).

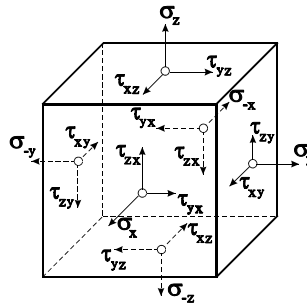


Рис. 2. Компоненты сил, действующих на элементарный куб, вырезанный из напряженного образца:  $\sigma_x = \sigma_x$ ,  $\sigma_y = \sigma_y$ ,  $\sigma_z = \sigma_z$ ;  $\tau_{xy} = \tau_{yx}$ ,  $\tau_{xz} = \tau_{zx}$ ,  $\tau_{yz} = \tau_{zy}$

Из условия равновесия следует, что  $\sigma_x = \sigma_x$ . Кроме того, можно выбрать такую систему ортогональных координат, при которой тангенциальные напряжения на гранях будут равны нулю. Тогда напряженное состояние выделенного объема определится тремя главными нормальными напряжениями  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$ ,  $\sigma_3$ , действующими в трех главных направлениях.

Деформацией в этих направлениях будет:

$$\begin{aligned} \varepsilon_1 &= \frac{1}{E} [\sigma_1 - \mu(\sigma_2 + \sigma_3)] \\ \varepsilon_2 &= \frac{1}{E} [\sigma_2 - \mu(\sigma_1 + \sigma_3)] \\ \varepsilon_3 &= \frac{1}{E} [\sigma_3 - \mu(\sigma_1 + \sigma_2)] \end{aligned} \quad (11)$$

Величина приведенной деформации  $\varepsilon_i$  определится как

$$\varepsilon_i = \frac{1+\mu}{E} \sigma_i - \frac{\mu}{E} (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3), \quad (12)$$

где  $i$  может принимать значения 1, 2, 3.

Знаки первого и второго членов в уравнении (12) зависят от направления приложенной нагрузки. Если напряжение  $\sigma_i$  будет сжимающим, то первый член в уравнении (12) должен быть отрицательным, а второй – положительным.

На основе анализа условий отражения рентгеновского излучения от кристаллографических плоскостей принимают [9], что рентгенографически измеряются напряжения только в поверхностном слое, где  $\sigma_3$  можно считать равным нулю. Однако деформация при этом остается трехосной и система (11) с учетом этого может быть представлена в виде:

$$\begin{aligned} E\varepsilon_1 &= \sigma_1 - \mu\sigma_2, \\ E\varepsilon_2 &= \sigma_2 - \mu\sigma_1, \\ E\varepsilon_3 &= -\mu(\sigma_1 + \sigma_2). \end{aligned} \quad (13)$$

При рентгенографическом измерении напряжений I рода возможны два решения.

1. Воспользовавшись третьим уравнением (13), измерить деформацию в направлении, перпендикулярном поверхности образца и найти сумму ( $\sigma_1 + \sigma_2$ ). Такая методика имеет определенные ограничения, связанные с тем, что сумма ( $\sigma_1 + \sigma_2$ ) не всегда правильно отражает напряженное состояние материала. В самом деле, если  $\sigma_1$  и  $\sigma_2$  различны по знаку, то определение ( $\sigma_1 + \sigma_2$ ) даст результаты, заниженные по сравнению с действительным напряженным состоянием. Предельным случаем является чистый сдвиг, когда  $\sigma_1 = -\sigma_2$ . При этом рентгенографически определится ненапряженное состояние материала, хотя напряжения могут быть сколь угодно высоки.

2. Раздельно определить  $\sigma_1$  и  $\sigma_2$ . Методы съемки и расчеты при этом методе более громоздки. Если неизвестна схема напряженного состояния, то тогда следует начинать с раздельного определения  $\sigma_1$  и  $\sigma_2$ . Удостоверившись, что главные напряжения имеют один знак, дальнейшие измерения можно вести уже по первой схеме с определением суммы ( $\sigma_1 + \sigma_2$ ).

#### **Методика измерения суммы главных напряжений**

Метод обратной съемки. Воспользовавшись третьим уравнением (13) и выразив относительную деформацию относительным изменением межплоскостного расстояния, получим

$$\frac{\Delta d}{d} = -\mu \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{E} . \quad (14)$$

Таким образом, измеряя относительное изменение межплоскостного расстояния  $\frac{\Delta d}{d}$ , можно определить сумму главных напряжений ( $\sigma_1 + \sigma_2$ ).

Стандартным методом является съемка с эталоном - золотым или серебряным листком, вольфрамовым порошком и др. В литературе приведены оптимальные условия съемки для измерения напряжений в наиболее распространенных металлах и сплавах.

*Метод  $\sin^2 \psi$ .* Величина напряжений, измеряемая рентгенографическим методом, определяется изменением межплоскостного расстояния той системы плоскостей, от которой при данных условиях съемки получено отражение. Если направить рентгеновский луч под углом  $\vartheta$  к поверхности образца, как показано на рис. 3, а, то измеряя межплоскостное расстояние в кристаллах, у которых плоскость отражения (hkl) расположена параллельно поверхности, можно определить напряжения в направлении приложенного усилия.

Если же рентгеновский луч направлен к поверхности образца под каким-то другим углом, как показано на рис. 3, б, то в отражение попадают плоскости (hkl) других кристаллитов, расположенные к поверхности под углом  $\psi$ . Определенное таким образом изменение межплоскостного расстояния  $\Delta d_\psi$  будет отличаться от  $\Delta d_0$ . Таким образом, величина напряжений, определяемая рентгенографически, зависит от направления рентгеновского луча по отношению к поверхности или, что то же самое, от угла  $\psi$  между нормалью к поверхности и к отражающим плоскостям.

Это важное обстоятельство не учитывается в методе обратной съемки и является его недостатком.

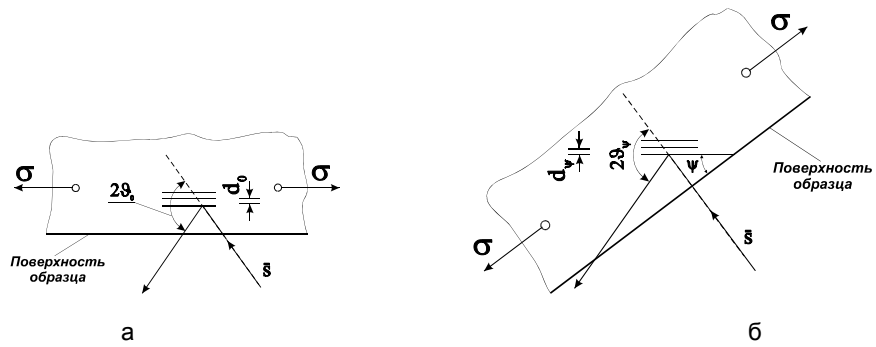


Рис. 3. Влияние взаимного расположения поверхности образца и направления рентгеновского луча на величину измеряемых напряжений:  $\sigma$  – направление приложенного напряжения; а – в кристаллах, дающих отражение, плоскость (hkl) расположена параллельно поверхности образца,  $\psi = 0$ ; б – в кристаллах, дающих отражение, плоскость (hkl) повернута к поверхности на угол  $\psi$

Метод определения остаточных напряжений с помощью нескольких снимков, сделанных под разными углами к поверхности, был разработан Д. М. Васильевым, в дальнейшем усовершенствован Махераухом и получил название «метод  $\sin^2 \psi$ » [9].

Пусть поверхность находится под действием двухосного напряженного состояния, которое определяется составляющими  $\sigma_1$  и  $\sigma_2$  и на плоскость падает рентгеновский луч  $\vec{S}$ , который образует угол  $\psi_0$  с нормалью L к плоскости, а проекция направления рентгеновского луча  $\sigma_\psi$  образует азимутальный угол  $\varphi$  с напряжением  $\sigma_1$  (рис. 4).

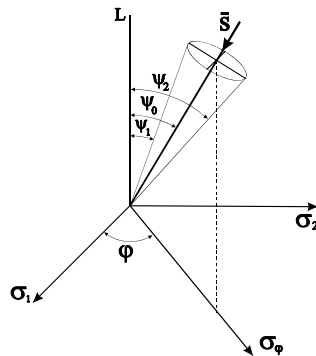


Рис. 4. Условие получения отражения при съемке по методу  $\sin^2 \psi$

Отражение в этом случае будет лишь от тех кристаллов, у которых система плоскостей (hkl) расположена к рентгеновскому лучу под углом  $\psi_0 \pm \eta$ , где  $\eta = 90 - \vartheta$ .

Величину деформации в любом направлении или в данном случае в направлении падающего луча (см. рис. 4) можно записать как

$$\varepsilon_{\varphi, \psi} = \frac{1 + \mu}{E} \sigma_\varphi \sin^2 \psi + \varepsilon_\perp, \quad (15)$$

где  $\varepsilon_{\varphi, \psi}$  – деформация в направлении падающего рентгеновского луча;  $\sigma_\varphi$  – компонента нормальных напряжений

в направлении  $\varphi$ , равная  $\sigma_1 \cos^2 \varphi + \sigma_2 \sin^2 \varphi$ ;

$\varepsilon_\perp$  – относительная деформация в направлении нормали к плоскости главных напряжений.

Но  $\varepsilon_\perp = -\frac{\mu}{E}(\sigma_1 + \sigma_2)$ , а величина относительной деформации  $\varepsilon_{\varphi, \psi}$  может быть выражена как изменение межплоскостного расстояния в том же направлении. Тогда можно записать:

$$\varepsilon_{\varphi, \psi} = \left( \frac{\Delta d}{d} \right)_{\varphi, \psi} = \frac{1 + \mu}{E} \sigma_{\varphi} \sin^2 \psi - \frac{\mu}{E} (\sigma_1 + \sigma_2). \quad (16)$$

Из уравнения (16) следует, что измеренная по этой методике величина деформации, а следовательно, и напряжений не зависит от индексов системы плоскостей, дифракция от которых изучается.

Уравнение (16) можно представить в виде прямой в координатах  $\varepsilon_{\varphi, \psi} - \sin^2 \psi$  (рис. 5). Угол наклона прямой к оси абсцисс, обозначаемый  $m^*$ , показывает приращение деформации по  $\sin^2 \psi$ , а из (16) можно получить его значение

$$m^* = \frac{\partial \varepsilon_{\varphi, \psi}}{\partial \sin^2 \psi} = \frac{1 + \mu}{E} \sigma_{\varphi}. \quad (17)$$

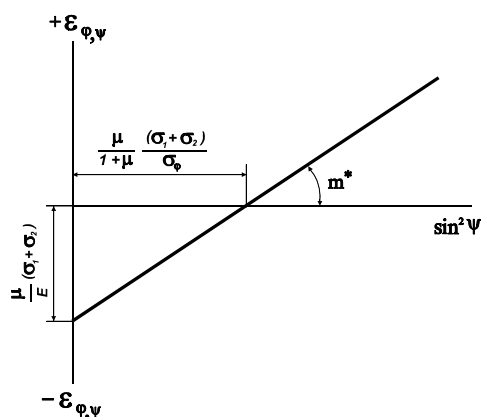


Рис. 5. Графическое решение уравнения (16) в координатах  $\varepsilon_{\varphi, \psi} - \sin^2 \psi$  при  $\varphi = \text{const}$

Отрезок, отсекаемый прямой на оси ординат, связан с суммой главных напряжений при  $\psi = 0$ , т. е.

$$\varepsilon_{\varphi, \psi = 0} = -\frac{\mu}{E} (\sigma_1 + \sigma_2). \quad (18)$$

Таким образом, экспериментально задача по определению напряжений сводится к тому, чтобы рентгенографически определить величину относительной деформации  $\varepsilon_{\varphi, \psi}$  при разных углах между поверхностью детали и направлением первичного луча.

Затем графически определяют величину деформации при  $\sin^2 \psi = 0$ , что по уравнению (18) позволяет найти сумму главных напряжений.

Необходимость изменения угла падения первичного луча в процессе съемки может привести к нарушению юстировки дифрактометра, из-за чего увеличится погрешность измерений. Поэтому целесообразно на поверхность образца наносить какое-нибудь эталонное вещество и при каждом положении образца определять разность между углом  $\vartheta$  для эталонной линии и линии образца.

Если получаемые дифрактометрические кривые имеют достаточно острый максимум, то для определения угла  $\vartheta$  можно пользоваться положением пика этой кривой. Но в тех случаях, когда кривые оказываются размытыми, для точного определения угла отражения необходимо применять методы, используемые для прецизионного определения периода решетки (определение центра тяжести линии, графическое разделение дублета и т. п.).

Методом  $\sin^2 \psi$  макронапряжения можно определять на дифрактометре и на аппаратах с фотографической регистрацией.

Следует отметить, что в вышеописанной методике достоверное проведение прямой по экспериментальным точкам имеет чрезвычайно большое значение для точности измерения напряжений. Погрешности в определении деформации при каждом значении  $\sin^2 \psi$  могут быть связаны с формой самой детали, со степенью наклона поверхности и т.п. При этом если положения точек не позволяют однозначно провести прямую, то она должна быть определена методом наименьших квадратов [10].

#### **Особенности рентгенографического определения напряжений в сварных соединениях**

Из диаграммы деформации в координатах  $\sigma - \varepsilon$  следует, что по мере увеличения приложенного напряжения упругая деформация возрастает и после начала пластической. Допустим, образец был первоначально нагружен до  $\sigma_1$  (рис. 6).

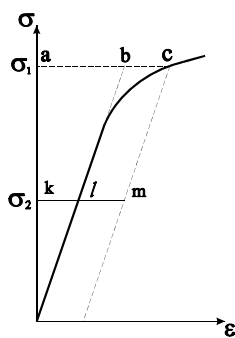


Рис. 6. Диаграмма формирования остаточных напряжений

При этом суммарная деформация  $a\varepsilon$  состоит из упругой  $ab$  и пластической  $bc$ . Вследствие каких-либо процессов произошло частичное снятие напряжений до  $\sigma_2$ . При  $\sigma_2$ , очевидно, пластическая деформация останется той же  $bc = lm$ , а упругая уменьшится и станет  $kl$ . При измерении напряжений определяется упругая деформация  $kl$ , соответствующая уровню напряжений  $\sigma_2$ .

Рентгенографический метод позволяет определить напряжения только в поверхностном слое или, точнее, среднюю величину напряжений в слое полупоглощения рентгеновского излучения, зависящем от исследуемого материала и излучения. Но, используя набор излучений от хромового до молибденового,

можно получить эпюру распределения напряжений по глубине слоя. Такая эпюра может быть построена для магниевых образцов до глубины 0,9 мм, для алюминия – до 0,5 мм.

В отдельных случаях эпюры напряжений, построенные рентгеновским и механическим способами, не совпадают. Механические методы определения напряжений различаются областью усреднения и поэтому также дают различные результаты. Совпадение данных, полученных рентгеновским методом и механическим, будет наилучшим в том случае, если слои усреднения совпадают. При этом чем выше градиент напряжений по глубине слоя, тем меньше должен быть слой, в котором измеряются напряжения (например, за счет применения более мягкого рентгеновского излучения).

Ошибка измерения напряжений  $\delta\sigma$  пропорциональна модулю упругости  $E$  исследуемого материала, котангенсу угла и погрешности в измерении угла  $\delta\vartheta$  [9]

$$\delta\sigma = \pm\delta\vartheta \frac{E}{\mu} \operatorname{ctg}\vartheta. \quad (19)$$

Поверхность, с которой производится съемка, должна быть протравлена химически или электролитически. После предварительной механической зачистки поверхности необходимо стравить наклёпанный слой.

### **Особенности рентгенографического определения сварочных напряжений с использованием оборудования для ЭЛС**

Вышеописанная методика рентгенографического определения остаточных напряжений, возникающих после импульсной лазерной закалки сталей, с использованием  $\sin^2 \psi$  - метода была успешно реализована авторами [11]. Исследования проводились на образцах из сталей 45 и У8 с применением дифрактометра ДРОН-2,0 в излучении хромового анода и регистрацией отражения рентгеновского излучения от плоскостей (211). Рентгеновская съемка проводилась при напряжении на трубке  $U = 30$  кВ и токе  $I = 25$  мА.

Авторы [12] приводят результаты сравнительной оценки продольных остаточных напряжений, измеренных механической тензометрией и рентгеновским методом, стыкового сварного соединения двух стальных пластин толщиной 20 мм, длиной 310 мм и шириной 405 мм с V-образной разделкой кромок. Интересно отметить, что при разрезке плиты для освобождения ее от напряжений была устранена только часть остаточных напряжений. Данные измерений рентгеновским методом показывают значительно более высокие напряжения почти во всех точках, чем полученные по данным измерений механическим методом. При повторных измерениях напряжений рентгеновским методом в тех же точках после разрезки плиты было установлено наличие достаточно высоких остаточных напряжений. Регистрация дифракции рентгеновских лучей осуществлялась на фотопленку.

Современные установки для ЭЛС вполне могут обеспечить вышеприведенные параметры электронно-лучевого воздействия на мишени из различных материалов, что обеспечит требуемый диапазон частот рентгеновского излучения и «рентгеновской яркости».

В качестве аппаратуры для регистрации углов отражения рентгеновских лучей от атомных плоскостей свариваемого поликристаллического материала целесообразно использовать дифрактометр, фотопленку или точно позиционируемые детекторы рентгеновского излучения.

Учитывая наличие на поверхности сварных соединений участков без сварочных напряжений, последние можно использовать в качестве эталона исходного ненапряженного состояния кристаллической структуры свариваемого материала.

**Выводы:** 1. Обоснована возможность рентгенографического определения сварочных напряжений с использованием оборудования для электронно-лучевой сварки.

2. Показано, что в качестве аппаратуры для регистрации углов отражения рентгеновских лучей от атомных плоскостей свариваемого поликристаллического материала целесообразно использовать дифрактометр, фотопленку или точно позиционируемые детекторы рентгеновского излучения.

3. Показано, что в качестве эталона исходного ненапряженного состояния кристаллической структуры свариваемого материала можно использовать участки поверхности сварных соединений без сварочных напряжений.

## Литература

1. Касаткин Б.С., Прохоренко В.М., Чертов И.М. Напряжения и деформации при сварке. – К.: Вища шк., 1987. – 246 с.
2. Винокуров В.А., Григорьянц А.Г. Теория сварочных деформаций и напряжений. – М.: Машиностроение, 1984. – 280 с.
3. Экспериментальные методы исследования деформаций и напряжений. / Отв. ред. Б.С. Касаткин. – К.: Наук. думка, 1981. – 583 с.
4. Сварка в машиностроении: Справочник: В 4 т. / Редкол.: Г.А. Николаев (пред.) и др. – М.: Машиностроение, 1979. – Т.3 / Под ред. В.А. Винокурова. – 576 с.
5. Электронно-лучевая сварка / О.К. Назаренко, А.А. Кайдалов, С.Н. Ковбасенко и др. / Под ред. Б.Е. Патона. – К.: Наук. думка, 1987. – 256 с.
6. Башенко В.В. Электронно-лучевые установки. – Л.: Машиностроение, 1972. – 168 с.
7. Шиллер З. и др. Электронно-лучевая технология: Пер. с нем. / З. Шиллер, У. Гайзиг, З. Панцер. – М.: Энергия, 1980. – 528 с.
8. Хараджа Ф. Н. Общий курс рентгенотехники. – М. - Л.: Энергия, 1966. – 568 с.
9. Уманский Я.С. Рентгенография металлов и полупроводников. – М.: Металлургия, 1969. – 496 с.
10. Кирьянов Д.В. Mathcad 12. – СПб.: БХВ-Петербург, 2005. – 576 с.
11. Рентгенографическое исследование остаточных напряжений, возникающих после импульсной лазерной закалки сталей. / В.С. Великих, И.Н. Воронов, В.П. Гончаренко и др. // Физика и химия обработки материалов. – 1982. – №6. – С. 138-143.
12. Финк К., Рорбах Х. Измерение напряжений и деформаций: Пер. с нем. / Под ред. Н.И. Пригоровского. – М.: Машгиз, 1961. – 535 с.

УДК 658.382.3

**О.Н.Гунченко, Н.А.Касьянов, Р.И.Рей, П.Л.Носко,  
В.В.Гапонов**

### **ТЕНДЕНЦИИ ИЗМЕНЕНИЯ СОСТОЯНИЯ ОБЩЕГО ТРАВМАТИЗМА В МАШИНОСТРОИТЕЛЬНОЙ ОТРАСЛИ УКРАИНЫ**

Приведен анализ состояния травматизма в машиностроительной отрасли и указано на необходимость определения цели любого предприятия как «Безопасное производство». Табл. 3. Ист. 13.

**Анализ состояния вопроса.** Несмотря на тенденцию уменьшения несчастных случаев, уровень производственного травматизма в нашей стране остаётся высоким [1]. По количеству смертельных случаев на 1000 работников Украина значительно выделяется среди экономически развитых стран Европы (табл. 1).

Большое количество работников травмируется или погибает вследствие аварий, которые возникают на производстве Украины. По этой причине за 1996-2002 гг. количество потерпевших выросло с 1,0% до 1,5%, погибших – с 11,7% до 17,9%. Анализ причин возникновения аварий техногенного характера показывает [1], что 50% из них имеет технический характер, 37% – организационный, 11% – психофизиологический, 2% – природный.

Таблица 1

Страна	Коэффициент частоты общего травматизма ( $K_{\text{оч}}$ )	Коэффициент частоты смертельного травматизма ( $K_{\text{сч}}$ )
Великобритания	–	0,016
Япония	–	0,02
Швеция	–	0,032
Финляндия	–	0,038
ФРГ	–	0,08
Страны с рыночной экономикой	20,08	0,038
Бывшие социалистические страны Европы	3,65	0,053
Украина	2,1	0,104

В настоящее время наиболее достоверным источником количественной, а значит объективной информации о состоянии производственного травматизма и его причин, а соответственно – рисков, является официальная статистическая информация по форме № 7-тнв [2-5], которая представляет собой результирующий документ о расследовании несчастного случая к обобщению причин травматизма для области, региона, государства. Он показывает, что основная причина производственного травматизма является следствием нарушений нормативно-правовых актов по охране труда (НПАОТ), и дает возможность их выявить и систематизировать с точки зрения влияния на риски производственного травматизма. Согласно [2-5] в табл. 2 приведен удельный вес причин травмирования без смертельного исхода в обрабатывающей промышленности и в государстве в целом за 2001-2004 гг.

Таблица 2

**Удельный вес причин риска производства без смертельного исхода по видам экономической деятельности, процент от общего количества травмированных без смертельного исхода в 2001-2004 гг.**

Причина риска травмирования Вид деятельности	Причины															
	Конструктивные недостатки	Несовершенство технологических процессов	Неудовлетворительное техническое состояние производственных фондов	Другие технические причины	Недостатки в обучении	Нарушение режима труда и отдыха	Недостатки медицинского обследования (профотбора)	Неприменение средств индивидуальной защиты	Нарушение технологического процесса	Нарушения при эксплуатации производственных фондов	Нарушение правил дорожного движения	Нарушение трудовой и производственной дисциплины	Другие организационные причины	Алкогольное и наркотическое опьянение	Другие психофизиологические причины	Другие причины
Добывающая промышленность	1,79	3,17	6,75	3,98	2,16	0,37	0,08	3,63		7,26	0,48	18,39	19,67	0,13	0,20	9,08
Транспорт	2,22	1,91	5,44	3,50	1,66	0,58	0,10	2,07	5,06	13,40	10,33	10,71	10,84	0,70	4,22	26,29
Обрабатывающая промышленность	3,81	3,04	6,66	3,06	5,36	0,34	0,24	3,33	3,88	1,8	2,64	17,28	12,82	0,93	1,36	11,14
Украина в целом	2,70	3,80	6,63	4,46	3,58	0,49	0,13	3,40	12,73	13,69	2,58	14,44	15,56	0,62	1,12	14,08

**Постановка задачи.** Анализ приведенных данных свидетельствует о том, что для обрабатывающей промышленности характерно превышение удельного веса таких причин риска травмирования, как недостатки конструктивные, в обучении, с медицинским обследованием, а также алкогольное и наркотическое опьянения и другие психофизиологические причины, которые являются характерными показателями и для государства в целом. При распределении причин травматизма на технические, организационные и психофизиологические становится ясным, что вторая категория причин предопределяет в Украине 58-67% всего количества производственных травм. Поэтому представляется целесообразным исследовать тенденции изменения состояния травматизма с учетом тех изменений, которые произошли в экономике Украины в последние годы для корректного создания прогностической базы по этой проблеме.

**Материалы и результаты исследования.** В [6] указано, что основными нарушениями НПАОТ, которые приводят к росту риска травмирования являются:

- отсутствие документального подтверждения того, что на предприятии применяются машины и механизмы, которые отвечают установленным требованиям безопасности действующих НПАОТ, а также того, что на нем организована и действует служба охраны работы согласно НПАОТ;
- нарушение нормативно-правовых требований к объектам повышенной опасности.

В [7] дана информация о производственном травматизме с 1985 по 2005 гг. (табл. 3) по Украине и по Луганской и Донецкой областям как по наиболее травмоопасным регионам.

Таблица 3

**Травматизм на производстве по годам**

Показатель	1985	1990	1995	1996	1998	1999	2000	2001	2004	2005
Число травмированных с потерей трудоспособности на один рабочий день и более и со смертельным исходом всего по Украине в целом, тыс. чел.	130,3	139,6	80,5	64,8	50,9	43,3	34,3	33,9	22,7	20,8
в Луганской области, тыс. чел.	16,9	20,7	12,7				6,3	5,8	3,20	2,8
в Донецкой области, тыс. чел.	29,5	40,1	31,5				12,9	12,1	7,2	1,8
Число смертельно травмированных по Украине в целом, тыс. чел.	3,0	2,6	2,1	1,8	1,5	1,3	1,2	1,3	1,1	1,1
в Луганской области, чел.	237	212	195				202	93	90	88
в Донецкой области, чел.	411	386	356				216	322	235	109
Число человеко-дней нетрудоспособности по Украине в целом, тыс.	2874	3182	2122	1782	1468	1251	...	1029		
На 1000 работающих										
Число травмированных с потерей трудоспособности на один рабочий день и более и со смертельным исходом всего по Украине в целом, тыс. чел.	5,5	6,2	4,5	3,8	3,4	3,0	2,6	2,7		
в Луганской области, тыс. чел.	12,3	12,3	16,1				9,1	8,7		
в Донецкой области, тыс. чел.	12,2	12,2	17,3				9,3	9,0		
Число смертельно травмированных по Украине в целом, чел.	126	117	116	109	102	92	95	105		
в Луганской области, чел.	172	165	192				290	139		
в Донецкой области, чел.	169	166	189				156	239		
Число человеко-дней нетрудоспособности по Украине в целом	121,6	140,7	118,2	105,7	99,1	87,4	...	81,3		
На 1 пострадавшего										
Число человеко-дней нетрудоспособности по Украине в целом	22,0	22,8	26,4	27,5	28,9	28,9	...	30,3		

Анализ состояния промышленной безопасности за 2005 г., выполненный для предприятий Луганской области [8], показывает уменьшение по сравнению с 2004 г. на 11% общего количества травмированных (2788 против 3146). Но травматизм остаётся на недопустимо высоком уровне в таких отраслях, как угольная (2277 против 2568), машиностроение (128 против 137), социально-культурная сфера (94 против 117), агропромышленный комплекс (81 против 109), строительство (57 против 61). Причины производственного травматизма со смертельным исходом носят в основном организационный (62 случая из 88, т.е. – 70%) и психофизиологический характер (19 случаев, т.е. – 21%).

В отрасли машиностроения, включающей 213 предприятий с 47130 работниками, из которых 2147 человек на предприятиях госсобственности, в 2005 г. допущено 128 несчастных случаев (на 9 меньше, чем в 2004 г.), включая 3 – со смертельным исходом и 1 – групповой, в котором пострадали два человека. Основными причинами несчастных случаев являются неудовлетворительный контроль за безопасным ведением работ со стороны должностных лиц предприятий и нарушение инструкции по охране труда по профессиям и видам выполняемых работ, т.е. – причины организационного характера.

В [8] эти же причины указываются как основные и для предприятий металлургического комплекса области, в частности, отмечается недостаточная требовательность работников служб охраны труда к должностным лицам и специалистам, не выполняющим свои функциональные обязанности в части обеспечения безопасности труда.

Необходимо отметить, что аналогичные тенденции, но в меньшей степени, характерны и для зарубежных стран. Так, в [9] по результатам анализа причин производственного травматизма в нефтегазовой компании показано, что на долю технических причин приходится около 20% несчастных случаев, а 80% составляют организационные причины, отражающие влияние человеческого фактора.

В 1998 г. в Бельгии произошло 218916 случаев производственного травматизма [10]. В среднем за каждую травму страховые фирмы выплачивали по 4320 евро. Высокий уровень травматизма характерен для строительства, производства металлоизделий, при сборе и утилизации отходов.

В Нидерландах количество случаев тяжёлого производственного травматизма (убытки от которых превышают 100 тыс. гильденов или работник попадает в больницу) выросло на 40% и составило 860, в 1997 г. – 1073, в 1998 – 1206, в 1999 г. – 2495 [10].

В Германии в 1998 г. коэффициент производственного травматизма уменьшился до 39,4 на 1000 работников, занятых полный рабочий день, против 39,6 – в 1997 г. [10]. В 1988 г. этот коэффициент составлял 52, а в 1960 г. был в 3 раза выше. Снизились и цифры в абсолютном выражении практически по всем категориям, так, число несчастных случаев с тремя днями нетрудоспособности и более сократилось на 1,9% и составили 1,2 млн, на 9% снизилось количество тяжёлых травм, приведших к выплате пенсий по инвалидности – 32000. Но число несчастных случаев по пути на работу и с работы выросло на 2,9% (184000).

В [11, 12] отмечено то, что в Украине из 77 мероприятий по улучшению состояния безопасности труда и производственной среды, по источникам финансирования условно разбитых на 2 группы, 71 должно было финансироваться за счёт средств Фонда социального страхования от несчастных случаев на производстве и профессиональных заболеваний в Украине (Фонд), а 6 – за счёт Госбюджета. Но ни одно из последних 6 мероприятий и 3, отнесённых к первой группе, не финансировались, по остальным мероприятиям закончены 2 работы, 30 выполняются в соответствии с календарными сроками, 16 – с отставанием от

календарного плана, по 4 – Фондом не приняты у исполнителей даже этапы 2002 г., по 3 – договорные материалы находятся на рассмотрении в Фонде, по 13 – не заключены договора или исполнители отказались от их выполнения.

Украинским Национальным НИИ охраны труда, в соответствии с рекомендациями научно-методического семинара «Экономические аспекты в сфере охраны труда» (28.11.2003 г.), с целью усиления роли экономических обоснований при принятии управленческих решений по охране труда и решения проблем внедрения экономических методов её управления, разработан проект «Концепции экономического управления охраной труда и регулирования промышленной безопасности» [13]. Проблема, решение которой предусматривается в концепции, – это обеспечение ограничения воздействия источников опасности на персонал, население и окружающую среду установленными нормами за счёт разработки и внедрения комплекса нормативно-правовых актов, направленных на реализацию механизмов стимулирования работодателей к улучшению условий труда и организацию производственных процессов с риском аварий, несчастных случаев и профзаболеваний в допустимых уровнях и стимулирование наёмных работников в осознанном отношении к личной безопасности и безопасности окружающих, в старательном выполнении нормативно-правовых требований по охране труда.

Причинами перехода к управлению рисками, в соответствии с концепцией, являются:

- интеграция Украины в мировую экономическую систему, требующая адаптации отечественной нормативно-правовой базы, в т.ч. и по вопросам охраны труда к требованиям Международной организации труда, стандартов и директив Евросоюза, которые ориентируют на обязательность выполнения требований технических регламентов и добровольность выбора методов организации безопасного взаимодействия человека с техникой;

- возрастающая конкуренция и ориентация производства на новые технологии, изменяющие условия труда, его организацию и, как следствие, обуславливающие новые опасности и риски и отставание законодательства от этих изменений;

- приоритетности ориентации работодателя на получение прибыли (недопущения чрезмерных убытков), требующей от него экономии задействованных в производстве ресурсов и значительно повышающей его ответственность за результаты деятельности предприятия.

Среди шести основных недостатков нормативно-правового обеспечения и проблемы управления охраной труда, которые сдерживают реализацию положений законодательства по применению экономических, рыночных механизмов в этой сфере в концепции названо и несовершенство методов анализа текущего состояния охраны труда и прогнозирования его возможных изменений в будущем под воздействием изменений внешней, по отношению к охране труда, среды и управленческих решений экономического характера.

**Выводы.** У большинства управленцев всех уровней до сих пор не разрушено стереотипное представление о том, что социально-экономический прогресс определяется прежде всего не наличием природных ископаемых, количеством добытых руд и угля, выплавленного металла, произведённой электроэнергии и другими ресурсно-рыночными факторами, а наукой, новыми знаниями и технологиями, а также тем, что для любого современного предприятия охрана труда должна быть одной из целей, т.е. предприятие не может ставить более своей целью «Производство», а цель необходимо называть – «Безопасное производство».

## Литература

1. Дегтяренко Г.Є. Стан виробничого травматизму в зв'язку з психофізіологічною невідповідністю працівників // Інформ. бюлетень з охорони праці. – К.: ННДІОП, 2004. – №1. – С. 12-13.
2. Травматизм на виробництві у 2000 і 2001 роках // Статистичний бюлетень Держкомстату України, 2002. – 175 с.
3. Травматизм на виробництві у 2002 році // Статистичний бюлетень Держкомстату України, 2003. – 197 с.
4. Травматизм на виробництві у 2003 році // Статистичний бюлетень Держкомстату України, 2004. – 194 с.
5. Травматизм на виробництві у 2004 році // Статистичний бюлетень Держкомстату України, 2005. – 194 с.
6. Білостоцька В.О., Водяник А.О. Застосування критерію середнього ризику для оцінки структурних зрушень у кількості нещасних випадків // Вісник ННДІОП. – К.: ННДІОП. – 2002. – №4. – С. 14-17.
7. Травматизм на виробництві за роками (Інформація Держкомстату України про умови праці та травматизм на виробництві) // Інформ. бюлетень з охорони праці. – К.: ННДІОП, 2002. – №4. – С. 32-34.
8. Состояние промышленной безопасности, охраны труда и надзорной деятельности в Луганской области за 2005 г. Информационно-аналитическая справка. – Луганск: Теруправление Госпромгорнадзоза по Луганской обл. – 2006. – 59 с.
9. Глебова Е.В., Кручинин А.В., Князева А.В., Иванова М.В. Разработка математической модели профессиональной пригодности оператора по добыче нефти // Безопасность жизнедеятельности. – М., 2004. – №9. – С. 22-25.
10. Бондаренко А. По материалам Европейского агентства по безопасности труда // Охрана труда и социальное страхование. – М., 2001. – №11. – С. 39-42.
11. Салаяєв І.В., Базидевич Л.М., Муниці Г.І. Аналіз виконання заходів, передбачених Національною програмою поліпшення стану безпеки, гігієни праці та виробничого середовища 2001-2005 роки // Інформ. бюлетень з охорони праці. – К.: ННДІОП, 2004. – №3. – С. 20-21.
12. Репін В.М., Салаяєв І.В., Муниці Г.І. Стан виконання заходів Національної програми поліпшення стану безпеки, гігієни праці та виробничого середовища 2001-2005 роки // Інформ. бюлетень з охорони праці. – К.: ННДІОП, 2005. – №1. – С. 14-17.
13. Водяник А.О., Лесенко Г.Г., Малихін О.В. Про концепцію економічного управління охороною праці та регулювання промислової безпеки // Інформ. бюлетень з охорони праці. – К.: ННДІОП, 2004. – №3. – С. 7-11.

УДК 621.791.01

**А.Б.Жидков, А.И.Гедрович, Р.Н.Паненко, А.В.Хижняк**

### **РАСЧЁТНО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ЗАВИСИМОСТИ ВЕЛИЧИНЫ ДЕФОРМАЦИИ ПОТЕРИ УСТОЙЧИВОСТИ ОТ НАЧАЛЬНОЙ ФОРМЫ СВАРНОГО СОЕДИНЕНИЯ**

Приведены результаты экспериментальных и аналитических исследований деформаций потери устойчивости тонких листов в зависимости от начальных геометрических характеристик и условий сварки. Рис. 8. Табл. 5. Ист. 4.

Проблема деформаций в результате потери устойчивости, особенно при сварке тонкого металла стоит очень остро. Деформации подобного вида в лис-

товых конструкциях сложно прогнозировать и практически невозможно устранить после сварки ввиду природы их возникновения [1]. Кроме того, как правило, в деталях существуют начальные деформации. Поэтому решению данного вопроса в настоящее время в мире посвящено множество работ. Представляет интерес определить влияние величины начальной деформации на деформацию после сварки. Этой проблеме и посвящена данная статья.

Исследования проводились экспериментально на образцах из стали 08кп, толщиной 0,75 мм. Моделировалась сварка «в стык» предварительно собранных на прихватках листов путем наплавки валика на центр образца. Т.к. основная причина потери устойчивости при сварке тонкого металла – это превышение сжимающих напряжений критического значения [1], то необходимо было создать условия для формирования в образце поля напряжений эквивалентного полю, которое образуется при сварке реальных листовых конструкций. Для этого образец должен иметь достаточную жесткость, т.е. длину и ширину, обычно рекомендуется образец размером 500x500 мм и более [5]. Причем размеры образца в большей степени влияют на формирование поля при охлаждении [2]. С целью снижения размеров образца предварительно с использованием метода полос текучести [2] определяли его минимальную ширину, при которой формируется поле остаточных напряжений эквивалентное сварке реальных соединений. Для определения минимальной ширины образцов проводилась пробная сварка на трапециевидном образце длиной 500 мм и шириной 40 и 480 мм соответственно в верхнем и нижнем основании. Боковые кромки образца для жесткости были отбортованы на 10 мм. Сварку вели в направлении уменьшения жесткости, т.к. в этом случае формирование зоны  $2B_{II}^0$  (активная зона при охлаждении) наблюдается для большей жесткости образца [2], хотя разница не превышает 10 %. Для устранения собственных напряжений перед сваркой все образцы подвергли высокому отпуску. Внешний вид образца после сварки показан на рис. 1.

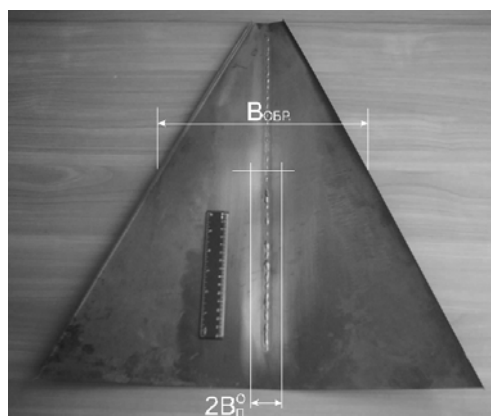


Рис. 1. Трапециевидный образец для определения ширины образцов

Окончательно для исследования был принят прямоугольный образец с размерами 480x250 мм. С целью повышения жесткости образца в направлении из плоскости было принято решение отбортовывать все четыре кромки на 10 мм.

Все образцы для исследований были вырезаны из одного листа. Начальные деформации были получены в результате изготовления образцов (вырезка на гильотине, отбортовка кромок, отжиг, пескоструйная обработка зоны сварки, ручная зачистка наждачной бумагой зоны сварки и искусственное старение с по-

лучением окисных пленок) и являются случайной величиной для каждого образца. Последние намеренно не подвергали правке перед сваркой. В качестве способа сварки была выбрана автоматическая сварка в  $CO_2$  как наиболее распространенная для данной толщины и типа металла и обеспечивающая высокую стабильность параметров режима. Режимы сварки приведены в табл. 1.

Таблица 1

Параметры режима сварки

Марка проволоки	Диаметр проволоки, мм	Сила тока, А	Напряжение на дуге, В	Скорость сварки, м/ч	Скорость подачи проволоки, м/час	Вылет электрода, мм	Расход газа, л/мин
Св-08Г2С (омеднен.)	0,8	70	34,2	30	194	10	4

Для предотвращения прожогов сварку выполняли на медной подкладке.

Перед сваркой определяли продольный и поперечный прогиб в центре образца на стенде, который обеспечивал установку образца на 3 точки (рис. 2), с использованием индикатора с ценой деления 0,01 мм. Прогиб вверх считали положительным.

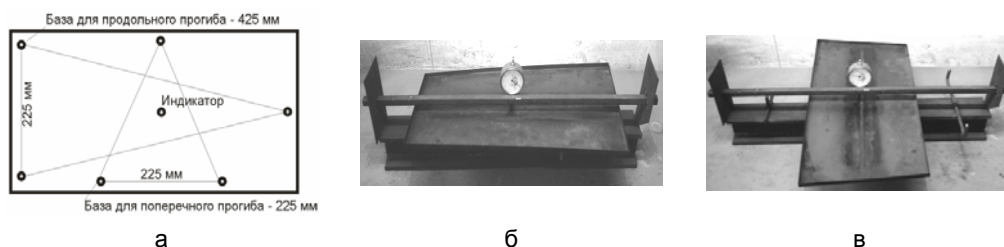


Рис. 2. Схема измерения прогиба (а) и общий вид стенда при измерении продольного (б) и поперечного (в) прогибов

Сварку нескольких образцов выполняли с охлаждением с помощью пористых теплопоглотителей, пропитанных водой [3]. Образцы для сварки с охлаждением выбирали случайным образом из общего числа. После сварки повторно измеряли продольный и поперечный прогиб образцов и определяли прогиб от сварки как разность прогиба до сварки и после нее. Эту величину использовали как меру деформации образца от сварки. Было исследовано 17 образцов, два из них (№№ 3 и 17), которые имели начальные и конечные прогибы, резко отличающиеся от остальной выборки, были исключены из дальнейшей обработки. Большинство образцов после сварки имели пропеллерообразную форму, а центральная зона – форму домика, что характерно для остаточной деформации после сварки. Результаты измерений продольных и поперечных прогибов сведены в табл. 2. В табл. 3 приведены коэффициенты корреляции между соответствующими столбцами табл. 2, вычисленные в Ms Excel.

Для определения влияния направления прогиба были вычислены коэффициенты корреляции для модулей прогибов, показывающих связь между начальным продольным и начальным поперечным с конечными прогибами. Далее они приведены в табл. 2, 3, 4.

## Значения прогибов

№ образца	Начальный прогиб, мм		Прогиб от сварки, мм		Охл.	
	Продольный	Поперечный	Продольный	Поперечный		
8	-1,37	-4,49	0,28	4,19	Нет	
12	0,09	-3,32	1,93	3,4		
11	-0,21	-2,2	2,29	4,77		
1	-1,29	-3,82	2,38	5,44		
9	0,65	-2,85	4,97	5,52		
4	-0,34	-4,5	0,35	3,73		
5	-0,57	-4,65	1,38	3,36		
13	2,83	-3,26	3,1	3,07		
10	0,97	-3,31	4,58	2,91		
14	-1,68	-3,12	2,9	4,16		
7	7,62	2,35	-2,055	-4,075		Да
2	6,73	2,22	-2,98	-4,235		
6	7,82	2,5	-2,1	-4,57		
16	8,5	4,9	-0,66	-3,72		
15	2,77	-1,12	1,655	-2,22		

Таблица 3

## Коэффициенты корреляции поперечного и продольного прогибов

Начальный прогиб	Продольный прогиб от сварки			Поперечный прогиб от сварки		
	Вся выборка	Без охл.	С охл.	Вся выборка	Без охл.	С охл.
Продольный	-0,69	0,48	-0,73	-0,93	-0,42	-0,86
Поперечный	-0,68	0,67	-0,54	-0,9	0,28	-0,67

Таблица 4

## Коэффициенты корреляции прогибов без учета знака

Начальный прогиб	Продольный прогиб от сварки			Поперечный прогиб от сварки		
	Вся выборка	Без охл.	С охл.	Вся выборка	Без охл.	С охл.
Продольный	-0,15	0,19	-0,11	0,01	-0,17	0,86
Поперечный	-0,43	-0,67	-0,63	0,06	-0,28	0,36

Сравнение табл. 3 и 4 позволяет сделать вывод, что необходимо учитывать направление (знак) прогиба, т.к. значений более 0,5, которые говорят о наличии связи между параметрами в табл. 3 – 9, а в табл. 4 – всего 3.

При анализе табл. 3 видно, что наиболее тесная связь между поперечным прогибом от сварки и начальным продольным прогибом, причем с увеличением начального продольного прогиба поперечный прогиб уменьшается (с учетом знака). В случае рассмотрения процессов сварки, с охлаждением и без, коэффициенты корреляции могут менять знак, что говорит о влиянии охлаждения на процесс появления прогиба.

Представив процесс в виде «черного ящика», в которой входными параметрами будут начальный продольный и поперечный прогибы (непрерывные вещественные величины), а также наличие или отсутствие охлаждения при сварке (дискретная величина, принимающая значение «0» - сварка без охлаждения или «1» - сварка с охлаждением) были получены функции отклика: конечные продольные и поперечные прогибы на рис. 3.

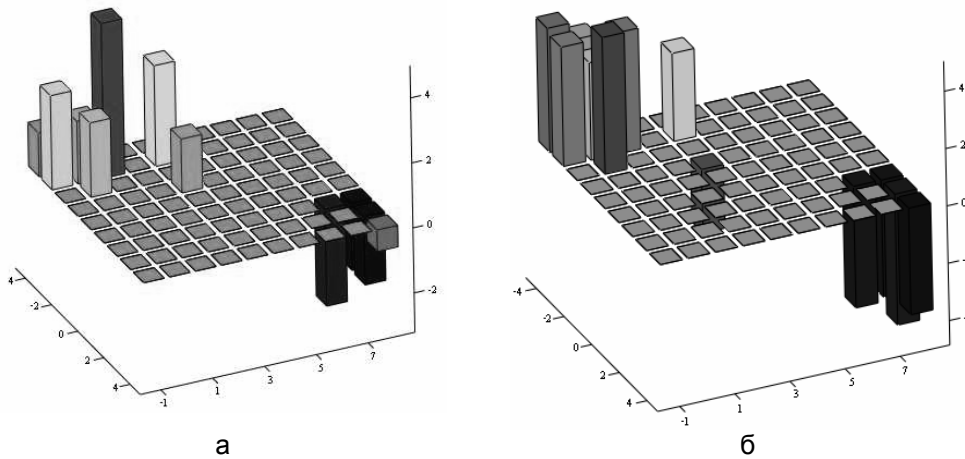


Рис. 3. Зависимость конечного продольного (а) и поперечного (б) прогиба от начальных прогибов (нулевые значения означают отсутствие данных). По вертикальной оси показаны значения конечных прогибов, а по горизонтальным – начальные продольный и поперечный прогибы

Анализ рис. 3 позволяет заключить, что построить простую зависимость выходных прогибов от входных, очевидно, невозможно. Однако наибольший интерес представляет формирование конечных прогибов при входных параметрах, данных для которых нет, а именно момент пересечения поверхности функции отклика нулевой плоскости, что означает нулевые остаточные прогибы.

Для получения значений прогибов была создана модель процесса с использованием нейронной сети. Для реализации модели использовалась аналитическая платформа Deductor BaseGroup Labs [4].

Далее приведены параметры данных для построения нейронной сети (табл. 5) и ее граф (рис. 4).

Таблица 5

Параметры нейронной сети

Столбцы	Имя	Назначение	Тип	Вид	Max	Min
Охлаждение	OHL	Входной	Целый	Дискретный	-	-
Начальный продольный прогиб, мм	Nach_pr	Входной	Вещественный	Непрерывный	-1,68	8,5
Начальный поперечный прогиб, мм	Nach_por	Входной	Вещественный	Непрерывный	-4,65	4,9
Конечный продольный прогиб, мм	Kon_pr	Выходной (функция отклика)	Вещественный	Непрерывный	-2,98	4,97
Конечный поперечный прогиб, мм	Kon_por	Выходной (функция отклика)	Вещественный	Непрерывный	-4,57	5,52

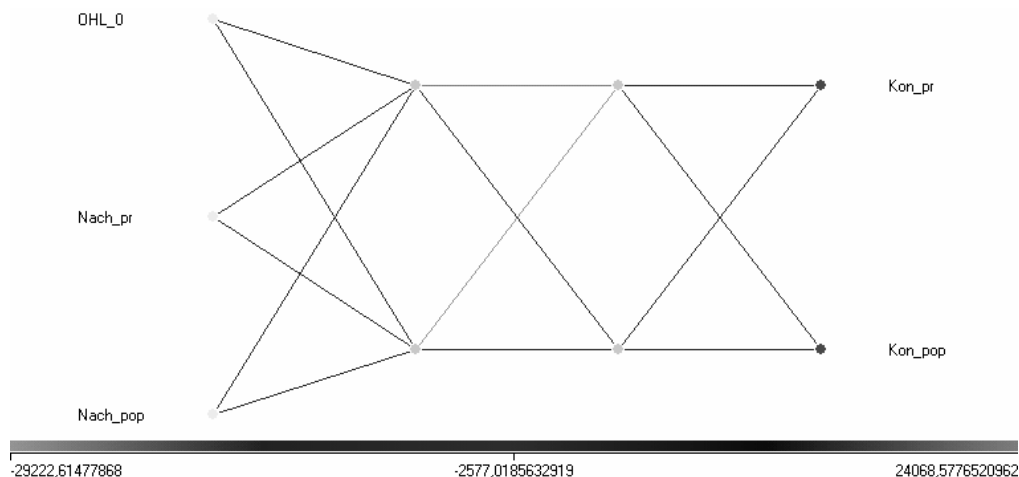


Рис. 4. Граф нейросети (цвета инвертированы для удобства восприятия)

Тестовое множество составляло 5 % от выборки, обучающее, соответственно – 95 %. Использовалась нейронная сеть с двумя скрытыми слоями и двумя нейронами, с использованием которой можно моделировать процессы практически любой сложности. В качестве функции для аксона использовалась сигмоида с крутизной 0,9, выбор которой осуществлялся методом последовательного перебора с использованием в качестве критерия оптимальности процента распознанных примеров. Процесс обучения нейросети позволил получить ошибку не более 2,2 % - поперечный прогиб, 3,1 % - продольный прогиб, при этом было распознано 100 % примеров. На рис. 5 показаны диаграммы рассеивания.

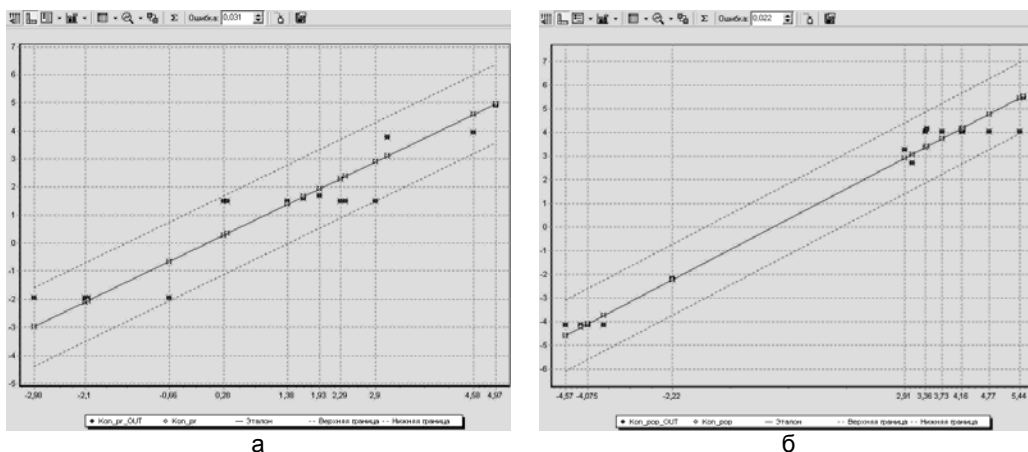


Рис. 5. Диаграммы рассеивания для продольного (а) и поперечного (б) прогибов

Далее были рассчитаны значения конечных продольных и поперечных прогибов для всего исследованного диапазона и использованием инструмента «Что-если».

Полученные результаты представлены на рис. 6.

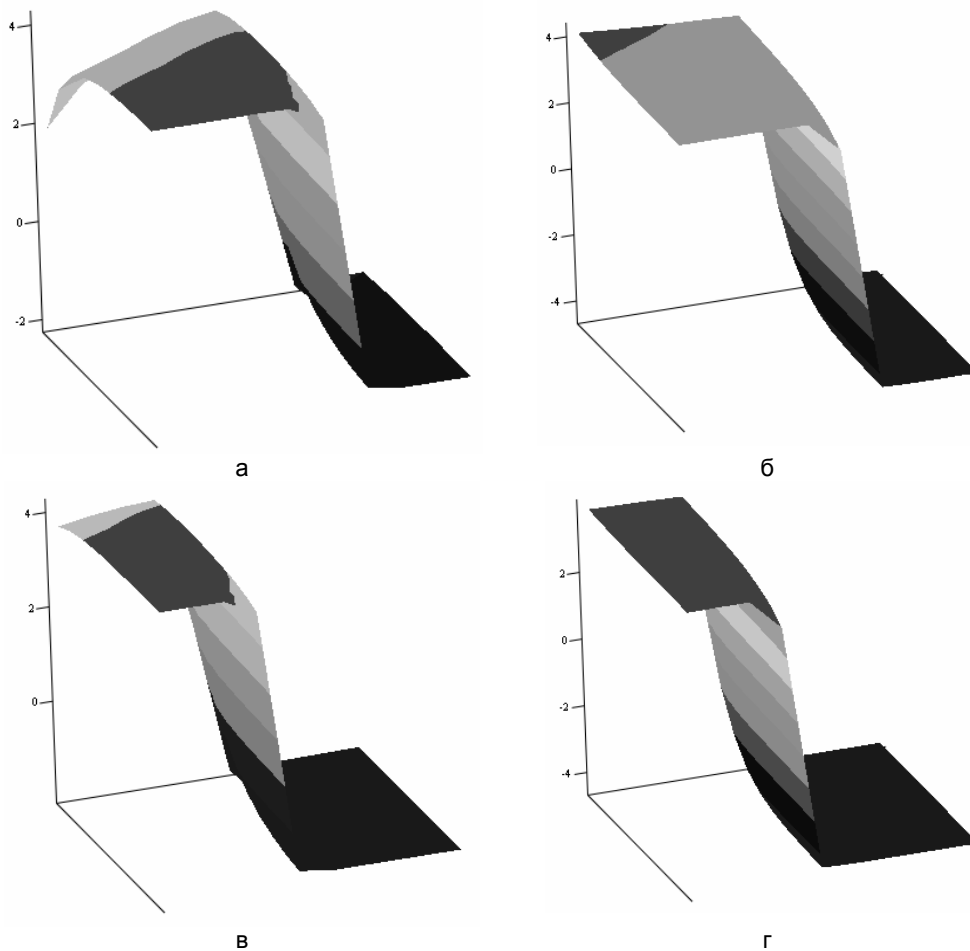


Рис. 6. Прогибы, рассчитанные с использованием нейросети: а – продольные прогибы, сварка без охлаждения, б – поперечные прогибы, сварка без охлаждения, в – продольные прогибы, сварка с охлаждением, г – поперечные прогибы, сварка с охлаждением; по вертикальной оси показан конечный прогиб, по ближней горизонтальной - начальный продольный, по дальней горизонтальной - начальный поперечный прогибы.  
На рис. 7. 8 по осям даются те же значения

Видно, что при определенных значениях начального продольного прогиба конечный продольный и поперечный прогибы равны нулю. Форма функции отклика для сварки без и с охлаждением сходны, но численные значения отличаются. Влияние поперечного прогиба гораздо менее значительно. Для определения начальных прогибов, которые дают минимальные значения конечных прогибов можно совместить все функции отклика на одной координатной плоскости (рис. 7).

Видно, что поверхности кривых отклика не пересекаются, следовательно, не существует начальных продольных прогибов, которые дают одновременно нулевые конечные продольные и поперечные прогибы для сварки с и без охлаждения. Однако при группировке функций отклика отдельно для случая сварки с охлаждением и сварки без охлаждения они совмещаются лучше (рис. 8) и можно сделать рекомендации относительно значений начальных прогибов. Наимень-

шие значения прогибов, а следовательно, и минимальные общие остаточные деформации при сварке без охлаждения будут при начальном продольном прогибе  $+5 \div +6$  мм и начальном поперечном прогибе  $+4$  мм, для сварки с охлаждением, соответственно,  $+2 \div +3$  мм и  $+4$  мм.

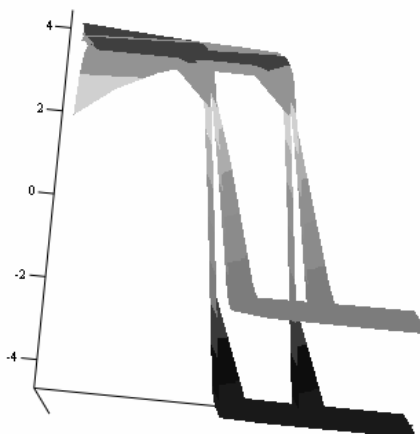


Рис. 7. Совмещенные функции отклика

Окончательно можно сделать вывод, что небольшой положительный поперечный прогиб является желательным в любом случае, а при сварке с охлаждением начальный продольный прогиб для снижения остаточных деформаций снижается примерно в 2 раза.

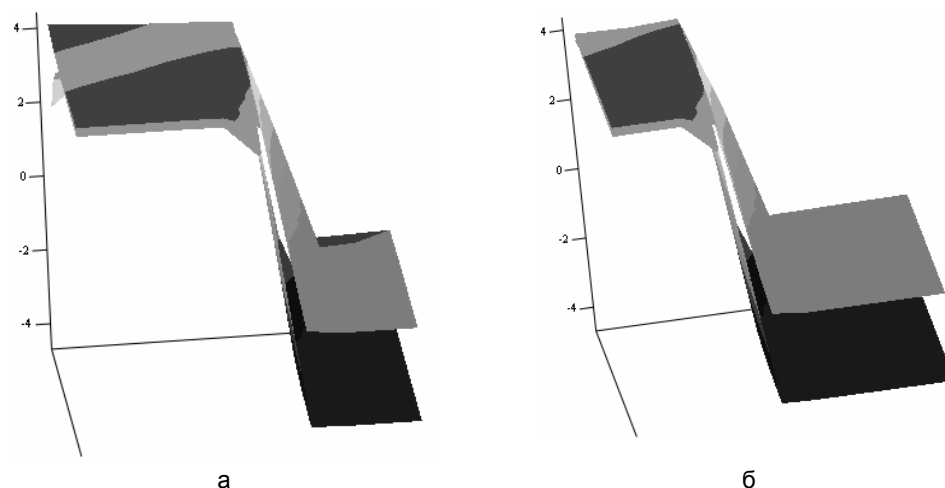


Рис. 8. Совмещенные функции отклика: а – сварка без охлаждения, б – сварка с охлаждением

**Вывод.** Использование современных средств моделирования позволило определить оптимальные значения и знак предварительной деформации для снижения остаточных деформаций при сварке тонких листов.

## Литература

1. Касаткин Б.С., Прохоренко В.М., Чертов И.М. Напряжения и деформации при сварке. – К.: Вища шк. Головное изд-во, 1987. – 246 с.
2. Гедрович А.И. Пластическая деформация при сварке. – Луганск: Издательство Восточноукраинского гос. ун-та, 1998. – 237 с.
3. Гедрович А.И., Жидков А.Б. Ресурсосберегающие методы регулирования деформаций и напряжений в сварных металлоконструкциях. - Луганск: изд-во ВНУ им. В. Даля, 2003. - 96 с.
4. <http://www.basegroup.ru/neural/math.htm>
5. Винокуров В.А. Сварочные деформации и напряжения. – М: Машиностроение, 1968. – 236 с.

УДК 621.791.927.55 (031)

**А.И.Гедрович, А.С.Назарько, Д.В.Зубенок**

### **ВОССТАНОВЛЕНИЕ ШПИНДЕЛЕЙ ЗАДВИЖЕК НАПЛАВКОЙ**

В работе рассматривается состояние поверхности шпинделя после эксплуатации и возможность его восстановления наплавкой. Рис. 3. Табл. 1. Ист. 3.

Восстановление шпинделей, работающих в различных агрессивных средах, является важной задачей для химических производств. Существуют различные схемы и технологии восстановления шпинделей, которые определяются величиной и характером износа поверхности [1]. Восстановлению поверхности длинномерных тел вращения уделяется большое внимание в различных отраслях народного хозяйства [2].

Целью работы является исследование поверхности шпинделей задвижек цеха оборотного водоснабжения Северодонецкого производственного объединения «Азот» и разработка технологии их восстановления до требуемых размеров.

В последние годы большое распространение получили способы электродугового и плазменного восстановления изношенных деталей, поскольку замена изношенной детали отреставрированной экономически выгодно. Так, установка нового плунжера стоит 400 грн, а замена восстановленным обходится в 250 грн.

Авторами разработана технология наплавки шпинделей из стали 20, химический состав которой приведен в табл. 1.

Таблица 1

**Химический состав стали 20 (ГОСТ 1050—88), %**

C	Si	Mn	Ni	Cr	S	P
0,21	0,19	0,60	0,013	0,002	≤0,03	≤0,03

Общий вид изношенного шпинделя представлен на рис. 1.

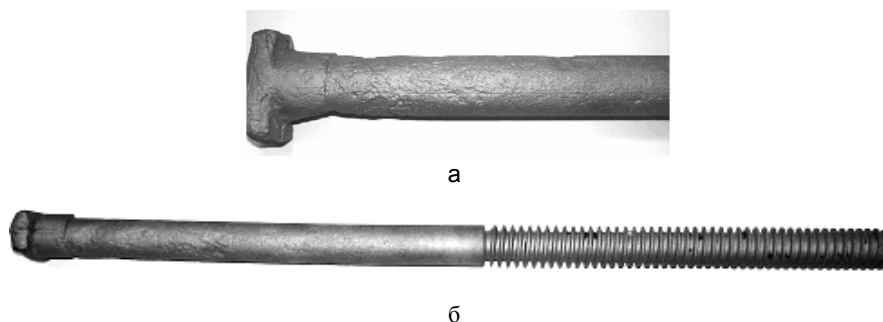


Рис. 1. Общий вид изношенного шпинделя: а– общий вид шпинделя; б – поверхность шпинделя после эксплуатации (задвижка параллельная с выдвижным шпинделем Ду250)

Подготовка шпинделей под наплавку производится механическим способом, так как химическая очистка не позволяет полностью удалить продукты коррозии. Поэтому растачивается на глубину до 1,5 – 2,5 мм.

Наплавка производится на чистую поверхность шпинделя после механической обработки до удаления следов коррозии и обработки уайт–спиртом. Перед наплавкой поверхность шпинделя, не подвергаемая наплавке, обрабатывается спрей–жидкостью PROTEC.

Для наплавки используется токарный станок ДИП–200 и серийно выпускаемый полуавтомат для сварки в защитных газах ПДГ–251. В состав установки для наплавки входит горелка, укрепленная в резцедержателе, газовый блок, механизм подачи наплавочной проволоки и пульт дистанционного управления процессом.

Наплавку осуществляли на постоянном токе обратной полярности. Цикл наплавки осуществился автоматически. Наплавку проводили при скорости вращения 6 об/мин, что соответствует линейной скорости наплавки 33 м/час. Для шпинделя диаметром 30 мм смещение с зенита горелки составляло 3 мм в обратную сторону от направления вращения. Защитный газ – углекислота сварочная (CO<sub>2</sub>). Расход углекислоты — до 2,5 кг на один шпиндель.

Ток наплавки составляет  $I_{св}=180\div 230$  А, напряжение на дуге  $U_g=26$  В, вылет сварочной проволоки 10 мм. Источник сварочного тока ВДУ–300.

Для восстановления формы шпинделя используется сварочная проволока Св–08ГС, для повышения срока службы в рабочей среде применяется проволока Нп–30Х10Г10Т, Св–08Х18Н8Г2Б и др.

Наплавочная проволока  $\varnothing 1,2$  мм, ширина наплавленного валика 5 мм, величина минимального технологического припуска  $g=0,8$  мм. Перекрытие составляет 2,5 мм.

После наплавки производится токарная обработка и шлифовка до 7–8 класса чистоты.

Кратер шва как источник коррозионных разрушений и трещинообразования выводится на поверхность гайки шпинделя, а затем этот участок механически обрабатывается. При заварке кратера ток наплавки плавно уменьшается до нуля, при непрерывной подаче CO<sub>2</sub>.

После восстановления шпиндель проверяется на биение индикатором часового типа с ценой деления 0,01 мм (ГОСТ 577–66). Для этого шпиндель устанавливается в патрон и зажимается по центрам. При биении более  $\pm 0,2$  мм осуществляется правка шпинделя.

В зависимости от величины износа и толщины необходимой наплавки устанавливается скорость вращения шпинделя, и подачи наплавочной проволоки.

Затем включается станок, осуществляется вращение, подается защитный газ и зажигается дуга. После этого включается подача наплавочной проволоки со скоростью  $V_{ппр}=1,2$  м/мин. Длина наплавленной ванны остается постоянной и равна приблизительно, 2,5 мм объем и масса которой зависят от сварочного тока и подачи наплавочной проволоки.

Масса подаваемой в ванну проволоки за 1 мин зависит от диаметра шпинделя, режима наплавки и общего объем расплавленного металла (рис. 2). Соотношение между количеством наплавочной проволоки, вводимой в сварочную ванну за 1 мин, и общей массой сварочной ванны  $(m_{пр} / m_{в}) \cdot 100\%$  приведены на рис. 3.

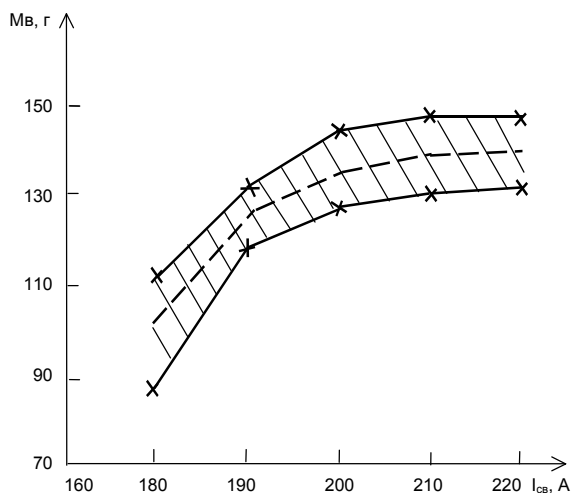


Рис. 2. Зависимость массы наплавленной ванны от тока наплавки:  
 ——— среднее значение; x – диапазон разброса значений

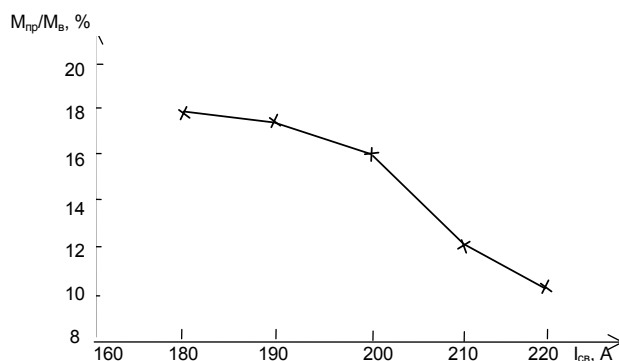


Рис. 3. Зависимость количества наплавочной проволоки, вводимой в сварочную ванну, от силы тока наплавки

Полученные результаты свидетельствуют о том, что свойства наплавленного металла зависят от объема сварочной ванны и соотношения основного металла и вводимой наплавочной проволоки (т.е. от соотношения площади наплавки и площади проплавления). Кроме того, влияет коэффициент перекрытия одного валика другим –  $m$ .

Разброс значений химического состава наплавленного слоя и механических свойств определяется долей участия основного и наплавленного металла в металле наплавки. При неизменном составе шпинделя свойства наплавленного слоя в основном определяются химическим составом наплавочной проволоки. Из рис. 2, 3 видно, что увеличение тока дуги приводит к увеличению объема сварочной ванны примерно на 20% и, естественно, к изменению свойств наплавки. Так как химический состав наплавки определяется уравнением [3]

$$[X]_{\text{мн}} = [X]_{\text{ом}} \cdot \gamma + [X]_{\text{пр}} \cdot (1 - \gamma), \quad (1)$$

где  $[X]_{\text{мн}}$  — содержание элемента в наплавке;

$[X]_{\text{ом}}$  — содержание элемента в наплавляемой детали;

$[X]_{\text{пр}}$  — содержание элемента в наплавочной проволоке;

$\gamma$  — доля участия основного металла (наплавляемого) в металле наплавки;

$(1 - \gamma)$  — доля участия наплавочной проволоки в металле наплавки.

Таким образом, для восстановления формы шпинделя требуется подобрать параметры режима наплавки в зависимости от толщины наплавляемого слоя с учетом технологического припуска  $g$ , т.е.  $H = h + g$ , ( $h$  – глубина проплавления).

Глубина проплавления есть функция

$$p = \psi(I_{\text{св}}, U_g, V_{\text{св}}, e_{\text{э}}, d_{\text{эл}}), \quad (2)$$

где  $e_{\text{э}}$  — вылет электрода;

$d_{\text{эл}}$  — диаметр электродной проволоки [3].

Площадь проплавления равна

$$F_{\text{пр}} = \frac{Q_{\text{м}}}{\rho \cdot V_{\text{н}} \cdot 500}, \text{ см}^2 = \eta_{\text{пр}} \frac{I_{\text{св}} \cdot U_g}{10500 \cdot V_{\text{н}}}, \quad (3)$$

где  $Q_{\text{н}}$  — количество тепловой энергии, расходуемой на плавление основного металла;

$V_{\text{н}}$  — скорость наплавки, см/с; 500 – теплосодержание жидкой ванны, кал/г;

$\eta_{\text{пр}}$  — полный КПД проплавления;

$\rho$  — удельный вес расплавленного металла, г/см<sup>3</sup> [3].

Площадь наплавки находим по выражению:

$$F_{\text{н}} = \frac{\alpha_{\text{р}} \cdot I_{\text{св}}}{100 \cdot \rho \cdot V_{\text{н}}}, \text{ см}^2, \quad (4)$$

$$F_{\text{ш}} = F_{\text{пр}} + F_{\text{н}} \cdot \gamma = \frac{F_{\text{пр}}}{F_{\text{ш}}} = \frac{F_{\text{пр}}}{F_{\text{н}} + F_{\text{пр}}}, \quad (5)$$

где  $F_{\text{ш}}$  — площадь шва;

$\alpha_{\text{р}}$  — коэффициент расплавления, Г·А/час.

Анализ выражений (1)–(4) свидетельствует, что межремонтный срок эксплуатации шпинделя определяется следующими факторами:

а) агрессивностью воды;

- б) химическим составом наплавочной проволоки;
- в) величиной слоя, который необходимо наплавить (Н);
- г) площадью наплавки и проплавления;
- д) режимами наплавки.

**Вывод.** Для увеличения срока службы шпинделя необходимо оптимизировать химический состав наплавленной проволоки, толщину наплавленного слоя и режимы наплавки в зависимости от толщины наплавленного слоя и доли участия основного металла и металла наплавочной проволоки в наплавке.

#### Литература

1. Молодых Н.В., Зенкин А.С. Восстановление деталей машин. Справочник. – М.: Машиностроение, 1989. — 480 с.
2. Шалай А.Н., Волошин Г.Н. Упрочнение поршней тракторных двигателей наплавкой // Сварочное производство. — 1987. — № 9. — С. 4-6.
3. Окерблом Н.О., Демьянцевич В.П., Байкова И.П. Проектирование технологии изготовления сварных конструкций. — Л., Судпромгиз, 1963. — 602 с.

УДК 658.382.3

**М.А.Касьянов, О.О.Андріанова**

#### **ПРОБЛЕМИ ПСИХОФІЗІОЛОГІЧНОГО ТА ЕРГОНОМІЧНОГО ПОЛІПШЕННЯ УМОВ ДІЯЛЬНОСТІ РОБІТНИКІВ РОЗУМОВОЇ ПРАЦІ ПІД ЧАС ВИРОБНИЧОГО ПРОЦЕСУ НА ПІДПРИЄМСТВАХ**

Наведено аналіз психофізіологічних та ергономічних факторів, а також методів поліпшення умов професійної діяльності робітників розумової праці під час виробничого процесу. Джер. 11.

**Аналіз стану питання.** Сучасний науково-технічний розвиток та ринкові відносини значно поширили коло застосування психологічних знань в практичній діяльності багатьох категорій спеціалістів. Підвищення технічної забезпеченості виробництва, постійно зростаюча конкуренція на ринках виробництва сприяють ускладненню умов праці, які супроводжується стресовими ситуаціями – все це збільшує навантаження на психічну діяльність працівників.

При цьому, для прийняття рішень в поліпшенні умов праці, значну роль відіграє аналіз ергономічних факторів, дослідженню яких в значній мірі сприяли наукові праці Ю.Г.Фокіна, В.М.Муніпова, Б.Ф.Ломова [1,2,3] та ін., на основі яких можна зробити висновок, що ергономіка відноситься до тієї ж групи наук, що й інженерна психологія та психологія праці. Вона в значній мірі використовує методи подібні до запропонованих у вказаних галузях. Проте принципова відмінність ергономіки полягає в тому, що її цікавить передусім функціональна структура системи «людина - машина - середовище», яка визначає положення та роль людини в системі, внутрішні зв'язки в ній та взаємодію із середовищем.

Щоб досягти цілісності цієї системи, необхідно визначити [4] її основні характеристики та функції:

- мету і завдання функціональної системи;

- місце учасників виробничого процесу, канали їхньої взаємодії;
- якісні характеристики працівників;
- якість соціального впливу на виробничий процес;
- розподіл функцій між працівниками;
- умови виробничого середовища (робочі місця, технічні засоби поліпшення праці, навчання з підвищення кваліфікації тощо);
- основні показники й критерії якості діяльності;
- організацію й управління процесом праці, контроль;
- динаміку розвитку виробництва.

Проведений аналіз літературних джерел дає підстави для висновку про статус ергономіки, яка дає можливість оцінювати особливості людини в процесі трудової діяльності у виробничому середовищі і, виходячи з цього, створювати такі форми організації трудового процесу, які сприяють продуктивній, надійній, безпечній професійній діяльності [5]. Оперуючи результатами, що отримуються в інших науках, ергономіка трансформує їх, розробляючи свої вихідні методи й засоби. При цьому слід відзначити, що шкідливі та небезпечні виробничі фактори, згідно із Міждержавною системою стандартів безпеки праці [6], віднесені до категорії активних, з точки зору характеру взаємодії з людиною-оператором, і, в свою чергу, включаючи такі, як монотонність, втома, перенапруга аналізаторів та ін., особливу увагу приділяють і ергономічним вимогам до робочого місця оператора при організації праці „сидячи” або „стоячи”. Вказане свідчить про багатогранність проблем, які вирішує охорона праці та безпека життєдіяльності.

В теорії та практиці вже є певні напрацювання в галузі психофізіологічних факторів та ергономіки розумової праці, але вони мають фрагментарний характер і не пов'язані між собою. Ці дослідження охоплюють проблему недостатньо повно й системно, тим самим не створюють об'єктивної картини основ ергономіки працівників розумової праці як одного з нових напрямів у галузі охорони праці.

**Постановка завдання.** Особливість методології комплексного дослідження проблем охорони праці полягає в тому, що широко використовуються різноманітні методи та критерії: психологічні, соціальні, математичні, статистичні, ергономічні та ін.

Комплексні критерії оптимальності, якими керуються на виробництві, можуть бути застосовані у ергономіці розумової праці, з врахуванням її сутності, відображенням ступеня ефективності системи (точність, надійність, продуктивність) та відповідність психофізіології людини (безпека професійної діяльності працівника, рівень напруженості та втоми, емоційний вплив на процес праці). Прийняті критерії враховують взаємозв'язаний вплив на працівника психофізіологічних, фізіологічних, антропометричних та гігієнічних факторів, котрі визначаються відповідними параметрами виробничого середовища [5]. Тому вважається за доцільне дослідити вплив психофізіологічних аспектів на стан безпеки життєдіяльності робітників розумової праці з урахуванням таких соціально-психологічних елементів:

- тих, що є складовими умов виробничої діяльності;
- параметри, які характеризують основні якості того чи іншого фактору;
- характер розподілу і кооперації праці в колективі;
- рівень професійної відповідності й ступінь психологічної сумісності;
- соціометрична оцінка в балах;
- рівень взаєморозуміння, взаємодопомоги й дисципліни, конфліктності колективу підприємства або установи в процесі діяльності.

**Матеріали та результати досліджень.** Як показала практика, дослідження повинне бути комплексне, системне вивчення різних аспектів праці на підставах ергономіки сприяє підвищенню ефективності професійної діяльності. Активізація діяльності працівників під час виробничого процесу означає підвищення якості

праці за допомогою відмови від зайвих його елементів (передавання функцій, що не потребують високої кваліфікації працівника, допоміжному персоналові або використання відповідних технічних засобів), запровадження нових методів та способів поліпшення праці та контролю [5].

Людські й матеріальні ресурси мають бути керовані не тільки з метою досягнення основного завдання – збільшення працездатності, підготовки висококваліфікованих спеціалістів, – а й з метою їх накопичення, оновлення й раціонального розподілу.

При розробці поліпшення умов професійної діяльності працівників розумової праці передусім цікавить функціональна структура системи «людина - машина - середовище», яка визначається положенням і роллю працівника в процесі трудової діяльності, їхньою взаємодією зі співробітниками, внутрішніми зв'язками під час праці. Під ефективністю системи керування у даній галузі розуміється її здатність досягти поставленої мети в даних умовах і з певною якістю. Оптимізація системи ергономічних показників та рекомендацій передбачає вирішення цілого комплексу проблем: професійну орієнтацію, професійний добір і адаптацію к умовам праці; розробку і впровадження раціональних форм і методів розподілу й кооперації праці на виробництві; удосконалення отриманих професійних знань та вмінь; вдосконалення організації праці, управління нею; вдосконалення оптимальних умов виробничого середовища; нормування і контроль праці у їхньому взаємозв'язку; добір, підготовку й підвищення кваліфікації кадрів [7].

Системне вирішення перелічених проблем забезпечить високу якість праці, розвиток професійних та творчих здібностей працівників, оздоровлення праці. Саме тому вивчення діяльності робітників розумової праці, а також виробничого середовища як єдиної функціональної системи з метою її оптимізації є раціональним та ефективним.

Шляхами удосконалення організації професійної діяльності, що вважаються завданнями поліпшення психофізіологічних умов праці, є: нормування праці; чітка регламентація структури виробничої діяльності; розподіл і кооперація праці; поліпшення інформаційного забезпечення робітників; створення сприятливих умов для професійної діяльності інженерних кадрів. Системне вирішення названих проблем веде до інтенсифікації виробничого процесу, створює передумови для поліпшення умов праці робітників.

Також з ергономічного погляду в підході до структури загальнолюдської діяльності, діяльність працівника характеризується такими показниками [4]:

- 1) антропометричними та біомеханічними (відповідність елементів праці й виробничого устаткування розмірам, формі, вазі тіла, силі й спрямуванню рухів);
- 2) кінетичними (відповідність поз і рухів швидкісним, енергетичним, зоровим та іншим можливостям людини);
- 3) естетичними (оформлення робочих місць і предметів праці у відповідності з естетичними потребами людини).

Доведено [8], що позиції інтегральних критеріїв характеристик нормування професійної діяльності виражаються через показники її продуктивності, якості її результатів, енергозатрат для здійснення цієї роботи і психофізіологічного стану організму після виконання певної роботи. Оптимальним для працівника як елемента працездатної системи вважається [8] такий його стан, який найкращим чином забезпечує обробку інформації протягом заданого відрізка часу за обов'язкового виконання таких умов:

- виконання роботи не призводить до прихованих форм втоми, здатних до акумуляції;
- всі небажані функціональні зміни стану, які виникають унаслідок здійснюваної діяльності, сповна усуваються під час регламентованих перерв;

- задана діяльність не викликає у її суб'єкта негативного ставлення до неї.

Такі базові умови було закладено в основу комплексного формуючого експерименту в процесі дослідження теоретичної психофізіологічної моделі поліпшення умов праці під час виробничого процесу на підприємстві як працездатності системи.

Людина, зайнята певним видом діяльності, перебуває під складним впливом середовища. Одним із ключових чинників досягнення стабільного і динамічного функціонування системи є реалізація на практиці принципу надійності використання технічних засобів на основі критеріїв, пов'язаних з технічними показниками технічних засобів (технічна досконалість; часові показники; відповідність антропометричним даним; економічні характеристики) та технічними засобами, що впливають на людину (естетичний рівень; відповідність психофізіологічним характеристикам людини; гігієнічні вимоги).

Найповніше уявлення про структуру діяльності працівників, як правило, може бути отримане шляхом поєднання прямого збору інформації про трудовий процес (вияв психічних та фізіологічних процесів, котрі становлять зміст діяльності) з побічними (реєстрація змін в організмі людини, які виникають у результаті виконання ним відповідної роботи) [7].

Основою професійної діяльності, як відомо, є зовнішні та внутрішні інформаційні процеси. Зовнішні процеси характеризують взаємозв'язок працівника із джерелом інформації, в тому числі з технічним. Внутрішні ж характеризують психофізіологічну сторону праці - психічні процеси сприйняття, переробку й зберігання людиною інформації.

Активізація трудової діяльності не може обійтися без удосконалення кінетичних актів (відповідних рухів, жестів, поз, комунікативних засобів), які сприяють економії енергії і часу працівника, активізують виконання роботи. Таким чином, закріплення стійкості робочих поз і раціональних рухів, загалом сприяє вдосконаленню виробничого процесу [9].

Головний системотворчий та взаємодіючий елемент в управлінській системі – елемент «людина – машина», їхня професійна взаємодія залежить в основному від кваліфікації, професійної майстерності, від загальної професійної спрямованості працівників, а також від індивідуальних особливостей.

Удосконалення організації та управління виробничим процесом з урахуванням психофізіологічних та ергономічних факторів спрямовані до зміни на покращення конкретного виробничого процесу як частини професійної діяльності, що включає адекватне відображення фактів і зв'язків, що існують у даній професійній діяльності.

Оптимізація системи організації та управління виробничим процесом на основі психофізіологічного та ергономічного підходів, як показують дослідження, пов'язане із здійсненням таких заходів [8]:

- удосконалення професійної майстерності працівників;
- удосконалення бюджету часу працівників;
- удосконалення психологічної атмосфери і фізичного середовища; технізація й автоматизація виробничого процесу як засобу забезпечення високої працездатності працівників.

**Висновок.** Розумова праця, яка відрізняється високою нервово-емоційною напругою, складна, специфічна і багатогранна, вона здійснюється на фоні дедалі зростаючого статичного навантаження, негативно впливає на рівень працездатності, підвищує втому, сприяє зростанню захворювань працівників. Для запобігання таких небажаних явищ необхідно впроваджувати в практику підприємств та установ такі заходи: медичні (профілактика відповідно до галузі, в якій працює робітник), технікоергономічні (забезпечення сприятливим мікрокліматом, зручно

обладнанням робочим місцем, сприяння рухової активності під час перерв і чергувань різних видів діяльності та ін.), організаційні (вдосконалення розкладу робочого часу, нормування денного, тижневого, місячного і річного навантаження). Також при проведенні замірів антропометричних даних сучасної молоді було виявлено, що будова тіла людини зазнає суттєвих змін. У зв'язку з цим стає питання про перегляд нормативної бази документів з охорони праці [10,11], що визнають основні антропометричні стандарти організації робочого міста, обладнання та ін.

### Література

1. Инженерная психология в применении к проектированию оборудования: Пер. с англ. / Под. ред. Б.В. Ломова и В.И. Петрова. – М.: Машиностроение, 1971.
2. Инженерно-психологические требования к системам управления / Под ред. В.М. Мунипова. – М.: ВНИИТЭ, 1967.
3. Фокин Ю.Г., Пухов В.А., Степанов В.Н. Эргономика управления в антропотехнических системах. – М.: МО СССР, 1979.
4. Душков Б.А., Королев А.В., Смирнов Б.А. Основы инженерной психологии. Учебник для вузов. – М.: Академический проект; Екатеринбург: Деловая книга, 2002. – 576 с.
5. Я.В.Крушельницька. Фізіологія і психологія праці: Навч. посібник. – К.: КНЕУ, 2000. – 232 с.
6. ГОСТ 12.0.003-74. Система стандартов безопасности труда. Опасные и вредные производственные факторы. Классификация.
7. Ложкин Г.В., Повякель Н.И. Практическая психология в системах «человек – техника»: Учебн. пособие. – К.: МАУП, 2003. – 296 с.
8. Скидан С.А. Понятие и сущность эргономики как науки // Придніпровський науковий вісник. Педагогіка середньої та вищої школи. – 1998. – №70. – С.1-8.
9. Справочник по инженерной психологии / Под ред. Б. Ф. Ломова. – М.: Машиностроение, 1982.–366 с.
10. ГОСТ 12.2. 032-78 «Рабочее место при выполнении работ сидя».
11. ГОСТ 12.2. 033-78 «Рабочее место при выполнении работ стоя».

УДК 621.791:628.5

**А.И.Гедрович, О.Н.Друзь**

### **ПРЕДУПРЕЖДЕНИЕ ТЕПЛОВЫХ ПОРАЖЕНИЙ СВАРЩИКОВ**

В статье рассматривается возможность предупреждения тепловых поражений сварщиков с помощью разработанного во ВНУ им. В.Даля способа сварки в комплексной защитной дисперсной среде. Приведены результаты экспериментальных исследований по определению скорости и времени охлаждения сварного соединения на воздухе и в среде комплексной защитной среды. Рис. 1. Ист. 10.

Непрерывное совершенствование сварочного производства привело к широчайшему применению сварных конструкций. Сегодня сварка как процесс получения неразъемных соединений используется в условиях земной атмосферы, под водой и предприняты попытки сварки в космосе. Мировое потребление ста-

ли, в виде сварных конструкций, непрерывно растет. Так в 1995 г. было произведено 750 млн т стали, а в 2005 г. – 900 млн т. Из всего объема стали до 70% потребления приходится на производство сварных конструкций [1]. При этом одним из ведущих остается процесс электродуговой сварки. Сварные металлоконструкции и электродуговой способ сварки останутся конкурентоспособными с другими видами сварки на ближайшее столетие.

Трудовым законодательством предусмотрено обеспечение безопасных условий труда работника с его ознакомлением с условиями труда под роспись. При наличии вредных факторов предусмотрены следующие льготы для сварщиков: повышенная оплата труда, бесплатная выдача спецодежды, спецобуви, средств индивидуальной защиты, денежных компенсаций за их приобретение, выдача смывающих и обеззараживающих средств, молока или др. равноценных продуктов питания, лечебно-профилактического питания, обеспечения газированной соленой водой, денежного возмещения вреда (профессиональных заболеваний, травм) в установленном законодательством порядке. Однако для создания безопасных условий работы сварщика необходимо учитывать кроме общих положений охраны труда еще ряд специальных требований к выполнению сварочных работ. Одним из таких специальных требований является предупреждение получения термических повреждений излучением сварочной дуги, расплавленным металлом (сварочной ванны или брызг), нагретыми после сварки изделиями (особенно в области околосварочной зоны).

**Целью** работы является анализ возможных путей получения тепловых поражений сварщика и способов их предупреждения, в частности с помощью применения сварки в комплексной защитной среде (далее КЗС).

Температура сварочной дуги может достигать 4000 - 6000°C в парах железа и 5000 - 20000°C в газах (CO<sub>2</sub>, Ar, He, их смеси и др.), а температура плавления кромок, в зависимости от свариваемого материала, от 660°C для Al до 1539°C для Fe.

Сварочная дуга также является мощным источником теплового и светового излучения. Спектр сварочной дуги в парах металлов приближается к спектру солнечного излучения с небольшим сдвигом для дуги в сторону длинных волн, чем и определяется вредное ее воздействие на сварщика. Ультрафиолетовое излучение электрической дуги может привести к таким травмам, как «солнечный» ожог незащищенных участков кожи и ожог роговицы глаз (достаточно воздействия излучения на незащищенные глаза в течение 10-15 с, более длительное воздействие приводит к повреждению хрусталика глаза и потере зрения). Инфракрасное излучение дуги приводит к помутнению хрусталика глаза и катаракте. Ожогу роговицы глаз подвергаются также люди, не принимающие участие в сварочном процессе, а находящиеся в поле действия излучения сварочной дуги, поэтому при сварочных работах необходимо использовать ширмы и кабины, предотвращающие воздействие излучения.

Итак, возможными видами теплового поражения сварщика являются:

- ожоги различной степени незащищенных участков кожного покрова при соприкосновении с нагретой поверхностью свариваемой детали или сварочным приспособлением (прижимы, подкладки, кантователи и т.д.), попадании на кожные покровы или в складки одежды (карманы, обувь) брызг расплавленного металла, при этом возможно возгорание одежды (температура брызг металла достигает 1800°C);

- ожоги кожного покрова аналогичные солнечным и ожоги роговицы глаз (электроофтальмия) при воздействии на сварщика излучения открытой дуги;

- перегревание организма, что приводит к обезвоживанию и ухудшению самочувствия, иногда потере сознания.

На сегодняшний день существует ряд требований безопасности при выполнении электросварочных работ, например, СНиП12-03-99, ГОСТ 12.3.003, ГОСТ 12.3.036 и т.д., которые частично оговаривают пути предотвращения тепловых поражений сварщика.

Существующими путями предотвращения тепловых поражений сварщика являются:

- использование спецодежды (гладкие брезентовые куртки и брюки с комбинированной пропиткой, без отворотов, с закрытыми клапанами карманами, концы рукавов завязаны тесемками, брюки носятся только навыпуск; рукавицы в виде «краг»; ботинки с боковыми застежками и клееными подошвами; фибролитовая каска с брезентовыми наплечниками);

- средства индивидуальной защиты (сварочные щитки ручные и наголовные, маски по ГОСТ 12.4.035-78, каска с маской по ТУ 5.978-13122-77, с встроенными в них светофильтрами, поглощающими ультрафиолетовые, инфракрасные и значительную часть световых лучей, по ГОСТ 12.4.080.79);

- вентиляция естественная и искусственная (как правило, только естественной вентиляции недостаточно, необходимо использовать систему механического нагнетания воздуха, местную вытяжную вентиляцию, местные отсосы, столы с подрешеточным отсосом, вытяжные зонты, вытяжные панели равномерного всасывания, эжекторы и т.п.). В случае невозможности обеспечения сварщика необходимой вентиляцией используют изолирующие шлемы и системы поддува воздуха под сварочную маску, подаваемый воздух при этом проходит через спецфильтры.

Вышеперечисленные способы предотвращения тепловых поражений сварщика имеют ряд недостатков. Так спецодежда и средства индивидуальной защиты (далее СИЗ) изнашиваются, ломаются и приходят в негодность часто раньше установленного срока, что требует дополнительных затрат на их замену новыми. При работе в непригодной спецодежде или СИЗ, в случае отсутствия новых, вероятность получения теплового поражения резко возрастает (работа в испорченной спецодежде или СИЗ запрещена).

Авторами данной работы были проведены исследования по возможности предупреждения тепловых поражений сварщика при помощи использования КЗС в виде дисперсной системы.

Нами был разработан способ дуговой сварки в КЗС, патент №47739А, и способы сопутствующего охлаждения сварных соединений с целью уменьшения остаточных напряжений и деформаций, патенты №62163А, №64105А, №62164А, №47721А, №53060А, №53088А. Эти способы дают возможность комплексного решения проблемы теплового поражения сварщика. В ранее опубликованных работах [2-7] подробно рассмотрена охлаждающая способность КЗС и ее свойства, как защитной среды, а также особенности горения электрической дуги в КЗС.

Из результатов ранее проведенных исследований и работ [9, 10] следует, что КЗС обладает свойством препятствовать распространению ультрафиолетового и инфракрасного излучения сварочной дуги, особенно если КЗС является трехфазной (в состав дисперсной среды входят мелкие твердые частицы, например, тальк, сажа), тогда процесс сварки в КЗС напоминает сварку под слоем флюса. При правильном подборе режимов сварки и подачи КЗС сварочную дугу невидна. Таким образом, можно избавиться от ожогов связанных с излучением сварочной дуги.

Охлаждающий эффект КЗС приводит к повышению скорости охлаждения сварного соединения от температуры нагрева 1200°C до температуры 80-90°C в 17 раз, по сравнению со скоростью охлаждения на воздухе без использования КЗС.

Скорость охлаждения сварного соединения при сварке двух пластин встык с размерами 300X200X5 мм из стали ВСтЗпс ГОСТ 380-71 на режимах  $I_{св}=250$  А,  $U_d=30$  В,  $V_{св}=30$  м/ч составила:

- охлаждение естественное на воздухе  $w_{охл}=1,29$  °C/с;
- охлаждение принудительное КЗС  $w_{охл}=21,75$  °C/с.

При этом время охлаждения от максимальной температуры нагрева (1500-1550°C) до 80°C сварного соединения при сварке в КЗС меньше в 24 раза:

- охлаждение естественное на воздухе  $t_{охл}=1185$  с;
- охлаждение принудительное КЗС  $t_{охл}=50$  с.

Ширина изотермы 200°C при сварке в КЗС меньше в 1,5 раза:

- охлаждение естественное на воздухе  $y_{200}=29,3$  мм;
- охлаждение принудительное КЗС  $y_{200}=19,3$  мм.

При повышении скорости охлаждения сварного соединения, естественно уменьшается время охлаждения до безопасных температур, при этом наблюдается уменьшение размеров околошовной зоны нагретой до 200°C, что значительно снижает вероятность ожога при взаимодействии открытых поверхностей кожи сварщика с изделием.

Ветви охлаждения термоциклов сварки пластин под флюсом с естественным охлаждением на воздухе и принудительным охлаждением КЗС представлены на рис. 1.

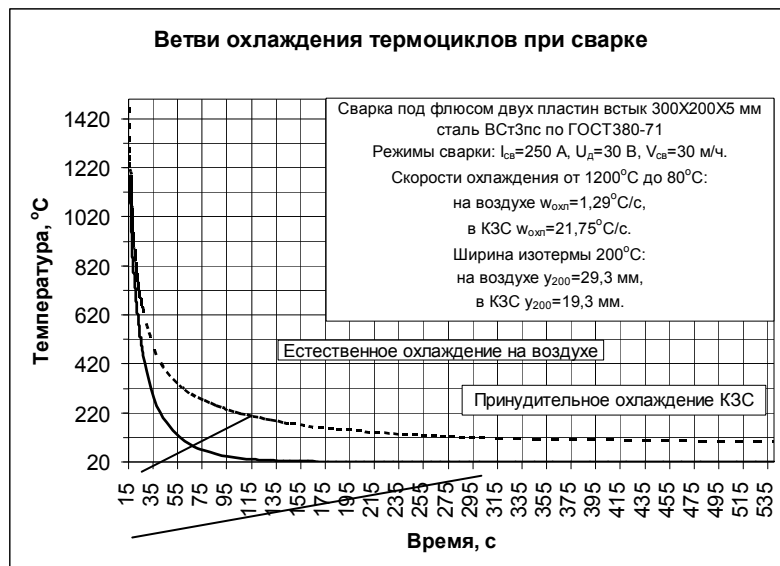


Рис. 1. Термоциклы сварки пластин с естественным охлаждением на воздухе и принудительным охлаждением КЗС

Брызги металла при сварке в КЗС практически не наблюдаются, некоторые капли, прошедшие слой КЗС и попавшие в рабочую зону сварщика, имеют сравнительно низкую температуру и не могут привести к возгоранию спецодежды и ожогам.

Применение КЗС при электродуговой сварке уменьшает вероятность перегрева организма сварщика.

Кроме того, сварочные аэрозоли, наблюдающиеся при дуговых способах сварки [8], при сварке в КЗС практически не попадают в рабочую зону сварщика и удерживаются в структуре КЗС. Таким образом, концентрация сварочных дымов, токсичных газов и аэрозолей меньше по сравнению с процессом сварки в защитных газах и не превышает предельно допустимых концентраций при соблюдении общего режима вентиляции помещения.

Результаты проведенных авторами исследований позволяют рекомендовать способ сварки в КЗС и способы сопутствующего охлаждения как один из способов предупреждения тепловых поражений сварщика.

**Выводы.** 1. Процесс дуговой сварки является опасным с точки зрения возможности получения тепловых поражений сварщиком.

2. Существующие способы предотвращения термических поражений сварщика (спецодежда, СИЗ) не всегда являются достаточными и не позволяют полностью избежать термических повреждений.

3. Разработанный во ВНУ им. В. Даля способ сварки в КЗС позволяет комплексно решить проблемы теплового поражения сварщика.

### Литература

1. Патон Б.Е. Современные направления исследований и разработок в области сварки и прочности конструкций // Автоматическая сварка. – 2003. – №10-11. – С. 7-13.
2. Гедрович А.И., Друзь О.Н., Пантелеев М.В. Исследование и моделирование термических циклов при сварке в комплексной защитной среде // Вісник Східноукраїнського національного університету ім. В. Даля. – 2005. – №7(89). – с. 37-45.
3. Гедрович А.И., Друзь О.Н. Возможность применения пены для регулирования теплотвода // Вісник Східноукраїнського національного університету ім. В. Даля. – 2003. – №8(66). – С. 60-65.
4. Гедрович А.И., Друзь О.Н. Ресурсосберегающий метод регулирования размеров зоны пластических деформаций при локальном введении тепла в металлоконструкции // Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском металів у машинобудуванні: Зб. наук. пр. в 2-х ч. Ч.1. – Луганськ: Вид-во Східноукраїнського національного університету ім. В. Даля. – 2003. – С.183-190.
5. Гедрович А.И., Друзь О.Н. Влияние состава защитной среды на технологические свойства дуги и качество сварных соединений // Современные проблемы сварки и ресурса конструкций: материалы междунар. научн. конф. – К.: 2003. – С. 19-20.
6. Гедрович А.И., Друзь О.Н., Фирсов В.В. Исследование процессов в дуге, существующей в специальной защитной среде // Вісник Східноукраїнського національного університету ім. В. Даля. – 2002. – №7(53). – С. 182-190.
7. Гедрович А.И., Друзь О.Н. Поиск ресурсосберегающих технологий для уменьшения остаточных напряжений и деформаций металлоконструкций // Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском металів у машинобудуванні: Зб. наук. пр. – Луганськ: Вид-во Східноукраїнського національного університету ім. В. Даля. 2002. – С. 214-220.
8. Гедрович А.И., Друзь О.Н., Куликов С.А. Здоровье и условия труда на малых машиностроительных предприятиях // Безпека. Здоров'я. Реабілітація: матеріали III міжнар. наук.-метод. конф. – вип. III. – Луганськ: Знання, 2005. – С. 54-63.
9. Тихомиров В.К. Пенны. Теория и практика их получения и разрушения. – М.: Химия, 1983. – 265 с.
10. Меркин А. П., Таубе П. Р. Непрочное чудо. – М.: Химия, 1983. – 224 с.

Н.А. Касьянов, Ю.Ю. Симонова

**ИССЛЕДОВАНИЕ УСЛОВИЙ ТРУДА ПРИ ИНФРАКРАСНОМ ОТОПЛЕНИИ В ПРОИЗВОДСТВЕННЫХ ПОМЕЩЕНИЯХ ОАО ХК «ЛУГАНСКТЕПЛОВОЗ»**

Проведен анализ условий труда в помещении с лучистым отоплением. Даны рекомендации по рациональному размещению инфракрасных обогревателей. Рис. 4. Ист. 10.

**Анализ состояния вопроса.** В настоящее время проблема энергосбережения является одной из важнейших для промышленного комплекса Украины. Экономичное использование топливно-энергетических ресурсов становится приоритетным принципом промышленной политики [1]. На машиностроительных предприятиях в холодный период года значительная часть энергии расходуется на отопление производственных помещений. Таким образом, поиск экономичных решений обогрева цехов, участков машиностроительного производства является актуальной задачей с точки зрения ресурсосбережения и оптимизации условий труда работающих.

В последнее время на некоторых предприятиях Украины внедряется отопление крупных производственных помещений системами инфракрасного излучения. Принципиальным отличием таких систем от традиционных является то, что при инфракрасном нагреве тепло передается излучением непосредственно нагреваемым предметам, а традиционные системы отопления нагревают воздух, который в свою очередь передает тепло окружающим предметам. Таким образом, при инфракрасном отоплении из процесса нагревания исключается ненужный посредник – в данном случае воздух, за счет чего достигается экономия ресурсов. Такая особенность инфракрасных отопительных систем позволяет рассматривать их как универсальную альтернативу в условиях перманентного подорожания углеводородного сырья. И более всего незаменимы инфракрасные обогреватели в помещениях с большой кубатурой, где нет нужды обогревать весь объем помещения, а есть производственная необходимость обогрева только рабочих мест. Инфракрасное отопление также выгодно применять в производственных и складских помещениях, где постоянно открываются и закрываются ворота, через которые мгновенно уходят наружу большие массы нагретого воздуха – основного держателя тепла при традиционных способах отопления. При инфракрасном отоплении нагреваемые тела аккумулируют теплоту у себя внутри, а затем переизлучают ее в окружающее пространство, нагревая его конвекционным способом.

Проблемами использования инфракрасного излучения для обогрева производственных помещений занимались А.К.Родин [2], А.Мачкаши, Л.Банхиди [3], В.Н.Богословский, В.Н.Сканави [4], Ф.А.Кренко [5] и др. В [2] проанализированы санитарно-гигиенические условия в помещениях, обогреваемых системами инфракрасного отопления. Указано, что при рациональном использовании систем экономия энергоресурсов может достичь 30...70%. В [4] приведены основные зависимости и данные о распределении лучистого тепла по внутренним поверхностям ограждающих конструкций. Однако непосредственное использование этих формул для расчетов распределения лучистого тепла по поверхностям помещений весьма трудоемкая работа даже для компьютерных расчетов.

В работах [3, 5] приводятся результаты исследований комфортности состояния человека для панельно-лучистого и среднетемпературного отопления. Однако эти исследования охватывают диапазон температур излучателей до 290°C, а в современных условиях для обогрева производственных помещений применяются обогреватели с температурой излучающей поверхности 400...1200°C.

Таким образом, вопрос относительно возможности использования инфракрасного излучения в конкретных производственных условиях с точки зрения безопасности работников и оптимизации его применения требует дальнейшего исследования.

**Постановка задачи.** Применение инфракрасного излучения для отопления производственных предприятий требует тщательного изучения с точки зрения его влияния на организм человека. Системы инфракрасного отопления должны обеспечивать условия труда на рабочем месте в соответствии с требованиями нормативных документов и не оказывать отрицательного влияния на здоровье и работоспособность людей. Целью данной работы является исследование влияния инфракрасного излучения на работающих в реальных производственных условиях и обоснование рекомендаций по оптимизации применения систем лучистого отопления.

**Материалы и результаты исследования.** Для отопления тепловозорамного цеха ОАО ХК «Лугансктепловоз» (рис. 1) применялись 116 инфракрасных излучателей типа AA500 фирмы ADRIAN-RAD (Словакия). Длина пролета – 141 м, высота – 14,6 м. Первоначально излучатели были установлены на высоте 21 м.

Для оценки соответствия фактических температурных показателей воздуха нормативным значениям замеры температуры производились в помещении цеха в течение отопительного периода 2005-2006 гг. до и после установки инфракрасных излучателей. Значения температуры наружного воздуха фиксировались с помощью выверенного ртутного термометра, расположенного на расстоянии 20 см от наружной стены помещения. Температура воздуха внутри помещений измерялась в нескольких точках на уровне головы работающих в положении сидя и стоя (на высоте 1 м и 1,8 м). Среднесуточная наружная температура за период измерений составила -12,8°C, средняя внутренняя температура до установки инфракрасных излучателей была равна -1,2°C, после установки – +10,3°C.

Постоянные рабочие места слесарей металлоконструкций, находящиеся в цехе, относятся к категории тяжести труда II б. Санитарными нормами [6] установлена допустимая нижняя граница температур в холодный период года для постоянных рабочих мест +15°C. При лучистом отоплении допустимая граница может быть понижена на 1...3°C за счет снижения теплообмена излучением и повышения конвективного теплообмена [7]. Таким образом, при размещении излучателей на высоте 21 м система инфракрасного отопления работала с недостаточной эффективностью.

В помещении тепловозорамного цеха применена схема отопления с горизонтальным расположением излучателей. При таком расположении наименее выгодным с точки зрения облученности головы будет рабочее место, расположенное под излучателем [8]. Облученность головы человека-оператора, стоящего на полу составляла 42,3 Вт/м<sup>2</sup>, что в пределах нормативных требований.

Отопительные приборы были размещены над мостовым краном. При положении кабины крановщика непосредственно под инфракрасным излучателем расстояние от излучателя до крыши кабины составляло 1,5 м. Облученность крыши была определена по зависимостям [8]:

$$Q_{кр} = \frac{Q_{и}}{\pi R^2} = \frac{49000}{3,14 \cdot 1,5^2} = 6935,6, \text{ Вт/м}^2, \quad (1)$$

где  $Q_{и}$  – номинальная тепловая мощность излучателя;

$R^2$  – расстояние от излучающей поверхности до крыши кабины.

Такая значительная величина облученности создавала неблагоприятные условия на рабочем месте крановщика.

Особенностью лучистой системы отопления является неравномерность облучения по площади помещения. За счет правильно выбранного шага излучателей ее можно уменьшить [9]. В ходе исследования проанализирована равномерность облученности пола (рис. 1) и установлено, что при однорядном размещении излучателей поверхность пола будет облучена равномерно, если шаг излучателей будет равняться  $0,74h$ , где  $h$  – высота подвеса излучателей.

Для оценки равномерности облучения пола в тепловозорамном цехе ОАО ХК «Лугансктепловоз» необходимо определить отношение шага излучателей к высоте подвеса. Расстояние между излучателями  $a_1=12$  м, высота подвеса  $h=21$  м. Таким образом, в исследуемом помещении шаг излучателей составит  $0,57 h$ . Таким образом, наибольшая равномерность облучения пола будет достигнута при высоте подвеса 16,3 м при неизменном расстоянии между излучателями.

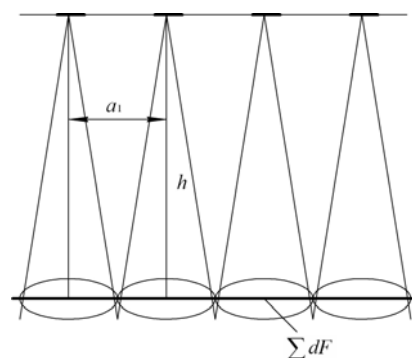


Рис. 1. Схема к исследованию равномерности облучения пола

На основании выполненного анализа условий труда в тепловозорамном цехе при инфракрасном отоплении было рекомендовано установить приборы инфракрасного отопления в створе сетки колонн на высоте 12 ... 16 м, что позволит повысить эффективность обогрева и устранить избыток облученности на рабочих местах крановщиков. В ходе работы были разработаны рекомендации по рациональному размещению инфракрасных излучателей в отапливаемом помещении.

Область применения инфракрасного отопления определена в [10]. Согласно [6] предельно допустимая величина облученности головы составляет  $140 \text{ Вт/м}^2$ . Для обеспечения данных требований приборы инфракрасного отопления не рекомендуется размещать ниже минимальной высоты подвеса, которая указывается в инструкции по эксплуатации прибора.

Для различных схем размещения приборов системы отопления минимальную высоту подвеса можно найти по следующим формулам [8]:

для схемы с горизонтальным размещением излучателей

$$h_{\min} = 1,8 + \sqrt{\frac{Q_{и}}{\pi \cdot Q_{\text{гол.доп.}}}}; \quad (2)$$

для схемы с наклонным односторонним размещением

$$h_{\min} = 1,8 + \sqrt{\frac{Q_{и} \sin^2 \alpha}{\pi \cdot Q_{\text{гол.доп.}}}}, \quad (3)$$

где  $h_{\min}$  – минимальная высота подвеса прибора инфракрасного отопления, м;  
 $Q_{\text{и}}$  – номинальная тепловая мощность излучателя, Вт;  
 $Q_{\text{гол.доп.}}$  – предельно допустимая интенсивность облученности головы оператора,  $Q_{\text{гол.доп.}} = 140 \text{ Вт/м}^2$  [6];  
 $\alpha$  – угол подвеса излучателя.

Для обеспечения равномерности отопления по всей площади отапливаемого объекта необходимо исходить из конструкции излучателей. Для определения шага подвески излучателей решающим является угол первичного излучения в поперечном и продольном направлениях.

Чтобы обеспечить равномерность отопления в поперечном направлении, необходимо, чтобы лучи, определяющие угол первичного излучения двух соседних подвешенных излучателей, пересекались на высоте не менее 1,5 м от пола. Если рабочие места находятся вблизи внешней ограждающей конструкции, то точка пересечения крайнего луча с наружной стеной должна находиться на высоте не менее 2,5 м от пола.

Если между двумя излучателями проходит коммуникация объекта, на которой постоянно не присутствуют работники, то можно установить точку пересечения крайних лучей на более высоком уровне (2,5...3 м). Такое решение способствует экономичности, т.к. рабочая температура транспортных путей может быть ниже.

В продольном направлении точка пересечения крайних лучей первичного излучения принимается на уровне 1...1,5 м от пола (рис. 2).

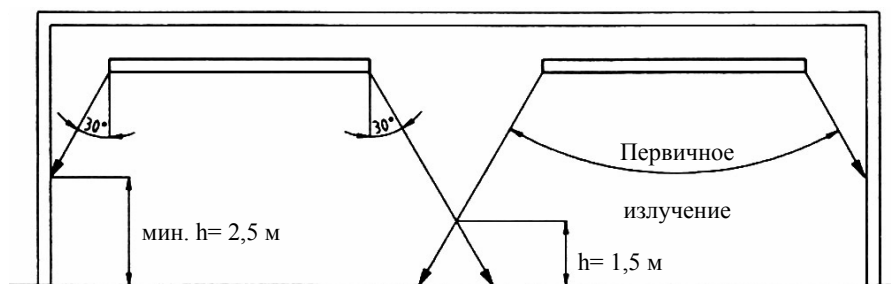


Рис. 2. Расстояние между излучателями в продольном направлении

Согласно [10] расстояния от излучателей до конструкций помещения из горючих и трудногорючих материалов (потолка, оконных и дверных коробок и т.п.) должны быть не менее 0,5 м при температуре излучающей поверхности до 900 °С и не менее 1,25 м для температуры выше 900 °С. Потолок или конструкцию из горючих материалов над горелками необходимо защищать или экранировать негорючим материалом (кровельной сталью по асбесту, асбестоцементным листом и т.п.).

Открытая электропроводка должна находиться на расстоянии не менее 1 м от поверхности излучения.

Минимально допустимое расстояние до подъемных механизмов, строительных конструкций, кабельной разводки от инфракрасных излучателей указано на рис. 3 с необходимой защитой в виде отражающего экрана (обычно изготавливаемого из листа оцинковки).

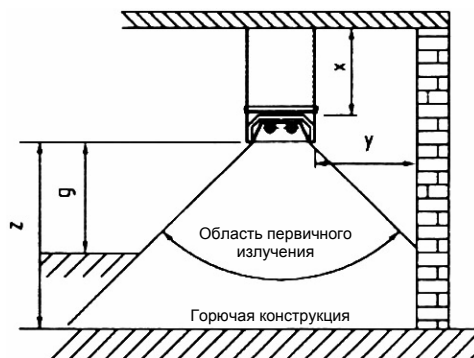


Рис. 3. Безопасное расстояние излучателей от строительных конструкций:  
 $x=200$  мм при выбросе продуктов сгорания вне отапливаемого помещения,  
 $x=800$  мм при выбросе продуктов сгорания в отапливаемое помещение,  
 $x=500$  мм при выбросе продуктов сгорания в отапливаемое помещение и при негорючем исполнении конструкции,  
 $y=200$  мм расстояние до вертикальных конструкций,  
 $z=2000$  мм расстояние до горючих материалов в области основного потока лучей,  
 $g=1200$  мм вне области основного потока лучей

При монтаже обогревателей над мостовым краном рекомендуется кабину крановщика и механизмы крана закрыть теплоотражающими экранами (алюминий, лист оцинковки) (рис. 4), которые периодически необходимо очищать от загрязнений.

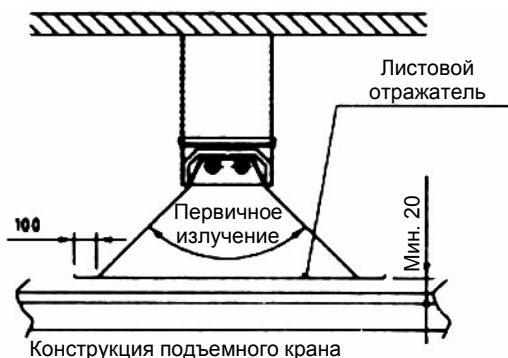


Рис. 4. Защита конструкций кранов от чрезмерного облучения

При установке инфракрасных систем на высотах от 8 до 25 м требуется корректировка по мощности с увеличением высоты. Рекомендуется повышать мощность инфракрасных приборов на 1,5...3% при подъеме на каждый метр, начиная от высоты 6 м. Необходимость повышения мощности обуславливается снижением прозрачности воздуха вследствие его загрязнения, что ведет к увеличению степени поглощения инфракрасного излучения. Снизить потери мощности позволяет расположение инфракрасных приборов под наклоном в створе сетки колонн на высоте 6...8 м. При наклоне излучателя на небольшой (до 30°) угол конвекционные потери составят не более 15%.

**Выводы.** Исследование систем инфракрасного отопления, применяемых в цехах ОАО ХК «Лугансктепловоз», выявило недостатки размещения излучате-

лей, что приводило к невысокой эффективности отопления и возникновению неблагоприятных условий труда на постоянных рабочих местах. Несоответствие параметров микроклимата нормативным требованиям вело к высокой заболеваемости работающих в холодный период года, а это, в свою очередь – к увеличению затрат предприятия. Разработанные рекомендации рационального размещения инфракрасных излучателей учитывают обеспечение нормативных параметров микроклимата производственных помещений, допустимых уровней облученности человека, равномерности обогрева, оптимизации использования энергетических ресурсов. Внедрение рекомендаций в условиях ОАО ХК «Лугансктепловоз» позволяет снизить затраты предприятия, связанные с заболеваемостью работающих простудными заболеваниями, и повысить эффективность использования топливных ресурсов для обогрева больших производственных помещений.

#### Литература

1. Закон України, т.7. Закон України про енергозбереження // Вісник Верховної Ради. – 1994. – №30. – С. 284.
2. Родин А.К. Газовое лучистое отопление. – Л.: Недра, 1987. – 191с.
3. Мачкаши А., Банхиди Л. Лучистое отопление. – М.: Стройиздат, 1985. – 464 с.
4. Богословский В.Н., Сканава В.Н. Отопление: Учеб. для вузов. – М.: Стройиздат, 1991. – 735 с.
5. Chrenko F.A. Heated ceilings and comfort // J. of Inst. of heating and Ventilation Engineers. – 1963. – №20. –Р. 375-396, –№21: – Р. 145-154.
6. ДСН 3.3.6.042-99 Санітарні норми мікроклімату виробничих приміщень.
7. Худенко А.А. Развитие научных основ и совершенствование систем радиационного отопления зданий. Автореф. дис. ... д-ра, техн. наук. – Л.: ЛИСИ. – 1989. – 32 с.
8. Касьянов Н.А., Медяник В.А., Симонова Ю.Ю., Черных А.В. Применение систем газового лучистого отопления на ОАО ХК "Лугансктепловоз" // Вісник СХУ ім. В. Даля. - 2006. №4(98). - Ч.2. - С. 212-218.
9. Припотень Ю.К. Вдосконалення методів розрахунку та розробка конструктивних елементів для систем опалення за допомогою високотемпературних газових випромінювачів: Автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.23.03. – Харьков, 2001. – 20 с.
10. ДБН В.2.5-20-2001. Газопостачання.

УДК 614. 843

**Д.В.Александров, В.Е.Александров, В.Н.Кожин, С.В.Житная**

#### **ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНОГО УГЛА ПОДАЧИ СТРУИ ПОРОШКОВОГО ОГНЕТУШАЩЕГО СОСТАВА В ЗОНУ ПЛАМЕНИ**

В статье приведены результаты анализа и экспериментальных исследований поиска оптимального направления подачи огнетушащего состава. Ист. 4.

**Введение.** Наибольший экономический и социальный ущерб приносят крупные пожары. Однако они, как правило, возникают из мелких, отдельных или разрозненных локальных загораний. Своевременное предупреждение или туше-

ние локальных загораний устраняет развитие крупных пожаров. Тушение локальных пожаров не требует мощной пожарной техники. Опыт американской и французской пожарной практики свидетельствует о том, что 50-75% пожаров могут быть ликвидированы ручными огнетушителями [1]. Совершенствование первичных средств пожаротушения, позволяющих ликвидировать на ранних стадиях загорание, увеличивает процент тушения пожаров и снижает материальный ущерб от них. Это совершенствование должно производиться, в первую очередь, в направлении повышения огнетушащей способности огнетушителей. В настоящее время уделяется недостаточное внимание с точки зрения разработки огнетушащих составов и способов их доставки. Эффективность тушения зависит от многих факторов: скорость, дальность, интенсивность струи огнетушащего вещества и другие параметры [2].

**Постановка задачи.** Тушение и исключение повторного загорания очага пожара во многом зависит от угла подачи огнетушащей жидкости к поверхности горения. Целью проведенных исследований является определение оптимального угла подачи струи огнетушащего вещества к поверхности горения.

**Материалы и результаты исследования.** Вследствие того, что истечение огнетушащего вещества из огнетушителя происходит в нестационарном и неоднородном режиме, необходимо сделать ряд ограничений.

Рассмотрим в прямоугольной системе координат движение отдельно взятой упругой частицы порошкового состава массой  $m$ , имеющей коэффициент восстановления  $k$ , которая подается под углом  $\alpha$  и отражается от поверхности горения под углом  $\beta$ .

Принятые ограничения позволяют с достаточной точностью определить траекторию движения струи огнетушащего состава в момент встречи с очагом пожара.

Пусть частица массой  $m$  подается к площади возгорания со скоростью  $V_1$ .

Задача состоит в определении поведения частицы после соударения ее с поверхностью горения.

Предполагается [3], что частица упругая и имеет коэффициент восстановления равный  $k$ , тогда проекция скорости  $V_2$  определяется формулой

$$V_{2x} = V_1 \cdot \cos \alpha ,$$

а проекция скорости на вертикаль

$$V_{2y} = -kV_1 \cdot \sin \alpha .$$

Тогда угол отражения частицы определяется формулой

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{|V_{2y}|}{|V_{2x}|} = k \operatorname{tg} \alpha .$$

Поскольку  $0 \leq k \leq 1$ , то угол отражения меньше угла падения частицы, т.е.  $\alpha \leq \beta$ .

Отражающий фактор улучшает эффективность тушения потому, что частица, попадая в зону с высокой температурой и баррожируя в ней, способствует более быстрому падению температуры в зоне горения.

Очевидно, что площадь накрывающего «зонты» тем больше, чем угол  $\beta$  ближе к значению обеспечивающему максимальную дальность повторного падения частицы. С учетом классической механики этот угол находится в преде-

лах  $35^{\circ}$ . Следовательно, для усредненных значений  $0 \leq k \leq 1$  угол  $\alpha$  должен находиться в пределах  $38^{\circ} \leq \alpha \leq 42^{\circ}$ .

Область наибольшего охвата отраженными частицами очага загорания определяется максимальной дальностью полета отраженной частицы под углом  $\beta$  со скоростью  $V_2$

$$X_{\max} = \left( \frac{V_2^2}{g} \right) \cdot \sin \alpha .$$

Как показали эксперименты усредненная поверхность «зонты» попадает в область максимальной температуры возгорания, что способствует уменьшению температурного градиента на высоте  $h$ , соответствующей максимальному подъему отраженной частицы.

Экспериментальные исследования подтверждают, что для инженерных расчетов допустимо изучение движения порошкового потока на примере движения одной частицы. Максимальный эффект тушения достигается при подаче огнетушащего вещества к плоскости горения под углом  $38^{\circ} \dots 42^{\circ}$ .

**Выводы.** Проведенные исследования показывают, что угол отражения  $\beta$  находится в пределах  $35^{\circ}$ . При условии, если коэффициент восстановления  $k$  находится в пределах  $0 \leq k \leq 1$ , а  $\alpha \geq \beta$ , то максимальный эффект тушения достигается при условии подачи огнетушащего вещества к поверхности горения под углом  $38^{\circ} - 42^{\circ}$ . Дальнейшие теоретические исследования необходимо проводить с жидким огнетушащим веществом, частица которого имеет переменную массу.

#### Литература

1. Исхаков Х.И., Пахомов А.В. Пожарная безопасность автомобиля. – М.: Транспорт, 1987.
2. Касьянов Н.А., Александров В.Е., Севриков И.В. Огнетушители с газогенерирующими зарядами для транспортных объектов: Монография. – Луганск: ВНУ им. В. Даля, 2003.
3. Средства и способы пожаротушения. //Сборник научных трудов ВНИИ противопожарной обороны. – М., 1988.
4. Информационный сборник «Пожарная охрана». – М.: ВНИИПО, 1974. – №3. – С. 14-18.

УДК 621.73

О.В.Нахайчук

#### ИССЛЕДОВАНИЕ УСТОЙЧИВОСТИ ТРУБНОЙ ЗАГОТОВКИ ПРИ ОСЕВОМ СЖАТИИ

На основании нелинейной теории выпучивания и теории пластического деформирования разработана математическая модель, позволяющая определять значение критической нагрузки при которой теряется устойчивость нагруженной трубной заготовки, что может быть использовано при проектировании процессов с различными технологическими параметрами. Рис. 3. Ист. 6.

Предсказание наступления предельного состояния труб в виде волнообразования (потери устойчивости) при нагрузке на торцевую поверхность имеет

практическое значения для проектирования элементов строительных конструкций, оптимизации процессов гибки труб на оправках в холодном состоянии [1], расчётов шахтных труб, оснастки для бурения глубоких скважин, устойчивости сифонов и др.

Данная работа посвящена исследованию устойчивости цилиндрической заготовки при осевом сжатии по торцевой поверхности при возможном возникновении гофров (рис. 1). В начале нагружения реализуется упругое осевое сжатие цилиндрической заготовки, при котором она может сохранить свою начальную форму при наличии напряжений, меньших критических  $\sigma_{кр}$ .

Рассмотрим случай, когда выпучивание заготовки сопровождается появлением малых волн (гофров), размеры которых малы по сравнению с размерами заготовки. Введем систему координат  $OXYZ$  так, чтобы ось  $X$  совпадала с направлением образующей цилиндрической поверхности, ось  $Z$  - с толщиной заготовки и ось  $Y$  - с окружным направлением (рис. 2), начало координат поместим на срединной поверхности. Обозначим перемещение металла в направлении оси  $X$  через  $u$ , оси  $Y$  -  $v$ , оси  $Z$  -  $w$ . Выражения для определения величин продольных деформаций  $\varepsilon_x$ ,  $\varepsilon_y$  и деформаций сдвига  $j_{xy}$  будут иметь вид:

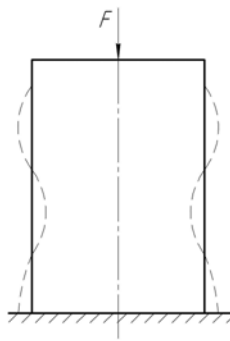


Рис. 1. Появление гофров при осевом сжатии цилиндрической заготовки

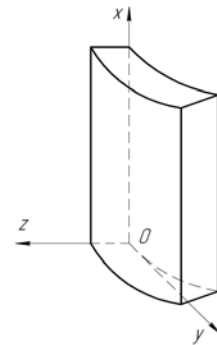


Рис. 2. Элемент деформируемой заготовки

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x}; \quad \varepsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y} - \frac{\partial w}{\partial r}; \quad j_{xy} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}, \quad (1)$$

тогда уравнение совместности деформаций можно представить как:

$$\frac{\partial^2 \varepsilon_x}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon_y}{\partial x^2} - \frac{\partial^2 j_{xy}}{\partial x \partial y} = -\frac{1}{r} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2}, \quad (2)$$

где  $r$  - радиус срединной поверхности цилиндрической заготовки.

Изменение кривизны  $\chi_x$ ,  $\chi_y$  и величину кручения  $\chi$  можно определить по соотношениям:

$$\chi_x = -\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}; \quad \chi_y = -\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}; \quad \chi = -\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y}. \quad (3)$$

Уравнение равновесия вырезанного элемента оболочки в проекции на оси X и Y запишем в виде:

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau}{\partial y} = 0; \quad \frac{\partial \tau}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} = 0, \quad (4)$$

$$\frac{\partial Q_x}{\partial x} + \frac{\partial Q_y}{\partial y} + \frac{s\sigma_y}{r} = 0 \quad (5)$$

Соотношение между деформациями и напряжениями в срединной поверхности:

$$\sigma_x = \frac{E}{1-\nu^2}(\varepsilon_x + \nu\varepsilon_y); \quad \sigma_y = \frac{E}{1-\nu^2}(\varepsilon_y + \nu\varepsilon_x);$$

$$\tau = \frac{E}{2(1+\nu)}j_{xy}. \quad (6)$$

Зависимость между моментами и изменением кривизны запишем в том же виде, что и для плоских пластин:

$$M_x = -D\left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \nu\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}\right); \quad M_y = -D\left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \nu\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}\right);$$

$$M_{xy} = -D(1-\nu)\frac{\partial^2 w}{\partial x\partial y}; \quad D = \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)}, \quad (7)$$

где  $M_x$ ,  $M_y$  - изгибающие моменты, действующие на выделенный элемент поверхности оболочки,  
 $M_{xy}$  - крутящий момент, вызванный касательными напряжениями  $\tau_{xy}$ ,  $D$  - величина жёсткости при изгибе.

Поперечные силы  $Q_x$  и  $Q_y$  определяются соотношениями:

$$Q_x = -D\frac{\partial}{\partial x}\nabla^2 w; \quad Q_y = -D\frac{\partial}{\partial y}\nabla^2 w, \quad (8)$$

где  $\nabla^2$  - оператор Лапласа,  $\nabla^2 = \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2}$ .

Решая совместно уравнения (8), (5) и (2), получим дифференциальное уравнение равновесия сил, действующих на цилиндрическую поверхность:

$$\frac{D}{h}\nabla^8 w + \frac{E}{r^2}\frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + \sigma_c\nabla^4\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} = 0, \quad (9)$$

где  $\sigma_c$  - сжимающее напряжение.

Если учесть, что в направлении оси  $Y$  изменениями поверхности можно пренебречь, т.е. принять, что поверхность заготовки после выпучивания останется осесимметричной, то в таком случае величина прогиба  $w$  будет зависеть только от координаты  $X$  и уравнения (9) запишется в виде:

$$\frac{D}{s} \frac{d^8 w}{dx^8} + p \frac{d^6 w}{dx^6} + \frac{E}{r^2} \frac{d^4 w}{dx^4} = 0. \quad (10)$$

Решения этого уравнения можно найти приближённым методом Бубнова – Галёркина [2]. В этом случае форму прогиба после потери устойчивости можно аппроксимировать выражением:

$$w = f \sin \frac{m\pi x}{L}, \quad (11)$$

где  $m$  - число полуволен выгнутой поверхности по образующей оболочки,  
 $L$  - длина оболочки.

Подставляя (11) в (10), получим:

$$p = \frac{D \lambda^2}{s r^2} + \frac{E}{\lambda^2}, \quad (12)$$

где  $\lambda = \frac{m\pi}{L}$ .

Приравняв к нулю производную от  $p$  по  $\lambda$  (при  $m \gg 1$ ), получим:

$$\lambda = \sqrt[4]{12(1-\nu^2)} \sqrt{\frac{r}{s}}. \quad (13)$$

Подставив выражение (13) в (12), находим критическое значение напряжения  $\sigma_{кр}$ :

$$\sigma_{кр} = \frac{1}{\sqrt{3(1-\nu^2)}} E \frac{s}{r}; \quad (14)$$

при  $\nu = 0,3$

$$\sigma_{кр} = 0,605 E \frac{s}{r}, \quad (15)$$

где  $s$  - толщина оболочки,  $r$  - радиус срединной поверхности,  $E$  - модуль упругости.

Значение критического напряжения сжатия, полученное по формуле (15), во многих случаях оказывается в три или четыре раза больше, чем фактическое напряжение, полученное по результатам эксперимента, при котором начинают появляться гофры. Это несоответствие объяснил А.С.Вольмир [3], используя теорию нелинейного выпучивания. Критическое значение сжимающего осевого напряжения оказалось теоретически равным:

$$\sigma_{кр} \approx 0,26 E \frac{s}{r}. \quad (16)$$

Но и этого оказалось недостаточным для объяснения экспериментальных данных.

Объяснение факта потери устойчивости может быть дано на основе теории пластичности. Значение нормального напряжения сжатия в начальный период деформирования цилиндрических заготовок, из которых получают круто-изогнутые трубы [1], можно определить по формуле:

$$\sigma_c = \frac{F}{\pi s r}, \quad (17)$$

где  $F$  - усилие сжатия.

В качестве примера: при толщине стенки заготовки из стали  $s = 4$  мм и радиусе срединной поверхности  $r = 28,5$  мм, сила  $F$  составляет около 20 тонн. Значит, напряжение сжатия цилиндрической заготовки составляет 560 МПа, что больше чем вдвое превышает напряжение текучести для этой стали. Отсюда следует, что осаживаемая заготовка сначала переходит в пластическое состояние, а затем уже может потерять устойчивость. Этим можно объяснить то, что значение критического напряжения при сжатии цилиндрических заготовок экспериментально меньше теоретических расчётов.

Чтобы уравнение (15) можно было использовать для оценки критического напряжения пластически сжимаемых цилиндрических заготовок, необходимо заменить модуль упругости секущим модулем  $E_k$  (рис. 3) [4], который определяется как:

$$E_k = \operatorname{tg} \beta = \frac{d\sigma_u}{de_u}, \quad (18)$$

где  $\sigma_u$  и  $e_u$  - интенсивность напряжений и интенсивность деформаций пластически деформированного материала.

Кривая течения металла может быть аппроксимирована выражением:

$$\sigma_u = A(e_0 + e_u)^n, \quad (19)$$

где  $A$  и  $n$  - коэффициенты аппроксимации, тогда  $\frac{d\sigma_u}{de_u} = An(e_0 + e_u)^{n-1}$  и уравнение (15) будет иметь вид:

$$\sigma_{кр} = 0,605An(e_0 + e_u)^{n-1} \frac{s}{r}. \quad (20)$$

Подставив вместо  $e_u$  значения приведенной интенсивности деформаций [5]:

$$e_u = 4,1 \times 10^{-4} \times R_2 + 0,073, \quad (21)$$

получим:

$$\sigma_{кр} = 0,605An(4,1 \times 10^{-4} R_2 + 0,073)^{n-1} \quad (22)$$

где  $R_2$  - кривизна изгиба внешней части заготовки в меридиональном направлении:

$$R_2 = R + \frac{d-s}{2} = R + r ;$$

$d$  - внешний диаметр,

$R$  - радиус изгиба центральной оси.

Используя материалы [6], где из графика определяем критический радиус изгиба: для  $d = 61$  мм,  $s = 4$  мм  $\frac{R_{кр}}{d} = 0,6$ , тогда  $R_{кр} = 36,6$  мм,  $R_2 = 65,1$  мм, тогда критическое значение сжимающего осевого напряжения  $\sigma_{кр} = 570$  МПа, что является близким к определённому экспериментально.

**Выводы:** На основе проведенных исследований разработана математическая модель для определения устойчивости сжимаемой цилиндрической заготовки. Получено соотношение для оценки критической нагрузки, при которой гарантируется отсутствие потери устойчивости в виде осесимметричных гофрообразований. Сравнение экспериментальных данных с расчётными показало хорошую сходимость.

#### Литература

1. Розенберг О.А., Мельниченко В.В., Студенец С.Ф. Процесс формообразования крутоизогнутых стальных отводов методом холодного пластического деформирования // Високі технології в машинобудуванні. Зб. праць конференції. – Харків, 1997.
2. Корн Г., Корн Т. Справочник по математике для научных работников и инженеров. М.: Наука, 1973. – 830 с.
3. Вольмир А.С. Устойчивость деформируемых систем. – М.: Машиностроение, 1965. – 984 с.
4. Огородников В.А. Оценка деформируемости металлов при обработке давлением. – К.: Выща шк., 1983. – 175 с.
5. Огородников В.А., Грушко А.В. Моделирование процесса формообразования крутоизогнутых отводов на основе теории деформируемости // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в машинобудуванні та металургії: Зб. наук. пр. – Вип. 6. – Краматорськ, 2000. – С. 5 – 10.
6. Огородников В.А., Нахайчук О.В., Грушко О.В. Комплексное исследование механики формообразования крутоизогнутых отводов // Проблеми трибології. – 2000. – №4. – С. 77-84.

УДК 529.3: 629.7

**Б.Б.Игнатъев, В.Б.Игнатъева**

#### **РАСЧЕТ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ПРИ ПРЕДВАРИТЕЛЬНОМ ФОРМОВАНИИ ПОЛУФАБРИКАТА СТЕРЖНЕВОГО ИЗДЕЛИЯ**

Приводится методика определения технологических усилий натяжения оплеточной арматуры, обеспечивающих заданную глубину пропитки и степень наполнения при предварительном формовании полуфабриката сложнопрофильного стержневого изделия. Рис. 5. Ист. 6.

**Введение.** При изготовлении стержневых изделий сложного профиля из волокнистых композиционных материалов важным фактором является качество

пропитки армирующих материалов связующим в процессе формования. Особенно это касается изделий, изготавливаемых плетельно-пултрузионным методом, так как оплеточный слой формируется сухой арматурой, пропитка которой должна обеспечиваться в процессе дальнейшей технологической переработки полуфабриката изделия [1].

Наилучшим образом условие контролируемости процесса обеспечивается при формировании кольцевого оплеточного слоя. При реализации этого процесса обеспечивается постоянство точек соприкосновения, сил трения и относительных скоростей движения переплетаемых жгутов. Неизменными остаются также точки контакта арматуры с оправкой, что обеспечивает постоянство угла армирования и усилий давления со стороны предварительно натянутых жгутов оплеточной арматуры. Процесс нанесения плетеного слоя на цилиндрическую оправку хорошо изучен теоретически и подтвержден экспериментальными данными при исследовании технологии изготовления намоточных изделий [2, 3].

**Постановка задачи.** Пакет материала будущего изделия формируется на оправке в виде полуфабриката на первом этапе процесса предварительного формования. При условии «мокрой» пропитки всех армирующих компонентов полуфабрикат содержит излишки связующего, следовательно, одной из основных задач процесса является отжим излишков и обеспечение заданной предварительной степени наполнения. Количество оставшегося связующего должно быть достаточно для обеспечения заданных степеней наполнения каждого из конструктивных элементов, включая оплеточный слой. При «мокрой» пропитке только части армирующего материала именно эта часть должна содержать связующее, необходимое для последующей пропитки оплеточного слоя. Задачей исследования является расчет технологических параметров процесса, обеспечивающих условия качественной пропитки всех элементов полуфабриката изделия и обеспечение заданных степеней их наполнения

**Материалы и результаты исследований.** Степень наполнения волокнистой арматурой каждого из материалов, составляющих изделие, зависит от его вида и условий технологической переработки.

Обычно значение объемной степени наполнения однонаправленного композита и жгутов, используемых для плетения  $\varphi_1 \approx 0,60...0,65$ , тканей –  $0,4...0,5$ .

Степень наполнения оплеточного слоя может быть найдена по формуле:

$$\varphi_0 = \frac{\varphi_1 t_{\text{ж}}}{\frac{2\Pi}{m} \sin \alpha + t_{\text{ж}}}, \quad (1)$$

где  $t_{\text{ж}}$  – ширина оплеточных жгутов;

$\Pi$  – периметр сложнопрофильного изделия;

$m$  – число веретен плетельной машины;

$\alpha$  – угол армирования оплеточного слоя.

Значение  $\varphi_0$  обычно мало. Даже при условии плотной укладки жгутов оплетки на поверхности изделия ее степень наполнения приблизительно в 2 раза ниже степени наполнения жгутов. Учитывая, что практически реализуемая даже при больших давлениях степень наполнения не превышает  $0,7...0,8$ , то степень наполнения оплеточного слоя лежит в пределах  $0,3...0,4$ .

Для того чтобы обеспечить заданную степень наполнения в каждом из конструктивных элементов профиля, степень наполнения элементов полуфабриката рассчитывается с учетом возможности дальнейшей переработки и задается

геометрическими параметрами фильеры и оправки на первом этапе предварительного формования.

Дополнительная площадь связующего в поперечном сечении полуфабриката, необходимая для пропитки оплеточного слоя, может быть рассчитана по формуле:

$$F_0^* = F_0(1 - \varphi_0), \quad (2)$$

где  $F_0$  – полная площадь оплеточного слоя.

На втором этапе предварительного формования под действием усилия натяжения оплеточной арматуры  $T_0$  возникает радиальная составляющая давления  $p_0$ , приводящая к опрессовке основного материала (рис. 1):

$$p_0 = \frac{T_0 \cdot \sin^2 \alpha}{t_{ж} D_{\phi}}. \quad (3)$$

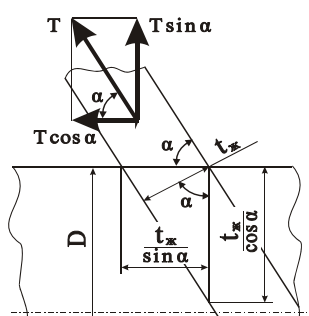


Рис. 1. Распределение усилия натяжения при оплетке

Здесь  $D_{\phi}$  – диаметр формирующей фильеры.

Под действием этого давления внутри структуры полуфабриката происходят процессы перераспределения связующего, т.е. движение вязкой жидкости в пористой среде. Время этого процесса ограничено скоростью формирования элементарной структурной единицы оплеточного слоя – ячейки и равно:

$$t = \frac{2}{m n_0} = \frac{t_{ж}}{\pi D_{\phi} n_0 \cos \alpha}. \quad (4)$$

$n_0$  – скорость вращения веретен оплеточного устройства.

Вязкость связующего  $\eta$  определяет интенсивность процесса перераспределения связующего и может регулироваться в определенных пределах либо изменением температуры его переработки, либо концентрацией растворителя.

Ламинарное течение жидкого связующего при постоянной температуре может быть описано широко используемым в теории фильтрации уравнением Дарси [4, 5, 6]:

$$\bar{v} = \frac{dL}{dt} = \frac{k_{np} \Delta p}{\eta L}, \quad (5)$$

где  $\bar{v}$  – средняя скорость движения жидкой фазы.

Коэффициент проницаемости  $k_{np}$  может быть определен по формуле:

$$k_{np} = \frac{1}{k_6} \left( \frac{L}{L_e} \right) \frac{u^3}{S_V^2}. \quad (6)$$

Здесь  $u$  – объемное количество жидкой фазы;

$S_V$  – удельная поверхность частиц;

$\frac{L}{L_e}$  – коэффициент извилистости каналов;

$k_6$  – коэффициент формы каналов, определяемый в [5].

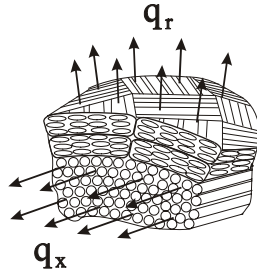


Рис. 2. Распределение потоков связующего при оплетке

Под действием давления опрессовки  $\Delta p = p_0$  связующее, выдавливаемое из объема полуфабриката, движется по двум направлениям: вдоль продольной оси изделия против вектора скорости протяжки  $v_{np}$  и в радиальном направлении, пропитывая волокнистую оплеточную арматуру (рис. 2).

Полное количество связующего, прошедшее через рассматриваемые поверхности опделится как сумма потоков:

$$Q = Q_x + Q_r. \quad (7)$$

Поток связующего, проходящего в осевом направлении через единичную поверхность рассматриваемого элемента на расстоянии  $L$ , определяется по формуле:

$$q_x = (\bar{v} - v_{np}) \cdot S_{xc}. \quad (8)$$

$S_{xc}$  – площадь, занимаемая связующим на поверхности, через которую проходит поток.

Так как в продольном направлении связующее не должно отжиматься:

$$q_x = 0, \text{ и } L \leq v_{np} t. \quad (9)$$

Учитывая, что  $S_{xc} \neq 0$ ,  $\bar{v} = v_{np}$ .

Тогда из (5) с учетом соотношений (4) и (9) можно получить расчетное значение давления опрессовки, удовлетворяющее поставленным условиям:

$$p_0 = \frac{2v_{np}^2 \eta}{k_{np}^L m n_0}. \quad (10)$$

Это давление создается усилиями натяжения двух оплеточных жгутов при формировании ячейки оплеточного слоя. Усилие натяжения каждого из них опделится из выражения (1) путем подстановки в него (10):

$$T_0 = \frac{v_{np}^2 \eta D_\phi t_{ж}}{k_{np}^L m n_0 \sin^2 \alpha}. \quad (11)$$

Значение  $k_{np}^L$  может быть получено из формулы (6) в предположении, что в продольном направлении волокна армирующего материала мало искривлены и, следовательно:

$$\frac{L}{L_e} = 1, \quad u = 1 - \varphi_1, \quad S_V = \frac{S_B}{V} = \frac{4\varphi_1}{d_B}, \quad (12)$$

где  $S_B$  и  $d_B$  – соответственно площадь поверхности и диаметр волокон продольной арматуры.

Тогда:

$$k_{np}^L = \frac{(1 - \varphi_1)^3 d_B^2}{16k_6\varphi_1^2}. \quad (13)$$

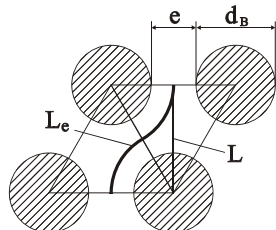


Рис. 3. Путь миграции связующего в радиальном направлении по оплетке

Поток связующего в радиальном направлении в зоне оплетки движется через боковую поверхность оплеточного слоя, поэтому размер каналов соответствует расстоянию между соседними волокнами  $e$  (рис. 3). Коэффициент проницаемости  $k_{np}^r$  и в этом случае может быть определен по формуле (6), в которой  $u$  и  $S_V$  имеют те же значения, что и в (12), а коэффициент извилистости равен:

$$\frac{L}{L_e} = \frac{(d_B + e)\sqrt{3} \cdot 3}{2\pi(d_B + e)} = \frac{3\sqrt{3}}{2\pi} = 0,827.$$

Тогда:

$$k_{np}^r = 0,827k_{np}^L \approx \frac{(1 - \varphi_1)^3 d_B^2}{20k_6\varphi_1^2}. \quad (14)$$

Глубина пропитки оплеточного слоя связующим и время воздействия связаны между собой следующим соотношением [6]:

$$L_r = \sqrt{2 \frac{k_{np}^r}{\eta} p_0 t}. \quad (15)$$

Если  $L_r$  больше толщины оплеточного слоя  $\delta_0$ , то связующее будет выдавливаться на поверхность оплеточного слоя и отжиматься, что на данном этапе технологического процесса нежелательно. При  $L_r < \delta_0$  поверхность оплетки будет оставаться сухой.

Исходя из этого условия, требуемое давление опрессовки может быть рассчитано по формуле:

$$p_0 < \frac{\delta_0^2 \eta}{2k_{np}^r t}. \quad (16)$$

Тогда расчетное значение усилия натяжения оплеточных жгутов с учетом значений (3) и (4) определится следующим образом:

$$T_0 < \frac{\delta_0^2 \eta D_\phi t_{ж} m n_0}{8k_{np}^r \sin^2 \alpha}. \quad (17)$$

Поскольку при изготовлении сложнопрофильных изделий плетельно-пултрузионным методом желательнее выполнение обоих условий, то при выборе усилия технологического натяжения оплеточных жгутов расчет необходимо проводить по обеим формулам (11) и (17) и из полученных значений выбрать меньшее.

После выбора величины натяжения  $T_0^\phi$  значение расчетной глубины пропитки оплеточного слоя  $L_r^p < \delta_0$  может быть получено путем соответствующего преобразования уравнения (17):

$$L_r^p = \sqrt{\frac{8k_{np}^r T_0^\phi}{\eta D_\phi t_{ж} m n_0}} \cdot \sin \alpha . \quad (18)$$

Тогда объем связующего, прошедшего через единичную площадь поверхности изделия, может быть найден по формуле:

$$Q_r' = (1 - \varphi_1) \cdot L_r^p . \quad (19)$$

Полный объем связующего, израсходованного для пропитки оплеточного слоя при выполнении этой операции, определится путем умножения этого значения на площадь пропитки. При правильно рассчитанных параметрах оправки и фильеры площадь пропитки единицы длины полуфабриката должна быть численно равна периметру изделия без учета оплеточного слоя.

Тогда:

$$Q_r^* = (1 - \varphi_1) \cdot L_r^p \Pi^* . \quad (20)$$

Это же выражение может быть представлено в виде:

$$Q_r^* = (1 - \varphi_0) \cdot L_r^\phi \Pi^* . \quad (21)$$

Фактическое значение глубины пропитки оплеточного слоя  $L_r^\phi$  будет меньше расчетного, так как часть связующего тратится на заполнение свободного пространства ячейки плетения. Оно может быть рассчитано из условия равенства объемов связующего по формуле:

$$L_r^\phi = L_r^p \cdot \frac{(1 - \varphi_1)}{(1 - \varphi_0)} . \quad (22)$$

Для получения фактической величины глубины пропитки при заданном значении степени наполнения применялся метод интегральной оценки, заключающийся в определении весового содержания связующего в исследуемом образце пропитанного оплеточного слоя методом выжигания связующего.

На рис. 4 и рис. 5 представлены графики теоретических зависимостей и результаты экспериментальных исследований, которые характеризуют влияние усилия натяжения оплеточных жгутов и вязкости используемого связующего на глубину пропитки оплеточного слоя.

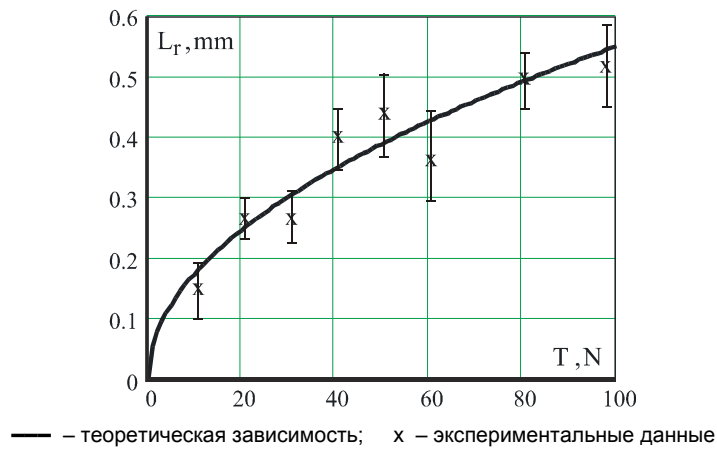


Рис. 4. Влияние усилия натяжения оплеточных жгутов на глубину пропитки оплеточного слоя

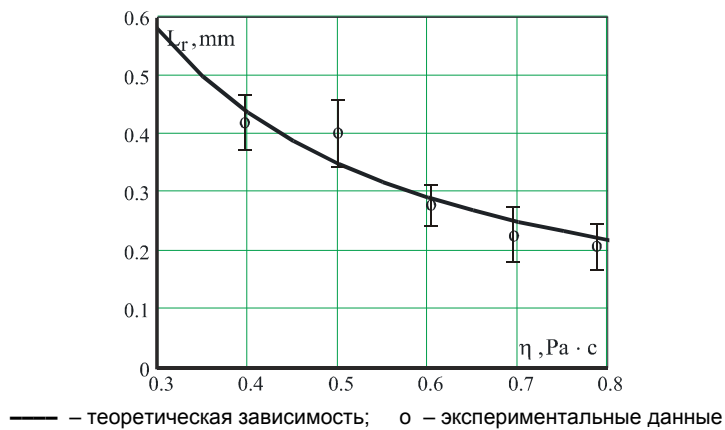


Рис. 5. Влияние вязкости связующего на глубину пропитки оплеточного слоя

Из анализа графиков следует, что полученные экспериментальные результаты в достаточной степени соответствуют их расчетным значениям. Поэтому выведенные теоретические соотношения могут быть использованы при расчете технологических параметров процесса

**Выводы.** 1. Установлена и экспериментально подтверждена взаимосвязь между структурными и технологическими параметрами при предварительном формовании полуфабриката сложнопрофильного стержневого изделия из композиционных материалов.

2. Предложена методика инженерного расчета усилий технологического натяжения оплеточной арматуры, обеспечивающая необходимую глубину пропитки при заданных структурно-технологических параметрах.

#### Литература

1. Игнатъев Б.Б., Игнатъева В.Б. Разработка основных этапов технологического процесса обработки давлением при формовании сложнопрофильных стержней из композитов // Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні: Зб. наук. пр., ч.1 – Луганськ, СНУ ім. В. Даля, 2003. – С. 87–93.

2. Щербаков В.Т., Попов Б.А., Выморков Н.В. Изготовление трубчатых конструкций методом пултрузии // Технология / Конструкции из композитных материалов. – 1989. – Вып. № 2. – С. 47–59.
3. Barpanda Dev. Investigation of Strong Hybrid Composites of Tube Constructions Produced by the Method of Pultrusion. // Master Thesis, University of Mississippi. – 1995. – June. – P. 3–12.
4. Лисовский А.Ф. Миграция расплавов металлов в спеченных композиционных телах – Киев: Наукова думка, 1984. – 256 с.
5. Лыков Н.В. Тепломассообмен – М.: Энергия. –1972. – 560 с.
6. Колосов А.Е. Пропитка волокнистых наполнителей связующим. Кинетические уравнения продольной и поперечной пропитки // Механика композитных материалов. – 1987. – № 5. – С. 878–886.

УДК 621.914.02

**Н.И. Покинтелица, Е.А. Левченко**

### **ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ ТЕРМОФРИКЦИОННОЙ ВИБРАЦИОННОЙ ОБРАБОТКИ НА СОСТАВЛЯЮЩИЕ СИЛЫ РЕЗАНИЯ**

Рассмотрен способ термофрикционного резания с вибрациями заготовок, являющийся одним из наиболее эффективных методов обработки труднообрабатываемых материалов. Представлены зависимости влияния вибраций на составляющие силы резания при обработке плоских поверхностей. Рис. 3. Ист. 3.

Доминирующая роль процессов механической обработки в технологическом цикле большинства ответственных деталей обусловлена в основном универсальностью, экономичностью и высокой точностью. Вместе с тем получившие в настоящее время распространение традиционные методы механической обработки не всегда удовлетворяют все возрастающим требованиям к производительности и качеству. Это становится особенно очевидным в связи с широким использованием в современном машиностроении конструкционных материалов с особыми физико-механическими свойствами - жаропрочных, высокопрочных, коррозионно-стойких, тугоплавких, обработка которых вызывает серьезные затруднения, а в ряде случаев практически невозможна.

Все шире применяются труднообрабатываемые материалы в энергетическом и химическом машиностроении и ряде других отраслей промышленности. При этом большинство деталей из указанных материалов, как правило, работает в экстремальных условиях, что обуславливает повышенные требования к качеству поверхностного слоя и эксплуатационной долговечности. Поэтому повышение производительности и качества механической труднообрабатываемых материалов является важной проблемой.

К числу наиболее эффективных методов механической обработки труднообрабатываемых материалов относятся и различные технологические процессы с использованием ультразвука. Характерной особенностью современного состояния ультразвуковой технологии является непрерывное расширение области рационального применения ультразвука и многообразие решаемых с его помо-

щью задач. Все большее применение находит ультразвук при обработке давлением, сварке, очистке, в металлургических процессах и др.

Несмотря на то, что промышленное применение ультразвука для интенсификации процессов механической обработки началось сравнительно недавно, этот метод занял прочное место в ряду других, традиционно известных методов. Это обусловлено рядом положительных особенностей ультразвуковой механической обработки, к числу которых относятся:

- высокая производительность при одновременном улучшении качества обработанной поверхности и повышении точности обработки;
- возможность реализации метода не только на универсальном оборудовании, но и на станках с ЧПУ и в гибких производственных системах;
- возможность механизации и автоматизации процессов механической обработки труднообрабатываемых материалов и сокращения тем самым затрат ручного труда;
- использование в большинстве случаев серийного оборудования и стандартных конструкций инструмента;
- технологическая маневренность;
- возможность изменения структуры технологического цикла за счет уменьшения числа операций и переходов;
- высокая эффективность при использовании с другими видами энергетического воздействия – химическим, электрическим, тепловым.

Следует, однако, отметить, что несмотря на указанные достоинства ультразвуковой механической обработки металлов, ее технологические возможности раскрыты еще недостаточно. Такое положение сдерживает дальнейшее развитие метода и создает определенные трудности при его практической реализации.

Промышленное использование ультразвука позволяет повысить интенсивность обычных процессов механической обработки, когда наряду с основными движениями, предусмотренными кинематической схемой процесса, формообразующему инструменту или заготовке дополнительно сообщаются колебания ультразвуковой частоты.

Перспективным направлением решения этой задачи, наряду с дальнейшим совершенствованием традиционных процессов механической обработки, является разработка и внедрение качественно новых технологий, в том числе основанных на комбинированном воздействии нескольких видов энергии или совмещении различных способов ее подвода.

Процесс термофрикционной обработки (ТФО) металлов режущими дисками является комбинированным методом, использующим тепловое и механическое воздействие инструмента на срезаемый слой материала заготовки. Он осуществляется путем непосредственного контакта заготовки и вращающегося с большой окружной скоростью (до 80 м/с) гладкого или накатанного по периферии диска из стали (НВ до 150), диаметром 500...600 мм и высотой 40...60 мм. В зоне контакта инструмента с заготовкой работа сил трения превращается в теплоту, размягчая срезаемый слой. Удаление металла происходит в результате расплавления и частичного испарения частиц металла заготовки с последующим выбросом их воздушным потоком, создаваемым вращающимся диском. Кроме того, движение инструмента обеспечивает механический вынос и выдавливание частиц металла из зоны обработки.

Несмотря на известные преимущества способа ТФО, широкое его применение в промышленности сдерживает ряд недостатков, а именно: большая окружная скорость инструмента - режущего диска (40...80 м/с), значительные усилия резания и интенсивный износ подшипников шпиндельного узла. В целях повы-

шения эффективности процесса обработки предлагается ввести в зону резания ультразвуковые колебания, которые устраняют указанные недостатки (рис. 1). Для этого режущий диск 1, которому задается окружная скорость  $V_d$  крепится в шпинделе вертикально-фрезерного станка. Заготовка 2 фиксируется на верхней плите 3 приспособления и вместе с ней получает поперечные ультразвуковые колебания  $S_{\text{поп}}$  от механического вибратора. Верхняя плита 3 располагается в направляющих нижней плиты 4, жестко соединенной со столом станка, которому сообщается продольная подача - скорость резания  $V_3$ .

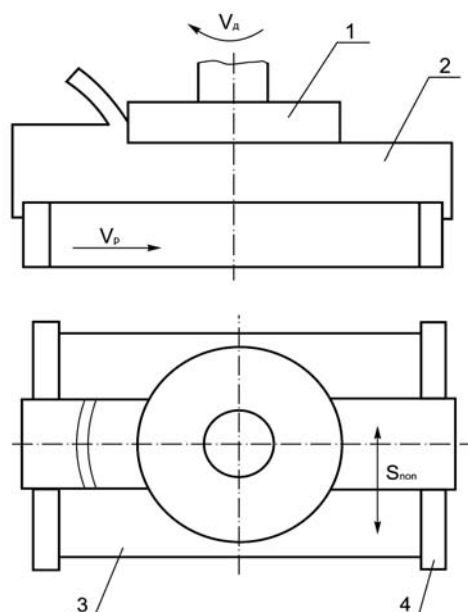


Рис. 1. Термофрикционная обработка с вибрацией

Исследования особенностей влияния ультразвуковых колебаний на основные показатели процесса были проведены на вертикально-фрезерном станке мод.6М13ПБ. На ось механического вибратора был установлен кулачок, который обеспечивал частоту колебаний 16...20 кГц с амплитудой 2...12 мкм. Поперечные ультразвуковые колебания сообщались заготовке. Режущий диск был изготовлен из стали 50Г [1]. Колебательная система размещалась на столе станка. Вибрация станка при обработке заготовки не наблюдалась. Стандартное базирование инструмента - режущего диска - на шпинделе вертикально-фрезерного станка удовлетворяет предъявляемым требованиям.

Для обработки труднообрабатываемых материалов без вибраций задавали рекомендуемые режимы резания [1]. Окружная скорость вращения режущего диска  $V_d = 40...80$  м/с, скорость подачи заготовки -  $V_3 = 50...315$  мм/мин, ширина обрабатываемой плоскости -  $B = 50...70$  мм, глубина резания -  $a = 2...6$  мм.

Изучение особенностей силового взаимодействия инструмента и изделия при ТФО представляет особый интерес, так как производительность процесса и работоспособность инструмента непосредственно зависят от силовой ситуации в зоне обработки.

Несмотря на значительный прогресс в изучении силового взаимодействия при различных процессах пластического формоизменения, определение деформирующих усилий в ультразвуковом поле по-прежнему представляет актуальную

проблему. Это относится и к термофрикционному вибрационному резанию режущими дисками, где для расчета сил резания в основном используются эмпирические степенные зависимости, сохраняющие практическую ценность, как правило, для узкого диапазона режимов резания и ультразвуковых параметров. Вместе с тем результаты приведенных ниже исследований создают предпосылки для экспериментально-теоретического определения составляющих силы резания с учетом пластического деформирования в ультразвуковом поле.

Таким образом, целью настоящей работы является изучение силовых параметров термофрикционной вибрационной обработки металлов резанием, что является одной из важнейших задач исследователей, так как силы резания определяют возникающую нагрузку технологической системы, температуру резания, стойкость инструмента, точность обработки, производительность и потребляемую мощность.

Введение в зону резания ультразвука принципиально не изменяет систему сил и их пространственного расположения, однако при ТФО с вибрациями наблюдается нарушение пропорциональности между отдельными составляющими силы резания, и к тому же в некоторой степени изменяется характер резания – с непрерывного на прерывистый. Наложение ультра звуковых колебаний снижает сопротивление пластической деформации и данный эффект в большей степени проявляется при обработке высоколегированных сталей.

Сравнительный анализ результатов проведенных ранее исследований позволил установить еще одну важную особенность деформации в ультразвуковом поле: снижение общей и удельной работы пластической деформации, характеризующей вязкость материала [2]. Удельная работа деформации является чувствительной характеристикой пластических и прочностных свойств материала, а также условий деформирования, и может быть использована в качестве обобщенного показателя энергоемкости различных процессов формоизменения в ультразвуковом поле, в том числе ультразвуковой механической обработки. Описанный механизм воздействия ультразвука в основном сохраняется и при ультразвуковом резании труднообрабатываемых материалов, однако в этом случае существенным является также влияние температурного фактора и неравномерности поля пластических деформаций.

Результаты обработки заготовок из коррозионно-стойкой стали 20Х13 и жаростойкой стали ХН70Ю с ультразвуковыми колебаниями и без них показали, что с введением в зону резания вибрации сила резания  $P_Z$  снижается (примерно на 20%),  $P_Y$  составляет 30% силы  $P_Z$ , а сила  $P_X$  - 18% силы  $P_Z$ . При увеличении скорости вращения режущего диска значение  $P_Z$  уменьшается как при обычном термофрикционном резании, так и при ультразвуковом, что объясняется повышением температуры в зоне контакта и резким снижением прочности обрабатываемого материала (рис. 2). Необходимо отметить, что при введении в зону резания ультразвука характер изменения температуры от скорости относительного перемещения сохраняется таким же, как и при обычной ТФО: с увеличением скорости относительного перемещения температура в зоне трения монотонно возрастает. Вместе с тем при прочих равных условиях в зависимости от амплитуды и направления ультразвуковые колебания могут способствовать повышению или снижению температуры в зоне трения.

Как видно из рис. 3, при ТФО заготовок с вибрацией главная составляющая силы резания  $P_Z$  снижается пропорционально амплитуде колебаний и при  $\xi = 12$  мкм примерно в 1,8 раза меньше, чем при обычном термофрикционном резании. Особенно значительное снижение сил резания наблюдается при малых сечениях среза. При этом эффективность ультразвукового воздействия практически не зависит от скорости резания и наблюдается во всем диапазоне исследованных скоростей.

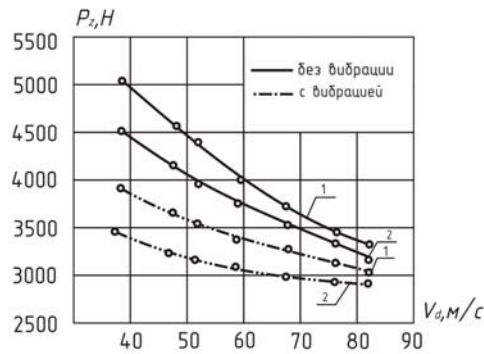


Рис. 2. Зависимость составляющей силы резания  $P_z$  от скорости диска  $V_d$ :  
1 – сталь ХН70Ю; 2 – сталь 20Х13  
( $V_3 = 100$  мм/мин;  $B = 60$  мм;  $a = 2$  мм;  $\xi = 6$  мкм)

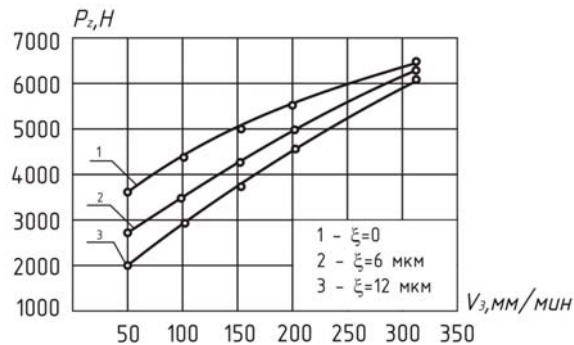


Рис. 3. Зависимость составляющей силы резания  $P_z$  от скорости подачи заготовки  $V_3$ :  
заготовка - сталь ХН70Ю ( $V_d = 52$  м/с;  $B = 60$  мм;  $a = 2$  мм)

Уменьшение составляющих силы резания установлено при колебаниях заготовки 2...12 мкм. В дальнейшем, при увеличении амплитуды колебаний, составляющие силы резания возрастают, приближаясь к значениям, характерным для обычной ТФО. Повышение амплитуды до 15...20 мкм приводит к увеличению  $P_z$  примерно в 1,3 раза. Аналогичная в качественном отношении картина наблюдается и для других составляющих силы резания.

**Выводы:** 1. Снижение составляющих силы резания при термофрикционной обработке с введением ультразвуковых колебаний - важная особенность процесса, связанная с изменением механических свойств обрабатываемого материала, напряженно-деформируемого состояния и контактных условий в зоне резания. Происходящие при этом явления способствуют разупрочнению обрабатываемого материала и снижению сопротивления пластической деформации и составляющих силы резания.

2. При термофрикционной обработке плоскостей с применением вибраций высота микронеровностей снижается в 1,5 -1,8 раза.

3. Введение ультразвуковых колебаний позволяет повысить стойкость инструмента на 30 - 40%, производительность процесса - в 1,2 – 1,5 раза.

## Литература

1. Подураев В.Н. Обработка резанием с вибрациями. – М.: Машиностроение, 1970. – 351 с.
2. Бидерман В.Л. Теория механических колебаний. – М.: Высшая школа, 1980. – 408 с.
3. Зарубицкий Е.У., Покинтелица Н.И., Костина Т.П. Исследование силовых зависимостей при термофрикционной обработке ступенчатых плоскостей // Физические процессы при резании металлов. – 1988. – С. 43–46.

УДК 621.923:621.90.17

**Ю.К.Новоселов, Н.И.Покинтелица, С.М.Братан**

### **ВЗАИМОСВЯЗЬ ПЕРЕМЕЩЕНИЙ В ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ ПРИ ТЕРМОФРИКЦИОННОЙ ОБРАБОТКЕ**

Рассмотрено установление взаимосвязи режимов обработки с текущими параметрами зоны контакта при термофрикционной обработке плоских поверхностей заготовок вращающимся дисковым инструментом. Представлены зависимости, позволяющие назначить режимы резания, прогнозировать величину удаленного слоя материала, определять значение управляющих воздействий. Рис. 2. Ист. 3.

Математическое моделирование операций обработки заготовок позволяет решить многие практические задачи по выбору и конструированию инструмента, назначению методов и последовательности обработки, оптимальному управлению технологическим оборудованием [1].

Определение выходных технологических параметров термофрикционной обработки (ТФО) с помощью математических моделей позволяет значительно упростить поиск оптимальных режимов и является актуальной задачей.

Весьма часто при моделировании операция рассматривается как динамическая система [2]. Одна из возможных схем декомпозиции операции как динамической системы рассматривается в работе [3]. По функциональным признакам операция разбита на подсистемы станка, приспособления, инструмента, заготовки. Каждая из подсистем имеет свой набор свойств, параметров состояния, историю развития, вектор входных и выходных переменных, вектор возмущающих воздействий.

Центральной подсистемой является зона контакта заготовки с инструментом. К параметрам состояния зоны [3] относятся ее размеры, форма, параметры процесса стружкообразования, скорость съема материала, параметры изнашивания и разрушения материала инструмента. Размеры зоны находятся в прямой связи с размерами и пространственным расположением инструмента и заготовки, а также состоянием их поверхностей. В связи с изменением размеров, пространственного расположения и состояния контактирующих поверхностей при каждом новом обороте диска будут изменяться и параметры состояния зоны контакта и как следствие – показатели качества и эффективности ТФО.

Поэтому целью данной работы является установление взаимосвязей режимов обработки с текущими параметрами зоны контакта.

Для установления параметров зоны контакта рассмотрим схему процесса ТФО (рис. 1).

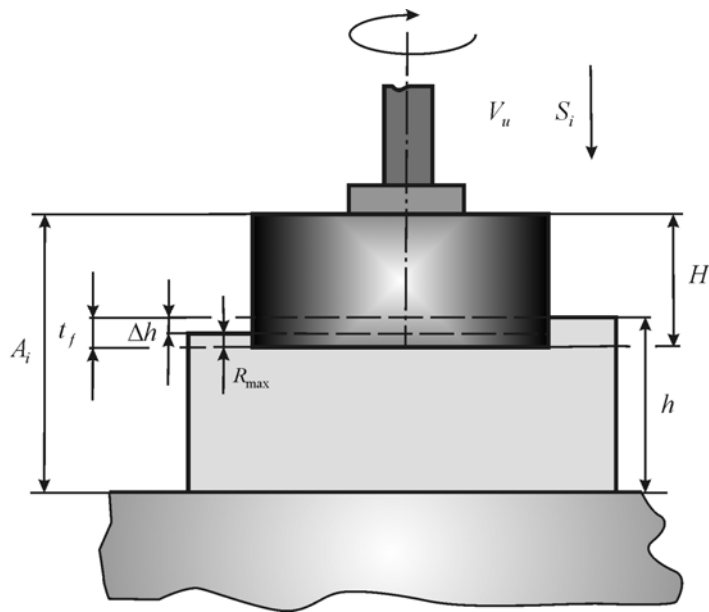


Рис. 1. Схема к расчету баланса перемещений в технологической системе

В сечении плоскостью, перпендикулярной к обрабатываемой поверхности, зона контакта имеет форму двух взаимнопересекающихся прямоугольников. При ТФО после выхода из зоны толщина заготовки уменьшается на величину съема материала  $\Delta h$ , высота диска – на величину износа  $\Delta H$ .

Обрабатываемая поверхность встречается с микровыступами, наиболее удаленными от базовой поверхности режущего диска. Форма зоны меняется и за счет возникновения упругих деформаций диска и заготовки.

Максимально возможную (номинальную) глубину внедрения микровыступов инструмента в материал заготовки обозначим через  $t_f$ . Действительная глубина будет меньше максимально возможной на величину съема материала.

После выхода из зоны контакта на поверхности заготовки остается шероховатость, поскольку режущий диск имеет режущую кромку с микровыступами. Шероховатость поверхности распределена в слое толщиной  $R_{max}$ . Фактическая глубина резания взаимосвязана со съемом материала и глубиной слоя шероховатости простым соотношением:

$$t_f = R_{max} + \Delta h.$$

Для вывода зависимости, характеризующей баланс перемещений, рассмотрим рис. 1, согласно которому для  $i$ -го прохода имеем:

$$A_i = H_i + h_{i-1} - t_{fi}. \quad (1)$$

Соответственно для  $i-1$  прохода получаем:

$$A_{i-1} = H_{i-1} + h_{i-2} - t_{fi-1}, \quad (2)$$

где  $t_{fi}, t_{fi-1}$  – фактическая глубина микрорезания наиболее выступающим выступом на  $i$ -м и  $i-1$ -м проходе;  $H_i, H_{i-1}$  – высоты диска на  $i$ -м и  $i-1$ -м проходе;  $A_i, A_{i-1}$  – расстояния между базовыми поверхностями на  $i$ -м и  $i-1$ -м проходе соответственно;  $h_i, h_{i-1}$  – размеры заготовки перед совершением  $i$ -го и  $i-1$ -го прохода.

После вычитания из (2) зависимости (1) получим  $\Delta A_i$  – расстояния между базовыми поверхностями  $A_i$  на  $i$ -м проходе:

$$\Delta A_i = \Delta H_i + \Delta h_{i-1} - \Delta t_{fi}, \quad (3)$$

где  $\Delta H_i$  – изменение высоты инструмента на  $i$ -м проходе, обусловленное линейным износом диска;  $\Delta h_{i-1}$  – изменение толщины заготовки на  $i-1$ -м проходе,  $\Delta t_{fi}$  – приращение фактической глубины резания.

Текущее значение расстояния между базовыми поверхностями:

$$A_i = A_{i-1} + S_{i-1} - S_i + \Delta A_{ti} - \Delta A_{\gamma i},$$

или

$$\Delta A_i = \Delta S_i + \Delta A_{ti} - \Delta A_{\gamma i}, \quad (4)$$

где  $\Delta A_{ti}$  – приращение расстояния между базовыми поверхностями  $A_i$  на  $i$ -м проходе за счет температурных деформаций;  $\Delta A_{\gamma i} = \frac{\Delta P_{\gamma i}}{j_{TC}}$  – приращение упругих отжатий в технологической системе на  $i$ -м проходе.

Здесь  $P_{\gamma i}$  – нормальная составляющая силы резания;  $j_{TC}$  – жёсткость технологической системы;  $\Delta S_i$  – перемещение диска за  $i$ -й проход вследствие вертикальной подачи.

После совместного решения уравнений (3) и (4), с учетом направления подачи, получим уравнение баланса перемещений в технологической системе в приращениях:

$$\Delta S_i = \Delta H_i + \Delta h_{i-1} + \Delta t_{fi} - \Delta A_{ti} + \Delta A_{\gamma i}, \quad (5)$$

или

$$\Delta t_{fi} = \Delta H_i + \Delta h_{i-1} + \Delta S_i - \Delta A_{ti} + \Delta A_{\gamma i}. \quad (6)$$

Зависимости (5) и (6) определяют изменение состояния технологической системы для любого момента времени при ТФО.

Выражения демонстрируют, что состояние системы при ТФО зависит от текущего и предшествующего этапов обработки, зависит от состояния инструмента, упругих деформаций и т.д.

Анализ зависимостей (5), (6) показывает, что вертикальная подача на  $i$ -ом проходе расходуется на приращение глубины микрорезания, компенсацию величины съема материала предшествующего прохода, износ диска, приращение упругих и температурных деформаций. Зависимость отличается от известных наличием в правой части приращения глубины микрорезания, которая в ряде случаев может быть больше других слагаемых.

Принципиальная схема изменения приращений за период обработки одной поверхности изображена на рис. 2.

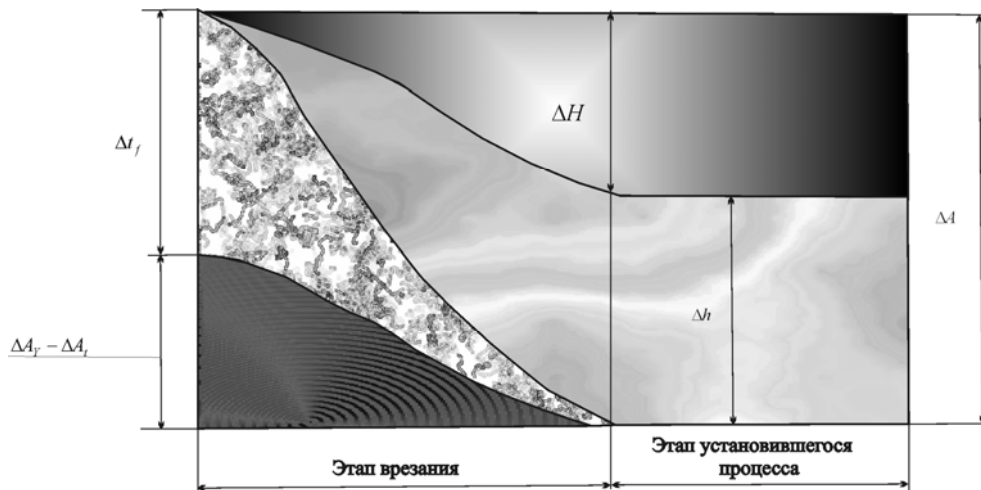


Рис. 2. Изменение параметров съема материала, износа диска, приращений упругих деформаций и глубины резания за время одного цикла ТФО

Так, при ТФО на вертикально-фрезерных станках при размерах обрабатываемой заготовки  $30 \times 50 \times 200$  мм податливость системы «шпиндель фрезерной головки–приспособление» составляет от 0,04 до 0,06 мкм/Н. При обработке дисками высотой 50 мм результирующая сила резания составляет 800...1000 Н. Следовательно, упругие отжатия в системе лежат в пределах от 0,03 до 0,06 мм, глубина микрорезания меняется от 0,05 до 0,2 мм, а температурные деформации значительно превышает упругие (в среднем в 2 и 2,2 раза).

При ТФО без предварительного натяга в начальный момент времени почти вся вертикальная подача идет на приращение упругих деформаций и глубины микрорезания. С течением времени увеличиваются съем материала и износ диска, поэтому для дальнейшей части процесса приращения деформаций и глубины уменьшаются, а на этапе установившегося процесса они стремятся к нулю. Вертикальная подача на этом этапе почти полностью расходуется на съем материала и износ инструмента.

Анализ зависимости (6) показывает, что установление параметров  $i$ -го контакта возможно только при наличии информации о  $i-1$ -м контакте.

Использование зависимости (6) позволяет соблюсти второй принцип анализа операций ТФО. Уравнение баланса перемещений (6) при ТФО с изменением режима резания и параметров состояния подсистем является основой прогнозирования пространственного расположения инструмента и заготовки, размеров зоны контакта, а следовательно, и параметров качества обработанной поверхности.

Для его решения необходимо иметь зависимости для вычисления силы резания, съема материала, износа диска, упругих и тепловых деформаций элементов технологической системы.

**Вывод.** Выражение (6) позволяет назначить режимы, прогнозировать величину удаленного слоя материала, определять значение управляющих воздействий, для чего необходимо определить функции, входящие в состав выражения (6), что является задачей следующих исследований.

## Литература

1. Абразивная и алмазная обработка материалов: Справочник / Под общ. ред. А.Н. Резникова. – М.: Машиностроение, 1977. – 391 с.
2. Цветков В.Д. Системно-структурное моделирование и автоматизация проектирования технологических процессов / В.Д.Цветков.– Минск: Наука и техника, 1979. – 264 с.
3. Новоселов Ю.К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке / Ю.К. Новоселов.– Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1979. – 232 с.

УДК 628.9.048

**М.А.Калмыков, Л.М.Лубенская, Г.Л.Мелконов,  
А.В.Романченко**

### **ПОВЫШЕНИЕ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ВИБРАЦИОННОЙ ОБРАБОТКИ**

Проведен анализ патентных и литературных источников по вопросу повышения производительности вибрационной обработки и намечены пути ее повышения без дополнительных энергозатрат, расширен класс деталей, подлежащих обработке вышеуказанными методами. Рис. 8. Табл. 3. Ист.16.

Процесс виброобработки является многофакторным процессом, его эффективность определяется более чем пятьюдесятью факторами, что отражено в работах [1,2,4,5,6,7,8].

Согласно распространенной схеме получения технологического результата при вибрационной обработке, на его создание влияют семь основных нижеперечисленных факторов:

- исходное состояние заготовки;
- режимы движения;
- виды виброабразивной обработки, конструктивные особенности;
- рабочие среды;
- химическая, электрохимическая, электрофизическая интенсификация процесса;
- механизация и автоматизация вспомогательных процессов.

Надо заметить, что за каждым из указанных факторов стоит обширная группа параметров. Рассмотрим такой фактор как, например, рабочая среда. Эффективность процесса вибрационной обработки зависит от рода абразивного материала, его зернистости, грануляции, частиц рабочей среды, твердости абразивного материала, плотности смазки, формы абразивной гранулы и др.

Если рассмотреть режимы движения, то подгруппа факторов входящих в эту группу не менее многочисленна. Это траектория движения, амплитуда, частота и др. Рассматривая только вибрационные станки с плоским движением рабочего контейнера при одних и тех же параметрах амплитуды и частоты считается, что одним из факторов, влияющих на эффективность процесса, является место расположения вибровозбудителя и приводится для рассмотрения несколько типовых схем [13].

Проведенные авторами исследования показывают, что с увеличением амплитуды колебаний увеличивается производительность обработки. Следовательно, с точки зрения повышения интенсивности съема металла следует выбирать наибольшие амплитуды колебаний, которые в современных условиях достигают 5-7 мм. Амплитуда колебаний существенно влияет на обработку поверхности и достижения определенной шероховатости. Если в исходном состоянии обрабатываемые поверхности деталей имеют значение  $Ra=3...6$  мкм (например, фрезерованные или точеные детали), то с увеличением амплитуды колебаний на первом этапе обработки значения  $Ra$  снижается (до 1,5...2,0 мкм), а затем повышается, достигая  $Ra$  до 3,0 мкм.

Производительность процесса изменяется и в зависимости от частоты колебаний. Для обработки материалов в различных условиях имеются диапазоны частот, при которых достигается наибольший съем металла. Так, при обработке бронзы, силумина и Ст.3 в рабочей среде, состоящей из электрокорундовых абразивных гранул размером 20...40 мм, оптимальными оказались частоты порядка 30...40 Гц [8].

С целью интенсификации процесса виброабразивной обработки деталей и повышения его эффективности отдельные исследователи идут по пути увеличения объемов контейнера, использования в конструкциях контейнеров специальных приспособлений типа экран - вставок, активизации процесса виброабразивной обработки путем применения химически активных растворов, наложения электромагнитных полей, на усложнение станков (создание полигармонических колебаний), контейнера путем движения его по более сложным траекториям, чем распространенные (эллипс или окружность) и др. Определенный результат при этом достигается, повышается производительность и эффективность обработки, но вместе с тем усложняется оборудование, увеличиваются его габариты, в ряде случаев снижается его универсальность. Например, увеличение объема контейнера приводит к увеличению массы загрузки, вызывает сложность по обеспечению более высокой частоты колебаний и при существующих конструкциях инерционных вибровозбудителей снижается надежность установок. В целях обеспечения надежности конструкции идут на снижение частоты колебаний с 33 до 16 Гц [8].

Рассмотренный материал показывает, что вопросы интенсификации процесса, повышение его эффективности являются весьма актуальными.

Анализ существующих способов вибрационной обработки показал, что немалую роль во влиянии на качество результата играет форма, размеры и футеровка контейнера. По первому и второму параметрам авторы исследования пришли к почти единодушному заключению, а именно о формы «V» и «U», с наклонными или без них, являются оптимальными. Ширина контейнера должна быть такова, чтобы силовой импульс достигал любой ее зоны, по третьему пункту существует огромное количество разработок, позволяющих считать, что работа в этом направлении выполнена не полностью.

В основу нижеприведенного анализа положен патентный, литературный материал, а также информация с предприятий, на которых используются вибрационные станки.

На большинстве предприятий работают станки с большим разбросом амплитуд: 0,5...9 мм, небольшим диапазоном частот 16–50 Гц, эллипсной траекторией (неизменной в процессе работы) с «U»-образным контейнером. Так, известны контейнеры для вибрационной обработки деталей, выполненные в виде облицованного резинового полого корпуса [1,4].

Недостатком известных контейнеров является то, что футеровка контейнера в процессе обработки деталей не участвует, т.е. остается пассивной, и ее

роль сводится к предохранению металлической поверхности контейнера от воздействия химически активных растворов, используемых для активизации процесса обработки и уменьшения шума, создаваемого работающим станком.

Известен контейнер для вибрационной машины, представляющий собой металлическую сварную емкость, внутренние стенки которого облицованы 2-мя слоями упругой оболочки из листовой резины:

- первый слой равномерно прикреплен по всей внутренней поверхности контейнера аналогично вышеуказанным аналогам;
- второй слой прикреплен к первому швами, образующими стенки, а пространство между швами заполнено воздухом под давлением, таким образом вся облицовка камеры представляет собой пневматические подушки, которыми выложена внутренняя поверхность контейнера [13].

Однако известный контейнер обладает следующими недостатками:

- наличие в качестве облицовки контейнера пневмоподушек приводит к снижению съема металла с обрабатываемых деталей в результате того, что силовой импульс передаваемый от вибровозбудителя к рабочей среде через стенки контейнера, съем у которых наиболее интенсивен, гасится посредством воздушных подушек;
- наличие швов между подушками затрудняет обработку плоских деталей, размеры которых соизмеримы с размерами швов, т.к. возможно их попадание между двумя ближайшими подушками и отсутствие в процессе дальнейшей обработки, что сужает технологические возможности известного контейнера;
- наличие воздушных подушек в облицовке контейнера затрудняет или делает невозможной обработку заостренных цилиндрических или плоских деталей;
- подведение воздуха к облицовке контейнера значительно усложняет конструкцию, что препятствует ее широкому практическому применению экономически нецелесообразно.

Применяются контейнера, в которых резиновая облицовка покрыта слоем полиуретансодержащего материала, при этом толщина покрытия находится в пределах 1-10% толщины резиновой облицовки [12]. Создан он с целью уменьшения потерь, возникающих в результате шаржирования, драгоценных материалов при отделке поверхности ювелирных изделий. Недостатком этого контейнера является пассивная роль его футеровки. Но надо отметить, что жизненный срок такого покрытия выше. Известны контейнера [10], где в качестве футеровки используют ледяную рубашку, выполненную из пористого материала с замороженной в его порах абразивной суспензией. В данном случае футеровка контейнера перестает играть пассивную роль и становится дополнительным инструментом, расположенным в зоне активного воздействия. В результате жесткого закрепления (за счет замораживания) абразивных зерен в порах поверхности деталей из мягких материалов (медь, цинк, нейзильбер) повреждаются, повышается также стоимость станка, усложняется его конструкция.

Известна конструкция станка, где, помимо вставки в центральную часть контейнера для уменьшения пассивной зоны обработки, по всему контейнеру футеровка выполнена в виде резиновых полусфер, имитирующих гранулы. Причем эти гранулы имеют различные размеры. По мнению автора, это способствует усилению циркуляционного потока для перемещения обрабатываемых изделий. Однако размеры этих гранул необоснованы. Так, автор считает, что в нижней части контейнера они должны иметь меньшие размеры, а в верхней, соответственно, большие, с чем трудно согласиться, учитывая эпюры распределения давлений в контейнере (рис. 4,5).

В работе [16] описана конструкция контейнера с футеровкой, выполняющей инструментальные функции. Данная футеровка выполнена в виде принудительно, посредством цепной передачи, вращающихся в различных направлениях обрезиненных валиков (рис. 2) одного диаметра, что улучшает, по мнению авторов, перемешивание среды и интенсифицирует процесс обработки. Вместе с тем работоспособность и надёжность данной конструкции вызывает сомнение при больших объёмах контейнеров, используемых для обработки крупногабаритных изделий.

Известна [17] конструкция контейнера (рис. 3) в котором футеровка выполнена в виде «Z»-образных профильных полос, покрытых с одной стороны резиной криволинейной формы и переменного сечения. Такая рабочая поверхность, вследствие её волнистости, по мнению автора, снижает проскальзывание среды у стенок и дна контейнера в процессе работы вибростанка, увеличивает скорость вращения среды и интенсифицирует процесс обработки. Однако наряду с технологическими преимуществами описанная футеровка рабочей поверхности конструктивно сложна, что затрудняет техническое обслуживание и снижает ремонтпригодность контейнера вибростанка.

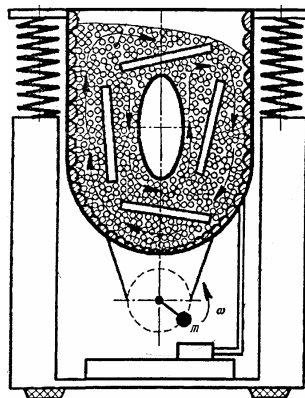


Рис. 1. Конструкция станка, где, помимо вставки в центральную часть контейнера, по всему контейнера футеровка выполнена в виде резиновых полусфер, имитирующих гранулы

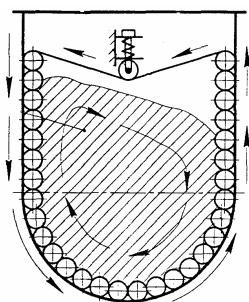


Рис. 2. Контейнер, форма поперечного сечения которого представлена формой футеровки его рабочих поверхностей

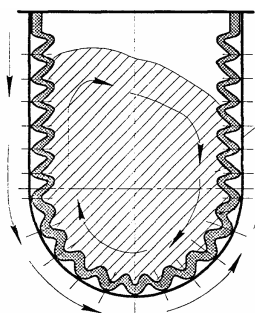


Рис. 3. Контейнер с рабочей поверхностью в виде футеровки из обрезиненных «Z»-образных профильных полос

Постепенное расширение класса деталей, подлежащих вибрационной обработке, требует все более строгого дифференцированного подхода к выбору ее параметров и особенно при определении их для обработки деталей из мягких материалов (алюминия, латуни, нейзильбера и др.)

Уменьшение передаваемого от вибровозбудителя силового импульса снижает интенсивность обработки, увеличение приводит к повреждению поверхности, особенно в зоне действия максимального силового импульса. В лаборатории НИЛ ОСА ВНУ им. В. Даля проводились исследования с целью интенсификации процесса обработки деталей из мягких материалов.

Поставленная цель была достигнута путем введения в контейнер, облицованный материалом, в котором по мере истирания открываются поры, шлифовального порошка, загружаемого в него в период работы станка после загрузки шлифовальных тел и рабочей жидкости. Шлифовальный порошок постепенно засыпают в движущийся контейнер, уже заполненный шлифовальными телами, смоченными в предварительно залитом растворе. При постепенной загрузке порошка во вращающуюся среду он равномерно облепляет всю поверхность шлифовальных тел и в небольшом количестве оседает на смоченных стенках контейнера. При соударении шлифовальных тел со стенками контейнера происходит заполнение пор облицовочного материала шлифовальным порошком, налипшим на стенки контейнера и на шлифовальные тела, т.е. шаржирование облицовки, после чего загружаются детали подлежащие обработке. Детали, двигаясь в рабочей среде, соударяются со шлифовальными телами с зернами шлифпорошка, расположенными на них и на стенках контейнера. Зерна, соприкасаясь с деталями, не оседают на дно контейнера, а остаются в порах. Если не покидают поры, то перемещаются по смоченным стенкам контейнера до следующего соударения с деталью или шлифовальным телом и вновь попадают в поры. Предложенный способ обладает рядом преимуществ:

- облицовка выполнена однородной, пористой по всей толщине и поэтому, изнашиваясь до полного истирания, сохраняет свои способности режущего инструмента;

- не происходит шаржирования поверхности деталей шлифпорошком, т.к. находится порошок в порах в свободном состоянии, (т.е. не закреплен жестко в твердой смазке), относительно свободно может в них перемещаться, т.е. получается, что масса абразивного инструмента, расположенного на стенках контейнера, мягче материала деталей и поэтому их не повреждает;

- шлифпорошок не скапливается на дне контейнера, а располагается в порах, а если он выпал из них, то в момент соударения он будет снова возвращен в них или в иные поры, т.е. постепенно будет происходить перемещение абразивных масс по стенкам контейнера. Будут создаваться дополнительные движущие абразивные массы, расположенные в наиболее активных зонах обработки и при этом не повреждающие детали.

В качестве полимерного материала покрытия используется пенопласт полистирольный (плотность, г/см<sup>3</sup> - 1,12...1,14):

- прочность при растяжении, кг/см<sup>2</sup> не менее - 400;

- прочность при изгибе, кг/см<sup>2</sup> не менее - 750.

Интервал рабочей температуры, С

- предел - 40;

- верхний предел +70.

Проводилась обработка алюминиевых деталей (шероховатостью Ra=2,5 мкм, конечная шероховатость Ra=0,63 мкм) в среде, состоящей из минералокерамических гранул, шлифпорошка и рабочей жидкости щелочного раствора. Обработка проводилась в контейнерах облицованных по варианту [14,4]. Полученные результаты занесены в табл. 3. Анализ их показывает, что шаржирование при обработке по разработанному способу отсутствует и необходимая шероховатость достигается за более короткое время. При обработке [14] наблюдается максимальное шаржирование обрабатываемой поверхности с более низкой производительностью, а при обработке в контейнере, облицованном резиной, шаржирование меньше, чем по [14], но больше, чем в предлагаемом решении.

Таким образом, разработанный способ, по сравнению с общепринятым, значительно повышает качество и интенсивность обработки деталей, т.к. не по-

вреждает и не шаржирует поверхность детали. Одновременно повышается срок службы облицовочного материала в качестве абразивного инструмента до полного его износа, отсутствует скопление шлифпорошка на дне контейнера (за счет его расположения в порах облицовочного материала).

Перечисленные преимущества позволят также обеспечить экономический эффект и более высокое качество поверхности.

Известно, что под действием переменных ускорений наряду с циркуляционным движением рабочей среды возникает динамическое воздействие (давление) на поверхность обрабатываемых деталей в виде суммарного действия множества микроударов отдельных ее частиц. Скорость перемещения и динамическое воздействие частиц рабочей среды неодинаковы в различных зонах рабочей камеры: наибольшая скорость частиц рабочей среды отмечается в верхних слоях. Вместе с тем интенсивность обработки в этой зоне (съем металла) наименьшая. Наибольшее давление и сила микроударов частиц рабочей среды отмечается в нижних слоях рабочей камеры вблизи ее стенок. В этих же зонах и интенсивность обработки наибольшая [4].

Известно, что давление рабочей среды контейнера распространяется следующим образом (рис. 4). На основании эпюры можно сделать вывод, что в зоне *cd* идет интенсивная обработка, в зоне *ab* несколько более слабая, в зоне *cd* обработка еще более слабая. В зоне *bc* в зоне повышенного давления - наблюдается интенсивная обработка с одновременным повреждением деталей, появлением забоин, рисок, варьирование типа наполнителя существенно на этом не сказывалось (т.е. независимо от типа наполнителя в зоне *bc* детали повреждаются). Обусловлено это тем, что в зоне повышенного давления детали, особенно плоские, наносят тонкими боковыми гранями, ребрами, повреждения контактирующим с ними плоскими поверхностям другим деталям.

На основе анализа эпюры, приведенной на рис. 4, следует, что для равномерной обработки деталей во всем объеме контейнера в зоне *dc* облицовка должна передавать максимально возможные силовые импульсы от вибратора через стенки контейнера к рабочей среде: в зонах *ba* и *cd* должно происходить сохранение силового импульса, а в зоне *bc* - уменьшение силового импульса. Потеря интенсивности в ряде зон за счет изменения демпфирующей способности облицовки дает возможность сохранить детали от сильного взаимного удара в результате столкновения (ребро-плоскость), особенно в зоне *bc* и восстанавливается за счет введения в облицовочный материал абразивного наполнителя.

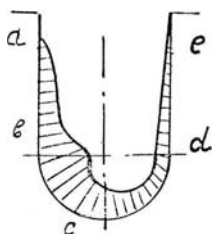


Рис. 4. Эпюра распределения давлений в традиционном контейнере

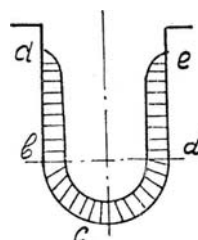


Рис. 5. Эпюра распределения давлений в предложенном контейнере

Таким образом, после расположения по стенкам контейнера в зависимости от зон облицовочного материала различной твердости эпюра распределения давлений в рабочей среде в контейнере принимает следующий вид (рис. 5), т.е. силовой импульс, передаваемый рабочей среде во всех зонах одинаков, что приводит к одинаковой интенсивности во всех зонах.

В качестве облицовки использован материал, состоящий из связки и наполнителя (табл. 1).

Таблица 1

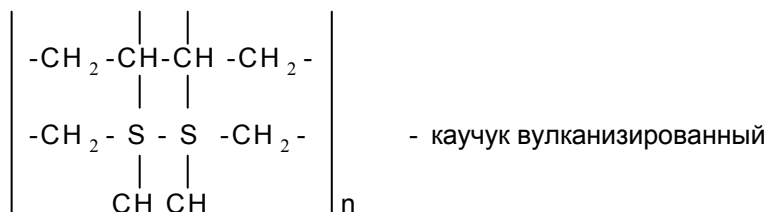
Состав компонентов облицовочного материала

Зоны контейнера	Связка- 100... 106 мас, %			Наполнитель, масс, %	Твердость в условных единицах
	Каучук	Сера	Прочие составляющие (активаторы, ускорители, антистаритель)		
ab,cd	63	4	35	60...70	210...300
cd	63	2	35	60...70	300...400
dc	63	8	35	60...70	130...210

Каучук является основным компонентом резины, определяющим ее основные свойства. Каучук является непредельным высокомолекулярным соединением (молекулярная масса - сотни тысяч единиц) с двойной химической связью между углеродными атомами в элементарных звеньях макромолекулы.

Структура макромолекул линейная или слаборазветвленная и состоит из отдельных звеньев, имеющих тенденцию свертываться в клубок - занимать минимальный объем. Поэтому молекулы каучука извилистые (зигзагообразные), определяющие высокую пластичность каучука. По свойствам каучук напоминает термопластические полимеры. Наличие в молекулах каучука непредельных связей позволяет при определенных условиях переводить его в термостабильное состояние. Для этого в местах двойной связи присоединяется двухвалентная сера (или другое вещество), которая образует в поперечном направлении как бы "мостики" между нитевидными молекулами каучука, в результате чего образуется пространственно-сетчатая структура, присущая резине (вулканизатору). Процесс химического взаимодействия каучука с серой называют вулканизацией.

В качестве каучука применялся полибутадиен - бутадиеновый каучук СКБ-66Р ОСТ 38.003.79-75(Ярославский завод синтетического каучука).  $(-CH_2 - CH - CH - CH_2 -)_n$  - полибутадиен



В зависимости от введения большего или меньшего количества серы изменяется твердость материала. Так, например, при вулканизации каучука большим количеством серы (до 50%) получают твердое вещество - эбонит. Применялась сера - ГОСТ 127-86.

В качестве ускорителей вулканизации использовался каптакс (меркоптобензотиазол) ГОСТ 739-84 и тиурам Д марки А ГОСТ 740-86;

- активатора процесса вулканизации ZnO ГОСТ 202-84;

- антистарителя ОМСК - I ТУ.33 .101348-88;

- наполнителя, электрокорунд нормальный марки 14А ОСТ2-МТ-71-5-88.

Чтобы лучше было сцепление связки наполнителя (абразива) с каучуком, наполнитель предварительно обволакивают жидким бакелитом, бакелит БЛ-

2ГОСТ 4559-88, операция производится в электромешалке с температурой 60°C (на 100% загрузки общей массы 97% и 3% бакелита).

С целью сохранения поверхности деталей от забоин и получения оптимального съема металла в единицу времени была проведена сравнительная обработка деталей в контейнерах облицованных материалом с различной твердостью в рабочих зонах (табл. 2).

Таблица 2

**Результаты сравнительных испытаний виброобработки деталей, заготовок ножей, в контейнере, облицованном материалом различной твердости (исходная микрошероховатость образцов Ra=20 мкм)**

Зо-ны	Твердость в условных единицах				
	70...130	130...210	210...300	300...400	400...500
ab, cd	При обработке имеются царапины и забоины на 15% поверхности детали Ra=1,8мкм	При обработке имеются царапины и забоины на 15% поверхности детали Ra=1,47мкм	Царапины отсутствуют Ra=0,3...1,25 мкм	Царапины отсутствуют Ra=0,8...1,25 мкм	Царапины отсутствуют Ra=0,8...1,25 мкм
bc	При обработке имеются царапины и забоины на 40% поверхности детали Ra =2,3мкм	При обработке имеются царапины и забоины на 20% поверхности детали Ra =1,16мкм	Царапины и забоины на 6% поверхности Ra =1,1мкм	Царапины отсутствуют Ra=0,7...1,25 мкм	Царапины отсутствуют Ra=0,8...1,25 мкм
dc	При обработке имеются царапины и забоины на 7% поверхности детали Ra =1,3мкм	Забоины царапины отсутствуют Ra =0,7мкм	Царапины отсутствуют Ra=0,3...1,25 мкм	Царапины отсутствуют Ra=0,8...1,25 мкм	Царапины отсутствуют Ra=0,8...1,25 мкм

Выбор количества наполнителя в связке в 60...70 мас,% производился из условия максимально возможного его введения в связку с целью увеличения съема металла при контакте детали с облицовкой контейнера.

Проведенные исследования показали, что при введении наполнителя в связку съем возрастает в 1,6...1,8 раза по сравнению с обработкой в контейнере, облицованном материалом без наполнителя. Увеличение количества наполнителя свыше 70 мас, % нецелесообразно ввиду отсутствия прочной связи между связкой и наполнителем.

Обработка проводилась на установке УВИ-25, частота вращения 50 Гц, амплитуда - 2 мм. Контейнер обклеивался облицовочным материалом, выполненным из пластин различной твердости по рабочим зонам, затем в каждой зоне устанавливался короб, обклеенный резиной с отверстиями, не позволяющими деталям покидать свою зону, но позволяющими абразивному гранулированному наполнителю свободно циркулировать в контейнере. В качестве гранулированного наполнителя использовался бой шарошлифовальных кругов АН-2 (ТУ-2-036-459-79) грануляцией 10...15 мм.

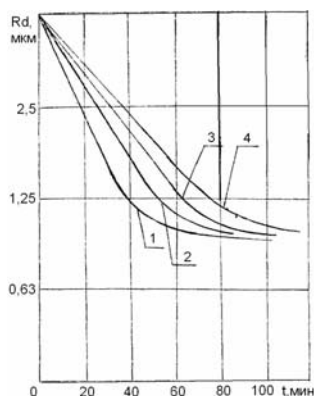


Рис. 6. Зона dc:

- 1 - твердость 190-210 у.е.;
- 2 - твердость 210-300 у.е.;
- 3 - твердость 300-400 у.е.;
- 4 - твердость 400-500 у.е.

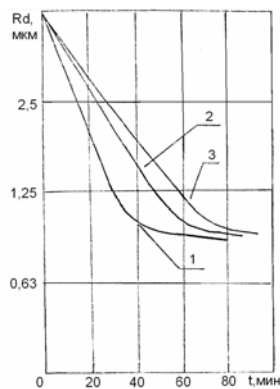


Рис. 7. Зона ab, cd:

- 1 - твердость 400-500 у.е.;
- 2 - твердость 300-400 у.е.;
- 3 - твердость 210 300 у.е.

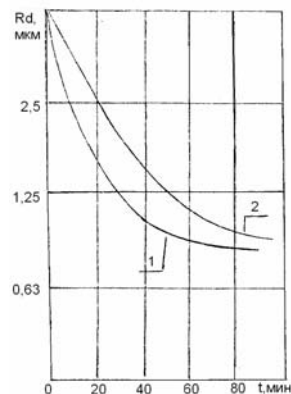


Рис. 8. Зона bc:

- 1 - твердость 300-400 у.е.;
- 2 - твердость 400-500 у.е.

В качестве исследуемых деталей использовались заготовки ножей (сталь 12X18H10T требуемая шероховатость  $Ra=1,25$  мкм). Результаты приведены в табл. 2 и на рис. 5, 6, 7, 8.

Полученные результаты свидетельствуют о том, что наиболее оптимальным вариантом для зон ab и cd является облицовка из материала твердостью 210...300, для зоны bc - твердостью 300...400, для зоны dc – 190...210 (в условных единицах).

Таким образом, преимущества, расширяющие технологические возможности контейнера с активно участвующей в процессе обработки облицовкой заключаются в следующем:

- обработка активно проводится во всех зонах благодаря применению вышеуказанной облицовки;
- отпадает необходимость в изготовлении упругой двух слойной оболочки с пневмоподушками или других устройств;
- упрощается конструкция станка, исключается необходимость в подаче воздуха в контейнер.

Экономические преимущества наглядно вытекают из технических преимуществ. Удешевляется стоимость станка за счет упрощения конструкции, удлиняется срок службы облицовки контейнера, повышается производительность обработки [15].

Попрежнему интересным является и обработка длиномерных, плоских, острых деталей из твердосплавных материалов, особенно на черновых операциях, требующих жестких режимов. Сложность их обработки на оборудовании без жесткой кинематической связи, как уже указывалось, обусловлена тем, что перемещаясь в контейнере, они могут занимать различное положение, путаться, слипаться, соударяться, а так же, что не маловажно, повреждать футеровку. Для обработки твердых деталей был предложен станок с внутренней облицовкой из пластин монолитного поликристаллического карбида кремния (табл. 3) и внутренней вставки, расположенной по центру контейнера, имеющей ребристое или абразивное покрытие, целью которых является обеспечение устойчивых вращательных движений плоских деталей.

**Физические свойства монолитного поликристаллического карбида кремния**

Характеристика	Числовое значение	Примечание
Объемный вес, г/см <sup>3</sup>	3,05-3,10	-
Пористость, %	Меньше чем 1,0	-
Твердость, кг/мм <sup>2</sup>	3100-3200	-
Граница прочности при изгибе, Н/мм <sup>2</sup>	25-35 25-35	При 20°С При 1200°С
Граница прочности при сжатии, Н/мм <sup>2</sup>	110-130 110-130	При 20°С При 1200°С
Теплоемкость, ккал/кг-град	0,20-0,22	Средняя в интервале 20-1200°С
Теплопроводность, ккал/м-ч-град	71 29	При 300°С При 1400°С
Коэффициент линейного расширения, 1/град	(4,5-4,7) 10 <sup>-6</sup>	Средняя в интервале 20-1200°С
Максимальная рабочая температура, °С	1650 1900 2200	В воздухе В вакууме В инертной среде

Плитки из карбида кремния можно изготавливать практически любой формы, к преимуществам такой футеровки можно отнести:

- высокую износоустойчивость;
- твердость материала;
- стабильность состояния в агрессивных средах;
- отсутствие пористости во всем объеме материала;
- возможность получения плиток необходимой зернистости.

Эффект вибрационной обработки с использованием плиток из карбида кремния делает возможным обработку деталей с разным размером припуска, улучшая качество обработанных деталей и сокращая время обработки.

Вращение введенной вставки осуществляется с большей скоростью, чем вращение самого циркулирующего потока рабочей среды. Это позволяет разделить слипшиеся детали, как бы цепляя одну из них. При этом наружная сторона детали будет также активно обрабатываться, так как соприкасается с абразивной стенкой контейнера. Становится возможной обработка деталей типа кернов, ножниц, ножей и пр. Происходит расширение класса деталей, которые можно обрабатывать вибрационным методом.

**Литература**

1. Бабичев А.П. Вибрационная обработка деталей.- М.: Машиностроение, 1974. - 134 с.
2. Бабичев А.П., Зеленцов Л.К., Самодумский Ю.М. Конструирование и эксплуатация вибрационных станков для обработки деталей - Ростов-на-Дону: изд-во Ростовского университета, 1081. - 160с.
3. Бабичев А.П., Рысева Т.Н., Самодуров В.А., Тамаркин М.А. Наладка и эксплуатация станков для вибрационной обработки.- М.: Машиностроение, 1988. - 64с.
4. Карташов И.Н. и др. Обработка деталей свободными абразивами в вибрирующих резервуарах.- Киев: Вища школа, 1975.
5. Кулаков Ю.М. Хрульхов В.А. Отделочно зачистная обработка деталей.- М.: Машиностроение, 1979.- 216с.
6. Мицык В.Я. Интенсификация обработки деталей в вибрирующих резервуарах

- встречно движущимися потоками рабочей среды: Дис...канд. техн. наук: 05.02.08, - Утв.
7. Медяник В.А. К выбору траектории движения рабочего органа при виброабразивной обработке / Ворошиловградский машиностроительный институт.- Ворошиловград, 1985. -13с: ил.- Библиогр.: 5 назв. - Деп. в УкрНИИНТИ 16.07.85, №УКА - 85
  8. Венцкевич Г. Влияние некоторых параметров абразивного наполнителя на эффективность процесса шлифования в вибрирующих резервуарах: Дис.канд. техн, наук; 05.02.08.
  9. А.с. 315575 СССР МКИ В 24 В 31/06.
  10. А.с. 427840 СССР МКИ В 24 В 31/06.
  11. А.с. 982878 СССР МКИ В 24 В 31/06.
  12. А.с. 1046072 СССР МКИ В 24 В 31/06.
  13. А.с. 992878 СССР МКИ В 24 В 31/06.
  14. А.с. 1341000 СССР МКИ В 24 В 31/06.
  15. А.с. 1511083 СССР МКИ В 24 В 31/06.
  16. А.с. 764952 СССР, МКИ В 24 В 31/06 Футеровка / Н.И.Тимохин, В.Д.Белозёров, Г.И.Давыдова (СССР). - №2417805/25-08; Заявл. 16.11.76; Опубл. 23.09.80, Бюл. №35.
  17. Опирский Б.Я., Денисов П.Д. Новые вибрационные станки. - Львов: «Свит», 1991. - 160 с.

УДК 621.924

**А.Б.Цыгановский**

### **ВЛИЯНИЕ СПУТНОГО ПОТОКА НА ИНТЕНСИВНОСТЬ ГИДРОАБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ ЗАТОПЛЕННЫМИ СТРУЯМИ**

Приведены результаты исследований гидроабразивной обработки затопленными струями. Рис. 4. Ист. 4.

Основным отличием гидроабразивной обработки затопленными струями (ГОЗС) от традиционных схем струйно-абразивной обработки является то, что воздействие на поверхности осуществляется струей суспензии, формируемой непосредственно в емкости для ее приготовления. Схема способа предусматривает применение для его осуществления струйных аппаратов эжекционного типа. Эффективность ГОЗС наряду с традиционным влиянием всех факторов, присущих струйно-абразивным способам, в значительной степени определяется рациональной конструкцией применяемых струйных аппаратов, основными геометрическими параметрами которых являются соотношение диаметров воздушной форсунки и эжекционной насадки, а также длина насадки.

Результаты теоретических и экспериментальных исследований по определению рациональных геометрических характеристик струйных аппаратов приведены в работах [1,2,3].

В работе [2] приведены результаты экспериментальных исследований по сравнительной эффективности гидроабразивной обработки затопленной и свободной струями. Результаты исследований показали, что на участке длины струи 30...110 мм производительность обработки затопленной струей выше, чем

свободной. Высказано предположение о том, что при обработке затопленной струей в процессе съема металла наряду с воздействием струи, формируемой непосредственно внутри струйного аппарата, дополнительно воздействует абразивная составляющая суспензии, вовлекаемая струей из пограничного слоя.

Данное предположение потребовало проведения исследований, целью которых являлась оценка влияния спутного потока на общую интенсивность ГОЗС. Исследования проводились на экспериментальном стенде ГУ-200 (рис.1).

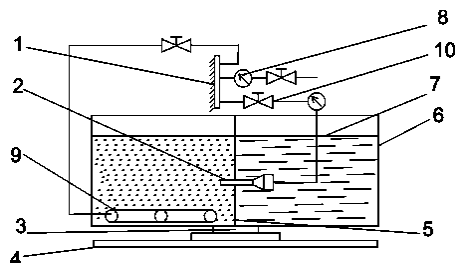


Рис.1. Принципиальная схема экспериментального стенда ГУ-200:  
1 – коллектор-распределитель; 2 – струйный аппарат; 3 – ось; 4 – плита;  
5 и 6 – резервуары; 7 – уровень жидкости; 8 – манометр; 9 – барботер; 10 – кран

В исследованиях использовались струйные аппараты с диаметром воздушной форсунки 6 мм и диаметрами эжекционных насадок 10 мм и 15 мм. Длина насадок 130 мм.

Исследования проводились в 2 этапа.

На первом этапе исследовалось воздействие только спутного потока на эффективность обработки.

Первая часть эксперимента проводилась следующим образом. Струйный аппарат устанавливался на стенде таким образом, чтобы приёмная камера и выходное отверстие струйного аппарата находились в разных резервуарах. В одном резервуаре находилась вода, во втором – рабочая среда (вода с взвешенным в ней абразивом). Образец закреплялся в приспособлении.

Расстояния между выходным сечением эжекционной насадки струйного аппарата и образцами принимались следующие: 10...150 мм с шагом 20 мм. К форсунке струйного аппарата подавался сжатый воздух, в течение полутора минут проводилась обработка: вода эжектировалась струйным аппаратом из резервуара с водой в резервуар с рабочей средой.

На втором этапе обработка производилась по традиционной схеме с погружением всего приспособления в рабочую среду. Режимы и параметры обработки те же, что и на первом этапе.

Далее производилось сравнение результатов обработки на обоих этапах исследований. Разность значений между съемами металла является показателем интенсивности обработки спутным потоком.

Результаты экспериментов по определению степени влияния спутного потока на общий технологический результат, достигаемый при ГОЗС, представлены на графиках (рис. 2,3,4).

Анализ полученных данных позволил сделать следующие выводы.

Спутный поток оказывает существенное влияние на конечный результат обработки. Для определения непосредственной доли участия полученные результаты были сопоставлены с результатами, которые отражают общий съём металла при ГОЗС[2].

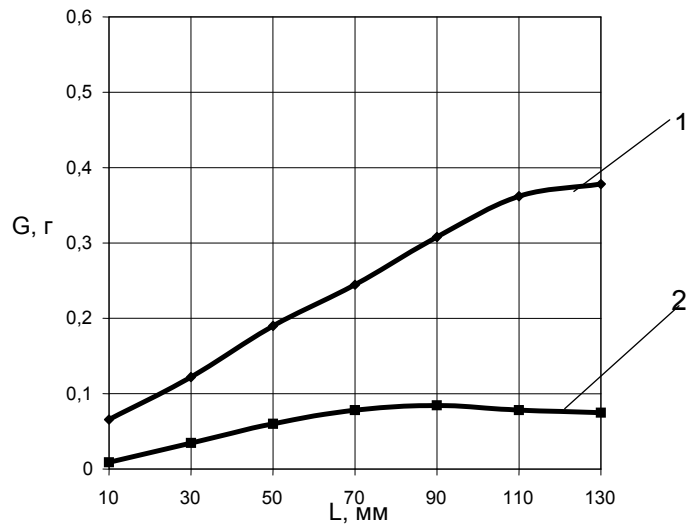


Рис. 2. Съем металла (G) спутным потоком в зависимости от длины струи (L):  
 1 – диаметр эжекционной насадки 10 мм; 2 – диаметр эжекционной насадки 15 мм

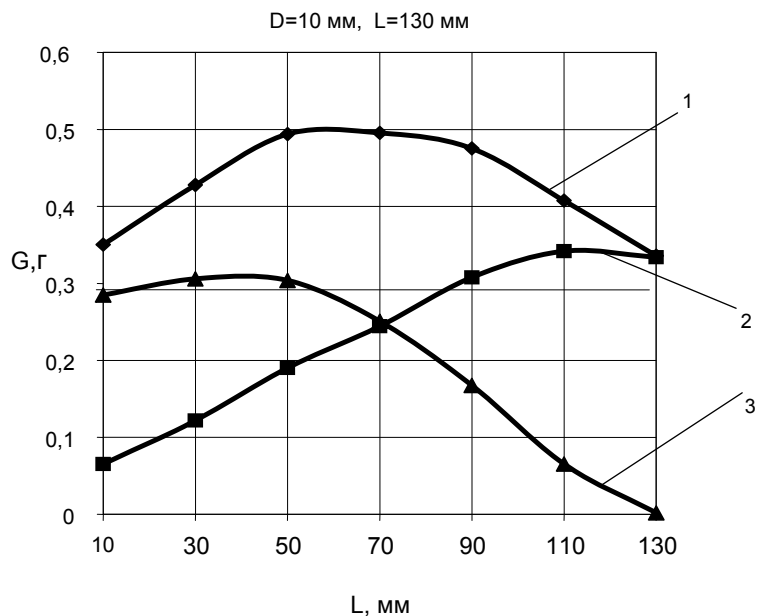


Рис.3. Зависимость съема металла (G) от длины струи (L):  
 1 – общий съем металла; 2 – съем спутным потоком;  
 3 – съем металла эжектируемым абразивом

Из графических зависимостей (рис. 3, 4) видно, что общий съем металла является суммой съема спутным потоком и съема эжектируемым абразивом.

В то время, как съем эжектируемым абразивом имеет максимальное значение на выходе из струйного аппарата, съем спутного потока имеет минимальное значение, так как на этом участке струя только начинает эжектировать окружающую рабочую среду.

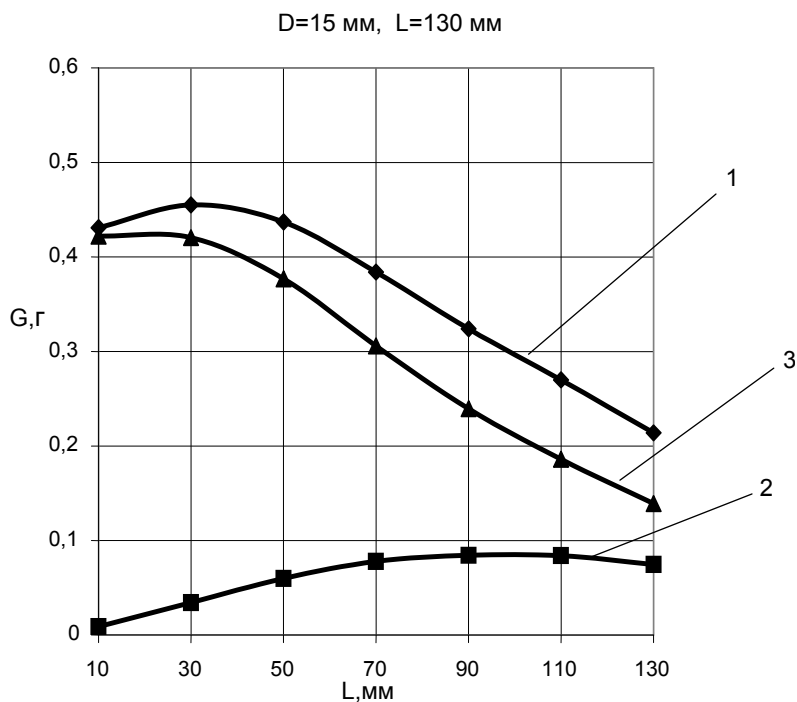


Рис. 4. Зависимость съема металла (G) от длины струи (L):  
 1 – общий съем металла; 2 – съем спутного потока;  
 3 – съем металла эжектируемым абразивом

Сравнивая графические зависимости на рис. 3 и 4, а именно общий съем металла, можно сделать вывод, что на данном участке длин струй струйный аппарат с диаметром эжекционной насадки 10 мм эффективнее.

Следует отметить, что съем эжектируемым абразивом у аппарата с диаметром насадки 15 мм выше, что объясняется участием большего количества абразивных зерен, чем при диаметре насадки 10 мм за счет более высокого коэффициента эжекции. Однако рабочая среда, эжектируемая аппаратом с диаметром насадки 10 мм, имеет большую скорость на выходе из сопла, что в свою очередь приводит к подсосыванию большего количества абразива из спутного потока на самом производительном участке струи (60 мм). Эта длина струи соответствует переходному участку теоретической затопленной струи [4]. Именно на этом участке спутный поток снимает количество металла, составляющее практически половину от общего съема металла.

Анализ графической зависимости на рис.3 также показывает, что общий съем металла, при длинах струи более 130 мм, состоит только лишь из съема спутным потоком. Это объясняется тем, что на данном участке струи происходит ее полный распад и в процессе обработки участвует только лишь спутный поток.

Однако в случае с эжекционной насадкой диаметром 15 мм (рис. 4) наблюдается следующее: количество эжектируемого абразива больше, чем при насадке диаметром 10 мм, но скорость его меньше, следовательно меньше число абразива подсосываемого из спутного потока и поэтому распад струи начинается при длинах струи, превышающих 130 мм.

На основании полученных данных можно сделать вывод о том, что спутный поток оказывает значительное влияние на технологический результат, достигаемый при ГОЗС, причем степень его влияния по большей части зависит от скорости струи на выходе из струйного аппарата.

#### Литература

1. Цыгановский А.Б. Исследования по гидроабразивной очистке деталей нефтяного насоса // Вибрации в технике и технологиях. - 2000. - №3(15). - С. 47-50.
2. Цыгановский А.Б. Эффективность гидроабразивной обработки затопленными струями // Вісник Східноукраїнського національного університету ім. В.Даля. - 2002. - № 7(53). - С. 261-264.
3. Цыгановский А.Б. Определение степени влияния коэффициента эжекции и скоростного напора струи на эффективность гидроабразивной обработки затопленными струями // Вісник СХУ ім. В.Даля. – 2005. - № 6. - С. 234-239.
4. Абрамович Г.Н. Прикладная газовая динамика. 3-е изд., перераб. М: Наука, 1969. - 824с.

УДК 620.178.16:539.4

**В.А.Колесников**

#### **ВЛИЯНИЕ МИКРОСТРУКТУРЫ ЧУГУНОВ И СТАЛЕЙ НА ИНТЕНСИВНОСТЬ РАЗРУШЕНИЯ В УСЛОВИЯХ ТРЕНИЯ СКОЛЬЖЕНИЯ. ЧАСТЬ 1. ПОСТРОЕНИЕ ОБОБЩЕННОЙ СХЕМЫ ПОВЕРХНОСТНЫХ И ПОДПОВЕРХНОСТНЫХ СЛОЕВ ТРЕНИЯ ДЕТАЛИ, ИЗГОТОВЛЕННОЙ ИЗ ГРАФИТИЗИРОВАННОЙ СТАЛИ ИЛИ ЧУГУНА**

На основе результатов собственных исследований и литературных данных представлена обобщенная схема строения поверхностных и подповерхностных слоев графитизированных чугунов и сталей в условиях трения скольжения, учитывающая структурно-фазовый состав, влияние легирования и наличие смазочного материала. Кратко описаны роль легирования и структурно-фазового состава чугунов и сталей как основных факторов, через которые можно управлять интенсивностью изнашивания (без учета других факторов, например, давления, скорости скольжения и т. п.). Рис. 8. Ист. 37.

Как известно, на интенсивность разрушения железоуглеродистых сплавов в условиях трения (особенно сухого) доминирующее влияние оказывает их микроструктура. Одними из наиболее широко используемых конструкционных триботехнических материалов являются чугуны. Однако они являются одними из самых сложных сплавов (по многообразию и количеству структурных и фазовых составляющих). На формирование микроструктуры чугунов оказывает влияние огромное количество контролируемых и неконтролируемых факторов [1 - 3]. К наиболее близким по микроструктуре и свойствам сплавам можно отнести графитизированные стали, а значит, многие положения, приведенные в этой публикации будут справедливы и для них [4]. Тем не менее, несмотря на очевидный прогресс в создании новых конструкционных материалов (наноматериалы, ком-

позиционные материалы, высокопрочные стали), чугуны и стали по-прежнему в течение нескольких последующих десятилетий будут применяться в качестве конструкционных материалов [5, 6]. В первую очередь для ремонта старого оборудования.

Протекание нормального режима трения, во многих случаях, зависит от поверхностной прочности контактирующих поверхностей. Одним из способов ее повышения для чугунов и сталей является их дополнительное легирование. Известно, что взаимодействие возможно в пятнах (точках) контакта. Их размеры, распределение, перемещение (миграция), время и скорость возникновения не известны, по некоторым данным время их существования ( $10^{-3} - 10^{-5}$  с) [7]. Очевидно, что взаимодействие в точках контакта зависит от различных свойств (в первую очередь, физико-химических) структурных и фазовых составляющих железоуглеродистых сплавов. Однако этот вопрос еще полностью не изучен.

Существует целый ряд известных моделей строения приповерхностных слоев твердых тел и поверхностей трения [8 – 10]. Приведем некоторые из них на рис. 1.

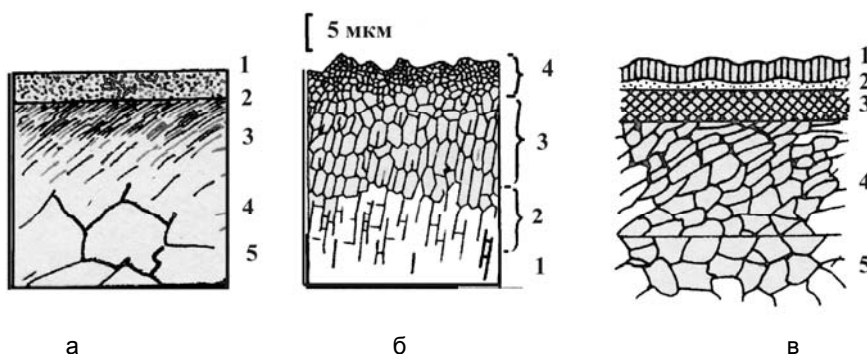


Рис. 1. Схемы строения поверхностных и подповерхностных слоев.

По Лавреновскому [8] (1 – адсорбированные компоненты; 2 – заадсорбированные газы; 3 – оксиды и неразрушенный материал; 4 – первоначальная структура) (а).

По Бенару после абразивного износа [9] 1 – неразрушенная основа; 2 – переходная зона; 3 – зона ориентированных кристаллов; 4 – зона неориентированных кристаллов (б).

По Костецкому [10] (1 – вторичные структуры II типа; 2 – вторичные структуры I типа; 3 – подповерхностный слой; 4 – исходная структура) (в)

Существуют и более сложные классификации строения поверхностных и подповерхностных слоев, например, предложенная Бураковским [11].

Микроструктура, рассматриваемая на рис. 1, скорее может отражать состояние микроструктуры бандажной стали [12, 13] как, например, содержащей до 21 % Mn, так и некоторых сталей, строение которых в первом приближении несколько проще, чем чугунов. В то же самое время это не значит, что их поведение в условиях трения скольжения полностью изучено [14, 15]. Значительным резервом для повышения триботехнических свойств сталей и чугунов является как улучшение их микроструктуры, благодаря металлургическим методам (легирование, модифицирование), а также термообработка, химико-термическая обработка, лазерная обработка и т.д., так и путем применения новых смазывающих материалов минимизирующих или даже полностью исключаящих износ. К числу наиболее перспективных методов вполне можно отнести применение нанотехнологий. Наночастицы могут быть использованы при производстве и при введении в смазочный материал.

Однако представленные выше схемы не отражают некоторые особенности микроструктуры чугунов. На рис. 2 представлены фотографии микроструктур

графитизированных чугунов. Как правило, роль структурных и фазовых составляющих в различных условиях трения проявляется по-разному, и в зависимости от соотношения того или иного количественного соотношения (морфологии, распределения, размеров и т.п.) составляющих, интенсивность изнашивания чугунов будет различная [16].

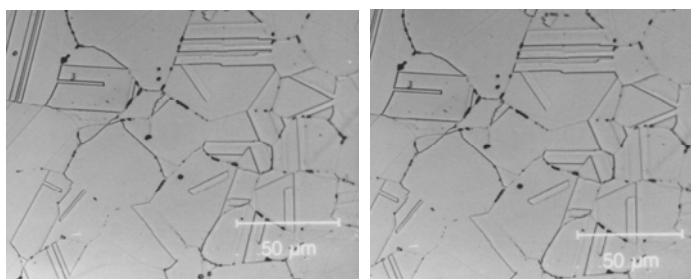


Рис. 2. Микроструктура деформированной марганцевой бандажной стали

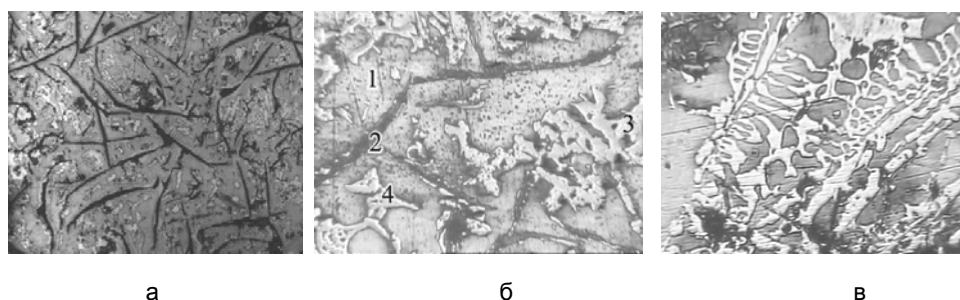


Рис. 3. Микроструктура графитизированного чугуна (а, б). Серый чугун (а)  $\times 100$ . Структурные и фазовые составляющие: 1 – металлическая матрица; 2 – пластинчатый графит; 3 – карбиды; 4 – фосфиды (б)  $\times 500$ . Отбеленный чугун (карбиды и металлическая матрица кристаллизовавшаяся в виде дендритов) (в)  $\times 200$

Так, например, влияние графита может быть двойственным. С одной стороны, он снижает контактное взаимодействие (исключает схватывание) между трущимися поверхностями в условиях сухого трения [17, 18]. С другой стороны, разобщая металлическую матрицу, он снижает прочность материала. Некоторые факты не позволяют объяснить смазывающую способность графита только слоистой структурой [19]. Сила трения при смазывании графитом в сухом воздухе больше, чем во влажном. Сила трения в атмосфере азота значительно больше, чем в воздухе, причем в сухом азоте выше, чем во влажном. Присутствие влаги, пленок окислов является необходимым условием для проявления графитом его смазочных способностей. Влажность и оксидные пленки на металлических поверхностях, образованию которых способствует влага, улучшают адгезию графита к поверхности.

По одной из гипотез, если слой материала покрывает графитную пору [17], то происходит локализация напряжений между металлической матрицей и графитной порой, что в конечном итоге приведет к зарождению и появлению трещин. Так, даже при изготовлении микрошлифов часть графита выкрашивается из металлической матрицы (рис. 4 а – центральная часть фотоснимка). Судя по размеру пустоты, этот процесс может проходить совместно с другими структурными составляющими.

Автором данной работы проведены испытания графитизированных чугунов на машине трения СМЦ -2 по схеме “ролик – колодочка”. Колодочка изготавливалась из чугуна, а контртело – ролик из стали 45Г2. Металлографические исследования проводились на современном оптическом оборудовании.

К числу очевидных преимуществ, повышающих износостойкость как стальной, так и чугунной детали, может быть отнесена возможность упрочняться в процессе трения. На рис. 4 б отчетливо видно изменение микротвердости в зависимости от расстояния зоны трения (край исследуемой колодки) [20].

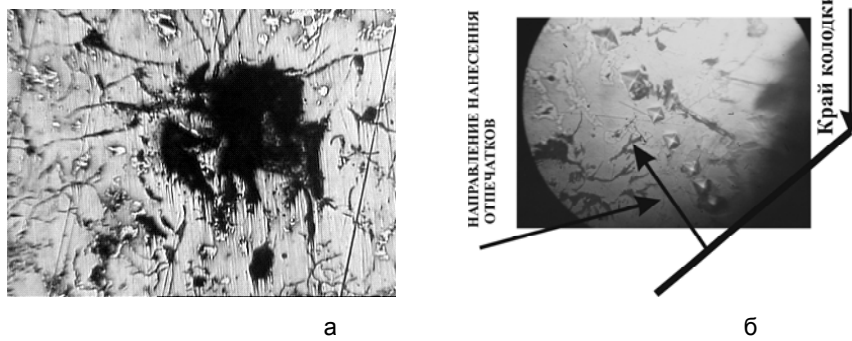


Рис. 4. Микроструктура чугуна, в котором отсутствует фрагмент материала (а) × 200. Изменение микротвердости чугуна (упрочнившегося в условиях трения) (б)

На рис. 5 представлена обобщенная схема строения поверхностных и подповерхностных слоёв трения графитизированных чугунов (с частичным объяснением влияния легирующих элементов на структурно-фазовый состав и триботехнические свойства). Эту схему можно связать также с обобщенной схемой “поведения” чугунов (материалов) в условиях трения скольжения при изменении условий смазки (см. вторую часть статьи). При этом пунктирными линиями (цифры поясняют это состояние) ограничено наличие или отсутствие смазочного материала на поверхности трения (см. вторую часть статьи рис. 2), а пояснения на рисунке относятся ко всему материалу.

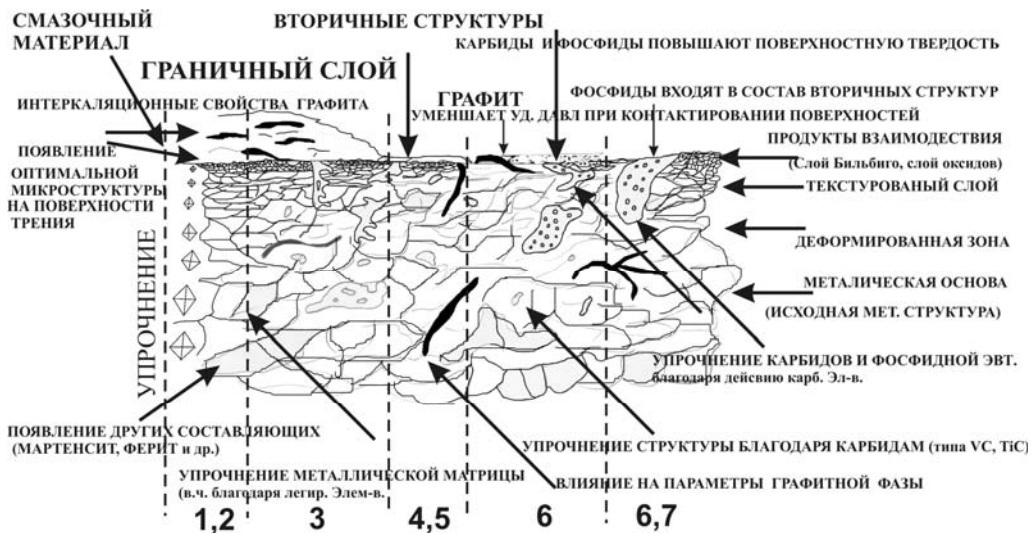


Рис. 5. Схема строения поверхностных и подповерхностных слоев трения графитизированного чугуна (стали) с учетом влияния легирования

Существенно изменить свойства и структурно-фазовый состав чугунов можно благодаря комплексному легированию. Даже введение небольших добавок до 1 % способно повысить механические и триботехнические свойства [21]. Так, введение карбидообразующих элементов, например, Cr, V, Ti, Mo способствует:

- повышению твердости: а) за счет повышения микротвердости твердого раствора металлической матрицы; б) за счет повышения микротвердости цементитных карбидов ( $\text{Fe, Me}_3\text{C}$ ); в) появлению специальных сложнолегированных карбидов, например,  $\text{M}_{23}\text{C}_6$ ,  $\text{M}_7\text{C}_3$ ; г) появлению специальных высокотвердых карбидов типа VC, TiC;  $\text{VC, V}_4\text{C}$  ( $\text{Fe, Cr, V}$ ) $_x\text{C}_y$ ; д) карбидное упрочнение металлической матрицы после специальной термической обработки;
- изменению морфологии карбидной и графитной фаз;
- изменению морфологии участков сплава кристаллизовавшихся в виде дендритов;
- изменению морфологии и прочностных характеристик других составляющих, например, фосфидной эвтектики;
- изменению типа связи в металлической матрице;
- появлению мелкодисперсных карбидов в металлической матрице, которые способствует сдерживанию продвижения дислокаций;
- изменению типа металлической матрицы (при высоком процентном содержании легирующих элементов), а, отсюда, и изменению свойств детали в целом.

Введение в сплав модификаторов (например, Ca), способствует очищению границ раздела между фазовыми составляющими сплава, от неметаллических включений, что способствует повышению трещиностойкости. Если предположить, что неметаллические включения могут являться инициаторами зарождения и распространения трещин и в условиях трения, то для некоторых химических составов чугунов модифицирование также является необходимым условием, способствующим повышению износостойкости [22].

Также имеются данные о том, что Cr и фосфор входят в состав вторичных структур, препятствующих протеканию активационных процессов на поверхностях трения [23, 24].

Способность сплава к упрочнению в процессе трения повышает поверхностную твердость и, как правило, несущую способность материала детали. Одними из наиболее известных чугунов, обладающих указанными выше способностями, являются аустенитные марганцевые чугуны [25].

Наличие достаточно вязкой и пластичной металлической матрицы способно также обеспечивать некоторые преимущества влияния на интенсивность изнашивания, а следовательно, и на характер отделения материала. Так, на рис. 6 фотоснимок (а) сделан для чугуна при наличии вязкого характера разрушения края колодочки, а на фотоснимке (б) преобладает хрупкий характер.

Вязкая матрица способна удерживать карбиды, которые при наличии хрупкой матрицы могут быть выкрашены в процессе трения [26]. Также в процессе трения в тонком поверхностном рабочем слое возможно выделение мелкодисперсных карбидов, что подтверждается результатами рентгеноструктурного анализа как собственных исследований, так и литературными данными [27]. Присутствие вязкой металлической матрицы, содержащей равномерно распределенные мелкодисперсные карбиды, обеспечивает соблюдение принципа Шарпи [23], что способствует повышению износостойкости.

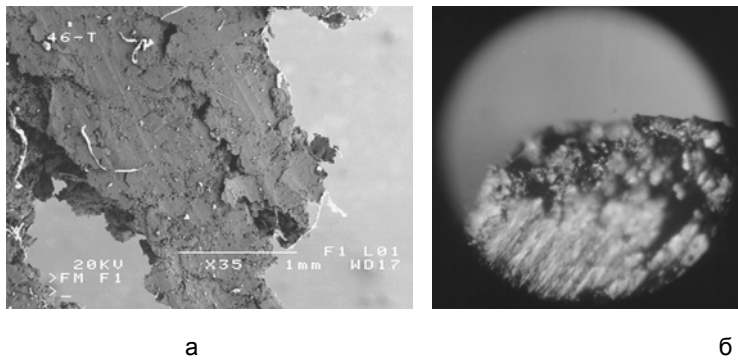


Рис. 6. Характер отделения материала от поверхности трения. Вязкий характер разрушения (а)  $\times 35$ . Хрупкий характер разрушения (б)  $\times 100$

Естественно, что топография поверхности трения и подповерхностных слоев существенно зависит от исходной литой структуры. Так, на рис. 7 а представлен внешний вид поверхности трения аустенитного чугуна, образовавшийся в условиях нормального режима трения (без схватывания). На рис. 7 б представлена фотография слоев примыкающих к зоне трения (левая часть фотоснимка).

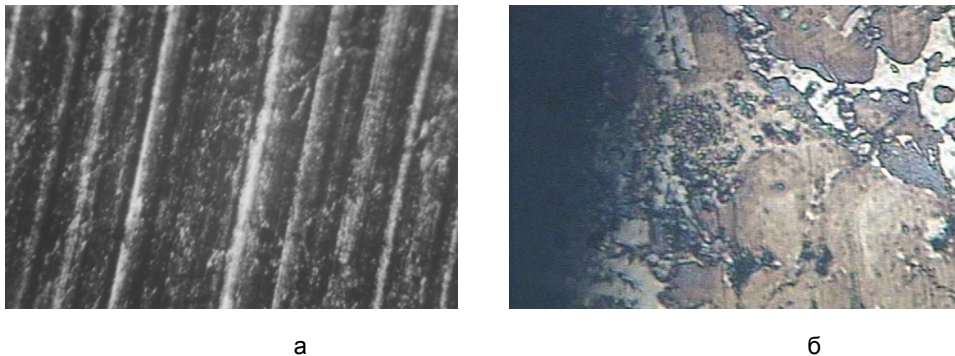


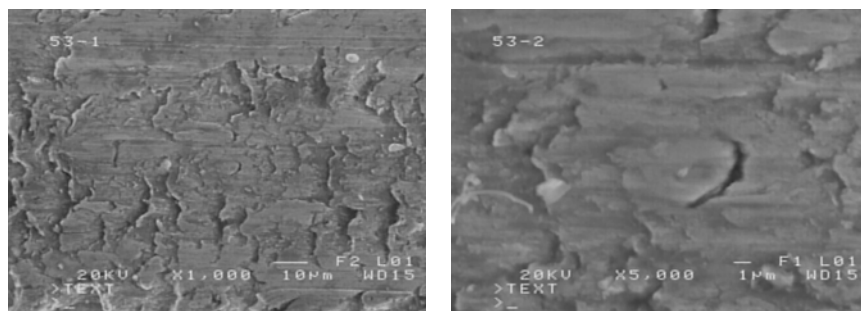
Рис. 7. Внешний вид поверхности трения (нормальные условия сухого трения) (а)  $\times 100$ . Подповерхностные слои вблизи зоны трения (б)  $\times 300$

Материал, примыкающий к зоне трения (центральная часть фотоснимка, граничащая с черным цветом), по внешнему виду сильно отличается от литого (исходного) материала чугунного образца (правая часть фотоснимка). Он имеет большую микротвердость по сравнению со среднестатистической, характерной для металлической матрицы. Это свидетельствует об изменениях в поверхностных и подповерхностных слоях, происходящих в процессе трения. К их числу, согласно литературным данным, относят:  $\gamma \rightarrow \alpha$  превращения, выделения дисперсных карбидов, образование мартенсита деформации, появление “белого” слоя и т.д. [28 – 31].

Из рис. 8 а можно увидеть, что для нормального режима трения характерно пластинчатое (слоистое “лепестковое”) отделение материала [20]. При значительно большем увеличении на поверхности трения зафиксировано появление трещин (центральная часть фотоснимка).

Известно, что характер дислокационной структуры в зоне повреждения резко изменяется. Имеются данные о том, что в исходном состоянии в объеме блоков дислокаций в 3 раза больше, чем на границах. Аналогичное соотношение сохраняется в неповрежденных участках, однако, абсолютные значения дисло-

каций в этих участках меньше, чем в исходном состоянии. Так, в зоне задира и трещины толщиной 5 – 6 мкм плотность дислокаций в объеме блоков резко возрастает, тогда как субграницы становятся причиной повреждения поверхности [30, 31]. Послойное распределение дислокаций различается в зоне задира и трещины так же, как и характеристики тонкой структуры. Слой толщиной 1,5 мкм имеет такую же субструктуру, которая в зоне задира соответствует упрочненному состоянию, а в зоне трещины – состоянию после релаксации микролокальных напряжений. Таким образом, если обобщить имеющиеся данные о влиянии легирования на формирование структурно-фазового состава (исходных параметрах микроструктуры) и сложных физико-химических процессов, протекающих в зоне трибосопряжения с учетом влияния внешних параметров (скорости скольжения, давления, условий контактирования и т. д.), то можно рекомендовать целый ряд мероприятий, обеспечивающих минимальный износ [30 – 37].



а б  
Рис. 8. Внешний вид поверхности трения слоев (а) × 1000; (б) × 5000

В данной работе акцентировано внимание на то, что свойства чугуна (стали) зависят от микроструктуры, параметры которой зависят от влияния легирующих элементов. Следует также отметить, что в трибосопряжении между контактирующими поверхностями происходят достаточно сложные взаимодействия на всех этапах, что требует продолжения исследований в этом направлении.

#### Литература

1. Гуляев Б. Б. Синтез сплавов. (Основные принципы. Выбор компонентов).– М.: Металлургия, 1984. – 160 с.
2. Богачёв И. Н. Металлография чугуна.– Свердловск.: Metallurgizdat, 1962.– 392 с.
3. Бунин К. П., Таран Ю. Н. Строение и свойства чугуна. – М.: Металлургия, 1972. – 160 с.
4. Структура та опір руйнуванню залізобуглецевих сплавів / О. П.Осташ, І. П. Волчок, О. Б. Колотілкін та ін. – Львів: Національна академія наук України. Фізико-механічний інститут ім. Г. В. Карпенка, 2001. – 272 с.
5. Wears of Thermals Spray Deposited Low Carbon Steel Coatings on Aluminum Alloys / A. Edrissy, T. Perry, Y. T. Cheng and A. T. Alpas // Wear. – 2001.– Vol. 8872. – P. 1–11.
6. Gabriel J. New Materials cut Wheel Wear // Int. Railway Journal. – Dec. 1988, P. 51–53.
7. Чичинадзе А. В., Браун Е. Д., Гінзбург А. Г., Игнатъев З. В. Расчет, испытание и подбор фрикционных пар. – М.: Наука, 1979. – 267 с.
8. Lawrowski Z. Tribologia. – Warszawa: Wydawnictwo Naukowe PWN, 1993. – 315 s.
9. Окисление металлов. Теоретические основы / Под ред. Ж. Бенара.– Т.1. – М.: Металлургия, 1967. – 499 с.
10. Костецкий Б. И. Трение, смазка и износ в машинах. – К.: Техніка, 1970. – 396 с.
11. Справочник по триботехнике: В 3 т. / Под общ. ред. М. Хебды, А. Чичинадзе. – М.: Машиностроение. Т. 1. Теоретические основы, 1989. – 400 с.

12. Balytskyi O.I. Crack resistance of modern steels for rail wheels and railroad track // *Industrial and tourist transport*. – Lviv: Kamenyar. – 2002. – P. 38 – 40.
13. Балицький О. І. Сучасні матеріали для потужних турбогенераторів. – Львів: Національна академія наук України. Фізико - механічний інститут ім. Г. В. Карпенка, 1999. – 284 с.
14. J. Tervo Wear properties of HNS // *Proceeding of 5 th International Conference on High Nitrogen Steels*, held in ESPO, Finland, May 24-26, and Stockholm, Sweden, May 27-28, 1998 // *Trans Tech Publications Ltd* – P. 743 – 750.
15. Markus O. Speidel From High-Nitrogen Steels (HNS) to High-Interstitial alloys (HIA) // *High-Nitrogen Steels*. – Zürich.: Institute of Metallurgy, 2003. – P. 1 – 7.
16. Колесников В. А. Исследование интенсивности изнашивания марганцевых чугунов в зависимости от структурно-фазового состава и нагрузочно-скоростных параметров // *Вісник СНУ ім. В. Даля* – 2004.– № 6. –С. 41-53.
17. Канарчук В. Е. Адаптация материалов к динамическим воздействиям. – К.: Наук. думка, 1986. – 264 с.
18. Колесников В. А. Анализ разрушения поверхностных слоев аустенитных марганцевых чугунов в условиях трения скольжения // *Зб. наук. праць СНУ.- Луганськ, 2002. Ч II.– С. 64.*
19. Гаркунов Д. Н. Триботехника. – М.: Машиностроение, 1985. – 424 с.
20. Балицький О., Колесніков В., Кубіцькі Є. Упрочнение марганцевых чугунов как резерв повышения эксплуатационной стойкости деталей железнодорожного транспорта // *Промисловий та туристичний транспорт.-Вип. 3.-Львів: Каменяр, 2004. – С.36 – 45.*
21. Balitskii A., Kolesnikov W., Kubicki J. Role of chromium, vanadium and titanium alloying on the ferrous-manganese alloys tribological properties increasing // *Problems of Tribology*. – 2003. – № 1. – P. 94 – 100.
22. Балицький О. І., Колесніков В. О. Дослідження продуктів зношування аустенітних марганцевих чавунів // *Фізико - хімічна механіка матеріалів*. – 2004. – № 1 – С. 65–69.
23. Надежность и долговечность машин / Б. И. Костецкий, И. Г. Носовской, Л. И. Бершадский, А. К. Караулов / Под ред. Б.И. Костецкого.– К.: Техніка, 1975.– 408 с.
24. Широков В.В., Арендар Л.А., Слинько Г.І., Волчок І.П. Вплив фосфідної евтектики на зношуваність високоміцних чавунів // *Фізико-хімічна механіка матеріалів.-2003.-№2.- С.115-117.*
25. Колесников В. А. Особенности износа графитизированных марганцевых чугунов в условиях сухого трения // *Вісник СНУ ім. В. Даля* – 2002.- №7. – С. 232-239.
26. Шебастинов М. П., Абраменко Ю. Е. Свойства и износостойкость аустенитных чугунов // *Металловедение и термическая обработка металлов*. – 1986. –№ 6 – С. 32–36.
27. Таланов М. М., Якушин Н. Н., Абраменко А. Е., Шерман А. Д. Самоупрочнение седел клапанов автомобильных двигателей из марганцевого чугуна // *Металловедение и термическая обработка металлов*. – 1970.– №6. – С. 69–70.
28. Станчев Д. И. Влияние структуры на упрочнение марганцевистого чугуна // *Металловедение и термическая обработка металлов*. – 1978.– №6. – С. 54 – 55.
29. Волков А. Н. Превращения в тонких поверхностных слоях марганцевистых чугунов при абразивном износе // *Металловедение и термическая обработка металлов*. – 1970.– №6. – С. 12 – 14.
30. Дроздов Ю. Н., Ошина Л. Я., Павлик Б. Б., Сидоров С. А. Структурные изменения при повреждении поверхностей трения // *Металловедение и термическая обработка металлов*. – 1983.– №9. – С. 37 – 39.
31. Буше Н. А., Копытько В. В. Совместимость трущихся поверхностей. – М.: Наука, 1981. – 128 с.
32. Balytskyi O.I., Kolesnikov V. O. Investigation of wear products of austenetic manganese cast-iron // *Materials Science*. – New York. – 2004. – Vol. 40, № 1. – P. 78 – 82.
33. Колесніков В.О. Схоплювання марганцевих чавунів // *Матеріали XIX - ої відкритої науково-технічної конференції молодих науковців і спеціалістів присвяченої 95 річниці від дня народження академіка Г.В. Карпенка*. – С. 61 – 65.
34. Деклараційний патент на корисну модель 2004020827 України, МКИ С22С38/38. Марганцевий чавун /В.О.Колесніков, О.І. Балицький (Україна).- № 2004020827; Заявлено 05.02.04; Опубліковано 15.12.04. Бюл. № 12.
35. Balytskyi O. I., Kolesnikov V. O and Kubitskyi E. Improvement of crack grown resistance of manganese cast iron // *Materials science*. – New York. – 2005. – Vol. 40, №1. – P. 67 – 73.

36. Alexander Balitskiy, Valeriy Kolesnikov, Jerzy Kubitski Hardening manganous cast-alloys as a reserve of increase of operational resistance of details of a railway transportation // Industrial and tourist transport. – Lviv, Kamenyar. – 2003. – P. 54 – 63.
37. Balytskyi O.I., Kolesnikov V.O., Kaviak P. Tribotechnical properties of austenitic manganese steels and cast-irons under sliding friction conditions // Physicochemical mechanics of materials. – 2005. – № 5. – P. 55 – 60.

УДК 620.178.16:539.4

**В.А.Колесников**

**ВЛИЯНИЕ МИКРОСТРУКТУРЫ СТАЛЕЙ И ЧУГУНОВ НА  
ИНТЕНСИВНОСТЬ РАЗРУШЕНИЯ В УСЛОВИЯХ ТРЕНИЯ  
СКОЛЬЖЕНИЯ. ЧАСТЬ 2. ОБОБЩЕННАЯ СХЕМА  
“ПОВЕДЕНИЯ” ЧУГУНОВ И СТАЛЕЙ В УСЛОВИЯХ ТРЕНИЯ  
СКОЛЬЖЕНИЯ**

Представлена обобщенная схема “поведения” материалов в условиях трения с течением времени, что, безусловно, представляет определенный интерес с позиций формирования единой теории трения и износа. На основе результатов собственных исследований и литературных данных, а также на примере поведения железоуглеродистых сплавов в условиях трения показаны основные этапы и причины снижения “эксплуатационной стойкости” данных сплавов. Рис. 4. Ист. 38.

Эксплуатационная стойкость промышленного оборудования во многом определяется интенсивностью износа сопряженных поверхностей, при этом до 80 % отказов машин и механизмов происходит по причине износа материалов в узлах трения [1-3]. В настоящее время к базовым проблемам трибологии можно отнести отсутствие единой и непротиворечивой теории трения и износа, а также методы испытаний на износ [1].

Доминирование в течение длительного периода времени только “механических” подходов (без учета материаловедческих аспектов) к проблеме износа сопряженных поверхностей могло удовлетворять лишь на ранних этапах развития техники [6]. Накопление экспериментальных данных и теоретических работ в области трибологии позволило создать несколько теорий трения. Среди ученых, которые внесли свой вклад в создание этих теорий, можно отметить Хольма, Г. Д. Полосаткина, Д. В. Конвисарова, В. А. Кислика, Г. И. Епифанова, Н. Н. Давиденкова и др.

Значительный вклад в развитие трибологии был внесен Крагельским и его школой. Созданная им молекулярно-механическая модель сухого внешнего трения получила широкое распространение. Эта модель учитывала дуализм сил трения, которые возникают в результате двух процессов: преодоления сил межмолекулярного взаимодействия и одновременное деформирование рельефа поверхностей трения.

Согласно классическим представлениям, приведенным в монографиях Б. И. Костецкого и других авторов, изменение интенсивности износа с течением времени можно представить в виде следующей схемы (см. рис. 1):

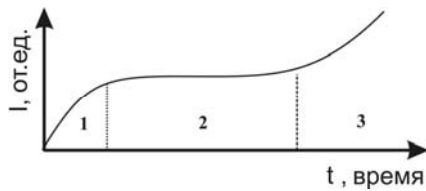


Рис. 1. Изменение интенсивности износа (I) в течение времени (t) [4]

При постоянных условиях трения имеют место три стадии процесса изнашивания: 1– начальный период (приработка); 2 – стационарный режим работы; 3 – катастрофическое разрушение материала детали.

Интенсивность изнашивания I, ввиду сложности и многообразия процессов, обычно представляют в виде функции, а точнее оператора, всего комплекса процессов, возникающих при различных скоростях скольжения

V, нагрузочных P параметрах (материалов, условий среды и т.д.) [4 - 6].

Интенсивность разрушения сплавов в процессе трения можно выражать в следующих единицах:  $г/см^2$ ;  $мм^3/см^2$ ;  $г/см^2$  на 1000 метров пути;  $мм^3/см^2$  на 1000 метров пути и т.д., что позволяет сравнивать полученные результаты с данными различных исследований.

Одной из наиболее известных теорий трения является структурно-энергетическая теория (созданная Б. И. Костецким и коллегами). Она стоит на постулате о том, что фундаментальной физической основой общей закономерности (диапазона нормального трения) является универсальное явление адаптации, структурной приспособляемости материалов. Её сущность состоит в следующем: при нормальном трении в зоне контакта образуется диссипативная структура, обладающая свойствами минимального производства энтропии [6]. При этом интенсивность износа уменьшается на 4...5 порядков по сравнению с повреждаемостью. Однако данная теория абстрагируется от свойств основного материала детали и переходит в основном на процессы, происходящие лишь в тонких поверхностных слоях, так называемых вторичных структурах, что, очевидно, не вполне объективно. Развивающаяся структурная механика разрушения материалов [7], а также металлофизические подходы к изучению проблемы износа материалов [5], совместно с учетом комплексного сочетания факторов [8], позволяют более глубоко изучить микромеханизм разрушения материалов. В то же самое время, не зависимо от внешних условий применения материалов, процессы контактного взаимодействия при трении всегда активируют действие усталостного механизма повреждаемости материала поверхностного слоя [9, 10]. Металлические сплавы продолжают составлять значительную часть конструкционных материалов, применяемых для изготовления узлов трения. Учитывая, что их износостойкость трибосопряжений в значительной степени зависит от структурно-фазового состава, попытаемся обобщить схему, представленную на рис. 1, с результатами собственных исследований и литературными данными для таких материалов, как чугуны и стали (рис. 2). При этом “эволюцию” “деградации” материала детали свяжем с наличием смазочного материала в трибосопряжении, разделив на 4 условных периода: I (отрезки 1,2) приработка (деталь только установили в механизм); II (отрезок 3) установившего (стационарного) износа (период, когда в трибосопряжении осуществляется необходимый подвод смазочного материала); III (отрезки 4,5) – в условиях ограниченной подачи масла (масленного голодания – когда по каким-либо причинам в трибосопряжении наблюдается ограниченная подача смазочного материала); IV (отрезки 6,7) в условиях сухого трения (как граничный случай трения в масле – после полного исчезновения остатков смазочного материала из трибосопряжения).

Итак, **отрезки 1,2** соответствуют периоду приработки материала. Этому режиму могут соответствовать повышенный износ и повышенные коэффициенты

трения, по сравнению с периодом установившегося изнашивания. Вполне очевидно, что в процессе приработки могут происходить процессы схватывания [11], которые могут приводить к критическим повреждениям – **точка А** (рис. 2). Первые основные исследования в области приработки провел М. М. Хрущев [12]. Процесс приработки протекает в несколько этапов. Сначала соприкасающиеся поверхности интенсивно изнашиваются, или осуществляется поверхностная пластическая деформация, в результате чего увеличивается контурная и фактическая площадь контактирования. Далее происходит изменение микрогеометрии шероховатости, причем, как показал И. В. Крагельский [13], по окончании этого процесса устанавливается оптимальная для данных условий работы и материалов шероховатость, независимая от величины и характера начальной шероховатости.

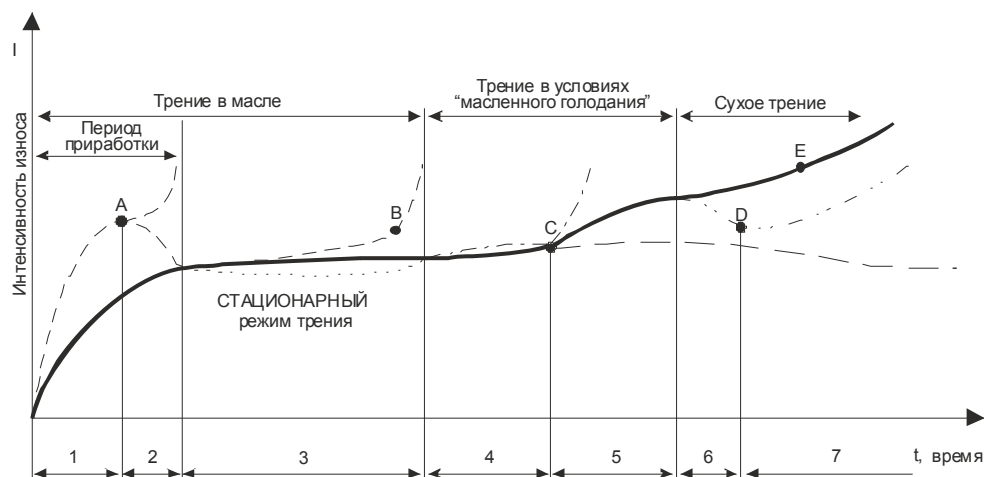


Рис. 2. Обобщенная схема «поведения» сталей и чугунов (материалов) в условиях трения скольжения при изменении условий смазки

Считается, что наиболее высокая скорость процесса приработки осуществляется в режимах трения, которые приближаются к критическим вблизи точки  $R_{кр}$ , ведет к образованию задира. Приработка «на грани заедания» в свое время убедительно обоснована в работе [14]. При проведении такого процесса приработки поверхности трения приспособляются к восприятию высокого уровня нагрузки, к образованию задира. Данная констатация вполне может соответствовать как условиям граничного, так и сухого трения. Так автор данной работы выявил, что в условиях трения упрочнение аустенитных марганцевых чугунов может происходить в 1,2...1,9 раза на глубину 0,10...0,15 мм [15]. При этом, если сплавы метастабильные, может происходить упрочнение и превращения типа  $\gamma \rightarrow \alpha + K \rightarrow \gamma' + K$ , что способствует возрастанию твердости и повышению износоустойчивости материала в условиях сухого и граничного трения [16 - 20].

**Отрезок 3** соответствует стационарному режиму износа. Для режима постоянного износа соединенных поверхностей детали характерно относительно стабильные значения коэффициентов трения и износа [13]. Однако, поскольку окончание процесса приработки определяется достижением не только максимально возможной площади контактирования трущихся поверхностей, но и несущей способностью пары, то очевидно, что поверхностные слои сплава приобретут определенные свойства [21]. В результате этого произойдет адаптация материала к условиям внешнего трения, это свойство получило название структурной приспособляемости [4, 6, 22]. Однако даже на этом этапе в течение

времени будет происходить деградация материала, получившая название износоусталостного механизма повреждения и разрушения (**точка В** на рис. 2) [9]. Существует несколько гипотез, согласно которым интенсивность разрушения материала может быть вызвана за счет локализации напряжений и появления трещин в поверхностных и приповерхностных слоях зоны трения. Они появляются из-за разницы в удельных объемах образовавшегося мартенсита деформации и аустенита (исходной фазы) [23, 24, 25]. В работе [25] отмечены существенные различия в микротвердости. Таким образом, можно предположить, что на начальном этапе превращения, сопровождаемые упрочнением и повышением твердости поверхностного слоя, способствуют снижению интенсивности изнашивания, а в дальнейшем могут действовать в обратном направлении. Пунктирная линия характеризует снижение интенсивности износа в условиях граничной смазки под действием таких факторов, как, например, присадки в смазочном материале [26, 27]. Для чугунов это может быть вызвано интеркаляцией графита выделяющегося в смазочный материал [28], оказывающего влияние на интенсивность изнашивания. Колебания коэффициента трения и повышение температуры смазочного материала также являются доказательством [29].

**Отрезок 4** показывает, что в условиях масляного голодания материал способен еще в течение длительного периода времени поддерживать работоспособность в условиях своевременной подачи смазки. Так, автор данной работы установил, что слой из масла и графита (при подаче 2-3 капель масла И-20А в трибосопряжение (колонка изготовлена из графитизированного марганцевого чугуна,  $P = 2,5$  МПа,  $V = 0,628$  м/с) на ролике, изготовленном из стали 45, может удерживаться в течение 1 – 1,5 часов, а на высокомарганцевой аустенитной холоднодеформированной стали – в течение 2 – 3 часов, после чего начинается интенсивное схватывание. **Отрезок 5** отображает способность материала разрушаться (штрихпунктирная линия) и сохранять работоспособность (сплошная жирная и сплошная тонкая линия). **Точка С** характеризует наступление катастрофического износа и разрушения. Необходимо отметить, что об интенсивности разрушения материала (помимо весового метода, когда износ характеризуется количеством разрушенного материала) можно судить по анализу продуктов износа и микрорельефу поверхностей трения [30, 31].

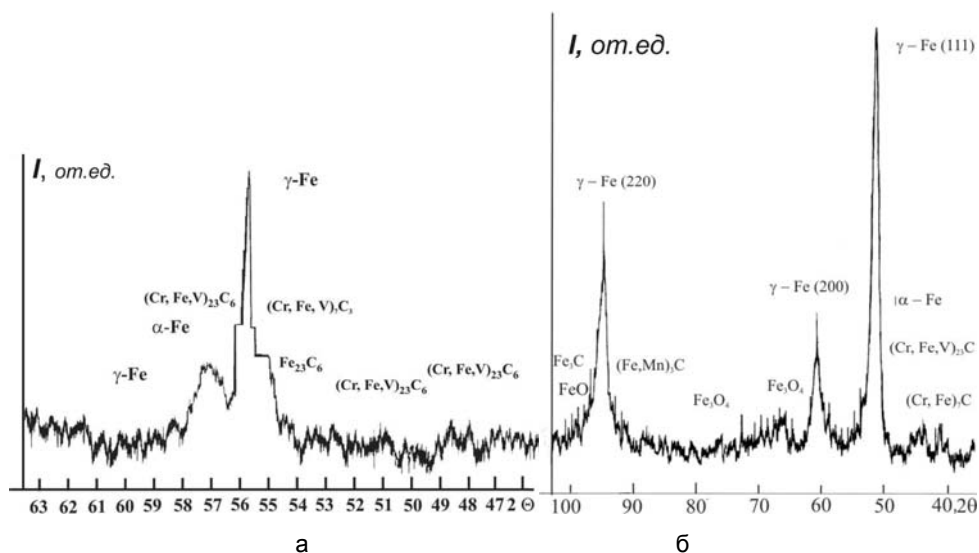


Рис. 3. Дифрактограмма ( $FeK_{\alpha}$ ) сплава до трения (а); дифрактограмма ( $CuK_{\alpha}$ ) поверхности разрушения после испытаний в условиях сухого трения (б)

**Отрезок 6** показывает “снижение” интенсивности изнашивания в условиях сухого трения. Этот процесс может происходить за счет образования вторичных структур на поверхности трения [6, 32]. Наиболее часто эти структуры имеют оксидную природу происхождения [6]. Автор работы также наблюдал снижение интенсивности изнашивания за счет образования окислов на поверхности трения, стехиометрический состав которых был выявлен рентгеноструктурным анализом (см. рис. 3). Появление цветов побежалости с краю колодочки (а также потемнение поверхности трения) за счет повышения температуры в зоне трения также является одним из признаков образования вторичных структур, имеющих оксидную природу происхождения.

Снижение интенсивности изнашивания возможно также за счет выделения на поверхности трения графита. Автор данной работы в процессе проведения экспериментов неоднократно наблюдал отмеченную выше закономерность [15]. При этом необходимо отметить, что наблюдаемая закономерность существенно зависит от параметров графитной фазы и типа металлической матрицы сплава. То есть если графитная фаза будет занимать значительную площадь в сплаве, то разрушение будет проходить более интенсивно. В “идеале” должен существовать оптимум присутствия в структуре чугуна графита, карбидов, и металлической матрицы.

Также для **отрезка 6** (рис. 2) может быть характерен случай снижения интенсивности изнашивания вследствие реализации такого явления, как “избирательный перенос”, который осуществляется благодаря присутствию в структуре сплава структурно-свободных медьсодержащих включений ( $\epsilon$  – фаза). Ее появление происходит в чугунах с повышенным содержанием меди (4 -10 % Cu) [33 – 36].

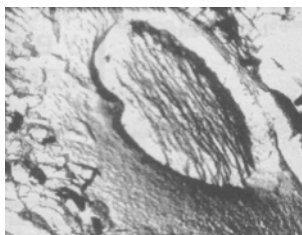


Рис. 4. Микроструктура “капель” высокомедистой  $\epsilon$  – фазы после глубокого травления реактивом Гарда  $\times 6000$  [34, 36]

**7– й отрезок (точка Е)** (рис. 2) характеризует катастрофическое разрушение материала в процессе сухого трения [37]. Как правило, материал в этом случае разрушается в условиях схватывания. Размеры продуктов износа увеличиваются [31]. На продуктах износа были выявлены микротрещинки [31]. Если проанализировать физико-механические условия (предварительные) трещинообразования в момент трения и связать их с дислокационной моделью трещинообразования, то (на некоторых моментах) изнашивание можно рассматривать как процесс зарождения и развития трещин, обусловленных локализацией напряжений [38]. Анализ размеров и морфологии продуктов износа позволил выдвинуть гипотезу о том, что разрушение в условиях сухого трения может происходить вследствие распространения трещин между структурными составляющими, в частности, между включением графита и металлической матрицей [31].

**Вывод.** Представлена схема “эволюционного пути” снижения эксплуатационной стойкости материалов в условиях трения скольжения с учетом изменения условий смазки в трибосопряжении.

## Литература

1. Кузьменко А.Г., Сытник С.В. Методы испытаний на износ // Проблемы трибологии (Problems of Tribology). – 1999. – № 2. – С. 38 – 109.
2. Машиностроение. Энциклопедия. Раздел 4. Конструирование машин. Том 4.: Детали машин. Конструкционная прочность. Трение, износ, смазка. – М.: Машиностроение, 1995. – 864 с.
3. Протопопов Б.В., Бершадский Л.И., Охремчук Л.Н. Совершенствование нормативнотехнического обеспечения качества узлов трения машин и механизмов. – К.: УКНИИИНТИ, 1989. – 55 с.
4. Надежность и долговечность машин / Б.И.Костецкий, И.Г. Носовской, Л.И.Бершадский, А.К.Караулов / Под ред. Б.И.Костецкого. – К.: Техніка, 1975. – 408 с.
5. Любарский И.М., Палатник Л.С. Металлофизика трения. – М.: Металлургия, 1976. – 176 с.
6. Костецкий Б.И. Структура и поверхностная прочность материалов при трении // Проблемы прочности. - 1981.- №3. – С. 90 - 98.
7. Механика разрушения и прочность материалов: Справ. / Под общ. Ред. В.В.Панасюка – К.: Наук. думка, 1988. – Т. 1: Основы механики разрушения / В.В.Панасюк, А.Е.Андрейкив, В.З.Партон – 488 с.
8. Пешковски В., Потеха В., Щерек М., Вишневски М. Системный анализ методологии трибологических испытаний конструкционных материалов // Трение и износ. – 1996. - Т. 17. – № 2. - С. 178-186.
9. Sosnovskiy L.A. The fundamentals of the mechanics of wear-fatigue damage // IV International symposium tribo-fatigue – 2002. 23 – 27 September, 2002, Ternopil, Ukraine / Ternopil I. Pul'uj State Technical University – 2002. – P. 9-23.
10. Ed. By Gao Wanzhen and Li Jian. The destruction during friction // Proc. of III Intern. Symposium on Tribo-Fatigue (ISTF'2000: Oct. 22-26, 2000, Beijing, China). – Hunan University Press, China, 2000. – 653 p.
11. Костецкий Б.И., Колесниченко Н.Ф. Качество поверхности и трение в машинах. – К.: Техніка, 1969. – 216 с.
12. Хрущев М.М. Исследование приработки подшипниковых сплавов и цапф. – М.: АН СССР, 1946. – 160 с.
13. Крагельский Б. И. Трение и износ. – М.: Машиностроение, 1968. – 480 с.
14. Карасик И. И., Зелинский В. В. Оценка несущей способности подшипниковых сплавов с учетом прирабочных процессов. – М.: Тр. ВНИИНМАШ, 1977. – Вып. 31. – С.85 - 96.
15. Колесников В.А. Особенности износа графитизированных марганцевых чугунов в условиях сухого трения // Вісник СНУ ім. В. Даля – 2002.- №7. – С. 232-239.
16. Чейлях А. П. Экономнолегированные метастабильные сплавы и упрочняющие технологии. – Харьков: ННЦ ХФТИ, 2003. – 212 с.
17. Лядский В.Б., Хамидов Х.М. Антифрикционный чугун, легированный марганцем и сурьмой // Литейное производство. – 1979.– №.– С. 4-5.
18. Лядский В.Б. Исследование износостойкости аустенитных марганцовистых чугунов // Литейное производство. – 1960.– № 9. – С. 36 – 38.
19. Лядский В.Б., Станчев Д.И. Фазовые превращения при трении скольжения аустенитного марганцевого чугуна // Металловедение и термическая обработка металлов.– 1966.– № 9.– С. 61–6 2.
20. Волков А.Н. Превращения в тонких поверхностных слоях марганцевых чугунов при абразивном изнашивании // Металловедение и термическая обработка металлов. – 1970.– № 12. – С. 12 – 14.
21. Буше Н.А., Копытько В.В. Совместимость трущихся поверхностей. – М.: Наука, 1981. – 127 с.
22. Канарчук В. Е. Адаптация материалов к динамическим воздействиям. – К.: Наук. думка, 1986. – 264 с.
23. Структура та опір руйнуванню залізуглецевих сплавів / О.П.Осташ, І.П.Волчок, О.Б.Колотілкін та ін. – Львів: Національна академія наук України. Фізико-механічний інститут ім. Г.В.Карпенка, 2001. – 272 с.
24. Чугун: А. с. 755880 СССР, М. Кл.3 С 22 С 37/06 / Б.А.Кирневский, Т.К.Изюмова, С.П.Куликов, Л.П.Орлов, А.Д.Клипов и Ю.И.Роматовский.(СССР). – № 2642282/22–02; Заявлено 15.08.80; Опубликовано 15.08.80, Бюл. № 30. – 3 с.

25. Громаковский Д.Г., Глобенко Е.В., Романчев Б.А., Росовская Т.А., Рублев В.И., Станчев Д.И. Износостойкий марганцевый чугун // Литейное производство. – 1975.– №2.– С.17.
26. Машиностроение. Энциклопедия. Раздел 4. Конструирование машин. Том 4. Детали машин. Конструкционная прочность. Трение, износ, смазка. – М.: Машиностроение, 1995. – 864 с.
27. Основы трибологии (Трение, износ, смазка) / Под ред. А.В.Чичинадзе. – М.: Наука и техника, 1995. – 779 с.
28. Довгуник В.М. Розробка полікомпозиційних зносостійких електрохімічних покриттів на основі міді: Автореф. дис. к.т.н. : 05.02.01. – Львів, 1995. – 17 с.
29. Балицький О., Колесніков В., Кубіцкі Є. Залізвуглецеві сплави високого легування марганцем – перспективний матеріал для деталей залізничного транспорту, що працюють в умовах зношування // Промисловий та туристичний транспорт. – Вип. 2.- Львів:Каменярь, 2003. – С. 57 – 63.
30. Колесников В.А. Анализ разрушения поверхностных слоев аустенитных марганцевых чугунов в условиях трения скольжения // Зб. наук. праць СНУ.-Частина II.- Луганськ, 2002.– С. 64.
31. Балицький О.І., Колесніков В.О. Дослідження продуктів зношування аустенітних марганцевих чавунів // Фізико – хімічна механіка матеріалів. – 2004. – № 1. – С. 65–69.
32. Костецкий Б.И. Трение, смазка и износ в машинах. - К.:Техніка,1970. - 396 с.
33. Тавадзе Ф.Н., Байрамашвили И.А., Хантадзе Д.В. Аустенитный чугун с шаровидным графитом // Литейное производство. – 1957.- № 7. – С. 7-8.
34. Бобро Ю.Г., Парфентієва І., Гусачук Д. Особливості формування зносостійкості структури у виливках з ливарного композитного матеріалу // Машинознавство. – 2002.– №5 (59). – С. 29 – 31.
35. Бобро Ю.Г., Платонова Л.А. Некоторые особенности микроструктуры высокопрочных чугунов, легированных медью // Сб. Новое в металлографии чугуна. – К.: ИПЛ, 1981. – С. 94 – 99.
36. Бобро Ю.Г., Парфентієва І.А., Гусачук Д.А. Структура и морфология ε – фази высококомедистых чугунов // Процеси лиття. – № 4. – 2001. – С. 21 – 23.
37. Фёдоров С.В. Термодинамические представления о процессе схватывания при трении без смазки // Трение и износ. – 1986. – №2. – С. 240 - 249.
38. Широков В.В. Тезиси на семінарі “Теоретичні та прикладні проблеми трибології” // Фізико – хімічна механіка матеріалів. – 2004. – № 3. – С. 128.

УДК 539.319:678.027.94

**А.В.Чесноков, В.В.Чесноков**

### **ПОВЫШЕНИЕ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ СБОРКИ АРМИРУЮЩИХ КАРКАСОВ ДЛЯ УГЛЕРОД-УГЛЕРОДНОГО КОМПОЗИЦИОННОГО МАТЕРИАЛА**

В статье предложены схемы установок автоматизированной сборки каркасов, описан принцип их работы, приведены результаты экспериментального тестирования установок на надежность и производительность. Рис. 5. Ист. 3.

Свойства углерод-углеродного композиционного материала (УУКМ) на основе армирующих каркасов (АК) закладываются в процессе их изготовления. Основными показателями эффективности того или иного способа изготовления

являются качество получаемых изделий, уровень и стабильность их характеристик, производительность и степень сложности используемого оборудования.

Основными способами изготовления АК являются: прошивка слоистого КМ, плетение и сборка АК из полуфабрикатов - стержней. Прошивка является самым простым способом изготовления, когда пакет тканых или слоистых материалов прошивается арматурой третьего направления. Однако сильное повреждение ткани и нитей является существенным недостатком, ограничивающим применение данного способа [1].

Высокое качество изготовления обеспечивает плетение [2], однако технологически метод сложен и применим не для всех типов структур. Его осуществление предполагает использование сложного текстильного оборудования с многократными перегибами и контактами армирующего материала, что неприемлемо при изготовлении АК из углеродных жгутов.

Более высокие и стабильные характеристики имеют материалы на основе АК полученные методом сборки из предварительно изготовленных углепластиковых стержней (УС). Благодаря равномерности заполнения объема материала волокном, его целостности и прямолинейности обеспечивается высокий уровень стабильности эксплуатационных характеристик УУКМ. Ручная сборка АК из УС производится с помощью приспособлений, обеспечивающих соблюдение схемы армирования, расстояний между стержнями и углов между семействами стержней. Такой метод сборки является весьма гибким, так как позволяет добиться соответствия структурно-геометрических параметров АК конструкции изделия и реализовать все известные схемы армирования. Стабильность расположения арматуры и ее количества в каждом направлении армирования позволяют оптимально спроектировать теплозащитные элементы летательных аппаратов, прогнозировать возможный характер их разрушения в процессе эксплуатации.

Ручная сборка АК из УС – очень трудоемкий процесс с вредным воздействием углеродной пыли на сборщиков. Процесс сборки можно разделить на две операции: установка вертикальных стержней и укладка слоев горизонтальных стержней с изменением угла укладки. Процесс автоматизации сборки недостаточно изучен, в литературе приводятся приспособления для установки вертикальных стержней в сборочные плиты и рекомендации по возможному принципу автоматизации процесса укладки горизонтальных слоев [3], публикации о существующем оборудовании для укладки горизонтальных слоев отсутствуют.

Целью данной работы является анализ возможных способов укладки слоев горизонтальных стержней, разработка конструкции сборочной установки и ее тестирование на предмет производительности и стабильности операции.

Процесс сборки каркасов не имеет аналогов в промышленном изготовлении изделий другого назначения. Поэтому пути автоматизации этого процесса предлагаются на основе анализа процесса сборки АК вручную. Можно выделить два основных способа укладки слоев горизонтальных стержней: первый – укладка заранее порезанных в размер стержней; второй – введение стержня на заданную глубину и его обрезка. Первый способ позволяет сократить время на обрезку, которая выполняется отдельной операцией, но вызывает существенные неудобства при сборке каркасов с большим количеством типоразмеров стержней. Второй способ более универсальный, эффективен при сборке больших каркасов. Указанные способы возможно механизировать, при этом каждый из них будет иметь свои преимущества и недостатки, рассмотрим подробнее предлагаемые варианты.

Автоматизация процесса сборки каркаса на основе предварительно порезанных стержней возможна при укладке их в направляющие, шаг которых соответствует заданному, и перемещать их в каркас роликовым механизмом (рис. 1)

или шибером (рис. 2). Подача стержней роликом не эффективна, так как не позволяет полностью поместить их в каркас, выступающая длина равна радиусу подающего ролика. При подаче стержней шибером повреждаемость укладываемых стержней снижается, но возможно повреждение вертикальных стержней за счет многократного трения их с шибером.

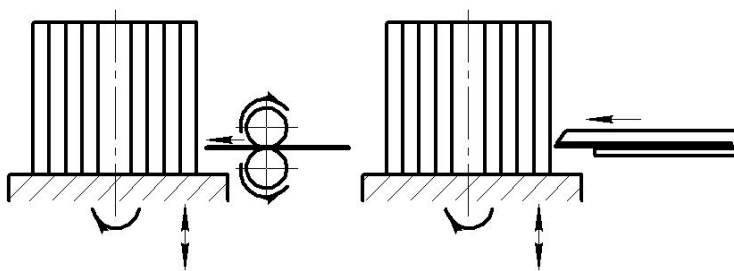


Рис. 1. Подача стержней роликом    Рис. 2. Подача стержней шибером

Автоматизировать укладку горизонтального слоя на основе длинных стержней предлагается: используя широкий ролик (на ширину каркаса) и обрезку по полупериметру каркаса, способ пригоден при сборе только прямоугольных каркасов небольших габаритов, так как при увеличении глубины проникновения проскальзывание стержней относительно ролика становится неравномерным и приводит к появлению брака; второй вариант – подача стержня роликом в один «поток» и обрезка его, после чего подающее устройство перемещается на шаг. Этот способ позволяет контролировать длину стержня и в случае появления преграды перед стержнем, за счет проскальзывания под роликом, избежать его излома и повреждения каркаса.

На основании анализа выбраны два метода: укладка стержней мерной длины шибером и подача длинного стержня роликом в один «поток». Определить однозначно, какой из этих методов лучше, на основании теоретических исследований не представляется возможным в силу большого числа неопределенностей, поэтому были изготовлены две установки, на которых перемещения рабочих устройств, поворот и подача стержня реализованы с использованием шаговых двигателей, позволяющих с высокой точностью задавать перемещения и углы поворота. Управление приводами осуществляется электронным устройством по заданной программе или в ручном режиме.

Спроектированная установка на основе первого метода представлена на рис. 3. Принцип работы установки. Направляющие плиты каркаса с предварительно установленными вертикальными стержнями устанавливаются на поворотный стол и фиксируются в исходном положении. На горизонтальный стол устанавливается кассета с предварительно порезанными и разложенными стержнями. Шиберы перемещаются по направляющим кассеты и вталкивают слой стержней. После проникновения на необходимую глубину шиберы возвращаются в исходное положение. Происходит опрессовка слоя горизонтальных стержней поднятием нижней направляющей плиты на заданную высоту и возврат ее на величину на шаг укладки стержней ниже от исходной. Выполняется поворот стола на  $60^\circ$ , установка очередной кассеты и процесс повторяется до достижения заданной высоты. Раскладка стержней в кассету выполняется приводной кареткой, на которой располагается подающий роликовый механизм и отрезное устройство (рис. 4).

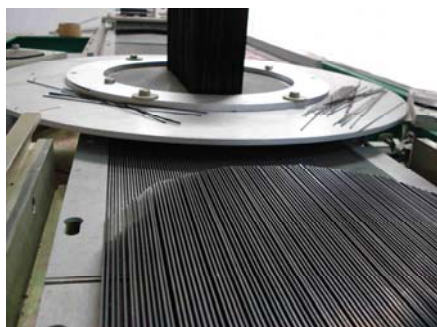


Рис. 3. Установка укладки горизонтальных стержней шибером (вид сверху)



Рис. 4. Устройство раскладки стержней в кассету

При проектировании второй установки (рис. 5) были использованы аналогичные конструктивные решения узла поворота стола и опрессовки. Принципиальное отличие заключается в отказе от использования кассетного способа подачи стержней шиберами и установке непосредственно на горизонтальный стол приводной каретки с подающим и отрезным устройством. В результате процесс сборки слоя горизонтальных стержней после установки направляющих плит с вертикальными стержнями выглядит следующим образом. Каретка из нулевого положения перемещается по двум координатам к первому просвету укладываемого слоя горизонтальных стержней. Выполняется подача стержня на заданную длину и его обрезка. Каретка перемещается на расчетную величину в продольном направлении и в поперечном на шаг укладки. Процесс повторяется до укладки слоя, после чего каретка возвращается в нулевое положение, определяемое магнитными датчиками. И выполняется опрессовка слоя и поворот каркаса описанным способом. Процесс повторяется до достижения заданной высоты каркаса.

Для повышения производительности установки укомплектовывались двухсторонними (слева и справа) подающими устройствами. Укладка слоя выполнялась до середины при сборке цилиндра и выхода на следующее полукольцо при сборке кольцевого каркаса. Анализ проведения операций сборки каркаса типа «кольцо» с наружным диаметром 530 мм, высотой 400 мм различными способами показал: на первой установке время сборки одного горизонтального слоя с учетом загрузки кассеты стержней составляет 7-10 мин; время раскладки стержней в кассету – 15 мин, что являлось лимитирующим.



Рис. 5. Установка укладки горизонтальных стержней роликом (подающая каретка)

При работе установки были замечены следующие недостатки:

- возможны пропуски горизонтальных стержней в слое вследствие непопадания стержня под шибер;
- возможно разрушение отдельных вертикальных стержней при прохождении шиберов около вертикальных стержней;
- очень большое усилие вталкивания в связи с трением шиберов о вертикальные стержни.

На второй установке сборка слоя осуществлялась около 25 минут, и не требовалось подготовительных и загрузочных операций. При использовании механизма с одним подаваемым стержнем не повреждаются вертикальные стержни каркаса. Значительно уменьшаются механические воздействия на стержни. В результате экспериментальной работы каркас типа «кольцо» с указанными размерами был собран бригадой из двух операторов в течение 15 рабочих дней (240 чел/час). Для сравнения – расчетное время сборки каркаса таких размеров вручную составляет 1440 чел/час.

**Выводы.** Предложены схемы установок механизированной сборки каркасов, проведена разработка принципа их работы и конструкций узлов. Проведено экспериментальное тестирование установок, которое показало рациональное конструктивное решение - второй способ. Получено уменьшение трудоемкости сборки в 6 раз и улучшение условий работы сборщиков.

#### Литература

1. Свойства пространственно-армированных пластиков. И.Г. Жигун, В.А. Поляков / Под ред. Ю.М. Тарнопольского. – Рига, “Зинатне”, 1978. - 215 с.
2. Крегерс А.Ф. Определение деформативных свойств композитного материала, армированного пространственно-криволинейной арматурой // Механика композиционных материалов. - 1979. – №5. - С. 790-793.
3. Фрегер Г.Е., Чесноков А.В. Исследование процесса механизации сборки стержневых армирующих каркасов УУКМ структуры 3D и 4D-Л // Вопросы атомной науки и техники. - 1999. – №4. - С. 79-84.

**П.В.Колодяжный, С.А.Волкова, В.Л.Абраменко,  
Л.Г.Колодяжная**

### **ИССЛЕДОВАНИЕ ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКОГО ПОВЕДЕНИЯ СТАЛИ X18H10T В УСЛОВИЯХ ВИБРОАБРАЗИВНОГО ШЛИФОВАНИЯ В РАСТВОРАХ ЭЛЕКТРОЛИТОВ**

В статье приведены результаты исследований по изучению виброабразивной обработки нержавеющей стали в химически активных растворах. Исследовано влияние количественного и качественного состава химически активного раствора на эффективность виброхимического шлифования. Рис. 7. Ист. 17.

Исследование электрохимических свойств свежееобразованных поверхностей является актуальной задачей в технологических процессах, связанных с растворением и абразивным истиранием поверхности [1]. Количественную оценку электрохимических свойств металлов дают по изменению потенциала, характеру анодных и катодных поляризационных кривых.

Данные о влиянии электролитов на основе минеральных кислот на изменение электродного потенциала сталей противоречивы. В работах [2-5] установлено, что после катодной поляризации электродный потенциал нержавеющей сталей и углеродистых сталей смещается в отрицательную область, тогда как в [6] не обнаружено его изменение на железе, а в [7,8] отмечено сдвиг электродного потенциала углеродистой и низколегированной сталей в положительную область. Увеличение скорости растворения аустенитной и ферритной сталей в растворах электролитов отмечено в [9]. Электрохимические исследования поверхности выполнены на нержавеющей ферритных [10], аустенитных хромоникелевых [9-12] сталях и никеле [13] в 1н растворах сульфатной кислоты. Исследования на мартенситной нержавеющей стали выполнены в работе [2] и на никеле [14] в электролите, содержащем хлорид-ионы. В работе [15] проведены исследования по влиянию гидроксид-ионов и хлорид-ионов на изменение потенциала свежееобразованной поверхности нержавеющей стали, однако не приводится оценки состояния поверхности (есть или нет защитная пленка).

Экспериментальные исследования виброабразивного шлифования деталей стали X18H10T в слабокислых растворах электролитов, проведенные ранее, показали целесообразность введения хлорид-ионов в слабокислый электролит с целью повышения эффективности его воздействия на обрабатываемую поверхность. Однако поскольку при проведении экспериментов pH изменялась от 2,25 до 2, то оказалось невозможным установить зависимость удельного съема металла при различном варьировании содержания кислоты и активирующей добавки в рабочем растворе.

Поэтому целью настоящей работы является: исследование механизма виброабразивной обработки стали X18H10T, выбор оптимального pH раствора и состава электролитов, определение кинетических закономерностей микрошероховатости поверхности в процессе виброобработки.

В соответствии с поставленной целью работы определены следующие задачи исследований:

1. Установить влияние pH рабочего раствора на потенциал стали, определить величину удельного съема металла и микрошероховатость поверхности.

2. Изучить электрохимические свойства стали X18H10T в растворах с различной концентрацией анионов в динамических условиях виброобработки.

Качественная и количественная оценка эффективности процесса виброобработки проводилась по величине удельного съема металла, а также по величине потенциала зачищенного металла. Для этой цели использовались весовой анализ, рН-метрия, профилометрия, а также метод снятия поляризационных кривых в динамических условиях зачистки поверхности под слоем рабочего раствора.

Качество обрабатываемой поверхности зависит от многих факторов. Поэтому для получения адекватной оценки полученных результатов исследования проводились в одинаковых технологических условиях: обработка осуществлялась на виброшлифовальном станке ВМИ-1003, объем контейнера - 25 л, объем загрузки – 2/3 объема контейнера; режим колебаний – амплитуда 1- 3 мм; частота 35, 55 Гц; объем исследуемого раствора - 1 л; время обработки - 1 час. В качестве абразивных гранул использовался бой шарошлифовальных кругов КЧ-6 ВТ-ЧТ грануляцией 25 - 30 мм. Исследуемые образцы были выполнены в виде цилиндров с общей обрабатываемой поверхностью -1900 мм<sup>2</sup>.

С целью изучения электродных потенциалов стали X18H10T при зачистке ее поверхности абразивными гранулами под слоем электролита были проведены исследования, по определению потенциала стали в специально собранной в виброрезервуаре ячейке (рис.1).

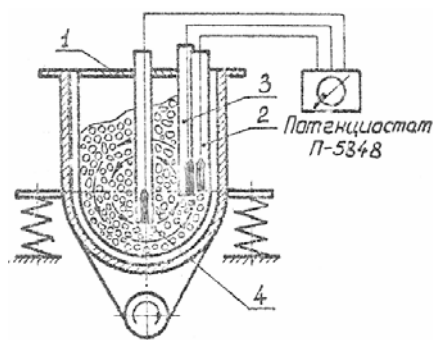


Рис. 1. Схема электрохимической ячейки в виброрезервуаре: 1 - держатели; 2 – рабочий электрод; 3 – электрод сравнения; 4 – вспомогательный электрод

Результаты исследований влияния рН раствора на скорость растворения стали X18H10T представлены на рис. 2. Установлено, что максимальный съем металла достигается при рН-1-2. Это определило выбор направления дальнейших исследований.

Исследование электрохимических свойств стали X18H10T в растворах сульфатной кислоты различной концентрации без и с зачисткой поверхности в условиях виброобработки приведены на рис. 3. Результаты исследований указывают на разблагораживание электродного потенциала. Полученные результаты доказывают, что на зачищенной абразивом поверхности облегчается протекание анодного процесса растворения металла.

Как видно из рис. 3, в статических условиях без обновления поверхности потенциал образца смещается в отрицательную область на 0,12 В по сравнению со стационарным потенциалом. Следовательно, снижение скорости растворения стали H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub> обусловлено возникновением защитных пленок на ее поверхности в слабых растворах сульфатной кислоты.

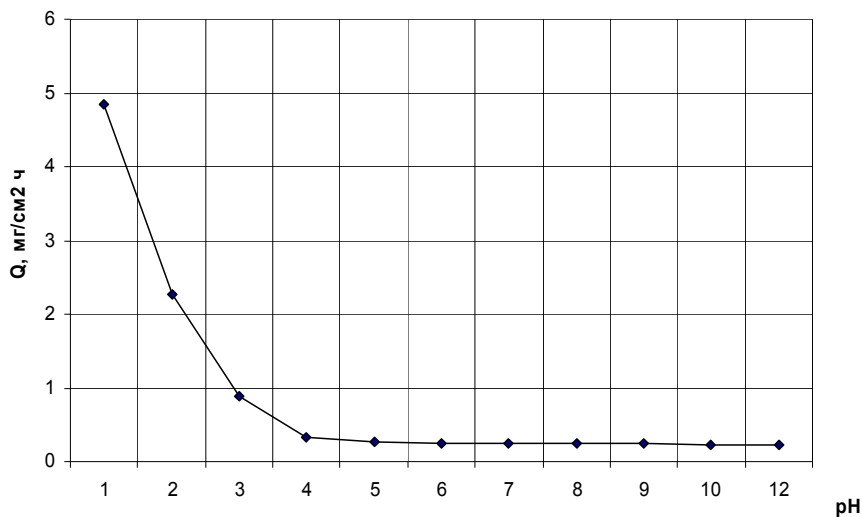


Рис. 2. Влияние pH рабочего раствора на скорость растворения стали X18H10T

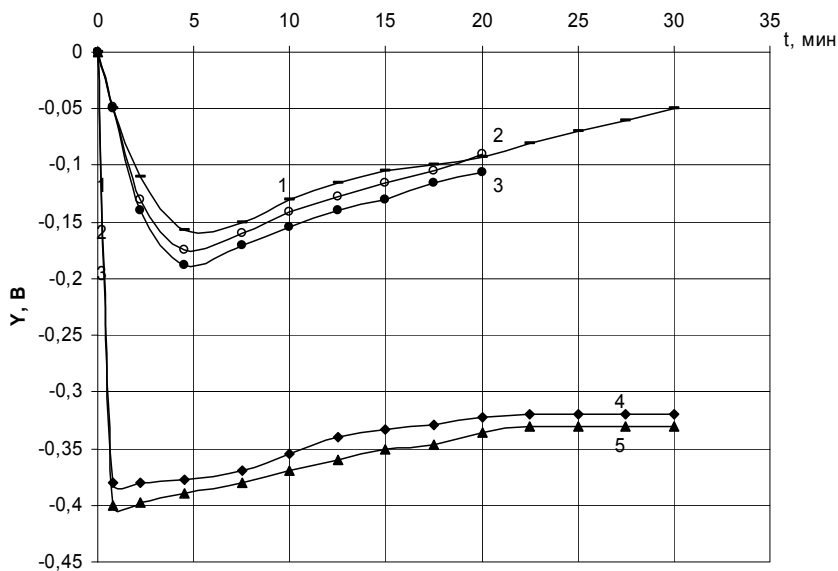


Рис. 3. Изменение потенциала стали X18H10T во времени в растворе  $H_2SO_4$  в статических и динамических условиях: 1 - 0,5%  $H_2SO_4$ ; 2 - 1%  $H_2SO_4$ ; 3 - 2%  $H_2SO_4$ ; (1, 2, 3 - статические условия); 4 - 1%  $H_2SO_4$ ; 5 - 10%  $H_2SO_4$ ; (4, 5 - динамические условия)

В динамических условиях при частоте колебаний 55 Гц и амплитуде 3 мм смещение потенциала в отрицательную область в 1% растворе сульфатной кислоты в первые минуты наблюдалось смещение потенциала на 0,2 В по сравнению со статическими условиями (кривая 2 и 4). Полученные результаты можно объяснить следующим образом: степень смещение потенциала стали в отрицательную область зависит от соотношения скоростей образования и удаления защитных пленок. Результаты, полученные в одинаковых динамических услови-

ях виброобработки (кривая 4 и 5), показывают зависимость величины потенциала зачищенной поверхности от концентрации кислоты. Полученные результаты доказывают, что на зачищенной абразивом поверхности облегчается протекание анодного процесса растворения металла, что подвредается данными по съему металла.

Сравнение результатов съема металла в одинаковых динамических условиях показывает зависимость его как от состава электролита, так и содержания кислоты в рабочем растворе. Наиболее прочной является фосфатная пленка. При увеличении концентрации кислоты от 3 до 10% съем металла изменяется незначительно от 1,36 до 1,61 мг/см<sup>2</sup>ч. Как видно из рис. 4, скорость растворения стали X18H10T постоянна при изменении концентрации H<sub>3</sub>PO<sub>4</sub>, HCl, H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub> от 3 до 10% и зависит от защитных свойств образующихся пленок. Процесс растворения поверхностного слоя стали в растворе хлоридной кислоты характеризуется отсутствием образования защитной пленки. Незначительное изменение металлосъема от 2,68 до 3,21 мг/см<sup>2</sup>ч при увеличении содержания хлоридной кислоты от 3 до 10%, позволяет предположить, что хлорид-анионы не влияют на кинетику растворения при частоте колебаний 55 Гц и амплитуде 3 мм. Это можно объяснить тем, что при выбранных режимах виброобработки скорость обновления поверхности превышает скорость адсорбции хлорид-анионов.

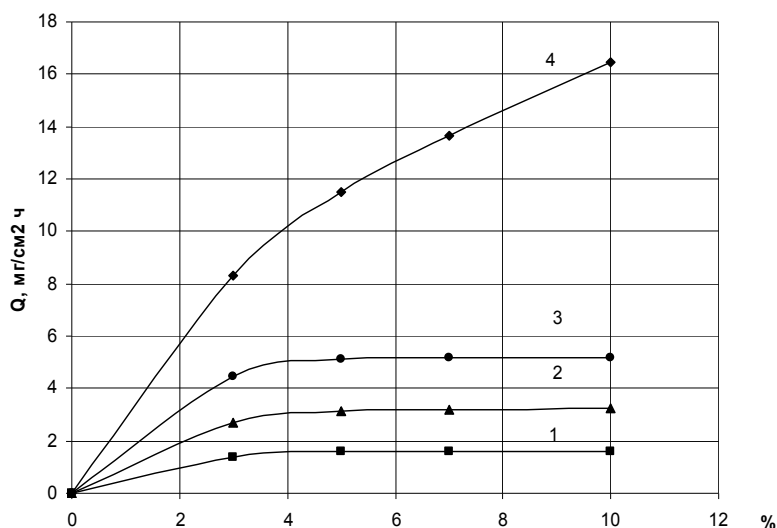


Рис. 4. Зависимость съема металла от содержания минеральных кислот при виброобработке: 1 - H<sub>3</sub>PO<sub>4</sub>; 2 - HCl; 3 - H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub>

Установлено [16], что при поляризации стали X18H10T в статических условиях в растворах минеральных кислот H<sub>3</sub>PO<sub>4</sub>, HCl, H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub> при их содержании от 0,5 до 1,5% наиболее легко пассивируется поверхность стали в нитратном электролите. Это подтверждается снижением анодного тока с 130 до 80 мА/см<sup>2</sup> при увеличении концентрации нитратной кислоты от 0,5 до 1,5%. Следовательно, скорость образования защитной пленки в растворе нитратной кислоты увеличивается с увеличением ее концентрации. Эта зависимость сохраняется при увеличении концентрации нитратной кислоты от 3 до 10% (кривая 4, рис. 4). Съем металла с поверхности стали будет увеличиваться при равенстве скоростей по

образованию и разрушению защитной пленки от растворения и микрорезания ее гранулами абразива.

Качество поверхности после механического и химического воздействия можно оценить по такому показателю, как микрошероховатость. Результаты исследований по изменению микрошероховатости стали X18H10T в растворах нитратной кислоты в течение 2 часов виброобработки приведены на рис. 5.

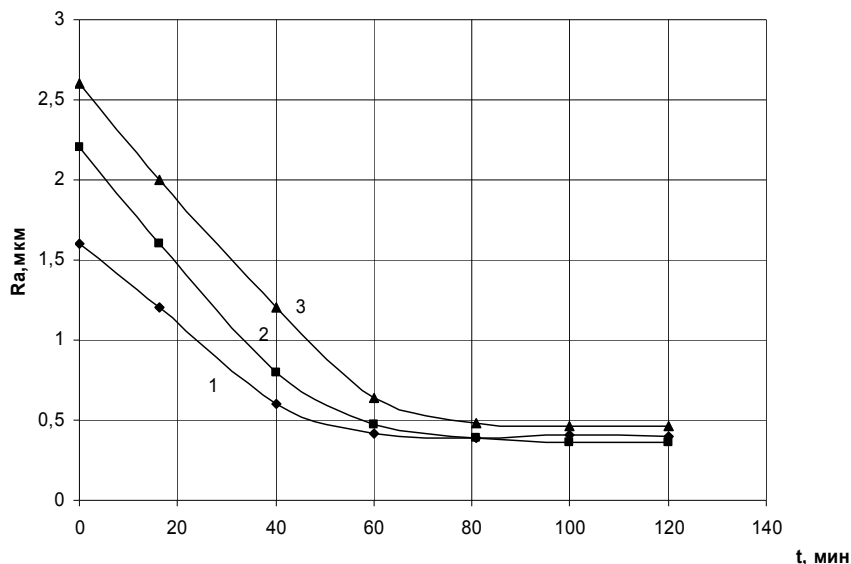


Рис. 5. Изменение микрошероховатости поверхности стали X18H10T в процессе виброобработки в растворах нитратной кислоты: 1 – 5% HNO<sub>3</sub>; 2 – 7% HNO<sub>3</sub>; 3 – 10% HNO<sub>3</sub>

Как видно (рис. 5), микрорельеф поверхности стали X18H10T в течение первых 60 минут формируется за счет интенсивного растворения зачищенной абразивными гранулами поверхности. В последующие 60 минут формируется микрорельеф с шероховатостью от 0,4 до 0,47 мкм. Полученные результаты можно объяснить увеличением pH раствора, изменением состава защитной пленки. Известно [17], что pH раствора после 60 минут обработки увеличивается от 2 до 5,3. Это приводит к изменению кинетики процесса виброобработки. При увеличении pH раствора формируется более прочная оксидная пленка. Устанавливается динамическое равновесие между скоростью образования защитной пленки и скоростью ее удаления за счет только микрорезания гранулами абразива.

Результаты исследований по влиянию анионного состава рабочего раствора на формирование микрорельефа стали X18H10T приведены на рис. 6. Скорость нивелирования поверхности стали в растворах минеральных кислот максимальна в течение 1 часа. В этот период формирование микрорельефа в растворах фосфатной, сульфатной и нитратной кислоты происходит с различной скоростью. Через 60 минут микрорельеф формируется при постоянной скорости микрорезания. Высокое качество поверхности стали достигается при обработке ее в растворах нитратной кислоты. При виброобработке стали X18H10T в растворах хлоридной кислоты с увеличением ее концентрации от 1 до 10% происходит ухудшение микрорельефа поверхности из-за отсутствия защитной пленки. Известно, что ионы хлора являются активаторами процесса растворения. Выбор

оптимального количественного состава рабочего раствора на основе хлоридной и нитратной кислот, который позволит достичь максимального растворения поверхностного слоя стали, при высоком качестве ее поверхности представляет практический интерес.

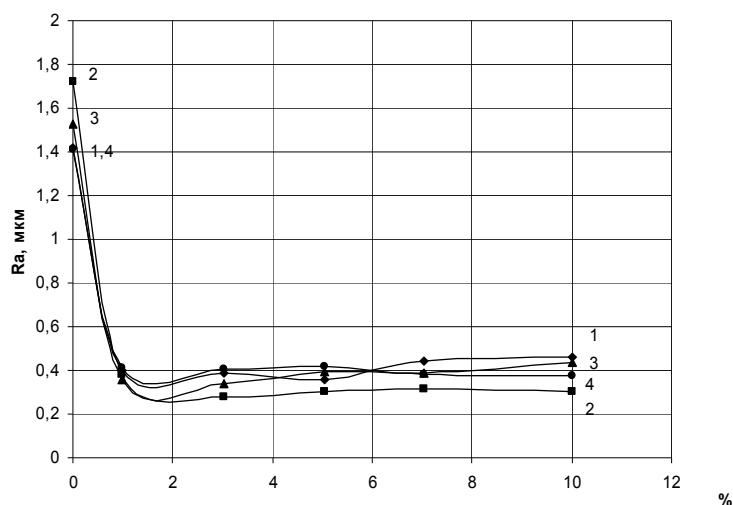


Рис. 6. Изменение микрошероховатости поверхности стали X18H10T в процессе виброобработки в растворах кислот в течение 2 часов:  
1 - HCl; 2 – HNO<sub>3</sub>; 3 – H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub>; 4 – H<sub>3</sub>PO<sub>4</sub>

Результаты исследований по выбору оптимального состава рабочего раствора для интенсификации виброобработки стали X18H10T приведены на рис. 7.

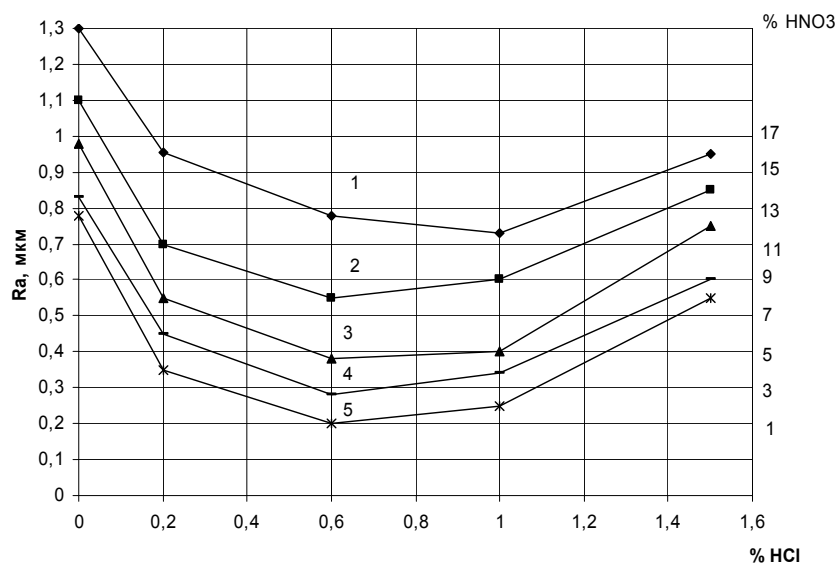


Рис. 7. Изменение микрорельефа поверхности стали X18H10T в зависимости от изменения концентраций минеральных кислот:  
1, 2, 3 - без добавок; 4 – 1,5% K<sub>3</sub>[Fe(CN)<sub>6</sub>]; 5 – 3% K<sub>3</sub>[Fe(CN)<sub>6</sub>]

Хорошее качество поверхности стали X18H10T ( $R_a=0,2$  мкм) можно получить при виброобработке в течение 1 часа в растворе, содержащем 0,6% HCl и 1,2%  $HNO_3$  и с добавкой 3%  $K_3[Fe(CN)_6]$ .

**Выводы.** 1. Механизм взаимодействия поверхности стали X18H10T с кислыми минеральными электролитами в процессе виброабразивного шлифования является электрохимическим, что позволяет применить основные законы электрохимической кинетики к анализу, расчетам виброабразивного шлифования деталей нержавеющей стали в кислых электролитах.

2. В условиях виброобработки (частота колебаний рабочего резервуара 55 Гц, амплитуда 3 мм) на зачищенной поверхности стали X18H10T, происходит интенсивное анодное растворение в растворах минеральных кислот при их содержании в растворе от 3 до 10%.

3. Установлено, что величина съема металла зависит от соотношения скоростей образования и разрушения защитных пленок от химического и механического воздействия.

4. Показано, что максимальный съем металла стали X18H10T достигается при pH 1-2 за счет совместного воздействия процессов растворения и микрорезания поверхности. При pH 4-12 съем металла минимальный из-за образования более прочных защитных пленок.

5. Использование в качестве рабочих растворов электролитов на основе нитратной кислоты с добавкой в качестве активатора хлорид-анионов позволяет интенсифицировать процесс виброабразивного шлифования стали X18H10T. Качество микрорельефа улучшается при добавлении в электролит комплексообразователя -  $K_3[Fe(CN)_6]$  в количестве 30 г/л.

#### Литература

1. Prazak M., Prazak V., Cival V. Interpretation passive current maxima during polarization of stainless steels // J. Elektrochemia. – 1960. – V. 214. – P. 299.
2. Василенко И.И., Радкевич А.И., Чапля О.Н. Влияние напряжений на склонность к питтинговой коррозии мартенситной нержавеющей стали // Коррозия и защита в нефтегазовой промышленности. – 1978. - № 2. – С. 15-17.
3. Defranq J.N. Research on the causes of pitting corrosion of low carbon steel // Corrosion Science. – 1974. – V. 14. - № 7. – P. 461-465.
4. Титов В.А. Коррозия наводороженной стали // Межкристаллитная коррозия и коррозия металлов в напряженном состоянии. – М., 1960. – С. 89-93.
5. Танака Р., Нагасаки К., Хеу Т. Влияние водорода на коррозию под напряжением аустенитной нержавеющей стали // Тетсу ту хагане. – 1969. – С. 576-588.
6. Vocapic Lazar Z., Drazic Dragutin M. The influence of absorbed hydrogen on the anodic dissolution on iron // Гласник Хем друшт. Београд. - 1977. – Т.42. - № 6-7. – С. 545-547.
7. Петров Л.Н., Ткаченко Н.Н., Сопронюк Н.Г. Воздействие электрохимического наводороживания на электрохимические характеристики поверхности стали // Наводороживание металла при электрохимических процессах. - Л., 1974. – С. 34-38.
8. Wood C.C., Soltz C.C. Influence of prepolarization in the electrochemical behavior of iron-carbon alloys // Corrosion. – 1986. – V. 24. - № 7. – P. 163-171.
9. Мотоаки Осава, Масаиоши Хаягава. Аномальная коррозия наводороженных деформированных аустенитных нержавеющих сталей // Босеку гидзюцу. – 1987. – Т. 27. - № 7. – С. 327-333.
10. Kim C.D., Wilde B.E. Influence of cathodic pretreatment on the anodic dissolution kinetics of stainless steels in dilute acid media // Corrosion science. – 1990. – V. – 10. – P. 735-744.
11. Тимонин В.А., Белова Т.Г. Исследования интенсификации анодного процесса в результате наводороживания металла // Защита металлов. – 1976. – Т. 12. - № 4. – С. 427-429.

12. Seys A.A., Brabers M.J., Van Haute A.A. Analysis of the influence of hydrogen on pitting corrosion austenitic stainless steel in chloride environment // Corrosion. – 1984. – V. 30. - № 2. – P. 47-52.
13. Кузнецов В.В., Субботина Н.И., Субботин Ю.В. Влияние наводороживания на растворение кремнистого железа в серной кислоте // Защита металлов. – 1974. – Т.10. - № 5. – С. 566-568.
14. Халдеева Г.В., Князева В.Ф., Пономарев В.Н. Влияние наводороживания и галогенид-ионов на анодное растворение никеля в серной кислоте // Журнал прикладной химии. - 1978. – Т. 51. - № 2. – С. 371-375.
15. Adams A.A., Foby R.T. Pitting corrosion of 18 Cr-8 Ni stainless steel // Corrosion. – 1975. – V. 31. - № 3. – P. – 84.
16. Колодяжный П.В., Корнеев С.В., Ясуник С.Н. Виброабразивное шлифование стальных деталей в кислых электролитах // Прогресивні технології і системи машинобудування: Міжнародний збірник наукових праць / Донецький національний технічний університет. –Донецьк, 2006. – Вип.31. – С.161-168.
17. Колодяжна Л.Г., Попова Л.О. Кругообіг стічних вод після віброхімічної обробки сталей // Хімія. – 2000. - № 39. – С. 6-7.

УДК 621.9.048

**В.Я. Мицьк**

### **ОБЩИЙ ПОДХОД К ПРОЦЕССАМ МИКРОРЕЗАНИЯ И УПРУГОПЛАСТИЧЕСКОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ ПРИ ОБРАБОТКЕ СВОБОДНЫМИ РАБОЧИМИ СРЕДАМИ В ВИБРИРУЮЩЕМ РЕЗЕРВУАРЕ**

Дана характеристика особенностей кинематики и динамики соударения гранулы рабочей среды с обрабатываемой поверхностью детали в процессах микрорезания и упругопластического деформирования, сопровождающих обработку свободными рабочими средами в вибрирующем резервуаре. Рис. 5. Ист. 11.

Съём металла, формирование микрорельефа и физико-механических свойств обрабатываемых поверхностей деталей при виброобработке в резервуарах происходит в результате давления гранул свободной рабочей среды на эти поверхности, совмещённого с их одновременным относительным перемещением в общем циркуляционном движении помещённого «внавал» содержимого резервуара [1, 2].

Физическая сущность обработки в вибрирующих резервуарах свободными средами характеризуется процессами микрорезания и упругопластического деформирования металла обрабатываемых поверхностей деталей, имеющими место на участках соударения гранул среды с деталями (рис. 1) [3]. При этом гранулы среды, сравнительно слабо связанные между собой, своими выступающими из связки абразивными зёрнами внедряются в металл обрабатываемой поверхности, в результате чего на ней появляются следы ударного контакта, полученные от последовательного нанесения большого числа царапин и лунок, совмещение которых определяет величину съёма металла, характер микрорельефа и физико-механические свойства обработанной поверхности при достижении того или иного технологического результата виброобработки.

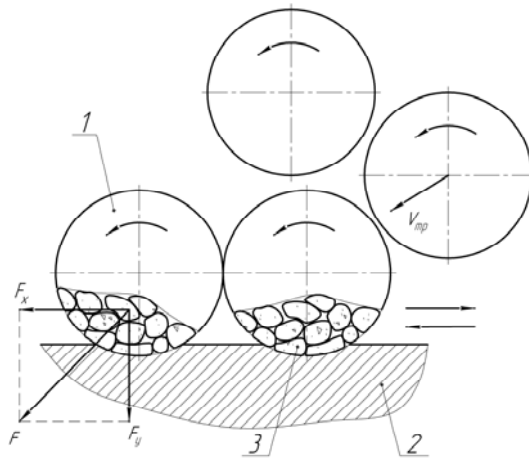


Рис. 1. Механизм соударения гранул рабочей среды с обрабатываемой поверхностью детали: 1 – гранула рабочей среды; 2 – обрабатываемая поверхность; 3 – абразивные зёрна материала гранулы

Вибрационное воздействие гранул среды представляет собой ярко выраженный динамический процесс и характеризуется параметрами перемещений и силовых взаимодействий. Рабочая среда и её отдельные гранулы под действием силовых импульсов, сообщаемых рабочими поверхностями вибрирующего резервуара, то есть его стенками, днищем, внутренними дефлекторами [3] совершают сложные движения по определённым законам, а именно: циркуляция с малыми (0,8...1,0 м/с) скоростями во внутреннем пространстве резервуара; колебания с технологически заданной (0,5...6,0 мм) амплитудой; колебания единичных гранул в их относительном перемещении; угловые вращения гранул, возникающие вследствие соударений под углом менее 90 градусов.

Особенностью механизма работы гранул свободной среды при виброобработке является наличие взаимного силового контакта между ними. При взаимодействии граничных слоёв среды с рабочими поверхностями вибрирующего резервуара и обрабатываемыми деталями проявляется как мгновенные свойства соударения единичных гранул в технологической системе «вибровозбудитель – резервуар – рабочая среда – деталь», так и интегральные свойства многомассовой рабочей среды. Взаимное влияние единичных и множества повторно деформирующихся соударений определяет характер и степень динамического воздействия на процесс виброобработки, оцениваемый количественно величиной съёма металла и качественно – достигаемой величиной шероховатости поверхности [2].

Экспериментальные наблюдения ударных процессов, сопровождающих виброобработку, проводимые с помощью скоростной кинесъёмки, тензометрических и пьезометрических устройств, позволяют утверждать идентичность характера всех исследованных процессов единичному удару гранулы рабочей среды по поверхности обрабатываемой детали [4]. Следовательно, механизм виброобработки можно рассматривать как процесс, в основе которого лежит множество элементарных соударений, а единичный удар гранулы по поверхности обрабатываемой детали представляется основным при изучении механизма обработки.

Закономерности единичного удара определяют и раскрывают сущность виброобработки и её технологические характеристики.

При реализации технологии виброобработки «внавал» детали и гранулы расположены произвольно относительно друг друга и рабочих поверхностей резервуара. В этой связи направление соударения гранул между собой, с поверхностями деталей, с рабочими поверхностями резервуара может быть различным, однако для общего случая преобладающим является соударение под углом менее 90 градусов, предопределяющее скольжение гранул [1, 5].

Гранула рабочей среды при рассмотрении процесса соударения принимается абсолютно жёсткой, а форма её поверхности сферической, так как какой бы по форме она не была изначально, в процессе обработки происходит её обкатка, то есть острые углы гранулы округляются и в результате абразивные частицы, выступающие из связки гранулы, соударяются с обрабатываемой поверхностью сферическим участком некоторого радиуса.

Обрабатываемая поверхность детали при рассмотрении процесса соударения принимается как полупространство, обладающее упругопластическими свойствами. Правомерность такого представления детали определяется несоизмеримостью площади контакта гранулы с общей площадью поверхности детали и наличием значительных пластических деформаций поверхностного слоя детали при виброобработке [5].

Коэффициент трения при соударении участников технологической системы «вибровозбудитель – резервуар - рабочая среда – деталь» рассматривается как характеристика, качественно отражающая состояние взаимодействующих поверхностей и дающая интегральную оценку затраты энергии, связанной с соударением под углом менее 90 градусов, при котором происходит активный процесс микрорезания.

Таким образом, исследования взаимодействия среды и деталей при виброобработке в большинстве случаев сводится к рассмотрению воздействия сферической гранулы рабочей среды на упругопластическую поверхность обрабатываемой детали при соударении под углом меньшим 90 градусов, то есть при косом ударе.

Исследования косоугольного удара в литературных источниках проведено с позиции классической механики [6]. Вопрос об упругопластическом деформировании при контактной сжатии рассматривается в работе [7]. Решение задачи соударения двух сфер изложено в работе [8].

Процесс соударения состоит из трёх этапов: упругого внедрения; упругопластического внедрения; упругопластического или упругого отскока, в которых силы деформации связаны законами Герца, Майера и Герстнера [5].

Процесс соударения может быть рассмотрен при следующих физических допущениях: первое - отсутствие влияния сил трения на распределение давления по площади поверхности пятна контакта; второе – величина коэффициента трения на всех этапах деформации неизменна.

Согласно формуле Герца сила удара на первом этапе (рис. 2) равна:

$$F = \frac{4E\sqrt{R_{гр}}h_1^{3/2}}{3(1-\mu^2)}, \quad (1)$$

где  $E$  - модуль упругости;  $R_{гр}$  - радиус гранулы рабочей среды;  $h_1$  - глубина пластического отпечатка при упругом внедрении;  $\mu$  - коэффициент Пуассона.

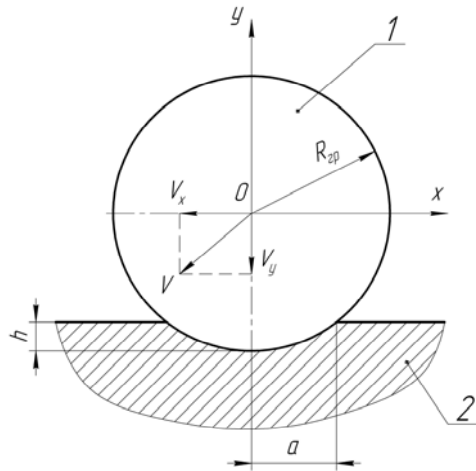


Рис. 2. Первый этап соударения, характеризующийся упругим внедрением гранулы в обрабатываемую поверхность детали: 1 – гранула рабочей среды; 2 – обрабатываемая поверхность детали

Радиус пластического отпечатка при упругом внедрении  $a = R_{gp} h_1$ . В случае косоугольного удара в момент соударения возникает скольжение, обусловленное касательной составляющей скорости, в результате чего на площади пятна контакта возникает сила трения-скольжения:

$$F_{тр} = f \int_0^S P dS, \quad (2)$$

где  $f$  – коэффициент трения;  $P$  – давление на площади пятна контакта;  $S$  – площадь пятна контакта. Учитывая малость размера пятна контакта в сравнении с размером гранулы среды, пятно контакта принято плоским, тогда:

$$F_{тр} = fP. \quad (3)$$

Сила трения создаёт крутящий момент:  $M_{кр} = F_{тр} R_{gp}$ , который способствует вращательному движению гранулы. Следовательно в момент скольжения появляется частичное качение, которое зависит от величины касательной скорости движения гранулы.

Уравнение момента инерции и сохранения энергии имеют вид:

$$\Delta I\omega = I\omega - I\omega_0 = \int_0^t F_{тр} dt; \quad (4)$$

$$\frac{m(V_y)_0^2}{2} - \frac{mV_y^2}{2} = \int_0^h F_y dh; \quad (5)$$

$$\frac{m(V_x)_0^2}{2} - \frac{mV_x^2}{2} = \int_0^t F_{тр} (V_x)_1 dt + \frac{7}{5} mR \int_0^t (V_x)_2 dt, \quad (6)$$

где  $I$  - момент инерции гранулы относительно оси её вращения;  $\omega, \omega_0$  - угловая и начальная угловая скорости движения гранулы;  $t$  - время контакта;  $m$  - масса гранулы;  $(V_y)_0, (V_x)_0$  - начальные нормальная и касательная скорости;  $V_y, V_x$  - нормальная и касательная составляющие скорости движения гранулы;  $F_y$  - вертикальная составляющая силы удара.

Из уравнения (4) получаем:  $V_2 = \frac{5}{2m_0} \int_0^t F_{\text{тр}} dt$ ; согласно уравнений (5, 6):

$$V_y = \sqrt{(V_y)_0^2 - \frac{2}{m_0} \int_0^h F_y dh}; \quad (7)$$

$$V_x = \sqrt{(V_x)_0^2 - \frac{2}{m_0} \int_0^h F_{\text{тр}} ((V_x)_1 + (V_x)_2) dh}. \quad (8)$$

Максимальное давление на площади пятна упругого контакта согласно [6, 9]

равно: 
$$P_{\text{max}} = \frac{2E\sqrt{h_1}}{\pi(1-\mu^2)\sqrt{R_{\text{гр}}}}.$$

Первый этап соударения завершается при условии  $P_{\text{max}} = \sigma_0$ , где  $\sigma_0$  - напряжение текучести, необходимое для создания остаточных деформаций. С выполнением этого условия начинается второй этап деформации, характеризующийся возникновением очага пластической деформации и распространения пластического течения в пределах радиуса  $r_2$  (рис. 3). Силы и деформация в упруго- и пластически деформированных объёмах независимы. Общая глубина деформации  $h = h_1 + h_2$ , где  $h_2$  - глубина пятна контакта, обусловленная пластической деформацией.

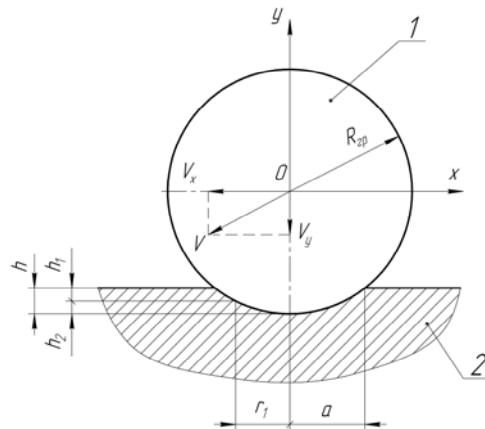


Рис. 3. Второй этап соударения, характеризующийся упругопластическим внедрением гранулы в обрабатываемую поверхность детали при соблюдении условия  $\frac{V_y}{V} \geq \frac{h_2}{r_2}$ :

1 – гранула рабочей среды; 2 – обрабатываемая поверхность детали

Внутри «упругого конца» напряжение определяется выражением [8]:

$$\sigma = \frac{\sigma_0 \sqrt{a^2 - r^2}}{a} = \frac{2E\sqrt{a^2 - r^2}}{\pi R_{гр}(1 - \mu^2)}, \quad \text{откуда сила упругой деформации:}$$

$$F_1 = \int_r^a \frac{4E\sqrt{a^2 - r^2}}{R_{гр}(1 - \mu^2)} dr = \frac{\sigma_0^3 \pi^3 R_{гр}^2 (1 - \mu^2)}{6E}.$$

Сила пластической деформации находится согласно закону Майера  $F_2 = N \cdot h_2^n$ , где  $N$  - коэффициент и  $n$  - показатель степени, зависящие от формы пятна контакта и физико-механических свойств материала гранулы и обрабатываемой детали. Для динамических нагрузок  $n = 1$ . Общая глубина деформации  $h = 1$  [8], что соответствует условию идеальной пластичности, когда напряжение текучести  $\sigma_0$  равномерно распределено на поверхности пластического контакта и постоянно на протяжении времени всего процесса внедрения. При малом пластическом внедрении величины  $h_2$  и  $r_2$  связаны зависимостью  $r_2^2 = 2\pi R_{гр} h_2$ . При этом  $N = 2\pi R_{гр} \sigma_0$ , а сила пластической деформации  $F_2 = 2\pi R_{гр} \sigma_0 h_2$ .

Полное значение силы деформации определяется как сумма сил упругой и

пластической деформации:  $F = F_1 + F_2 = \frac{\sigma_0^3 \pi^3 R_{гр}^2 (1 - \mu^2)}{6E} = 2\pi R_{гр} \sigma_0 h_2$ .

Сила трения скольжения на втором этапе процесса соударения определяется из выражении (3).

Приведенные соотношения для сил, деформаций и скоростей справедливы при симметричном распределении нагрузки, то есть при условии, когда  $\frac{V_y}{V} \geq \frac{h_2}{r_2}$ .

Однако, по мере расходования энергии движение, приведенное условие нарушается, что вызывает неравномерность распределения нагрузки относительно оси ординат. В этом случае нормальная составляющая силы пластической де-

формации  $(F_y)_2 = \sigma_0 \left( \frac{\pi r_2^2}{2} + S_{A'B'C'} \right)$  с точкой приложения  $x_0 = \frac{\sum_0^i (F_y)_i \cdot x_i}{\sum_0^i (F_y)_i}$ , где

$S_{A'B'C'}$  - площадь фигуры  $A'B'C'$  (рис. 4).

Касательная составляющая силы пластической деформации:

$$(F_x)_2 = (F_y)_2 \cdot \operatorname{tg} \arcsin \frac{x_0}{R_{гр}}. \quad (9)$$

Касательная составляющая силы деформации:

$$F_x = \left( \sqrt{(F_x)_2^2 + (F_y)_2^2} + F_1 \right) \operatorname{tg} \arcsin \frac{x_0}{R_{гр}}. \quad (10)$$

Сила трения:

$$F_{\text{тп}} = f \left( \sqrt{(F_x)_2^2 + (F_y)_2^2} + F_1 \right). \quad (11)$$

Линейная скорость гранулы при соударении с обрабатываемой поверхностью:

$$V_{\text{л}} = \frac{R_{\text{тп}} \int_0^t F_{\text{тп}} dt + R_{\text{тп}} \int_0^t F_x dt - x_0 \int_0^t F_y dt}{0,4mR_{\text{тп}}}. \quad (12)$$

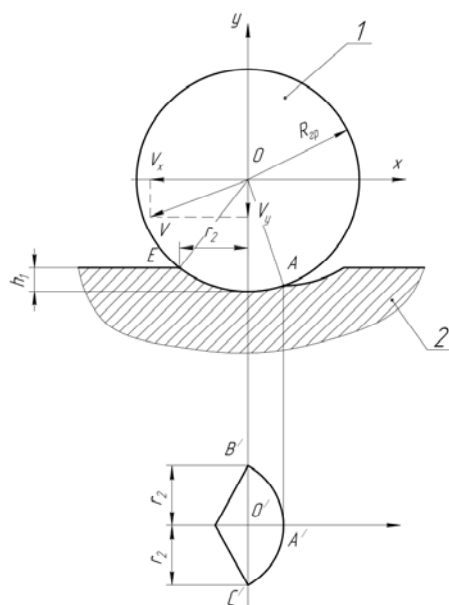


Рис. 4. Второй этап соударения, характеризующийся упругопластическим внедрением гранулы в обрабатываемую поверхность детали при невыполнении условия  $\frac{V_y}{V} \geq \frac{h_2}{r_2}$ :

1 – гранула рабочей среды; 2 – обрабатываемая поверхность детали

Касательная скорость центра тяжести гранулы:

$$V_x = (V_x)_0 - \frac{\int_0^t F_{\text{тп}} dt + \int_0^t F_x dt}{m}. \quad (13)$$

При  $V_y = 0$  внедрение гранулы среды в обрабатываемую поверхность (второй этап соударения) прекращается и начинается отскок гранулы от поверхности (третий этап соударения). При  $V_x \neq 0$  пластическое деформирование продолжается и на третьем этапе происходит в направлении касательного движения гранулы. Размеры пластически деформируемого участка на третьем этапе соуда-

рения, как и на втором, зависят от направления скорости  $V_x$ . Нормальная составляющая силы пластической деформации на этом этапе  $(F_y)_2 = \sigma_0 S_{B'C'D'}$ , где  $S_{B'C'D'}$  - площадь фигуры  $B'C'D'$  (рис. 5).

Обобщая приведенный выше анализ и математические зависимости можно констатировать, что касательная составляющая силы пластической деформации определится выражением (9), сила трения – выражением (11), касательная составляющая силы деформации – выражением (10). Скорости  $V_1$ ,  $V_2$  и  $V_y$  находятся из выражений (12), (13), (7). При завершении пластической деформации, когда  $\left| \frac{V_y}{V_x} \right| \geq \frac{h_2}{r_2}$ , начинается упругое восстановление, силы и деформации которого могут быть найдены из выражений (1 - 3), а скорости – из выражений (12), (13), (7). Таким образом, совокупность приведенных выражений определяет основные взаимозависимости параметров процесса соударения гранулы рабочей среды с поверхностью детали, обрабатываемой свободным абразивом в вибрирующем резервуаре.

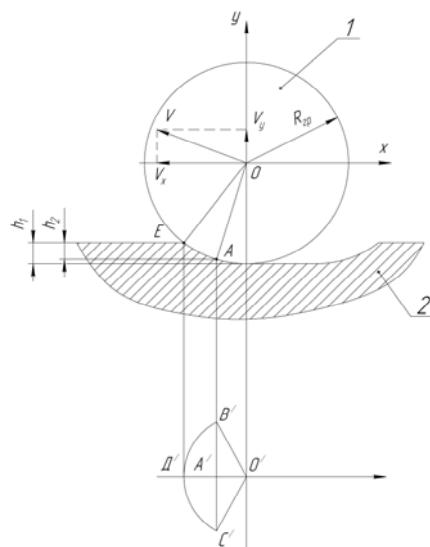


Рис. 5. Третий этап соударения, характеризующийся упругопластическим отскоком гранулы от обрабатываемой поверхности детали: 1 – гранула рабочей среды; 2 – обрабатываемая поверхность детали

Вместе с тем необходимо отметить, что приведенные заключения характерны для механизма виброобработки в резервуаре традиционной «U» - образной формы поперечного сечения, для которого характерно гашение силового импульса на удалении 250 мм и более от воздействующих на среду рабочих поверхностей. В результате в центральной части резервуара формируется зона неактивной обработки, где воздействие гранул рабочей среды на поверхности обрабатываемых деталей практически отсутствует ввиду существенно заниженных значений динамических и кинематических характеристик рабочей среды, обеспечивающих процессы микрорезания и упругопластического деформирования при виброобработке [1, 10].

При использовании резервуаров, оснащённых прямолинейными и особенно криволинейными дефлекторами в резервуаре возникает встречное движение восходящих и нисходящих потоков рабочей среды и создаётся сложная траектория её движения с переплетением потоков [10].

Так, при размещении внутри «U» - образного резервуара дефлектора в виде двух соединённых срезанных цилиндров (в виде «8») за счёт создания сложных встречных потоков и несимметричной по сечению резервуара траектории движения и за счёт возникновения больших вибрационных ускорений, которые достигают  $25...30g$ , где  $g$  - ускорение силы земного притяжения, резко возрастают скорости относительного проскальзывания гранул среды и деталей [11]. В таких условиях появление характерной для косоугольного удара касательной составляющей скорости движения гранулы и, как следствие, силы трения скольжения усложняет рассмотрение механизма соударения единичной гранулы о поверхность обрабатываемой детали. Решение такой задачи при встречнодвижущемся характере потоков рабочей среды в резервуарах, оснащённых дефлектором, представляет научный и практический интерес дальнейших исследований эффективности виброобработки.

### Литература

1. Обработка деталей свободными абразивами в вибрирующих резервуарах / И. Н. Карташов, М. Е. Шаинский, В. А. Власов, Б. П. Румянцев, П. С. Банатов, Е. С. Кислица – К.: Высшая школа, 1975. – 188 с.
2. Мицык В.Я. Эффективность резервуаров виброустановок для отделочно-зачистной и упрочняющей обработки деталей // Сборник научных трудов НГУ № 21. - Днепропетровск: Национальный горный университет, 2005. - С. 66 - 70.
3. Мицык В.Я. Структурно-логические связи технологических параметров процесса и оборудования виброобработки при оценке её эффективности и качества // Сборник научных трудов ДГМА Выпуск 19. - Алчевск: Донбасский государственный технический университет, 2005. - С. 226 - 236.
4. Мицык В.Я. Динамическое состояние «U» - образного резервуара виброустановки для отделочно-зачистной и упрочняющей обработки // Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні. - Луганськ: вид - во СНУ, 2005. - С. 265 - 270.
5. Бабичев А.П., Бабичев И.А. Основы вибрационной технологии. Ростов-на-Дону: Издательский центр ДГТУ, 1998. – 624 с.
6. Кольцов В.П. Исследование и оптимизация параметров объёмной вибрационной обработки: Дис ... канд. техн. наук: 05.02.08. – Иркутск, 1980. – 164 с.
7. Копылов Ю.Р. Динамика процесса и технология виброударного упрочнения деталей сложной формы: Дис ... д-ра. техн. наук: 05.02.08. – Воронеж, 1990. – 387 с.
8. Гольдсмит В. Удар. Теория и физические свойства соударяющихся тел. - М.: Стройиздат, 1965. – 448 с.
9. Блехман И.И. Вибрационное перемещение. – М.: Наука, 1968. – 465 с.
10. Мицык В.Я. Технологические возможности и конструктивные особенности виброустановки со встречнодвижущимися потоками рабочей среды в резервуаре // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. – Краматорск: ДГМА, 2006. – Вып. № 19 – С. 146 – 152.
11. Вибрационная машина для обработки деталей в контейнере: А.с. 994226 СССР, МКИ В 24 В 31/06 / М.Е. Шаинский, В.Я. Мицык, О.Г. Игнатенко, В.А. Власов, В.А. Медяник (СССР). - № 2489911/25-08; Заявлено 23.05.77; Опубл. 07.02.83, Бюл № 5.

**А.А. Шишкин****АНАЛИЗ ТОЧНОСТИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ШКИВНЫХ ЖЕЛЕЗОТДЕЛИТЕЛЕЙ**

Предложена методика статистического анализа характеристик железоотделителей. Проведен анализ рабочих характеристик электромагнитных шкивов. Найдены пути совершенствования качества их магнитных систем. Табл. 1. Ист. 1.

Наиболее часто в системах регенерации отработанных формовочных смесей и песков для защиты технологического и транспортного оборудования от поломок и снижения потерь металла со смесями, идущими в отвал, применяют шкивные железоотделители. Это объясняется легкостью встройки их в существующие технологии, относительной дешевизной и сравнительно высокой эффективностью сепарации.

Требования к качеству сепарации смесей постоянно растут. Механизация и автоматизация производства, уменьшение количества оборотных смесей и связанная с этим необходимость интенсификации их охлаждения требуют повышения качества сепарации, которое зачастую не отвечает требованиям производства за исключением тех редких случаев, когда они крайне низки. Это, в частности, требует улучшения рабочих характеристик шкивных железоотделителей.

Известно, что эффективность его работы зависит от конструкции магнитной системы и величины намагничивающей силы катушек, определяющих силовые характеристики поля, размеров, формы и свойств, извлекаемых из смеси ферромагнитных включений, а также параметров слоя сепарируемой смеси, его скорости и состояния. Наибольшее внимание при разработке новых конструкций шкивов и совершенствовании уже известных уделяется именно этим аспектам [1, 2, 3, 4] и практически не рассматривается влияние на рабочие характеристики технологии производства. В то же время статистический анализ рабочих характеристик подвесных железоотделителей показал, что такая взаимосвязь существует [7].

Цель работы – изучение влияния параметров конструкции и технологии производства на рабочие характеристики шкивных железоотделителей.

Для анализа выбран шкивной электромагнитный железоотделитель типа ШЭ 65-63, выпускавшийся в больших количествах, что позволило собрать достаточную статистику для исследований.

При заводских испытаниях магнитных систем службой контроля фиксировались следующие характеристики:

- сопротивление электрических обмоток электромагнита в холодном R<sub>20</sub> и нагретом R<sub>г</sub> состояниях;
- напряженность магнитного поля в точках над серединой межполюсного зазора H<sub>с</sub> и краем полюса со стороны зазора H<sub>к</sub>;
- ток катушек в холодном I<sub>20</sub> и нагретом I<sub>г</sub> состояниях при постоянном напряжении питания U.

Для определения объема выборки, достаточной для получения достоверных результатов, была сделана пробная выборка из результатов испытаний магнитных систем шкивных сепараторов объемом 30 единиц. Оценены дисперсии измеряемых (R<sub>20</sub>, R<sub>г</sub>, H<sub>с</sub>, H<sub>к</sub>, I<sub>20</sub>, I<sub>г</sub>) и рассчитываемых (T<sub>г</sub> – T<sub>о</sub>), R<sub>т</sub> пара-

метров и по выбранным достоверности (0,99) и приемлемой ошибке этих параметров (не выше погрешности измерительных приборов - 2%) определен требуемый объем выборки для проведения исследований. Расчет производился по выражению:

$$n = \frac{t^2 S^2}{\delta^2 \bar{A}_{\text{нб}}^2}, \quad (1)$$

где  $t$  – показатель кратности ( $t=2,576$ );

$S^2$  – оценка дисперсии соответствующего среднего;

$\delta$  – приемлемая ошибка среднего.

В результате расчетов было получено, что максимальный объем выборки должен определяться не по дисперсиям указанных параметров, а по оценке дисперсии для расчетной величины – сопротивлению теплопередаче  $R_{\text{т}}$ , рассчитываемому по выражению:

$$R_{\delta} = \frac{T_{\text{а}} - T_{\delta}}{I_{\text{а}}^2 R_{\text{а}}}. \quad (2)$$

Расчетный объем выборки составил 86 шт. Объем выборки для проведения дальнейших исследований был принят равным 100 единиц. По полученным результатам испытаний вновь была сделана оценка средних значений, дисперсий, стандартных отклонений, средних ошибок, коэффициентов вариации и граничных значений всех измеряемых и расчетных параметров, в пределах которых они могут изменяться с достоверностью 0,99. Результаты расчетов сведены в табл. 1.

Таблица 1

**Результаты статистического анализа**

Расч. парам.	Анализируемые параметры							
	$R_{20}$	$R_{\text{г}}$	$T_{\text{г}} - T_{\text{о}}$	$l_{20}$	$l_{\text{г}}$	$R_{\text{г}}$	$H_{\text{с}}$	$H_{\text{к}}$
$A_{\text{ср}}$	8,153	11,25	96,6	13,463	9,786	0,08984	1352,4	1450,2
$S^2$	0,04482	0,10396	32,545	0,1151	0,07701	3,974E-5	1638,6	1684,8
$S$	0,2117	0,32244	5,7048	0,3392	0,2775	0,0063	40,48	41,046
$\mu$	0,02128	0,03241	0,5734	0,0341	0,0279	0,00063	4,068	4,1253
$V, \%$	2,5967	2,8662	5,9057	2,5198	2,8357	7,0173	2,993	2,8304
$A_{\text{min}}$	7,609	10,421	81,938	12,59	9,073	0,07364	1248,4	1344,71
$A_{\text{max}}$	8,697	12,078	111,26	14,33	10,499	0,10604	1456,4	1555,69

Величину средней ошибки  $\mu$ , характеризующей пределы колебания среднего, и коэффициента вариации  $V$ , характеризующего относительное колебание параметров, приведенных в таблице, рассчитывали по выражениям:

$$\mu = \frac{S}{\sqrt{n-1}}; \quad V = 100 \frac{S}{\bar{A}_{\text{нб}}}. \quad (3)$$

По полученным результатам вновь был определен объем выборки (82 ед.), который показал, что принятое для статистического анализа количество вполне достаточно.

Однако, анализируя только приведенные данные, невозможно получить картину влияния перечисленных параметров на рабочие характеристики желе-

зоотделителя. Необходимо определить независимые переменные и их функциональную взаимосвязь, что позволит решить поставленную задачу.

В [1] с помощью конформных преобразований получено распределение магнитного поля в рабочей зоне двухполюсных магнитных систем для плоскопараллельного случая. Для получения зависимости напряженности магнитного поля на оси межполюсного зазора шкива конечно-разностным методом рассчитаны магнитные поля 14 двухполюсных магнитных систем шкивов. Численным дифференцированием определены напряженности магнитного поля в 5 точках на оси межполюсного зазора для каждого из них, выбран вид корректирующей функции и с помощью метода наименьших квадратов найдено значение коэффициента  $C$ , входящего в нее. Окончательно зависимость напряженности магнитного поля на оси межполюсного зазора шкива от его геометрических размеров и разности потенциалов полюсов может быть описана выражением:

$$I_{\bar{n}} = \frac{BU_{\bar{a}}}{4K\sqrt{[0,25\Delta^2 + (\rho - 0,5D)^2] [0,25B + (\rho - 0,5D)^2]}} \times \frac{0,5D\sqrt{K}}{0,5D + C(\rho - 0,5D)}, \quad (4)$$

где  $K$  – значение полного эллиптического интеграла первого рода, определяемое по  $m = \Delta/B$ .

$D$  – диаметр шкива;

$\Delta$  – величина межполюсного зазора;

$\rho$  – расстояние от оси шкива до точки, в которой определяется напряженность поля;

$B$  – расстояние между наружными краями полюсов;

$C$  – коэффициент;

$U_{\bar{a}}$  – разность потенциалов полюсов магнита, которая по закону полного тока может быть определена из выражения:

$$U_{\bar{a}} = F - U_i. \quad (5)$$

В (5) полная намагничивающая сила катушек обозначена  $F$ , а намагничивающая сила катушек, затрачиваемая на проведение магнитного потока вдоль магнитопровода, –  $U_m$ .

При индукции поля в объеме магнитопровода не более 1 тл. потерями  $U_m$  можно пренебречь. В реальных магнитах индукция на отдельных его участках достигает 1,4 тл., поэтому потери намагничивающей силы обычно составляют  $(0,1-0,15)F$  в зависимости от их конструкций.

Электрическое сопротивление катушек намагничивания при температуре окружающей среды  $20^\circ\text{C}$  (нормальные условия) можно определить по выражению:

$$R_{20} = \rho_{20} \frac{I_{\bar{n}\delta} W}{S_{\bar{r}}}, \quad (6)$$

где  $\rho_{20}$  – удельное сопротивление провода катушек намагничивания в нормальных условиях,

$I_{\bar{c}\rho}$  – средняя длина витка катушки,

$W$  – число витков катушек намагничивания,

$S_{\bar{r}}$  – сечение провода.

Решив уравнение 6 относительно  $W$ , получим:

$$W = \frac{R_{20} S_{\Gamma}}{\rho_{20} l_{\Gamma \delta}} \quad (7)$$

Тогда намагничивающая сила катушек равна:

$$F = I_a W = \frac{I_a R_{20} S_{\Gamma}}{\rho_{20} l_{\Gamma \delta}} \quad (8)$$

Окончательно, заменив в (4) под корнем  $\rho - 0,5D$  на  $h$ , с учетом 8, а также доли  $F$ , расходуемой в межполюсном зазоре, получим выражение для определения зависимости изменения напряженности магнитного поля на оси зазора шкива в зависимости от изменения основных его параметров:

$$i_{\Gamma} = \frac{(0,85 - 0,9) I_a R_{20} S_{\Gamma} B}{4 \rho_{20} l_{\Gamma \delta} \sqrt{K(0,25\Delta^2 + h^2)(0,25B^2 + h^2)}} \times \frac{0,5D}{0,5D + C(\rho - 0,5D)} \quad (9)$$

Величины отклонений исследуемых параметров от соответствующих средних, рассчитанные с достоверностью 0,99 приведены в таблице. Разброс  $H_c$  в большей степени зависит от параметров катушки намагничивания ( $I_a$ ,  $R_{20}$ ,  $l_{cp}$ ), размеров провода ( $S_{\Gamma}$ ) и его свойств ( $\rho_{20}$ ), в меньшей степени – от изменения размеров полюсов ( $\Delta$ ,  $B$ ), а также геометрии магнитопровода – коэффициент (0,85-0,9).

Используя данные таблицы и заменив  $I_a R_{20}$  числом, уравнение (9) можно представить в виде:

$$1352,4^{+7,7\%}_{-7,7\%} = \frac{(0,85 - 0,9) S_{\Gamma} B}{4 \rho_{20} l_{\Gamma \delta} \sqrt{K(0,25\Delta^2 + h^2)(0,25B^2 + h^2)}} \times \frac{0,5D}{0,5D + C(\rho - 0,5D)} 79,747^{+5,7\%}_{-5,7\%}$$

Здесь индексы означают верхнее и нижнее отклонения  $H_c$  и произведения средних  $I_a$  и  $R_{20}$ , определенные с достоверностью 0,99. Анализируя данные, приведенные в таблице, можно сделать вывод, что наиболее существенное влияние на разброс напряженности шкивного железоотделителя в рабочей зоне ( $\pm 7,7\%$ ) оказывает сопротивление передаче тепла в окружающую среду ( $\pm 18\%$ ), в меньшей степени влияет намагничивающая сила катушки ( $\pm 5,7\%$ ).

**Вывод.** Наибольшее влияние на рабочие характеристики оказывает отвод тепла от катушек намагничивания, обусловленный точностью их изготовления и монтажа, а также толщиной изоляции и слоя заливки. Поэтому при разработке новых конструкций электромагнитных шкивов и совершенствовании существующих больше внимания следует уделить разработке катушек намагничивания, технологии их изготовления и монтажа в железоотделителе.

#### Литература

1. Шишкин А.А. Анализ точности изготовления подвесных железоотделителей // Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні: Зб. наук. пр. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2005. – С. 173-178.

С.П.Чердиченко

**РАСЧЕТ РАЗВИВАЕМЫХ УДЕЛЬНЫХ ДАВЛЕНИЙ  
ПОЛИМОРФНЫМ ПРЕВРАЩЕНИЕМ  $\beta$ -ОЛОВА  
В  $\gamma$ -ОЛОВО ПРИ ТЕРМОДИНАМИЧЕСКОМ СДВИГЕ  
ДО НАИВЫСШЕЙ ТЕМПЕРАТУРЫ УСТОЙЧИВОГО  
СУЩЕСТВОВАНИЯ АЛМАЗА**

Расчитаны температурные интервалы существования  $\beta$ -олова,  $\gamma$ -олова, температурные точки полиморфных превращений при переходе  $\beta$ -олова в  $\gamma$ -олово и  $\gamma$ -олова в жидкое олово до температуры 1333 К и давления 24,9 ГПа. Рис. 3. Табл. 3. Ист.5.

**Введение**

Применение энергии полиморфного превращения олова, влекущее за собой макрообъемные изменения, можно использовать для создания нового поколения машин, развивающих сверхвысокие давления для синтеза алмазов из графита, работающих в интервале полиморфных превращений олова [1]. Энергетика полиморфного превращения  $\beta$ -олова в  $\gamma$ -олово в результате нагрева недостаточно исследована.

**Обзор литературы**

Олово при полиморфных превращениях, являющихся фазовыми переходами 1-го рода, при которых происходит выделение или поглощение тепла и скачком меняется внутренняя энергия и энтропия, а также физические свойства, зависящие от расположения атомов в структуре, имеет следующие физические свойства [2], приведенные в табл. 1.

Таблица 1

**Основные физические свойства  $\beta$ - и  $\gamma$ -модификаций олова**

Полиморфная модификация	$\beta$ -олово	$\gamma$ -олово
Температурный интервал существования, К	286,3-446,1	446,1-505
Плотность г/см	7,295	6,52
Удельная теплоемкость Дж·К/г	0,2234	0,2234

При анализе физических свойств полиморфных модификаций олова, приведенных в табл. 1, приняв объем  $\beta$ -олова за 100%, имеем его объемное изменение при переходе в  $\gamma$ -олово, которое показано на рис.1.

В связи с тем, что белое  $\beta$ -олово является одним из самых мягких металлов, с  $\sigma_T \approx 12$  МПа его можно принять как "высоковязкую подвижную жидкость", которую можно разместить в закрытом гидроцилиндре с поршнем, изготовленным из высокопрочных металлических сплавов с  $\sigma_T$  больше 1.7 ГПа, и при нагреве  $\beta$ -олова при переходе в  $\gamma$ -олово эта "высоковязкая жидкость" увеличится в объеме на 12 процентов и, в свою очередь, переместит поршень.

При сопоставлении энергетических затрат полиморфного превращения  $\beta$ -олова при переходе в  $\gamma$ -олово с энергетикой кристаллизации оксида водорода, влекущее за собой 9% увеличение объема, показано, что энергетические затраты полиморфного превращения  $\beta$ -олова при переходе в  $\gamma$ -олово с  $\Delta t$  равной 5К до температурной точки перехода, влекущего за собой  $\approx 12\%$  увеличение объе-

ма, в 43,3 раза ниже энергетических затрат, необходимых на фазовый переход оксида водорода из жидкого состояния в кристаллическое с  $\Delta t$  равной 5K до температурной точки перехода, влекущего за собой  $\approx 9\%$  увеличение объема [3].

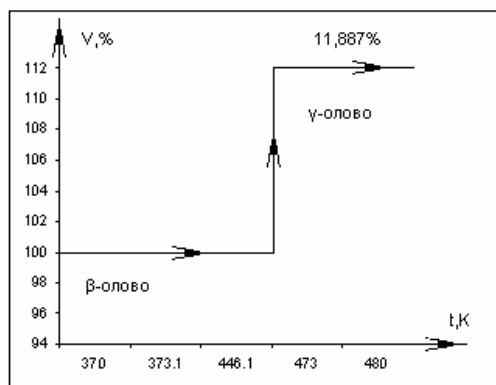


Рис. 1. Изменение объема  $\beta$ -олова при переходе в  $\gamma$ -олово

В работе [4] было произведено моделирование термодинамических характеристик полиморфного превращения  $\beta$ -олова в  $\gamma$ -олово, определены температурные интервалы существования  $\beta$ -олова и  $\gamma$ -олова и расплава олова, температурные точки полиморфных превращений при переходе  $\beta$ -олова в  $\gamma$ -олово и  $\gamma$ -олова в жидкое олово до давлений 1,5 ГПа. Расчетные данные и графическая модель температурного интервала существования  $\beta$ - и  $\gamma$ -олова, а также его расплава от различных удельных давлений приведены в табл. 2 и на рис. 2.

Таблица 2

**Расчетные физические свойства  $\beta$ -олова,  $\gamma$ -олова, расплава олова при разных удельных давлениях**

Давление в МПа	Температурный интервал полиморфной модификации, К		
	$\beta$ -олова	$\gamma$ -олова	Жидкого олова
0,1	286,2÷446	446÷504,84	504,9÷2893
100	288,19÷447,99	447,99÷506,83	506,89÷2894,99
200	291,48÷451,28	451,28÷510,18	510,18÷2898,28
500	301,32÷461,12	461,12÷519,98	520,04÷2908,12
1000	317,72÷477,52	477,52÷536,36	536,42÷2924,52
1200	324,28÷484,08	484,08÷542,92	542,98÷2931,08
1500	334,12÷493,92	493,92÷552,76	552,82÷2940,92

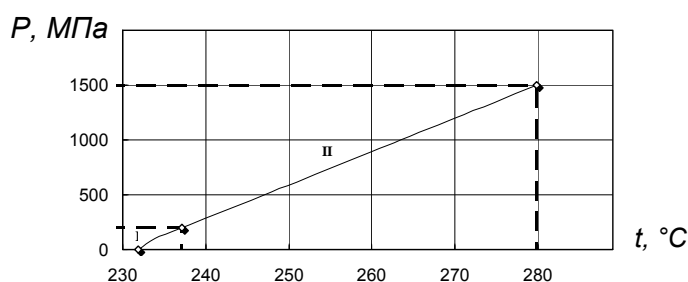


Рис. 2. Изменение температуры плавления олова в зависимости от давления:

I – изученная область зависимости;

II – предполагаемая (расчетная) область зависимости

### Цель работы

Целью работы является аналитический расчет возможно развиваемых удельных давлений полиморфным превращением  $\beta$ -олова при переходе в  $\gamma$ -олово при термодинамическом сдвиге до наивысшей температуры устойчивого существования алмаза, т.е. до его полиморфного перехода в графит.

### Материал исследований

Известно, что существование алмаза при атмосферном давлении устойчиво до  $1000\text{ }^\circ\text{C}$  ( $1273\text{ K}$ ), а при  $T > 1000\text{ }^\circ\text{C}$  ( $1273\text{ K}$ ) происходит полиморфное превращение алмаза в графит [5].

Как показано в работе [4], правомочно теоретически продолжить термодинамическую зависимость роста удельных давлений до температуры плавления олова при  $1333\text{ K}$  ( $1060\text{ }^\circ\text{C}$ ), так как  $\gamma$ -олово существует в температурном интервале  $\sim 60\text{ K}$  до перехода в жидкое олово, которая показана на рис. 3.

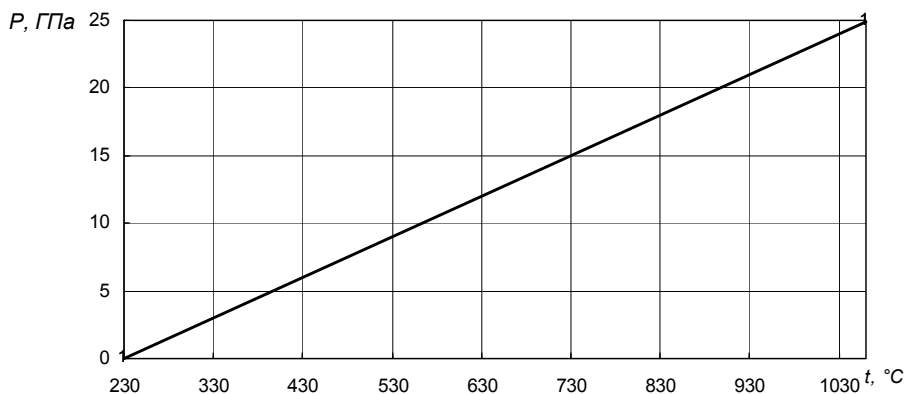


Рис. 3. Изменение температуры плавления олова в зависимости от давления:

- до  $280\text{ }^\circ\text{C}$  – изученная область зависимости;
- свыше  $280\text{ }^\circ\text{C}$  – предполагаемая (расчетная) область зависимости

Из условий термодинамического равновесия известно: на какую  $\Delta t$  изменилась одна из температурных точек одного из полиморфных переходов вещества, на такую же  $\Delta t$  изменятся температурные точки всех переходов этого вещества. В нашем случае температурная точка перехода  $\beta$ -олова в  $\gamma$ -олово в зависимости от роста удельных давлений так же будет изменяться, как и температура плавления. Расчетные данные температурного интервала существования  $\beta$ -олова,  $\gamma$ -олова и плавления олова до  $1060\text{ }^\circ\text{C}$  ( $1333\text{ K}$ ) и развиваемое удельное давление сведены в табл. 3.

Из расчетных данных видно, что при температуре полиморфного превращения  $\beta$ -олова в  $\gamma$ -олово, влекущего за собой  $\sim 12\%$  объемного увеличения равного  $673\text{ K}$ , развивается удельное давление  $5,1\text{ ГПа}$ , а при росте температуры превращения до  $1273\text{ K}$  давление увеличивается до  $23,1\text{ ГПа}$ .

Как известно [5], минимальные параметры полиморфного превращения в алмаз: температура  $t \sim 1100\text{ }^\circ\text{C}$  ( $1373\text{ K}$ ) и давление  $p \sim 4\text{ ГПа}$ , а в основном в производстве работают на давлениях  $p = 9 \dots 15\text{ ГПа}$ .

Расчеты показывают возможность применения олова как рабочей среды, увеличивающейся в объеме на  $\sim 12\%$  при полиморфном превращении  $\beta$ -олова в результате нагрева в  $\gamma$ -олово для создания нового поколения машин, развивающих сверхвысокие давления для синтеза алмазов из графита.

**Физические свойства  $\beta$ -олова,  $\gamma$ -олова, удельные давления при различных температурах плавления олова**

Температура плавления олова, К	Удельное давление плавления, ГПа	Температурный интервал полиморфной модификации, К		Удельное давление полиморфного перехода $\beta$ -олова в $\gamma$ -олово, ГПа
		$\gamma$ -олова	$\beta$ -олова	
1333	24,9	1273-1333	1113-1273	23,1
1233	21,9	1173-1233	1013-1173	20,1
1133	18,9	1073-1133	913-1073	17,1
1033	15,9	973-1033	813-973	14,1
933	12,9	873-933	713-873	11,1
833	9,9	773-833	613-773	8,1
733	6,9	673-733	513-673	5,1

Выводы. 1. Рассчитаны температурные интервалы существования  $\beta$ -олова,  $\gamma$ -олова, температурные точки полиморфных превращений при переходе  $\beta$ -олова в  $\gamma$ -олово и  $\gamma$ -олова в жидкое олово до температуры 1333 К и давления 24,9 ГПа.

2. Расчетные данные показывают возможность применения олова как рабочей среды, увеличивающейся в объеме на ~ 12% при полиморфном превращении  $\beta$ -олова в результате нагрева в  $\gamma$ -олово для создания нового поколения машин, развивающих сверхвысокие давления для синтеза алмазов из графита.

3. Вытекает необходимость дальнейших теоретических исследований:

- разработка оптимальной схемы конструкции машины для синтеза алмазов из графита;

- разработка математической модели расчета жесткости узла, выдерживающего давления до 23 ГПа и температуру до 1273 К машины для синтеза алмазов из графита.

#### Литература

1. Чередниченко С.П. Теоретическое обоснование основных направлений применения энергии полиморфного превращения олова в процессах обработки давлением // Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні. Зб. наук. пр. В 2-х ч. Ч. 2. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В. Даля, 2004. – С. 120-124.
2. Химический энциклопедический словарь. / Гл. ред. И.Л.Куниц. М.: Сов. Энциклопедия, 1983. – 792 с.
3. Чередниченко С.П. Сопоставление энергетических затрат полиморфного превращения  $\beta$ -олова при переходе в  $\gamma$ -олово с энергией перехода. – Вісн. Східноукраїнського національного університету ім. В. Даля, №7(89). – Луганськ, 2005. – С. 240-243.
4. Чередниченко С.П. Моделирование термодинамических характеристик полиморфного превращения  $\beta$ -олова при переходе в  $\gamma$ -олово. – Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні. // Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні. Зб. наук. пр. В 2-х ч. Ч. 2. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В. Даля, 2005. – С. 261-265.
5. Физический энциклопедический словарь / Гл. ред. А.М.Прохоров. – М.: Сов. Энциклопедия, 1983. – 928 с.

И.Ю.Бухтияров, И.А.Шведчикова, А.И.Шевченко

## ОПРЕДЕЛЕНИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТЕЙ ФУНКЦИОНАЛЬНОГО СТРОЕНИЯ МАГНИТНЫХ СЕПАРАТОРОВ

Обоснована закономерность функционального строения магнитных сепараторов. Предложен вариант функциональной структуры сепаратора на основе открытой многополюсной магнитной системы. Рис. 2. Ист. 8.

В настоящее время в практике проектирования, конструирования и эксплуатации различных технических устройств большое внимание уделяется решению следующих задач:

1. Систематизации показателей качества функционирования [1, 2].
2. Техничко-экономическому обоснованию проектных решений на основе имеющихся вариантов технических решений [2].
3. Описанию технических решений в форме, наиболее удобной для организации и ведения информационных баз данных и автоматизированных информационно-поисковых систем [3].

Решение указанных задач требует предварительного функционального анализа технических устройств, что, в свою очередь, связано с исследованием функционального строения этих устройств. В данной работе представлены результаты такого анализа применительно к магнитным сепараторам, для которых вышеотмеченные задачи также являются актуальными.

Известно, что степень сложности любого технического средства характеризуется с помощью понятия «система» [4]. Для определения общей или основной функции технической системы (ТС) обычно используется сопоставление свойств и состояния входных и выходных величин системы без конкретизации способа ее действия. При таком подходе общая функция магнитного сепаратора может быть определена следующим образом. В магнитном сепараторе под действием подводимой энергии и в соответствии с заданным управляющим воздействием поток исходного продукта на входе системы (с содержащимися в потоке механически не связанными и отличающимися магнитными свойствами материалами) преобразуется на выходе в конечный полезный продукт, определяемый назначением системы. Описанному явлению, как правило, сопутствует процесс удаления (транспортировки) извлеченных магнитных частиц из рабочей зоны. Функция транспортировки магнитного продукта как одна из основных функций магнитных сепараторов рассматривается, например, в [5].

Общая функция системы обеспечивается частными функциями ее отдельных элементов. Каждый элемент или конструктивный признак ТС имеет хотя бы одну функцию по обеспечению реализации общей функции, а исключение элемента или признака приводит к ухудшению какого-либо показателя ТС или прекращению выполнения им своей функции [6].

Функция ТС формализовано может быть описана в виде [6]

$$F=(D, G, H),$$

где D – указание действия, производимого рассматриваемой ТС и приводящего к желаемому результату; G – указание объекта или объектов, на которые направ-

лено действие; Н – указание особых условий и ограничений, при которых выполняется действие.

Как было отмечено выше, в общем случае основными функциями магнитного сепаратора являются: во-первых, разделение механически не связанных и отличающихся магнитными свойствами материалов; во-вторых, разгрузка или удаление (транспортировка) извлеченных магнитных частиц из рабочей зоны. Выполнение магнитными сепараторами своих основных функций обеспечивает решение в условиях производства следующих задач:

1. Очистку сыпучих сред от намагниченных примесей как нежелательных, так и с целью их последующей переработки и использования.

2. Очистку от намагниченных примесей жидких и газообразных сред (так называемая магнитная фильтрация).

3. Магнитное обогащение полезных ископаемых, в т.ч. металлосодержащих руд.

Рассмотрим перечень функций, выполняемых элементами обобщенной системы магнитного сепаратора, вариант которой представлен в [7]. Для удобства эта информация сведена в таблицу.

Т а б л и ц а

**Функции, выполняемые элементами магнитного сепаратора**

Элементы системы	Выполняемые функции
Электромагнитная (магнитная) система	- Технологическая функция - обеспечивает механическое разделение отличающихся магнитными свойствами материалов
Разгрузочные устройства (барабаны, ленты, валки, ролики и т.д.)	- Технологическая функция - обеспечивает перемещение магнитных частиц внутри сепаратора и их удаление из рабочей зоны
Приводные механизмы и электродвигатели	- Энергетическая функция - обеспечивает преобразование электрической энергии в механическую, необходимую для перемещения разгрузочных лент, для вращения валков, барабанов, роликов и т.д.
Пускорегулирующая аппаратура и контрольно-измерительные устройства	- Функция управления - осуществляет управляющее воздействие и контроль за технологическим процессом

Таким образом, в обобщенной системе магнитного сепаратора могут быть выделены три подсистемы  $S_1$ ,  $S_2$ ,  $S_3$ , которые выполняют следующие функции:

1.  $\Phi_1$  – технологическая функция – осуществляет механическое разделение отличающихся друг от друга магнитными свойствами материалов, а также удаление (транспортировку) извлеченного магнитного материала из рабочей зоны, т.е. обеспечивает превращение исходного материала  $I_m$  в конечный продукт  $O_m$ .

2.  $\Phi_2$  – энергетическая функция – осуществляет превращение извне полученной энергии  $I_e$  в конечный вид энергии  $O_e$ , связанный с реализацией технологической функции  $\Phi_1$ .

3.  $\Phi_3$  – функция управления – осуществляет управляющие воздействия  $O_i$  на подсистемы  $S_1$ ,  $S_2$  в соответствии с полученной информацией  $I_i$  о количестве и качестве выработанного конечного продукта  $O_m$  и конечной энергии  $O_e$ .

Выделение указанных подсистем и выполняемых ими функций является отражением закономерности функционального строения магнитных сепараторов как технологических машин (рис.1).

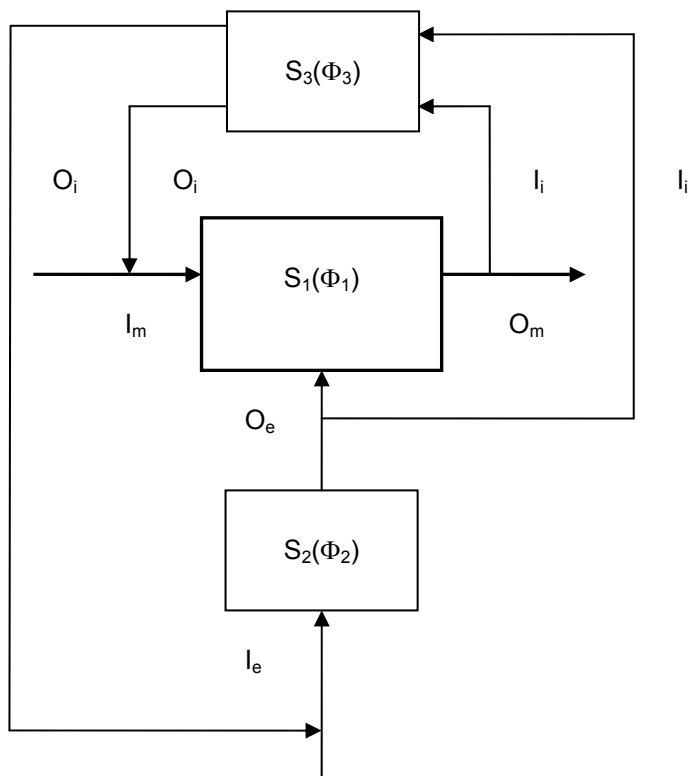


Рис. 1. Обобщенная функциональная структура магнитного сепаратора

В магнитных сепараторах функция разделения материалов в зависимости от их магнитных свойств осуществляется на принципах электромеханического преобразования энергии. Для отдельных типов магнитных сепараторов, например, на основе открытых многополюсных электромагнитных систем индукторного типа с бегущим или вращающимся магнитным полем на этих же принципах реализуется функция удаления (транспортировки) извлеченного магнитного материала из рабочей зоны. Магнитные частицы в этом случае перемещаются в направлении, обратном перемещению магнитного поля, т.е. под влиянием поля они как бы бегут в этом направлении. Подвижные магнитные частицы образуют вихревые зоны, количество которых определяется количеством полюсов индукторной системы. В этом случае может быть сформулировано важное с практической точки зрения следствие, отражающее закономерность функционального строения устройств для магнитной сепарации с открытыми многополюсными магнитными системами. Согласно этой закономерности в указанных устройствах могут быть выделены следующие подсистемы и выполняемые ими функции (рис. 2).

Подсистема  $S_1$  (рис. 2) реализует функцию  $\Phi_1$  получения первичной энергии путем превращения извне полученной электрической энергии  $I_e$  в исходный вид энергии  $I'_e$  (энергию магнитного поля), удобный для дальнейшего преобразования.

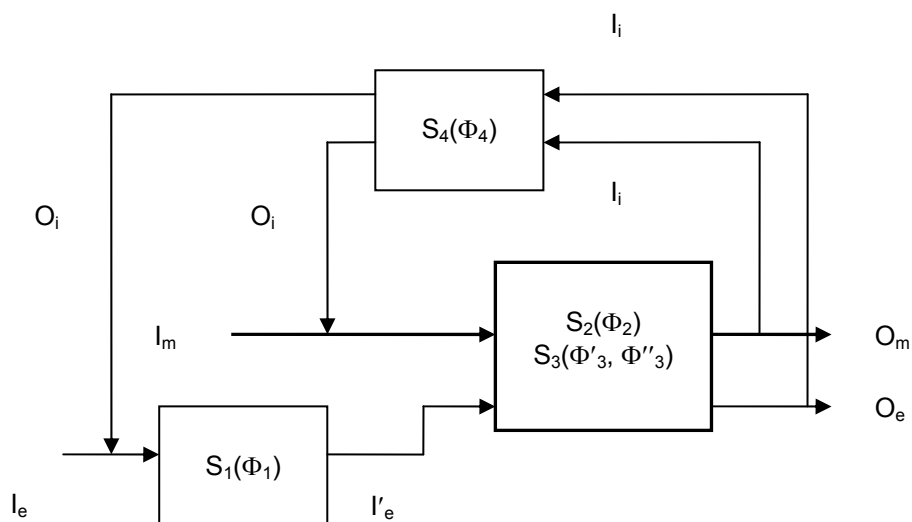


Рис.2. Частный случай обобщенной функциональной структуры магнитного сепаратора

Подсистема  $S_2$  реализует функцию преобразования  $\Phi_2$  путем превращения энергии магнитного поля  $I'_e$  в конечный вид  $O_e$  – механическую энергию движения, связанную с выполнением технологических функций системы.

Подсистема  $S_3$  реализует технологические функции на основе принципов электромеханического преобразования энергии, в т.ч. механическое разделение отличающихся друг от друга магнитными свойствами материалов (функция  $\Phi'_3$ ) и транспортировку извлеченного магнитного материала из рабочей зоны (функция  $\Phi''_3$ ), т.е. обеспечивает превращение исходного материала  $I_m$  в конечный продукт  $O_m$ . На рис. 2 подсистемы  $S_2$  и  $S_3$  совмещены. Соответственно энергетический выход  $O_e$  оказывается совмещенным с выходом массы  $O_m$ . С учетом того, что технологическая подсистема магнитного сепаратора  $S_3$  функционирует на основе принципов преобразования энергии, она также может быть названа электромеханической подсистемой.

Подсистема  $S_4$  реализует функцию управления, осуществляя управляющие воздействия  $O_i$  на подсистемы  $S_1$ ,  $S_2(S_3)$  в соответствии с полученной информацией  $I_i$  о количестве и качестве выработанного конечного продукта  $O_m$  и конечной энергии  $O_e$ .

Таким образом, представленный на рис.2 частный случай обобщенной функциональной структуры магнитного сепаратора отражает закономерность функционального строения электромеханических преобразователей энергии технологического назначения, к которым могут быть отнесены магнитные сепараторы, построенные на основе открытых многополюсных электромагнитных систем индукторного типа с бегущим или вращающимся магнитным полем [8].

На основе разработанных обобщенных функциональных структур магнитных сепараторов могут быть построены функциональные структуры конкретных технических устройств, что, в свою очередь, может найти применение при организации информационных баз данных о структурных разновидностях устройств для магнитной сепарации.

**Выводы.** 1. Обоснована основная закономерность функционального строения магнитных сепараторов как технологических машин, согласно которой в устройстве для магнитной сепарации могут быть выделены три подсистемы: технологическая, энергетическая и управления.

2. На основе анализа функций магнитного сепаратора показано, что в бегущих (вращающихся) магнитных полях сепараторов с открытыми многополюсными магнитными системами функции разделения материалов в зависимости от их магнитных свойств и извлечения магнитного продукта осуществляются на принципах электромеханического преобразования энергии, что позволяет отнести такие устройства к нетрадиционным электромеханическим преобразователям энергии технологического назначения.

#### Литература

1. Петрушин В.С. Асинхронные двигатели в регулируемом электроприводе. – Одесса: Наука и техника. 2006. – 320 с.
2. Мартынов А.В. Основы энергоэнтропии машин и процессов на промышленном транспорте. – Луганск: ВУГУ, 1997. – 211 с.
3. Шинкаренко В.Ф. Основи теорії еволюції електромеханічних систем. – К.: Наукова думка, 2002. – 288 с.
4. Дитрих Я. Проектирование и конструирование: системный подход. – М.: Мир, 1981. – 454 с.
5. Bronkala W.J., Haskin R.J., Tenpas E.J., Lawver J.E. Types of magnetic separators/ SME Mineral Processing Handbook, New York, 1985, Section 6. – PP. 29-39.
6. Половинкин А.И. Основы инженерного творчества. – М.: Машиностроение, 1988. – 368 с.
7. Шведчикова И.А. К определению основных понятий в области магнитной сепарации//Вестник НТУ «ХПИ». – 2005. - №35. – С. 121-126.
8. Shvedchikova I. Some types of unconventional electromechanical energy converters: application and classification// XYII International Conference on Electrical Machines ICEM 2006. Book of Abstracts. Chania, Crete Island, Greece. – P. 91.

УДК 620.179.14

**В.В.Мирошников, А.И.Шевченко, Р.Н.Сентяй,  
Н.В.Гречишкина**

#### **ПОВЫШЕНИЕ ЧУВСТВИТЕЛЬНОСТИ ИНДУКЦИОННЫХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ, РАБОТАЮЩИХ В СОСТАВЕ МЕТАЛЛОДЕТЕКТОРОВ**

Разработан метод повышения чувствительности индукционного преобразователя путем использования локального модулятора для работы в металлодетекторах. Рис. 3. Ист. 3.

#### **Введение**

Детектор металлических включений является неотъемлемой составляющей технологического процесса измельчения материала. Он обеспечивает защиту оборудования от попадания в него металлических предметов, способных вывести это оборудование из строя. Другая задача металлодетекторов – защита здоровья человека путем выявления металлических примесей в продуктах питания,

попадающих туда в процессе их изготовления. Таким образом, исходя из решаемой задачи, металлодетектор должен выявлять достаточно крупные металлические предметы весом 100 г и более, такие как, например, зубья ковша карьерного экскаватора и металлическую стружку весом в единицы грамм, образующуюся при работе механизмов в пищевой промышленности. Учитывая, что материал металлических включений лежит в широком диапазоне от цветного до ферромагнитного, то для его выявления металлодетектор должен работать как в переменном, так и в постоянном или медленно изменяющемся магнитном поле. Искажение этого поля металлическими частицами регистрируется в металлодетекторе, в чем и заключается принцип его работы.

Наиболее распространенным является конвейерный способ транспортировки сыпучего материала, при этом ширина конвейерной ленты лежит в пределах от 500 мм до 2400 мм при высоте транспортируемого материала до одного метра. Следовательно, для нормальной работы металлодетектора необходимо по всей ширине транспортируемой ленты и на высоту транспортируемого материала создать электромагнитное поле, величина которого в любой точке контролируемого пространства должна быть не менее 1350 – 1500 А/м. Учитывая большой объем контролируемого пространства, получить такое поле в открытой магнитной системе достаточно сложная задача. Применять метод синтеза магнитного поля, учитывая конфигурацию транспортируемого материала, задача нереальная, т.к. материал на транспортной ленте никогда не располагается одинаково, а видов транспортируемого материала большое количество. Проанализировав существующие конструкции металлодетекторов и положение контролируемого материала на транспортной ленте, можно сделать вывод, что самой оптимальной конструкцией обмотки намагничивания является прямоугольная обмотка, длина которой равна ширине транспортной ленты, а ширина – расстоянию между опорными роликами.

Величина поля на заданном расстоянии контроля, создаваемая такой катушкой, не превышает 200 – 300 А/м (при безопасном уровне напряжения на катушке). Следовательно, необходимо иметь магниточувствительные элементы, которые способны регистрировать на фоне этого поля его изменения на 0,05 – 0,1 А/м, что обеспечивает надежное выявление металлических включений. При этом обмотка намагничивания и магниточувствительные элементы могут располагаться как по одну сторону транспортной ленты, так и по разные – напротив друг друга.

Магниточувствительный элемент для металлодетекторов должен обладать достаточно простой конструкцией, возможностью объединения в матричную систему при требуемом уровне чувствительности. При этом он должен регистрировать как медленно изменяющиеся магнитные поля при выявлении ферромагнитных включений, так и высокочастотные поля (порядка 10... 100 кГц) для обнаружения цветных металлов.

Столь универсальными свойствами обладает пассивный индукционный преобразователь для придания требуемой чувствительности, который модернизируется путем введения локального модулятора.

#### **Основное содержание и результаты работы**

Пассивный индукционный преобразователь представляет из себя ферритовый сердечник С, на котором намотана катушка К. Когда такой преобразователь находится в магнитном поле напряженностью Н, в катушке наводится Э.Д.С.,

равная  $\dot{a}(t) = -\frac{d}{dt} \sum_{\epsilon=1}^W \hat{O}_{\epsilon}$ , где W – число витков катушки К;  $\Phi_{\kappa}$  – магнитный поток, проходящий через плоскость к-го витка.

Для определения магнитного потока  $\Phi$  введем понятие действующей магнитной проницаемости  $\mu_d$ , которая представляет собой отношение магнитного потока через сечение сердечника к потоку в том же сечении при магнитной проницаемости сердечника равной единице.

Действующая проницаемость сердечника не является постоянной величиной [1], а является функцией осевой координаты  $x$  сердечника. Максимальное значение действующей проницаемости сердечника с постоянным поперечным сечением вдоль оси  $x$  сердечника совпадает с координатой  $x=0$ , т.е. с центром сердечника, где действующая проницаемость обозначается  $\mu_d(0)$ .

Учитывая изменение действующей проницаемости  $\mu_d(x)$  по длине сердечника, Э.Д.С. на выходе катушки  $K$  преобразователя имеет вид

$$\dot{a}(t) = -\frac{\mu_0 W}{x_2 - x_1} \int_{x_1}^{x_2} \mu_d(x) \frac{S(x) dH_c(x, t)}{dt} dx, \quad (1)$$

где  $W$  – число витков катушки  $K$ ;

$x_1, x_2$  – координаты краев катушки  $K$  на сердечнике;

$S(x)$  – сечение сердечника;

$H_c(x, t)$  – напряженность магнитного поля сигнала как функция времени и координат сердечника.

В однородном плоскопараллельном поле, создаваемом плоской обмоткой возбуждения металлодетектора, выражение (1) преобразуется к виду

$$e(t) = -\mu_0 \frac{WS_{cp.}}{x_2 - x_1} \frac{dH(t)}{dt} \int_{x_1}^{x_2} \mu_d(x) dx, \quad (2)$$

где  $S_{cp.}$  – среднее значение площади сечения катушки.

Учитывая, что металлодетектор предназначен для выявления различных видов металлов: ферромагнитного, цветного, из нержавеющей и марганцевой стали и т.д., он работает в широком диапазоне частот вплоть до постоянного поля возбуждения. Как следует из выражения (2), выходной сигнал индукционного преобразователя зависит от частоты измеряемого поля. Тем не менее индукционный преобразователь способен измерять медленно изменяющиеся и постоянные магнитные поля. Дело заключается в том, что в основе действия индукционного преобразователя лежит тот факт, что величина выходного сигнала пропорциональна скорости изменения потока магнитного поля. Но изменение потока может происходить не только из-за изменения во времени напряженности поля, но и из-за действующей магнитной проницаемости. В этом случае

$$e = -\mu_0 WS \left[ H_c \frac{d\mu_d}{dt} + \mu_d \frac{dH_c}{dt} \right].$$

Анализируя зависимость [2], относительного коэффициента преобразователя  $G/G_0$ , от относительного объема модулятора  $V_m/V_0$  (рис. 1), можно сделать вывод, что увеличение относительного объема модулятора более чем на 5% нецелесообразно.

Мы видим, что уже при таком объеме моделирующего участка, относительный коэффициент преобразования колеблется, в зависимости от относительной проницаемости материала, в пределах от 0,8 до 0,9. Поэтому для регистрации слабых полей в металлодетекторе будем использовать преобразователь с ло-

кальным модулятором, когда модулируется малая часть сердечника, а остальная служит только концентратором потока.

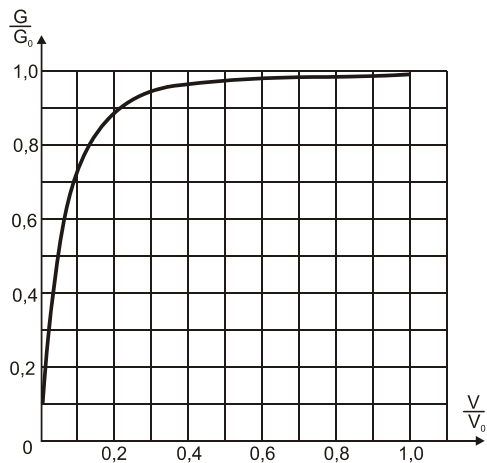


Рис. 1. Зависимость коэффициента преобразования от объема модулятора

Рассмотрим работу параметрического преобразователя с локальной модуляцией на примере наиболее простой конструкции (рис. 2).

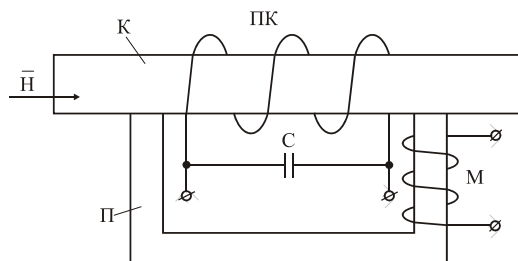


Рис. 2. Параметрический преобразователь с локальным модулятором:  
К – сердечник; ПК – приемная катушка; М – модулятор; П – ферромагнитная перемычка

Он содержит основной сердечник К, на котором намотана приемная катушка ПК, параллельно которой подключен конденсатор С. Приемную катушку охватывает ферромагнитная перемычка П, прилегающая к основному сердечнику и образующая для катушки ПК замкнутый ферромагнитный контур, через который замыкается магнитный поток самоиндукции. Частью перемычки является модулятор М, периодически изменяющий с частотой модуляции магнитное сопротивление контура, через который замыкается магнитный поток самоиндукции [3].

Эквивалентная схема преобразователя представлена на рис. 3.

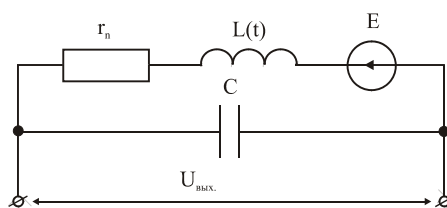


Рис. 3. Эквивалентная схема параметрического преобразователя

При изменении действующей магнитной проницаемости магнитопровода изменяется и индуктивность приемной катушки, которая становится функцией времени  $L(t)$ . В общем случае

$$L(t) = L_0 + \sum_{\hat{\epsilon}=1}^n L_{\hat{\epsilon}} \sin(k\Omega_n t + \varphi_{L\hat{\epsilon}}).$$

В соответствии со вторым законом Кирхгофа уравнение тока для этой цепи запишется в следующем виде

$$L(t) \frac{di}{dt} + i \frac{dL(t)}{dt} + i r_n + \frac{1}{C} \int i dt = e(t). \quad (3)$$

Если  $e = E_m \sin \omega t$  и индуктивность изменяется по синусоидальному закону, основное решение для тока

$$i = I_m \sin(\omega t + \varphi_i).$$

Уравнение (3) является модифицированным уравнением Матье, которое определяет возможность наличия в этой цепи параметрического резонанса при определенном соотношении между  $\omega$  и  $\Omega$  и значением фазы  $\varphi_L$ . В этом случае  $I_m$  может очень сильно возрасти и даже стремиться в бесконечность при определенных амплитудах изменения индуктивности, что соответствует режиму самовозбуждения.

Для оценки эффективности работы преобразователя определим его чувствительность по полю

$$\gamma = \frac{U_{oi}}{G},$$

где  $U_{шп}$  – среднеквадратичное значение напряжения шумов преобразователя;

$G$  – коэффициент преобразования.

Уровень напряжения шумов индукционного преобразователя определяется оптическим сопротивлением его обмотки, в соответствии с формулой Найквиста. Среднеквадратичное напряжение шума на один герц полосы равен

$$U_{oi} = \sqrt{kRT}, \quad (4)$$

где  $k=1,38 \cdot 10^{-23}$  Дж/к – постоянная Больцмана;

$T$  – абсолютная температура окружающей среды;

$R$  – сопротивление обмотки преобразователя.

Первый каскад предварительного усилителя является входным усилителем, к которому подключена приемная катушка, имеет свой уровень шума  $U_{шэ}$ . Если  $U_{шэ} \gg U_{шп}$ , то чувствительность системы определяется не шумом преобразующей обмотки, а шумом входного каскада, и непосредственно преобразователем не определяется. С увеличением числа витков приемной катушки собственный уровень шума преобразователя будет расти, пока не сравняется с шумом входного усилителя.

Активное сопротивление приемной катушки преобразователя определяется

$$R = 2\rho \frac{W}{d_i^2} \left( D_c + \frac{\pi d_r^2 W}{4l_o N} \right), \quad (5)$$

где  $D_c$  – диаметр ферритового сердечника преобразователя;  
 $d_r$  – диаметр обмоточного провода в изоляции;  
 $d_m$  – диаметр обмотки преобразователя;  
 $W$  – число витков приемной обмотки преобразователя;  
 $\rho$  – удельное сопротивление материала провода обмотки;  
 $N$  – коэффициент заполнения проводом катушки;  
 $l_0$  – длина обмотки.

Длина приемной обмотки преобразователя составляет определенную часть длины сердечника  $l_c$ , и в предельном случае равна  $l_c$ . Поэтому обозначим

$$l_0 = k_0 \cdot l_c, \quad (6)$$

где  $k_0$  – коэффициент заполнения обмоткой длины сердечника.

Среднеквадратичное напряжение шума обмотки преобразователя с учетом формул (4) – (6) можно записать

$$U_{oi} = \frac{W}{d_i} \left[ 2kT\rho \left( \frac{D_c}{W} + \frac{\pi d_r^2}{4k_0 l_c N} \right) \right]^{1/2}. \quad (7)$$

Коэффициент преобразования индукционного датчика

$$G = \frac{\omega \mu_0}{4} \mu_{\text{до}} W D_n^2, \quad (8)$$

где  $\omega$  – круговая частота сигнала;

$\mu_{\text{до}}$  – усредненная действующая проницаемость сердечника по длине приемной катушки.

Таким образом, чувствительность преобразователя с учетом формул (7) и (8) равна

$$\gamma = \frac{4}{\omega \mu_0 \mu_{\text{до}} D_c^2 d_i} \left[ 2kT\rho \left( \frac{D_c}{W} + \frac{\pi d_r^2}{4k_0 l_c N} \right) \right]^{1/2}. \quad (9)$$

Анализ этого выражения показывает, что с ростом числа витков  $W$  индукционного преобразователя, чувствительность все меньше зависит от числа витков, и при достаточно большом количестве витков практически перестает зависеть от числа витков.

Положение резко меняется, если учитывать шум входного усилительного каскада  $U_{шэ}$ . В этом случае пока  $U_{шэ} > U_{шп}$  имеет смысл увеличивать число витков, т.к. в этом случае с ростом  $W$  растет  $G$ , и чувствительность системы будет возрастать, поскольку  $U_{шэ}$  от  $W$  не зависит. При  $U_{шэ} < U_{шп}$  увеличивать число витков преобразователя не имеет смысла, т.к. при этом чувствительность расти не будет. Наиболее оптимальным, с точки зрения чувствительности преобразователя, является условие

$$U_{оу} = U_{oi}. \quad (10)$$

При этом чувствительность будет равна

$$\gamma = \frac{8U_{\text{оу}}}{\omega\mu_0\mu_{\text{ао}}WD_c^2} \quad (11)$$

Действующую проницаемость сердечника при больших отношениях  $l_c/D_c$  и при  $k_0 < 0,5$  можно определить по упрощенной формуле

$$\mu_{\text{ао}} = \frac{\mu l_c^2}{l_c^2 + \mu D_c^2 \left[ \ln \left( 2 \frac{l_c}{D_c} \right) - 1 \right]}$$

где  $\mu$  – начальная магнитная проницаемость сердечника.

Найдем число витков  $W$  обмотки из формулы (7) и подставим полученное выражение в (11), тогда с учетом (10) окончательно получим чувствительность преобразователя

$$\gamma = A \frac{d_i U_{\text{оу}}}{\mu l_c^2 D_c^2} \cdot \frac{l_c + \mu D_c^2 \left[ \ln \left( 2 \frac{l_c}{D_c} \right) - 1 \right]}{\left( 2\pi k T \rho k_0 l_c D_c N + U_{\text{оу}}^2 d_i^2 \right)^{1/2} \left( 2\pi k T \rho k_0 l_c D_c N \right)^{1/2}},$$

$$\text{где } A = \frac{8\sqrt{\pi k T \rho}}{\omega \mu_0 \sqrt{k k_0 N}}.$$

Численное моделирование индукционных преобразователей с модуляторами (длина основного сердечника из высокочастотного феррита составляла 50 мм, число витков приемной обмотки составляло от 50 до 500, диапазон рабочих частот 1 – 100 кГц при частоте поля модулятора 250 кГц) позволило получить чувствительность преобразователя  $(0,3 \dots 1,9) \times 10^{-3}$  А/м.

**Выводы.** 1. При локальной модуляции, путем подключения конденсатора параллельно приемной катушке, можно реализовать резонансный режим работы преобразователя и тем самым увеличить коэффициент его преобразования.

2. Использование ферритов, вместо высокопроницаемых сплавов, дает возможность значительно увеличить частоту модуляции более чем на порядок, а по сравнению с феррозондом, расширить полосу пропускания преобразователя.

#### Литература

1. Розенблат М.А. Коэффициенты размагничивания стержней высокой проницаемости // ЖТФ, – 1954. – Вып. 4. – С. 637–661.
2. Афанасьев Ю.П., Студенцов Н.В., Хорев В.Н., Чегурина Е.Н., Щепкин А.П. Средства измерения параметров магнитного поля. – Л.: Энергия, 1979. – 310 с.
3. Афанасенко М.П., Беркман Р.Я., Климевиц Е.Н. Трехкомпонентный индукционный инфранизочастотный магнитоприемник. Тезисы докладов. III Всесоюзная конференция “Методы и средства измерения параметров магнитного поля”. – Л., 1985. – С. 102–103.

**И.М. Ковалев, Л.М. Лубенская, Л.А. Лысенко,  
Д.В. Молчанов**

### **АНАЛИЗ МЕТОДОВ ФИНИШНОЙ ОБРАБОТКИ СЛОЖНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ**

В статье проведен анализ различных методов финишной обработки сложных поверхностей и применяемость вибрационного оборудования на операциях виброшлифования и виброполирования при обработке деталей сферической формы на примере клапана шарового крана. Рис. 4. Табл. 2. Ист. 15.

Как известно, выбор того или иного метода обработки связан с формой поверхности детали. Выбор технологического оборудования, как следствия выбора метода обработки, требует от технолога анализа классификации поверхностей.

Автор [1] предлагает классификацию, согласно которой поверхности деталей можно разбить на линейчатые, криволинейные, производные и сложнопрофильные. В зависимости от различных сочетаний степеней свободы при движении образующей можно получить простые поверхности, отвечающие определенной аналитической закономерности, и поверхности высшего порядка, не отвечающие этим закономерностям.

По словам автора [2] наиболее распространенными являются три типа поверхностей: алгебраические, поверхности с числовыми отметками, конструктивные. Алгебраические – строго описываются определенными математическими выражениями, и их форма и расположение в пространстве могут быть определены (эллипсоиды, цилиндриды, конусоиды, гиперболоиды и т.д.). Остальные перечисленные два вида поверхностей являются трансцендентными. Форма поверхностей с числовыми отметками задана отдельными точками, координаты точек заданы в виде числовых отметок, сведенных в таблицы (лопатки паровых, водяных и газовых турбин, гребных винтов, различные обтекатели, дорны и т.п.). К конструктивным поверхностям автор [2] относит поверхности, форма которых определяется конструктивной необходимостью и не подчинена математическим уравнениям (рис. 1).

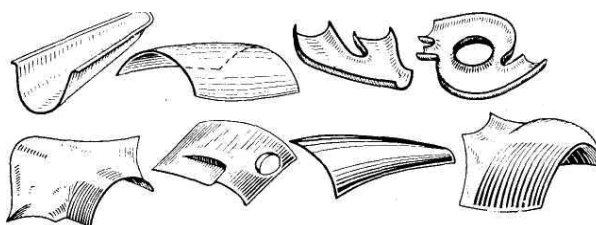


Рис. 1. Примеры конструктивных поверхностей

Автор [2] разделяет каждый из перечисленных типов поверхностей на отдельные подвиды. По его мнению, чаще всего встречаются сочетания различных типов поверхностей, так называемых, переходных поверхностей: алгебраических, совместно с конструктивными, либо поверхностей с числовыми отметками совместно с конструктивными. Примерами переходных поверхностей явля-

ются поверхности перехода от ступицы к лопасти в гребных винтах, от хвостовой части к рабочей в лопатках турбин, некоторые поверхности в облицовочных деталях составляющих кузовов автомобиля и т. д. [2].

Поверхности вращения, и как частный случай цилиндриды и конусоиды, наиболее часто применяются при создании деталей машин и приборов, т.к. эти поверхности легко обрабатываются на обычных токарных, токарно-копировальных станках, либо станках с ЧПУ. В то же время следует отметить, что применение сфероидов различного типа, в частности сферы, находит все большее распространение, но трудности, возникающие при получении данной поверхности на металлорежущих станках, являются сдерживающим фактором её применения.

В зависимости от достигнутой в заготовительном процессе степени точности размеров и геометрических форм, физико-механических и геометрических показателей поверхностного слоя материала детали подвергаются различным методам механической обработки. Чем сложнее форма поверхности детали, тем дороже будет стоимость ее обработки.

Различают две группы методов механической обработки, используемых для формообразования сложнопрофильных поверхностей деталей [1, 2, 3]:

1. обработка поверхностей со свободной кинематической связью системы «деталь-инструмент»;
2. обработка поверхностей с заданной кинематической связью системы «деталь-инструмент».

Каждая из этих групп включает в себя множество способов формообразования поверхностей. Изготовление поверхностей с заданной кинематической связью системы «деталь-инструмент» позволяет получать необходимую точность размеров и геометрической формы, а со свободной кинематической связью системы (например, с использованием в качестве инструмента сыпучей рабочей среды) – необходимую шероховатость и физико-механические показатели поверхностного слоя, а в ряде случаев и точность размеров [4].

Формообразование поверхности с заданной кинематической связью системы «деталь-инструмент» в производстве применяют при изготовлении деталей, где точность размеров и геометрических форм, стабильность физико-механических и геометрических показателей рабочих поверхностей деталей особо необходимы для выполнения служебных функций изделия. К этой группе относятся: обработка фасонным инструментом на универсальном оборудовании, обработка при помощи специальных приспособлений позволяющих совершать сложные перемещения заготовки либо инструмента на универсальном оборудовании, обработка на копировальных станках, обработка на специальных и специализированных станках, обработка на станках с ЧПУ [1, 2, 3, 5].

Формообразование поверхностей со свободной кинематической связью в производстве применяют на зачистных, упрочняющих, шлифовальных и полировальных операциях, где точность размеров и геометрических форм деталей укладывается в границах поля допуска предшествующей операции. Предшествующими операциями могут быть: штамповка, литье, вальцевание, фрезерование, точение, электрохимическая обработка и прочие.

Постоянное усложнение применяемых поверхностей, либо их частое видоизменение требует от производства гибкости, что связано так же с удорожанием производства. Как известно, стоимость традиционной финишной обработки способна превышать 50% себестоимости производства детали [2, 3, 5]. Следовательно, повышение точности на предыдущей операции приведет к еще большему удорожанию производства деталей [6].

Применение оборудования без жесткой кинематической связи «деталь-инструмент», в виду конструктивных особенностей данного оборудования, способно снизить себестоимость производства. К этой группе относятся обработка поверхностей в свободной рабочей среде (в вибробункерах, барабанах, гидроструйная, пескоструйная и т.д.); обработка эластичными инструментами (лепестковыми кругами, изготовленными из полос абразивных лент; кругами из металлической проволоки, морской травы, щетин и волос и т.д.); обработка другими инструментами (например, маятниковой режущей головкой на свободной ветви абразивной ленты и т.д.) [1, 2, 3, 5].

Характеристика различных методов обработки приведена в табл. 1.

Таблица 1

**Характеристика методов обработки**

Метод обработки	Достоинства	Недостатки
Шлифование абразивными кругами [1, 2, 3, 6, 8]	<ul style="list-style-type: none"> <li>– наиболее распространенный метод</li> <li>– позволяет получить высокую геометрическую точность</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>– неравномерный износ круга</li> <li>– высокая теплонапряженность процесса</li> <li>– наличие остаточных растягивающих напряжений</li> </ul>
Шлифование бесконечными лентами [3]	<ul style="list-style-type: none"> <li>– большая рабочая поверхность</li> <li>– скорость резания при износе ленты остается неизменной</li> <li>– исключается балансировка инструмента</li> <li>– нет прижогов</li> <li>– наличие остаточных сжимающих напряжений</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>– необходимость частой замены инструмента</li> <li>– безразмерный способ обработки</li> </ul>
Шлифование лепестковыми кругами [5]	<ul style="list-style-type: none"> <li>– высокий постоянный съем металла</li> <li>– высокая стойкость</li> <li>– используется универсальное оборудование</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>– сложность выбора режимов обработки</li> <li>– безразмерный способ обработки</li> </ul>
Струйная обработка [7,8]	<ul style="list-style-type: none"> <li>– высокая производительность</li> <li>– возможность обработки сложной наружной поверхности</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>– сложность выбора режимов обработки</li> <li>– перенаклеп поверхности</li> <li>– снижение качества поверхности</li> <li>– безразмерный способ обработки</li> <li>– шаржирование поверхности</li> </ul>
Безабразивная ультразвуковая финишная обработка [9, 10, 11]	<ul style="list-style-type: none"> <li>– высокая производительность</li> <li>– геометрическая точность</li> <li>– качество поверхности</li> <li>– универсальность оборудования</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>– высокая стоимость оборудования</li> <li>– высокая энергоемкость</li> <li>– сложность выбора режимов обработки</li> </ul>
Вибрационная обработка [4, 5, 12, 13, 14]	<ul style="list-style-type: none"> <li>– низкая стоимость оборудования и инструмента</li> <li>– универсальность оборудования</li> <li>– высокая производительность</li> <li>– одновременная обработка большого количества деталей</li> <li>– качество обработки и производительность процесса не зависят от сложности обрабатываемой поверхности</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>– безразмерный способ обработки</li> <li>– относительная сложность выбора режимов обработки</li> </ul>

По сравнению с перечисленными технологиями, финишная виброабразивная обработка имеет, в большинстве случаев, неоспоримые преимущества.

Вибрационная обработка (виброшлифование, виброполирование) – метод механической или химико-механической обработки деталей и заготовок путём микрорезания поверхности частицами рабочей среды и сглаживания микронеровностей. Рабочая среда совершает колебания под действием колебаний контейнера, в котором находятся обрабатываемые детали. Обработку осуществляют в сухой среде или в растворе, в состав которого могут вводиться различные химические добавки [12].

Вибрационную обработку применяют для очистки литья, удаления окалины и продуктов коррозии с поверхности заготовок и деталей, снятия заусенцев и скругления острых кромок, удаления облоя с литых, штампованных и пресованных деталей, повышения класса чистоты поверхности, для подготовки поверхности под покрытия различных видов [13].

В процессе вибрационной обработки помимо снижения шероховатости поверхности происходит ее упрочнение путём наклёпа и возникновения внутренних сжимающих напряжений [14].

Обработка детали абразивными гранулами способна понизить шероховатость поверхности до  $Ra\ 0,8$ , а последующая полировка стальными шариками снижает шероховатость, путем смятия вершин микронеровностей, до  $Ra\ 0,05$  [12].

Для интенсификации процесса вибрационной обработки применяются различные растворы и поверхностно активные вещества, состав которых подбирается исходя из требуемых результатов получаемых обработкой [12].

Применение комплексных многокомпонентных растворов способно повысить эффективность вибрационной обработки в несколько раз [13].

Для вибрационной обработки, независимо от операций, которые будут осуществляться, используется простое, универсальное оборудование. Это станки с тороидальной или U-образной камерой. Наиболее часто в связи с универсальностью применяются станки именно с U-образной камерой и нижним расположением привода, работающие в резонансном режиме. Эти станки способны работать как на мягких режимах, необходимых для тонкой отделочной обработки, так и на грубых режимах, необходимых на зачистных операциях [12].

Обрабатываемые детали могут располагаться в контейнере станка внавал, свободно перемещаясь относительно абразивного наполнителя, либо могут быть закреплены при помощи специальных приспособлений к внешней опоре, не связанной с колеблющейся частью станка, или к стенкам контейнера, благодаря чему совершать колебательные движения совместно с контейнером.

С целью интенсификации обработки крупногабаритных и сложных деталей применяются различные ориентирующие приспособления. Наличие собственного привода повышает производительность обработки. Однако бесконтрольная ориентация деталей в приспособлении может вызывать неравномерность съема металла и снизить производительность процесса.

Одной из распространенных деталей, относящейся по классификации [2] к алгебраическим поверхностям, является сфера. Легко описываемая математическим выражением, она сложна и дорогостояща в изготовлении, т.к для ее формообразования и финишной обработки необходимы специальные приспособления [1, 2, 3, 5].

Одним из представителей данного типа деталей является – клапан (рис. 2) шарового крана.



Рис. 2. Клапаны шаровых кранов до обработки

В лаборатории НИЛ ОСА ВНУ им. В.Даля были обработаны клапаны шаровых кранов на лабораторном оборудовании – вибрационных станках (табл. 2). Обрабатываемые образцы принадлежали к пяти типоразмерам из стандартного ряда нормируемого по проходному диаметру ( $d_{пр}$ ): 12, 25, 30, 50, 150 мм. Все образцы поступили на обработку после чистовой операции точения (состояние поверхности удовлетворительное – имеются незначительные дефекты).

Таблица 2

**Характеристика оборудования и рабочей среды**

Операция 1	Оборудование 2	Рабочая среда 3
Шлифование	Установка УВИ – 25: – U-образная форма контейнера; – нижнее расположение вибратора; – объем рабочей камеры – 25 л; – габариты рабочей камеры (ширина x длина x высота) 400x450x350 мм; – амплитуда – 0,2...0,4 мм; – частота – 34, 43, 50, 54, 63, 67 Гц	Бой шарошлифовальных кругов типа АН-2 ТУ 2-036-159-80: – грануляция 15...25 мм; – зернистость 5...8; Загрузка – 2/3 объема рабочей камеры. Раствор – 1 л: – щавелевая кислота – 30 г/л; – перекись водорода – 30 г/л; – серная кислота – 2 мл/л; – сульфанола – 0,1 г/л
Полирование	Установка ВМИ-1003: – U-образная форма контейнера; – нижнее расположение вибратора; – объем рабочей камеры – 15 л; – габариты рабочей камеры 200x400x300 мм; – амплитуда – 0,5...2 мм; – частота – 35, 63 Гц	Стальные закаленные полированные шары $\varnothing 5$ мм из стали ШХ-15 ГОСТ 801-78. Загрузка – 2/3 объема рабочей камеры. Раствор – 0,7 л: – сода – 30 г/л; – триэтанолламин – 30 г/л; – олеиновая кислота – 10 г/л

Образцы  $d_{пр} = 12, 25, 30, 50$  были обработаны внавал, без применения специальных приспособлений, операции соответственно длились:

1. шлифование – 40 мин (амплитуда 3 мм, частота 34 Гц);
2. полирование – 20 мин (амплитуда 1 мм, частота 35 Гц).

В связи с тем, что данные образцы были предварительно обработаны на чистовой токарной операции, то за указанный промежуток времени было получено снижение исходной шероховатости поверхности с Ra 6,9...6,3 до величины Ra 0,5...0,3 без изменения геометрических размеров обрабатываемых деталей (рис. 3). Острые кромки были скруглены, после полирования детали имели однородную зеркальную наружную и внутреннюю поверхности. Данный результат полностью соответствует требованиям, предъявляемым к изделию.

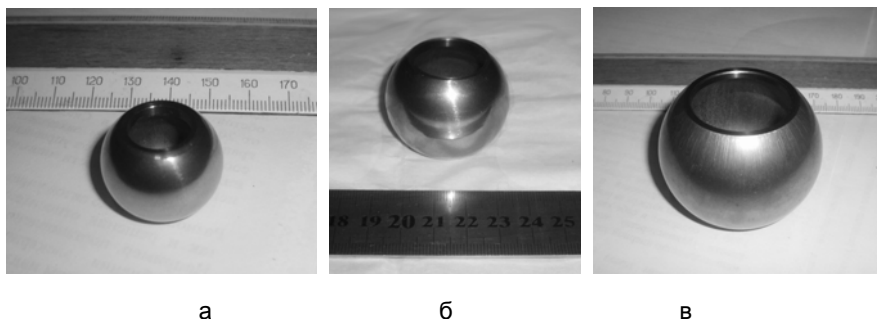


Рис. 3. Образцы после обработки: а – клапан  $d_{пр} = 12$ , б – клапан  $d_{пр} = 25$ , в – клапан  $d_{пр} = 30$

Обработка внавал детали  $d_{пр} = 150$  мм (рис. 4) (габаритные размеры деталей соразмеримые с размерами контейнера) вызывает определенные трудности – наблюдается неустойчивое циркуляционное движение, неравномерность вращения детали, тем самым снижается производительности обработки. Изменение режимов обработки, а именно выбора соотношений амплитуды и частоты: 1 мм и 67 Гц соответственно на операции виброшлифования и 1 мм и 63 Гц на операции виброполирования дали более стабильный результат. При этом во внутренней полости сферы наблюдалось неравномерное, прерывистое движение гранул. Более точные результаты трудно получить на оборудовании с дискретным регулированием частоты и амплитуды. Подбор оптимальных режимов обработки можно осуществить, используя управляемые вибровозбудители с независимым изменением частоты и амплитуды [15].

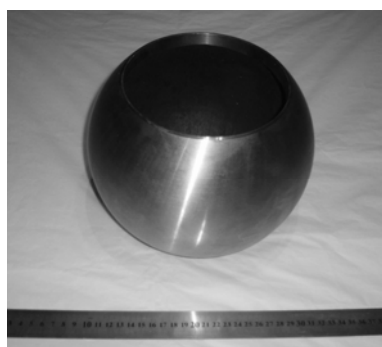


Рис. 4. Деталь  $d_{пр} = 150$  мм

**Выводы:** 1. В условиях мелкосерийного производства не всегда целесообразно идти по пути увеличения объема контейнера вибрационного станка, т.к. это связано с повышением энергоемкости оборудования.

2. Целесообразно нахождение взаимосвязи между параметрами оборудования и стабильным устойчивым циркуляционным потоком (для перемещения в первую очередь крупногабаритной детали вдоль всех стенок контейнера, т.к. известно, что обработка в разных зонах контейнера – различна).

3. Полученный результат говорит о целесообразности использования для финишной обработки сложных в данном случае сферических поверхностей вибрационные методы обработки.

4. Учитывая, что на обработку поступили детали не всех стандартных типовых размеров, а именно отсутствовали детали с проходным диаметром свыше 150 до 800 мм, можно предположить, что с увеличением массы и размера деталей мощности циркуляционного движения тем более будет недостаточно, и в этом случае для их качественной обработки потребуется разработка дополнительных приспособлений.

5. Известно, что при вибрационной обработке единичные гранулы объединяются в движущиеся параллельно друг другу потоки, вращающиеся вдоль его продольной оси. Можно предположить, что наличие полости у данной детали, в которой могут размещаться гранулы, обеспечивает позитивную роль для их вращения, если гранулы внутри полости будут также устойчиво вращаться, совершая дополнительное циркуляционное перемещение.

#### Литература

1. Юнусов Ф.С. Формообразование сложнопрофильных поверхностей шлифованием. – М.: Машиностроение, 1987. — 248 с., ил.
2. Дружинский И.А. Методы обработки сложных поверхностей на металлорежущих станках. М.–Л., «Машиностроение», 1965. – 600 с., ил.
3. Якимов А.В. Абразивно-алмазная обработка фасонных поверхностей. – М.: Машиностроение, 1984. – 312 с., ил.
4. Пшеничный И.Н. Расширение технологических возможностей обработки деталей в вибрирующих контейнерах: Дис. канд. техн. наук. – Луганск, 2004. – 218 с.
5. Гдалевич А.И. Финишная обработка лепестковыми кругами. – М.: Машиностроение, 1990. – 112 с., ил.
6. Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х т. – Т.1. / Под ред. А.Г. Косиловой и Р.К.Мещерякова. – М.: Машиностроение, 1986. – 656 с.
7. Проволоцкий А.С. Струйно-абразивная обработка деталей машин. – К.: Техника, 1989 – 177 с.
8. Грилихес С.Я. Обезжиривание, травление и полирование металлов / Под. ред. П.М.Вячеславова. – Изд. 5-е, перераб. и доп. Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1983. – 101с.
9. Ю.В.Холопов. О возможностях безабразивной ультразвуковой финишной обработки металлов // Мир техники и технологий. – 2005. – № 7 – С. 36–39.
10. Холопов Ю. В. Безабразивная ультразвуковая финишная обработка металлов - технология XXI века. Статья № 1. <http://www.bufo.ru>
11. Холопов Ю.В. Безабразивная ультразвуковая финишная обработка металлов - технология XXI века. Статья № 2. <http://www.bufo.ru>
12. Бабичев А.П., Бабичев И.А. Основы вибрационной технологии. – Ростов-на-Дону: Издательский центр ДГТУ, 1998. – 624 с.
13. Кулаков Ю.М., Хрульков В.А. Отделочно-зачистная обработка деталей. - М.: Машиностроение, 1979. - 216 с.
14. Копылов Ю.Р. Виброударное упрочнение: Монография. - Воронеж: Воронежский институт МВД России, 1999. - 386 с.
15. Сердюк Л.И. Вибрационные машины с управляемыми вибровозбудителями колебаний // Вопросы вибрационной технологии. – 2006. – С. 36-39.

Р.В.Фоменко, Н.А.Пительгузов

### ОСОБЕННОСТИ ТРАНСПОРТНОГО ОБСЛУЖИВАНИЯ ДОМЕННОГО ПРОИЗВОДСТВА В УСЛОВИЯХ РЕКОНСТРУКЦИИ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКОГО ПРЕДПРИЯТИЯ

Приведены результаты исследований времени оборота чугуновозных ковшей металлургического предприятия на Алчевском металлургическом комбинате. Ист. 3.

**Введение.** Промышленная транспортная система металлического производства представляет собой сложный комплекс, состоящий из внешней и внутренней структуры. Внешняя обеспечивает подвоз сырья в соответствии с планом производства и работает во взаимодействии с магистральным транспортом.

Внутренняя обеспечивает технологические перевозки между отдельными цехами, складами, местами переработки.

Одной из сложных задач, которые решаются по технологической цепочке является перевозка жидких грузов с чугуном и шлаком на доменном производстве.

**Постановка задачи.** Задачи, которые необходимо решать транспортному подразделению, это стабильное обеспечение ковшами доменных печей.

**Материалы и результаты исследований.** Исследования операций оборота ковшей были выполнены на 3-х доменных печах в течение трех суток с 7 часов 14.05 до 17.05.2005 года.

В период наблюдения доменные печи работали по следующему графику выпусков:

ДП №3, ДП №4 – по нечетным часам;

ДП №5 – по четным часам.

За время наблюдения на доменных печах было произведено 106 выпусков, слито 289 ковшей, в том числе:

ДП №3 – 36 выпусков, 96 ковшей;

ДП №4 – 35 выпусков, 91 ковш;

ДП №5 – 35 выпусков, 102 ковша.

Доменная печь №4 15.05.2005 и доменная печь №5 16.05.2005 в смене с 7.00 до 15.00 простояли на планово-предупредительных ремонтах соответственно 1 час 45 минут и 1 час 50 минут.

Из слитых 289 ковшей в расчет взяты 252 ковша, из них:

- на Миксере №1 – 105 ковшей и 13 ковшей с последующей обработкой в отделении обработки ковшей;
- на Миксере №2 – 112 ковшей и 22 ковша с последующей обработкой в отделении обработки ковшей.

По результатам проведенного наблюдения определяем следующий оборот чугуновозных ковшей:

– ДП – Миксер №1 – ДП;

– ДП – Миксер №2 – ДП;

– ДП – Миксер №1 – отделение обработки ковшей – ДП;

– ДП – Миксер №2 – отделение обработки ковшей – ДП.

Продолжительность оборота исчисляется от времени постановки порожних ковшей под доменные печи до следующей постановки их под печи с учетом затрат времени на все операции, в которые входят:

- ожидание выпуска чугуна – 95-100 мин;
- продолжительность выпуска – 40-45 мин;
- маневровые работы и движение с доменной печи по чугуновозной стороне – 18-20 мин;
- движение до миксера со взвешиванием груженых ковшей – 7-9 мин;
- ожидание слива ковшей – 7-10 мин;
- скачивание шлака – 5-6 мин;
- слив чугуна в миксер – 43-45 мин;
- движение под печь, взвешивание порожних ковшей, ожидание, постановка под печь – 35-45 мин;
- общая продолжительность оборота чугуна возных ковшей – 250-280 мин;
- среднее время оборота ковшей составляет – 4,5 часа.

Продолжительность движения груженых ковшей из-под ДП на Миксер №1 с маневровыми работами под доменными печами и взвешиванием на весах составило 40 мин.

Под Миксером №1 партии из 3-х ковшей в ожидании слива чугуна простаивали в среднем по 9 мин, а в ожидании уборки из-под Миксера №1 – 24 мин, в том числе:

- в ожидании пересменки миксеровых и машинистов кранов – 4 мин;
- из-за полноты миксера – 3 мин;
- в ожидании слива и обработки следующей партии ковшей – 4 мин;
- из-за занятости локомотива на других работах – 7 мин;
- по другим причинам – 6 мин.

При перевозке груза для слива на миксере № 2 средний оборот ковшей с подачей на Миксер №2 составил 5 часов 40 минут.

Время движение на Миксер №2 с маневровыми работами под доменными печами и взвешиванием на весах составило 57,5 мин, обратно – 60,3 мин.

Под Миксером №2 партии из 4-х ковшей в ожидании слива чугуна в среднем простаивали по 6 мин, в ожидании уборки порожних – 42,0 мин. Большие простои порожних ковшей после слива чугуна на Миксере №2 объясняются тем, что уборка их производилась лишь в период подачи новой партии груженых ковшей, а затраты на отдельные операции составили:

- ожидание выпуска – 78-80 мин;
- продолжительность выпуска – 35-40 мин;
- маневровые работы и движения по чугуновозной стороне – 25-30 мин;
- движение до миксера № 2 – 35-40 мин;
- ожидание слива и сколачивание шлака – 14-16 мин;
- слив чугуна в миксер № 2 – 38-42 мин;
- маневровые работы в районе миксера – 10-12 мин;
- ожидание уборки из-за подачи следующей партии – 40-44 мин;
- движение под доменную печь, взвешивание порожних ковшей – 55-60 мин;
- общая продолжительность оборота ковшей – 230-250 мин;
- среднее время оборота – 4 часа.

Анализ результатов наблюдения за оборотом чугуновозных ковшей показал, что длительность оборота, в основном, зависит от продолжительности нахождения порожних ковшей под доменными печами в ожидании выпусков.

Так, из 118 ковшей, слитых на Миксере №1:

- 88 ковшей простаивали под доменными печами в ожидании выпусков от 5 мин до 2 час 30 мин, средний оборот которых составил 3 час 42 мин;
- 30 ковшей простаивали в ожидании выпусков от 2 час 30 мин до 9 час 40 мин, оборот которых составил 6 час 19 мин.

На Миксере №2 из 134 слитых ковшей:

- 102 ковша простаивали под печами в ожидании выпусков до 2 час 30 мин, оборот составил 5 час 08 мин;
- 32 ковша – от 2 час 30 мин до 10 час 40 мин, оборот – час.

Например, 14.05.2005 ковш №71 простоял под ДП №3 9 час 40 мин (с 8 час 30 мин до 18 час 30 мин), а ковш №67 – 10 час 40 мин (с 19 час 50 мин 14.05.2005 до 6 час 30 мин 15.05.2005).

**Выводы.** Основной причиной длительного нахождения ковшей в ожидании выпусков является несвоевременный налив ковшей при повторной их постановке под выпуск, т.е. постановка одного и того-же порожнего ковша производилась под несколько выпусков.

Это говорит об отсутствии должного контроля со стороны обслуживающего технологического персонала доменных печей за движением порожних ковшей под печами.

Наряду с большими простоями порожних чугуновозных ковшей под выпусками, имели место и несвоевременные постановки ковшей под выпуск, так:

- за 5 мин до начала выпуска ковши поданы под печь в 4 случаях;
- от 5 мин до 15 мин. до начала выпуска ковши поданы под печь в 10 случаях, что являлось предпосылкой к задержанию выпусков.

Эти случаи говорят о несогласованности действий диспетчерских служб доменного и мартеновского цехов со старшим составителем поездов чугуновозной стороны.

#### Литература

1. Акулиничев В.М. Организация перевозок на промышленном транспорте. – М.: Высшая школа, 1983. - 247 с.
2. Ефименко Г.Г., Гиммельфарб А.А., Левченко В.Е. Металлургия чугуна. – Киев: Высшая школа, 1981. - 496 с.
3. Остроухов М.Я., Шпарбер Л.Я. Эксплуатация доменных печей. – М.: Металлургия, 1975. - 264 с.

УДК 629.424.2: 629.4.077.59

**Ю.В.Мінєсва**

#### **УДОСКОНАЛЕННЯ МЕТОДІВ ПРОГНОЗУВАННЯ ТЕРМІНА СЛУЖБИ ТРАМВАЇВ**

У статті розглянуто питання прогнозування терміну служби трамваїв, що передбачає знання характеристик надійності усього життєвого циклу. Для ретельного моделювання випадкових величин, що виникають під час експлуатації трамваїв, запропоновано використовувати методи адаптивного короткострокового прогнозування. Наведено методику розрахунку доцільності впровадження фірмового обслуговування трамваїв, що дає можливість для підприємства-виготовлювача запроваджувати системи власного технічного обслуговування і ремонту. Рис. 2. Дж. 3.

Термін служби трамваїв, як і будь-якого технічного засобу, є випадкова величина  $T$  з щільністю  $f(t)$  ( $t > 0$ ). В момент  $t_0$ , якщо трамвай до цього моменту

не відмовив, проводиться його профілактичне обслуговування, після цього він працює ще час  $T_1$  із щільністю  $f_1(t)$ . Якщо трамвай відмовив у будь-який момент  $k < t_0$ , то негайно здійснюється аварійний ремонт, після якого він працює ще випадковий час  $T_2$  із щільністю  $f_2(t)$  (другого обслуговування і ремонту вже не проводиться). Потребується знайти математичне очікування часу  $T_{ож}$ , який буде працювати трамвай (до нього не входить час, який витрачається на ремонт).

Нехай  $T$  прийняло значення  $t < t_0$ ; для цієї гіпотези умовне математичне очікування величини  $T_{ож}$  буде  $M[T_{ож}] = t + m_2$ , де  $m_2 = \int_0^{\infty} t \cdot f_2(t) dt$  – математичне очікування часу роботи трамваю після ремонту. Якщо  $t \geq t_0$ , то природних відмов трамваю до часу  $t_0$  не буде, і  $M[T_{ож}] = t_0 + m_1$ , де  $m_1 = \int_0^{\infty} t \cdot f_1(t) dt$ . Таким чином,

$$M(T_{ож}) = \begin{cases} t + m_2, & \text{при } t < t_0 \\ t_0 + m_1, & \text{при } t \geq t_0 \end{cases}.$$

Повне (безумовне) математичне очікування величини  $T_{ож}$

$$\begin{aligned} M[T_{ож}] &= \int_0^{t_0} (t + m_2) \cdot f(t) dt + \int_{t_0}^{\infty} (t_0 + m_1) \cdot f(t) dt = \\ &= \int_0^{t_0} t \cdot f(t) dt + m_2 \int_0^{t_0} f(t) dt + (t_0 + m_1) \int_{t_0}^{\infty} f(t) dt = \\ &= \int_0^{t_0} t \cdot f(t) dt + m_2 \cdot P\{T < t_0\} + (t_0 + m_1) \cdot P\{T > t_0\} = \\ &= \int_0^{t_0} t \cdot f(t) dt + m_2 F(t_0) + (t_0 + m_1) \cdot (1 - F(t_0)), \end{aligned}$$

де  $F(t)$  – функція розподілення випадкової величини  $T$  [1]

$$F(t) = \int_0^t f(t) dt.$$

Таким чином, прогнозування терміна служби трамваю передбачає знання характеристик надійності усього життєвого циклу, включаючи профілактичні обслуговування та ремонти, що потребує більш ретельного моделювання випадкових величин з урахуванням фізики відмов [2].

Одним із таких напрямків досліджень тимчасових рядів запропоновано використовувати методи адаптивного короткострокового прогнозування. Суть цих методів полягає в тому, що створюється вихідна модель тимчасового ряду, а нові дані, одержані на кожному кроці за часом, використовуються для коригування параметрів моделі, їхньої адаптації до нових, що безупинно змінюються, умов експлуатації, тобто модель постійно «вбирає» нову інформацію і відповідно до

неї пристосовується. Адаптивні методи придатні для опрацювання параметрів із помірними змінами в часі і дуже грубі при прогнозуванні на велику кількість кроків уперед, повинні застосовуватися для короткострокового прогнозування. При цьому застосовувалися розрахунки з використанням визначення експонентної середньої для вирівнювання ряду (експонентне згладжування) за рекурентною формулою

$$S_t = \alpha \chi_t + \beta S_{t-1},$$

де  $\alpha$  - параметр згладжування,  $\alpha = const$  ;

$\chi_t$  - тимчасовий ряд;

$\beta = 1 - \alpha$  ;

$S_t$  - значення експонентної середньої.

При короткостроковому прогнозуванні передбачалося, що ряд генерується моделлю

$$N_t = \alpha_1 t + \varepsilon t_1,$$

де  $\alpha_1 t$  - середній рівень ряду, що варіюється;

$\varepsilon \cdot t_1$  - випадкові неавтокориговані відхилення з математичним очікуванням

$M = 0$  та дисперсією  $D = \sigma^2$ .

Ефективність методів прогнозування запропоновано перевіряти за такою методикою. Із даних, які ми маємо  $\{x_i^j\}$  вибирають лише ті результати контролю, які були одержані до часу  $t_{i-1} = (i-1) \cdot \Delta t$ . На цій підставі підраховують прогноз  $x_i^{\wedge j}$ . Отримані значення порівнюють з дійсним  $x_i^j$ . При порівнянні підраховують

$$\Delta x_i^j = x_i^j - x_i^{\wedge j},$$

$$M[\Delta x] = \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N \Delta x_i^j,$$

$$\sigma^2 \varepsilon = D[\Delta x] = \frac{1}{N-1} \sum_{j=1}^N (\Delta x_i^j - M[\Delta x])^2,$$

де  $\Delta x_i^j$  - похибка прогнозування протікання параметра  $j$ -го у момент часу  $i$  ;

$M[\Delta x]$ ,  $D[\Delta x]$  - математичне очікування та дисперсія похибки прогнозу у час  $i$ .

Сумарна середня квадратична похибка прогнозу дорівнює

$$\sigma_{\Pi} = \sqrt{(M[\Delta x])^2 + D[\Delta x]}.$$

Як головну оцінку ефективності використовують відношення середньоквадратичної похибки прогнозу  $\sigma_{\Pi}$  до розкиду вихідних даних  $\sigma_i$  у час  $i$

$$K_{\text{эф}} = \frac{\sigma_{\Pi}}{\sigma_i}.$$

На кафедрі «Електричний транспорт» Харківської національної академії міського господарства були розроблені та впроваджені нові принципи організації ТО і ремонтів. Вони засновані на використанні планово-попереджувальної системи, у якій періодичність ТО і ремонтів визначається виходячи з середнього напруження на відмову, а обсяг робіт коректується за фактичним станом конкретної одиниці рухомого складу [3]. У системі передбачається визначене місце технічної діагностики в технологічних процесах ТО і ремонтів. В основі розробки лежить принцип своєчасності і старанності забезпечення належного технічного стану і надійної експлуатації рухомого складу на лінії. Цей принцип вимагає підвищення рівня оцінки технічного стану рухомого складу, організації індивідуального обліку і прогнозування показників надійності, необхідних для підвищення ефективності управління технічним станом рухомого складу. В організації функціонування розробленої системи ТО і ремонтів основна роль приділяється інженерному забезпеченню. Для цього в депо створюється інженерний центр із чітко визначеними функціональними обов'язками всіх його ланок. Інженерний центр (рис. 1) включає групу оцінки фактичного технічного стану рухомого складу, статистичну лабораторію і групу планування і прогнозування ТО і ремонтів. Головними завданнями центра є збір статистичних даних, їхня обробка, визначення фактичного стану кожної одиниці рухомого складу, організація ТО і ремонтів, підготовка програми виготовлення запчастин і ремонту агрегатів, а також розробка заходів щодо підвищення надійності рухомого складу і оцінювання всіх ланок підприємства.

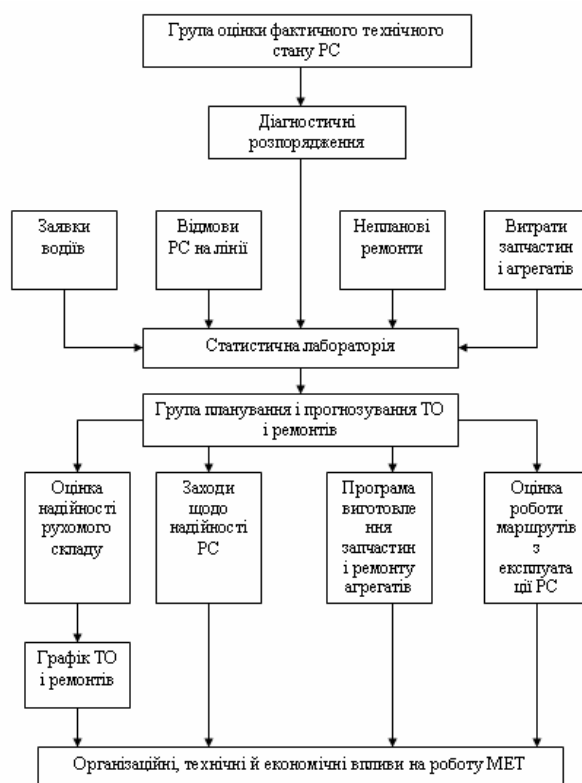


Рис. 1. Організаційна структура інженерного центру управління технічним станом рухомого складу

Відомо, що вартість технічного обслуговування та ремонту включає в себе так звані постійні витрати, які не залежать від обсягу робіт – це витрати на утримання виробничо-технічної бази, амортизація будівель, споруд та обладнання, заробітна плата не виробничого персоналу тощо, - та змінні, що пропорційні обсягу діяльності. Таким чином, наприклад, для підприємства, що практикує ТО і ремонт власними силами, витрати на цей вид діяльності складатимуть

$$V_{\text{вл.ТО,Р}} = V_{\text{вл.}} + N_{\text{інв.}} \cdot k_{\text{Т}} \cdot k_{\text{вл.}}$$

де  $N_{\text{інв.}}$  - середня інвентарна кількість рухомих одиниць за зазначений період;

$V_{\text{вл.}}$  - постійні витрати;

$k_{\text{вл.}}$  - одинична змінна вартість, тобто тангенс кута нахилу відрізка прямої, що визначає питомі змінні витрати на одиницю приведених втручань (вигляд формули для фірмового обслуговування аналогічний).

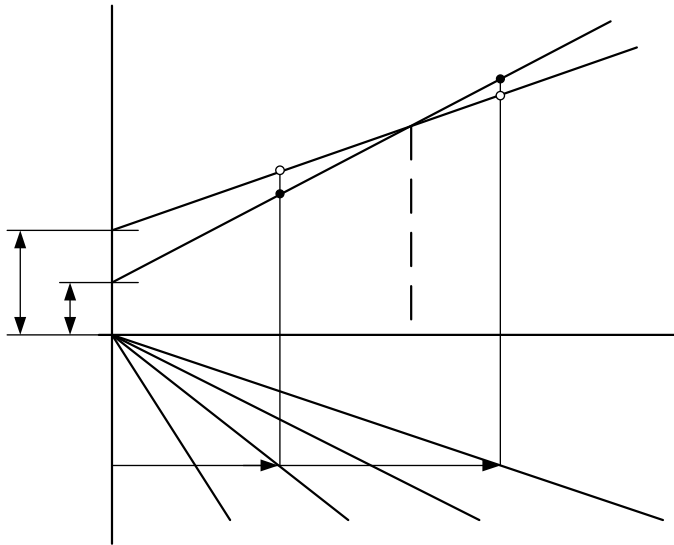


Рис. 2. Визначення доцільності впровадження фірмового обслуговування

Обсяг трудовитрат на ремонтно-профілактичні втручання (трудомісткість) вважається залежною від чисельності рухомих одиниць і розраховується з таких міркувань. Для інвентарної кількості рухомих одиниць  $N_{\text{інв.}}$  за зазначений період повинно бути здійснено  $n_{\text{ТО1}}$  перших та  $n_{\text{ТО2}}$  технічних обслуговувань,  $n_{\text{РР}}$  ревізійних,  $n_{\text{С}}$  та  $n_{\text{КР}}$  середніх і капітальних ремонтів, тобто на одну рухомих одиницю в середньому припадає

$$n_{\text{ТО,Р}} = \frac{1}{N_{\text{інв.}}} (n_{\text{ТО1}} + n_{\text{ТО2}} + n_{\text{РР}} + n_{\text{СР}} + n_{\text{КР}})$$

Середня трудомісткість одного ремонтно-профілактичного втручання  $q_{\text{с}}$ , якщо позначити через  $q$  з відповідними індексами трудомісткості технічних обслуговувань та ремонтів, знайдеться, як

ТО і Р у влас

Вартість ТО і Р на сторонньому підприємстві (фірмі)

Межа доцільності

$V_{\text{ф}}$

$V_{\text{вл.}}$

СТЬ ОДИНИЦЬ

$N_{\text{інв.}}$

$$q_c = \frac{n_{TO1} \cdot Q_{TO1} + n_{TO2} \cdot Q_{NJ2} + n_{pp} \cdot Q_{pp} + n_{CP} \cdot Q_{CP} + n_{KP} \cdot Q_{KP}}{n_{TO1} + n_{TO2} + n_{pp} + n_{CP} + n_{KP}}.$$

Очевидно, що трудомісткість технічного обслуговування та ремонту за визначений період дорівнює

$$Q_{TO,P} = N_{инв.} \cdot n_{TO,P} \cdot q_c.$$

Графічно це означає, що в нижньому квадранті по осі ординат повинно відкласти відрізок, пропорційний  $N_{инв.}$ , та спроекувати його на похилий відрізок прямої, що йде від початку координат під кутом, тангенс якого дорівнює добутку  $n_{TO,P} \cdot q_c$ . Перпендикуляр від отриманої таким чином точки на абсцису і дає відшукувану трудомісткість, але оскільки для різного віку  $T$  (накопиченого пробігу) рухомого складу трудомісткість проведення одних і тих же ремонтно-профілактичних втручань очевидно є різною, замість одного похилого відрізка повинно бути декілька, залежно від прийнятої градації віку, з відповідними кутами коефіцієнтами  $k_T$ .

Межею доцільності впровадження фірмового обслуговування є, очевидно, така ситуація, коли витрати на ТО і Р на підприємстві міського електротранспорту дорівнюватимуть сплатам за фірмове обслуговування:

$$N_{инв.} \cdot k_T = \frac{B_{ф.} - B_{вл.}}{k_{вл.} - k_{ф.}}.$$

Ясно, що ця мережа визначається не тільки обсягом ремонтно-профілактичних втручань, а й загальним станом рухомого складу: наприклад, при середньому віці між п'ятьма та десятьма роками для  $N_{инв.}$  одиниць впроваджувати фірмове обслуговування для підприємства міського електротранспорту було б невигідно, чого не можна сказати про доцільність при  $T > 15$  років (рис. 2).

Розташування межі доцільності залежить також від співвідношення постійних та одиничних змінних вартостей технічного обслуговування і ремонту власними силами та на сторонньому підприємстві, але у всякому разі результат за наведеною вище формулою повинен бути позитивним, бо інакше фірмове обслуговування ні за яких умов вигідним не буде.

Для більшості підприємств міського електротранспорту фірмове обслуговування може бути впроваджено на існуючих виробничих площах ремонтно-експлуатаційних депо, що суттєво зменшить постійні витрати. Для підприємства - виготовлювача перехід до фірмового обслуговування раніше проданої техніки дозволяє значно скоротити доведення техніки до незалежних показників і дає можливість запроваджувати власні системи ТО і Р, оскільки підприємство безпосередньо отримує інформацію про надійність своєї продукції в конкретних умовах експлуатації.

#### Література

1. Венцель Е.С., Овчаров Л.А. Прикладные задачи теории вероятностей.- М.: Радио и связь, 1983. – 416 с.
2. Далека В.Х. Наукові основи ресурсозбереження при експлуатації міського електричного транспорту. Дисертація на здобуття наукового ступеня доктора техн. наук. - Харків. 2005. – 371 с.

3. Шилин Э.Г., Далека В.Ф. Система управления техническим состоянием подвижного состава ГЭТ по ресурсу работоспособности // Наука и техника в гор. хоз-ве. - Вып. 57. - К.: Будівельник, 1984. - С. 50-54.

УДК 621.952.5

**О.С.Кроль, Е.В.Синдеева**

### **ИСПОЛЬЗОВАНИЕ APM STRUCTURE 3D В ЗАДАЧАХ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ШПИНДЕЛЬНЫХ УЗЛОВ МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКОВ**

Изложена задача проектирования рациональных по критериям жесткости и прочности шпинделей в среде трехмерного графического редактора. Рис. 3. Табл. 6. Ист. 4.

Шпиндельные узлы как конечные звенья привода главного движения станка оцениваются по комплексу критериев: нагрузочная способность, точность, жесткость и надежность. Известны следующие работы [1, 2, 3], использующие приближенные и уточненные методы расчета, основанные, как правило, на использовании алгоритмов матричного исчисления и численных методов начальных параметров. При этом самое распространенное представление шпиндельного узла рассматривает его как линейно-деформируемую систему, в которой перемещение узлов шпинделя выражаются в виде линейной функции приложенных сил, не позволяет решить комплексно эту задачу.

Усложнение расчетов шпиндельных узлов на жесткость и сопротивление пластическим деформациям с учетом распределения и режимов изменения напряжений, размеров и сечений требует применения развитых систем автоматизированного проектирования. Одним из эффективных средств решения трудоемких проектных задач по созданию оптимальных машиностроительных конструкций является модуль APM Structure 3D [4].

Модуль APM Structure 3D предназначен для анализа напряженно-деформированного состояния произвольных трехмерных машиностроительных конструкций, состоящих из стержневых, пластинчатых, оболочечных и объемных элементов в их произвольной комбинации. Расчет выполняется численным методом – методом конечных элементов (МКЭ) и позволяет рассчитывать величины напряжений и деформаций в любой точке конструкции с учетом собственного веса каждого из элементов и с учетом концентраторов напряжений. Определение неизвестных силовых факторов в каждом из узлов и внутренних силовых факторов в пределах каждого конечного элемента обеспечивает информацию для шлицевых, резьбовых и других соединений.

Рассмотрим задачу расчета вертикального шпинделя привода главного движения многооперационного станка модели СФ68. В процессе моделирования в среде APM Structure 3D создается «проволочная» модель конструкции (рис.1), в которой каждый стержень изображен в виде линии, располагающейся по центру тяжести будущего сечения. Каждый стержень имеет конкретные размеры и соединен с помощью узлов с остальными стержнями конструкции.

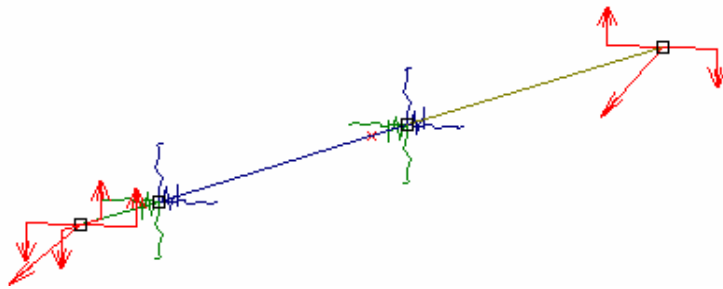


Рис.1. Проволочная модель конструкции шпинделя

Для проведения расчета этой конструкции необходимо дополнительно задать:

- поперечные сечения каждому из стержней (рис.2);
- опоры для созданной конструкции, определяющие ее положение в пространстве;
- внешние нагрузки, действующие на конструкцию (или хотя бы собственный вес ее элементов);
- параметры материала элементов конструкции.

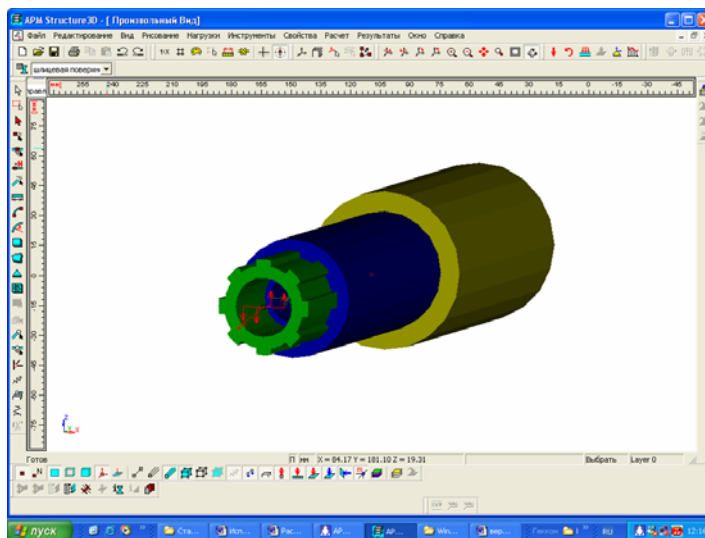


Рис.2. Модель шпинделя станка СФ68

Расчет в среде APM Structure 3D позволяет оценить полную картину напряженно-деформированного состояния вала в любом его сечении, включая оценку нагрузок, силовые факторы и др., представленные в пункте меню «Результаты» и приведенные ниже

Анализ полученных результатов позволяет выбрать наилучшие конструктивные решения, работая с различными нагружениями и их комбинациями. При этом появляется возможность проектировать конструкции близкие к равнопрочным по критериям прочности, жесткости и виброустойчивости.

Таблица 1

## Нагрузки на узлы Загружение: Загружение 0

N	Тип	Номер узла	Проекция			Модуль
			на x	на y	на z	
0	сила, Н	0	-6442.00	0.00	-5187.00	8270.69
1	сила, Н	3	-2355.00	0.00	-2616.00	3519.87

Таблица 2

## Перемещения узлов (Загружение 0)

N	Линейное перемещение [мм]			Угловое перемещение [Град]		
	x	y	z	x	y	z
0	-0.0707	6.56e-038	-0.0576	0.0251	-0.0454	-0.0297
1	-0.0504	6.56e-038	-0.0412	0.0135	-0.00234	-0.0182
2	-0.0226	2.54e-037	-0.0219	-0.000167	0.00946	-0.00135
3	-0.0254	3.1e-021	-0.0293	-0.00428	0.0191	0.00236

Таблица 3

Усилия в узлах стержней (Загружение 0)  
Индекс стержня 0 (Rod 0)

Узел узла	Сила [Н]			Момент [Н*м]		
	Fx (осевая)	Fy	Fz	Mx (кручения)	My	Mz
0	-0.00	5187.00	6442.00	347.00	0.00	-29.00
1	-0.00	5187.00	6442.00	347.00	-289.89	-262.41

Таблица 4

## Индекс стержня 1 (Rod 1)

Узел узла	Сила [Н]			Момент [Н*м]		
	Fx (осевая)	Fy	Fz	Mx (кручения)	My	Mz
1	0.00	1485.91	1894.83	138.92	-121.73	-102.34
2	0.00	1485.91	1894.83	138.92	-390.79	-313.34

Таблица 5

## Индекс стержня 2 (Rod 2)

Узел узла	Сила [Н]			Момент [Н*м]		
	Fx (осевая)	Fy	Fz	Mx (кручения)	My	Mz
2	-0.00	-2616.00	-2355.00	347.00	-346.18	-384.55
3	-0.00	-2616.00	-2355.00	347.00	0.00	-0.00

Общая масса конструкции 7.89 кг

Максимальное перемещение 0.09 мм (Rod 0) (Загружение 0)

Таблица 6

## Напряжение в стержне (макс.) [МПа] (Загружение 0)

N	Название	Узлы	Экв. напряжение
0	Rod 0	0,1	124
1	Rod 1	1,2	24.7
2	Rod 2	2,3	12.2

Максимальное напряжение 123.6 МПа (Rod 0) (Загружение 0)

Карта результатов (Загружение 0)

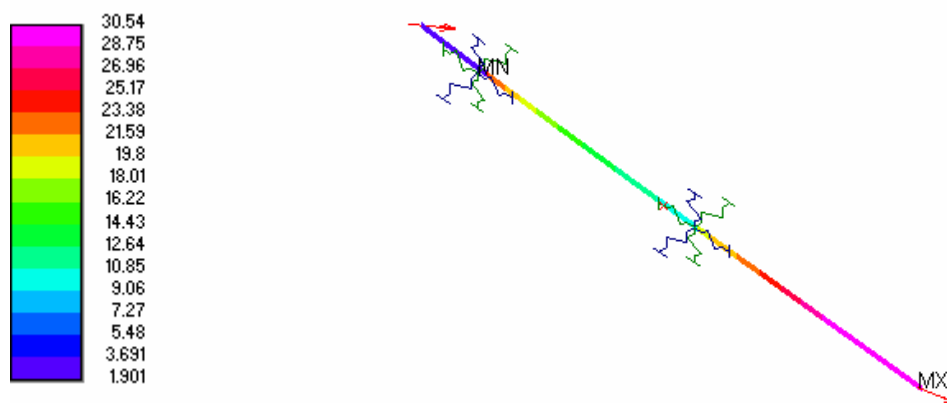


Рис. 3. Результаты автоматизированного проектирования

### Литература

1. Проектирование металлорежущих станков и станочных систем: Справочник-учебник. В 3-х т. Т.2. Ч.1. Расчет и конструирование узлов и элементов станков / А. С. Проников, Е. И. Борисов, В. В. Бушуев и др. – М.: Машиностроение, 1995. – 371 с.
2. Пуш А.В. Шпиндельные узлы. Качество и надежность.- М.: Машиностроение, 1992. – 288 с.
3. Бальмонт В.Б. и др. Расчеты высокоскоростных шпиндельных узлов. – М.: ВНИИТЭМР, 1987. – 52 с.
4. Шелофаст В.В., Чугунова Т.Б. Основы проектирования машин. Примеры решения задач. – М.: Изд-во АПМ, 2004. – 240 с.

УДК 517.5

**А.В.Сташкевич, В.С.Щелоков**

### **СТРУКТУРА ЛОРЕНЦЕИНВАРИАНТНЫХ ОБОБЩЕННЫХ ФУНКЦИЙ С ТОЧЕЧНЫМ НОСИТЕЛЕМ**

Получено универсальное представление для обобщенных функций из  $D'(\mathbb{R}^n)$  с точечным носителем, инвариантных относительно группы Лоренца. Ист. 4.

Рассмотрим обобщенные функции  $f(x) \in D'(\mathbb{R}^n)$ ,  $x = (x_1, x_2, \dots, x_n) \in \mathbb{R}^n$  с точечным носителем  $\text{supp } f = \{0\}$ , инвариантных относительно группы Лоренца: если  $A$  – преобразование из группы Лоренца, сохраняющее квадратичную форму  $k(x) \stackrel{\text{def}}{=} x_1^2 - x_2^2 - \dots - x_n^2$ ,  $k(Ax) = k(x)$ ,  $A^{-1} = A^T$ , то  $f(Ax) = f(x)$ . Указанные обобщенные функции относятся к классу обобщенных функций с компактным носи-

телем, поэтому их можно рассматривать и как элементы пространства обобщенных функций медленного роста  $J'(\mathbb{R}^n)$ , имея в виду единственность продолжения  $f(x)$  с  $D'(\mathbb{R}^n)$  на  $J'(\mathbb{R}^n)$  с помощью равенства [1]

$$(f(x), \varphi(x)) = (f(x), \eta(x)\varphi(x)),$$

где  $\varphi(x) \in J(\mathbb{R}^n)$ , а  $\eta(x) \in D(\mathbb{R}^n)$  и  $\eta(x) = 1$  в окрестности носителя  $f(x)$ , в силу того, что  $D(\mathbb{R}^n)$  плотно в  $J(\mathbb{R}^n)$ .

В дальнейшем все математические построения будем проводить, используя обозначения работ [2, 3].

**Теорема.** Пусть  $f(x)$  – обобщенная функция класса  $D'(\mathbb{R}^n)$  с точечным носителем  $\text{supp } f = \{0\}$  и  $f(Ax) = f(x)$  для всех преобразований  $A$  из групп вращений Лоренца в  $\mathbb{R}^n$ . Тогда существует единственный полином  $P(z)$ ,  $z \in \mathbb{C}$  такой, что  $f(x) = P(\square) \delta(x)$ , где  $\square$  –  $n$ -мерный даламбертиан.

**Доказательство.** Так как обобщенная функция  $f(x)$  имеет точечный носитель  $\text{supp } f = \{0\}$ , то она единственным образом представляется в виде [4]:

$$f(x) = \sum_{|\alpha|=0}^m c_\alpha D^\alpha \delta(x), \quad (1)$$

где  $\alpha = (\alpha_1, \alpha_2, \dots, \alpha_n)$  – мультииндекс,  $|\alpha| = \alpha_1 + \alpha_2 + \dots + \alpha_n$ ,  $c_\alpha \in \mathbb{C}$  и  $D^\alpha = \frac{\partial^{|\alpha|}}{\partial x_1^{\alpha_1} \dots \partial x_n^{\alpha_n}}$ ,  $m \geq 0$ .

Покажем, как модифицируется формула (1) с учетом лоренцеинвариантности функции  $f(x) \in D'(\mathbb{R}^n)$ ,  $f(Ax) = f(x)$ . С этой же целью найдем преобразование Фурье  $F[f(x)](\xi)$  и  $F[f(Ax)](\xi)$ . Выполняя преобразование Фурье в равенстве (1), получим

$$\begin{aligned} F[f(x)](\xi) &= \sum_{|\alpha|=0}^m c_\alpha F[D^\alpha \delta(x)](\xi) = \\ &= \sum_{|\alpha|=0}^m c_\alpha (-i\xi)^\alpha F[\delta(x)](\xi) = \sum_{|\alpha|=0}^m c_\alpha (-i\xi)^\alpha. \end{aligned} \quad (2)$$

Введем обозначение

$$M(\xi) \stackrel{\text{def}}{=} \sum_{|\alpha|=0}^m c_\alpha (-i\xi)^\alpha. \quad (3)$$

Очевидно, что  $M(\xi)$  является многочленом степени  $m$  по переменному  $\xi = (\xi_1, \xi_2, \dots, \xi_n) \in \mathbb{R}^n$ ,  $\sum_{|\alpha|=m} |c_\alpha| \neq 0$ .

Далее найдем  $F[f(Ax)](\xi)$ . Для любой основной функции  $\varphi(x) \in J(\mathbb{R}^n)$  имеют место равенства

$$\begin{aligned}
(F[f(Ax)])(\xi), \varphi(x) &= (f(Ax), F[\varphi(\xi)](x)) = \\
&= (f(x), F[\varphi(\xi)](A^T x)) = (f(x), \int \varphi(\xi) e^{i(\xi, A^T x)} d\xi) = \\
&= (f(x), \int \varphi(\xi) e^{i(A\xi, x)} d\xi) = (f(x), \int \varphi(A^T \xi) e^{i(\xi, x)} d\xi) = \\
&= (f(x), F[\varphi(A^T \xi)](x)) = (F[f(x)](\xi), \varphi(A^T \xi)) = \\
&= (F[f(x)](A\xi), \varphi(\xi)).
\end{aligned} \tag{4}$$

Из (4) следует, что

$$F[f(Ax)](\xi) = F[f(x)](A\xi). \tag{5}$$

Таким образом, на основании (2), (3), (5) получим

$$F[f(Ax)](\xi) = M(A\xi). \tag{6}$$

Преобразование Фурье является биекцией  $J(\mathbb{R}^n)$  на  $J(\mathbb{R}^n)$ , поэтому из равенства  $f(Ax) = f(x)$  следует соотношение

$$M(\xi) = M(A\xi). \tag{7}$$

Так как  $M(\xi)$  – целая функция и  $k(\xi) = k(A\xi)$  для всех  $\xi \in \mathbb{R}^n$ , то необходимым и достаточным условием выполнения тождества (7) является равенство

$$M(\xi) = M_0(k(\xi)) = \sum_{p=0}^s c'_p k^p(\xi), \quad s = \frac{m}{2}, \tag{8}$$

где  $M_0(k(\xi))$  – многочлен по переменному  $k(\xi)$ .

Используя свойства обратного преобразования Фурье, на основании (2), (8) будем иметь

$$\begin{aligned}
F^{-1}[F[f(x)](\xi)](x) &= f(x) = F^{-1}[M_0(k(\xi))](x) = \\
&= \frac{1}{(2\pi)^n} F[M_0(k(\xi))](x).
\end{aligned} \tag{9}$$

Найдем явное выражение для величины  $F[M_0(k(\xi))](x)$ , имея в виду структуру (8) многочлена  $M_0(k(\xi))$ :

$$\begin{aligned}
F[M_0(k(\xi))](x) &= \sum_{p=0}^s c'_p F[k^p(\xi)](x) = \sum_{p=0}^s c'_p \left( -F \left[ \left( (i\xi_1)^2 - \sum_{l=2}^n (i\xi_l)^2 \right) k^{p-1}(\xi) \cdot 1 \right](x) \right) = \\
&= \sum_{p=0}^s c'_p (\square F[k^{p-1}(\xi) \cdot 1](x)) = \\
&= \sum_{p=0}^s (-1)^p c'_p \square^p F[1](x) = (2\pi)^n \sum_{p=0}^s (-1)^p c'_p \square^p \delta(x),
\end{aligned} \tag{10}$$

где даламбериан  $\square = \frac{\partial^2}{\partial x_1^2} - \frac{\partial^2}{\partial x_2^2} - \dots - \frac{\partial^2}{\partial x_n^2}$ .

Подставляя (10) в (9), окончательно получим

$$f(x) = P(\square)\delta(x), \quad P(\square) = P(z)|_{z=\square},$$

$$P(z) = \sum_{p=0}^s (-1)^p c'_p z, \quad z \in C.$$

Единственность многочлена  $P(z)$  следует из единственности представления (1).

Теорема доказана.

#### Литература

1. Шварц Л. Математические методы для физических наук. – М.: Мир, 1965.
2. Сташкевич А.В., Щелоков В.С. Некоторые аспекты теории векторных топологических пространств // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – 2007. – № 1.
3. Сташкевич А.В., Щелоков В.С. Свертка и продолжение функционалов из  $D'(\mathbb{R}^n)$  // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – 2007. – № 11.
4. Владимиров В.С. Уравнения математической физики. – М.: Наука, 1981. – 512с.

УДК 621.9.048.6

**П.В.Колодяжный, И.А.Хоружая**

#### **ВИБРОАБРАЗИВНОЕ ШЛИФОВАНИЕ СТАЛИ 3 И СЕРОГО ЧУГУНА СЧ 36-56 В КИСЛЫХ ЭЛЕКТРОЛИТАХ**

В статье изложены результаты исследований влияния электролитов на интенсификацию вибрационной абразивной обработки стали 3 и чугуна СЧ 36 - 56. Рис. 8. Табл. 2. Ист. 4.

Вибрационная обработка сталей и чугунов может осуществляться как с применением активных жидких сред, так и без них.

Технологический процесс сухой очистки не получил широкого распространения из-за существенных недостатков: шаржирование поверхности, возникновение пыли от продуктов истирания абразива.

Технологический процесс очистки [1] предусматривает применение 3% раствора кальцинированной соды. Однако при положительных качествах раствора (отсутствие пыли, предотвращение коррозии стали, значительное уменьшение шаржирования поверхности деталей) он является малоэффективным, так как требует 12-16 часов машинного времени при последовательной 5-кратной замене шлифовальных тел с постепенным уменьшением их зернистости.

Отсутствие стабильной технологии виброобработки, необходимость многократной последовательной замены шлифовальных тел обусловили большую трудоемкость и продолжительность операций, что затруднило широкое использование в промышленности виброабразивной обработки. В связи с этим весьма

актуальными являются исследования, направленные на дальнейшее совершенствование процесса с целью его интенсификации.

Интенсифицировать процесс виброабразивного шлифования можно за счет введения в состав рабочей среды различных жидких или порошкообразных активирующих добавок [2-4]. Это позволяет совмещать элементы механической обработки с одновременным активным воздействием на обрабатываемую поверхность электролита.

Целью настоящей работы является исследование влияния электролитов на интенсификацию процесса виброабразивной обработки чугуна СЧ 36-56 и стали, а также разработка качественного и количественного состава химически активного раствора для улучшения качества обрабатываемой поверхности.

Для изучения электрохимической природы рабочих растворов и их влияния на сталь и чугун были проведены потенциостатические измерения в качественно различных кислых электролитах. Анодные поляризационные кривые снимались на потенциостате П-5848. Исследования проводились при 200С. Поляризационные кривые снимались со значения потенциала, установившегося в течение 30 мин. со скоростью 0,16 В/мин.

С целью получения сравнимых данных по скорости растворения материалов исследования проводились в одинаковых технологических условиях (на вибростанке конструкции Луганского Восточноукраинского университета): режим вибрации - амплитуда 0,8-1,2 мм, частота 50 Гц, объем исследуемых растворов - 1 литр, время обработки - 1 час. В качестве абразивного материала использовался бой шарошлифовальных кругов КЧ-6ВТ-ЧТ, грануляцией 25-30 мм.

Количественной оценкой качества обрабатываемой поверхности служили такие параметры: удельный съём (мг/см. ч) по данным весового анализа и величина микрошероховатости по параметру Ra, мкм на профилетре-профилографе модели А-201.

Исследуемые образцы были выполнены в виде цилиндров с общей обрабатываемой площадью поверхности 19 см<sup>2</sup>.

С целью выбора рабочей среды, интенсифицирующей процесс обработки, были проведены исследования по определению удельного съема металла в зависимости от рН среды. Результаты исследований приведены на рис. 1.

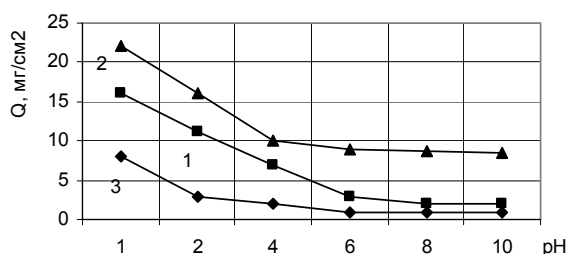


Рис.1. Зависимость величины удельного съема металла от pH среды: 1-сталь 3; 2-чугун СЧ 36-56; 3-хромированный чугун

Полученные данные указывают, что наиболее оптимальной средой для виброабразивной обработки стали 3 и чугуна СЧ 36-56 является кислая среда с pH 1-3, в которой достигается максимальный удельный съём металла без коррозионных повреждений обрабатываемой поверхности. Процесс растворения исследуемых материалов при pH 4-9 становится практически постоянным, а на поверхности чугуна СЧ36-56 возникала поверхностная коррозия. Предваритель-

ными исследованиями установлено, что в растворах с pH меньше 1, хотя и происходит увеличение удельного съема металла, но появляются растравы поверхности.

С целью изучения электрохимической природы минеральных кислот и их влияния на интенсивность растворения микровыступов обрабатываемой поверхности были проведены потенциостатические исследования. Анодные поляризационные кривые приведены на рис. 2-5.

Сравнительный анализ хода анодных поляризационных кривых в растворах минеральных кислот при различных значениях pH и их концентрациях показывает, что процесс растворения стали 3 осуществляется с водородной деполяризацией, так как ее стационарный потенциал значительно отрицательнее потенциала нормального водородного электрода.

Результаты исследований позволили установить, что на кинетику растворения стали 3 влияют: pH среды, количественный и качественный состав кислот.

Анодные поляризационные кривые стали 3 в растворах сульфатной кислоты с содержанием ее 0,5; 1,0; 1,5% представлены на рис. 2. Содержание кислоты в растворе оказывает существенное влияние на ход анодных поляризационных кривых стали 3 в области потенциалов активного растворения стали. Это проявляется в значительном увеличении удельного анодного тока (кривые 1 и 2), а также в смещении области активного растворения стали (кривая 3) в отрицательную область значений потенциалов. Это свидетельствует о том, что с ростом концентрации сульфатной кислоты от 0,5 до 1,5% происходит уменьшение анодного растворения стали.

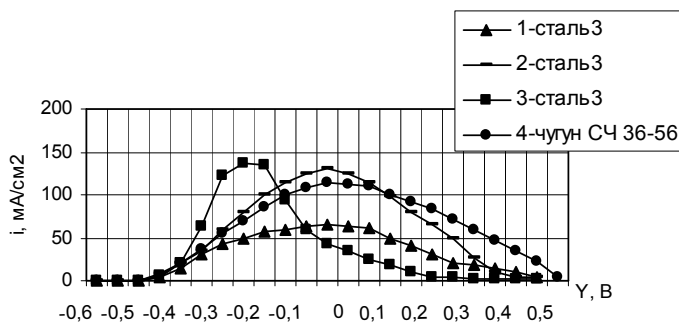


Рис. 2. Анодное растворение стали 3 и чугуна СЧ 36-56 в сульфатной кислоте: 1-4-0,5% H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub>; 2-1% H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub>; 3-1,5% H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub>

Анодная поляризационная кривая чугуна СЧ 36-56 в растворе 0,5% сульфатной кислоты (кривая 4) характеризуется смещением области активного растворения в положительную область значений потенциалов и увеличением анодного тока по сравнению с анодным током стали 3. Следовательно, при концентрации сульфатной кислоты 0,5%, более интенсивно будет растворяться чугун СЧ 36-56.

Сравнительный анализ хода анодных поляризационных кривых в растворах фосфатной (рис. 3) и нитратной (рис. 4) различной концентрации позволил установить, что при увеличении концентрации кислот от 0,5 до 1% происходит увеличение анодного тока (кривые 1 и 2) на 15 мА/см<sup>2</sup> в растворе фосфатной и на 50 мА/см<sup>2</sup> в растворе нитратной кислоты. Область активного анодного растворения стали 3 с увеличением концентрации характеризуется смещением в положительную область значений потенциалов (кривые 1 и 3), при этом оно более

существенно для нитратной кислоты. Это свидетельствует о том, что с увеличением концентрации кислот происходит увеличение анодного растворения стали. В растворе нитратной кислоты это растворение происходит более интенсивно.

Обращает на себя внимание резкое смещение в область положительных значений потенциалов анодной поляризационной кривой для чугуна СЧ 36-56 в растворе 1% нитратной кислоты (кривая 4, рис. 4). Это приведет к более интенсивному анодному растворению чугуна СЧ 36-56.

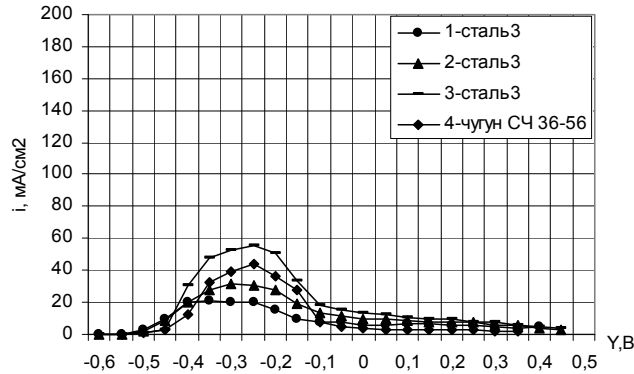


Рис. 3. Анодное растворение стали 3 и чугуна СЧ 36-56 в фосфатной кислоте: 1 -0,5%  $H_3PO_4$ ; 2,4 -1%  $H_3PO_4$ ; 3 -1,5%  $H_3PO_4$

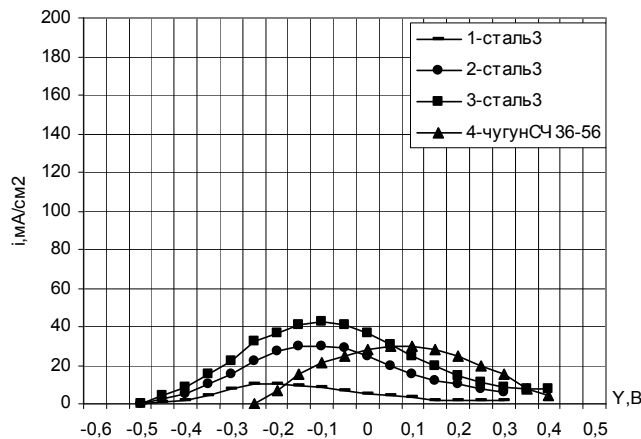


Рис. 4. Анодное растворение стали 3 и чугуна СЧ 36-56 в нитратной кислоте: 1-0,5%  $HNO_3$ ; 2,4-1%  $HNO_3$ ; 3-1,5%  $HNO_3$

Процесс растворения стали 3 и чугуна в растворе хлоридной кислоты (рис. 5) с увеличением ее концентрации от 0,5 до 1,0% характеризуется резким увеличением анодного тока (кривая 1, 2 и 3), а также еще большим, по сравнению с  $H_3PO_4$  и  $HNO_3$ , смещением области активного растворения в положительную область значений потенциала. Следовательно, с увеличением концентрации хлорид-анионов происходит стимулирование анодного процесса растворения стали 3 и чугуна СЧ 36-56 в положительной области значений потенциала, при этом пассивного состояния не наступает.

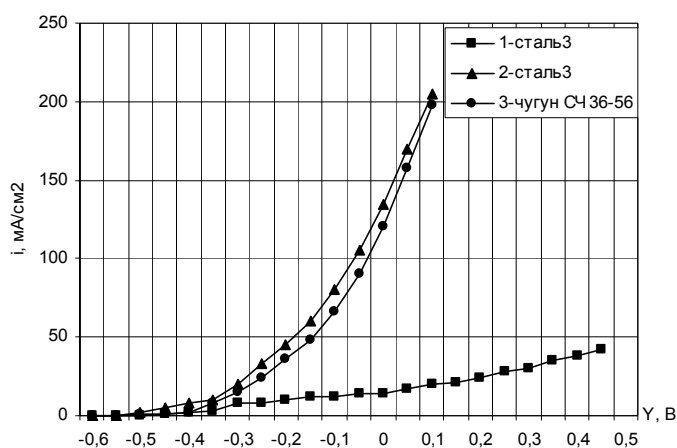


Рис. 5. Анодное растворение стали 3 в хлоридной кислоте:  
1-0,5% HCl; 2, 3-1% HCl

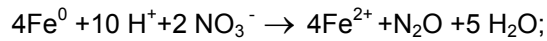
В динамических условиях виброабразивной обработки характер растворения металла будет зависеть от степени зачистки поверхности исследуемого сплава абразивом, а следовательно, возможности появления защитных пленок с различной механической и химической стойкостью. Поэтому представляет практический интерес сравнить результаты потенциостатических исследований с данными, полученными по удельному съему металла после виброабразивного шлифования в тех же минеральных кислотах и при той же их концентрации. Результаты виброабразивного шлифования образцов из стали 3 и чугуна СЧ 36-56 в растворах кислот ( $H_2SO_4$ ,  $H_3PO_4$ ,  $HNO_3$ , HCl), приведенные в табл. 1 показывают, что для стали 3 оптимальной средой является нитратная кислота, а для чугуна СЧ36-56 максимальный удельный съем металла достигается как в 1,5% растворе нитратной, так и сульфатной кислот.

Таблица 1

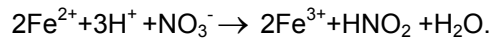
**Результаты виброабразивного шлифования стали 3 и чугуна СЧ 36-56 в кислых электролитах**

Исследуемый материал	Удельный съем металла, мг/см <sup>2</sup> ·ч						
	pH	H <sub>2</sub> SO <sub>4</sub>	HCl	HNO <sub>3</sub>	H <sub>3</sub> PO <sub>4</sub>	H <sub>2</sub> O	NaOH+Na <sub>2</sub> CO <sub>3</sub>
СЧ 36-56	1	15,72	4,81	13,3	1,75	-	-
	3	3,95	4,28	4,02	1,25	-	-
	5	3,43	3,8	1,79	1,1	-	-
	7	-	-	-	-	0,3	-
	9	-	-	-	-	-	0,2
Сталь 3	2	2,01	1,6	18	1,6	-	-
	2,5	2,15	1,54	10,8	1,73	-	-
	3	2,75	1,50	4,8	2,0	-	-
	7	-	-	-	-	0,2	-
	9	-	-	-	-	-	0,1

Процесс растворения металла в динамически взаимодействующей системе металл-абразив-электролит ( $HNO_3$ ) можно представить в виде уравнений.  
- на активированной абразивом поверхности металла:



- в объеме электролита:



Следовательно, процесс растворения сплавов характеризуется образованием анодного пассиватора -  $\text{HNO}_2$ . Анализ качества поверхности, получаемой в результате виброабразивной обработки образцов, в растворах минеральных кислот показал, что скорость электрохимических процессов на металлической поверхности недостаточна, так как на ней остаются следы риска от предварительной механической обработки.

Интенсифицировать процесс анодного растворения сплавов можно за счет активатора. В качестве активирующей добавки была выбрана хлоридная кислота. На рис. 6 приведены результаты потенциостатических исследований анодного растворения стали 3 в смеси минеральных кислот. Полученные данные хорошо совпадают с результатами экспериментальных исследований по удельному съему сплавов в растворах смесей кислот, приведенные в табл. 2.

Таблица 2

**Влияние активатора (Cl) на интенсивность растворения сплавов в кислых электролитах**

Исследуемый материал	Удельный съем металла, мг/см <sup>2</sup> ·ч			
	HCl(0,1%) H <sub>2</sub> SO <sub>4</sub> (0,5%) 1:5	HCl(0,1%) H <sub>2</sub> SO <sub>4</sub> (0,2%) 1:2	HCl(0,1%) HNO <sub>3</sub> (0,5%) 1:5	HCl(0,1%) HNO <sub>3</sub> (0,2%) 1:2
Сталь 3	1,92	1,5	2,06	11,9
Чугун	2,44	2,4	2,33	14,6

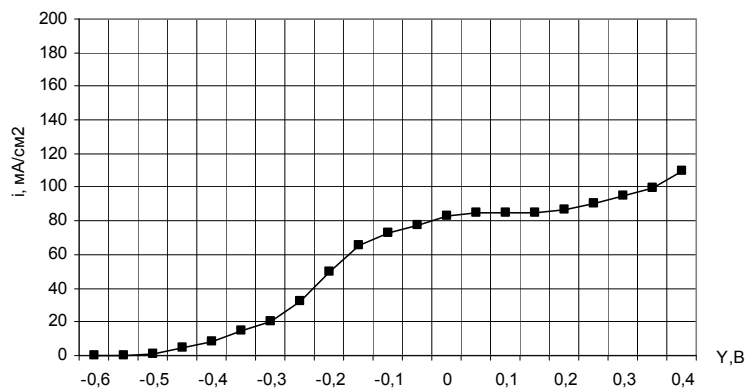
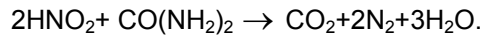


Рис. 6. Анодное растворение стали 3 в растворе HCl (0,1%) и HNO<sub>3</sub> (0,2%) при их соотношении (1:2) соответственно

Наиболее оптимальным следует считать состав на основе смеси хлоридной и нитратной кислот при их количественном соотношении 1:2.

Интенсифицировать процесс растворения сплавов в растворе на основе нитратной кислоты можно за счет восстановителя, позволяющего разрушить пассиватор –  $\text{HNO}_2$ . Нами в качестве восстановителя выбрана мочевины- $\text{CO}(\text{NH}_2)_2$ . В растворе будет происходить:



Ход анодной кривой растворения стали 3 в растворе на основе смеси нитратной и хлоридной кислот при их соотношении 1:2 с добавками мочевины подтверждают это предположение (рис. 7).

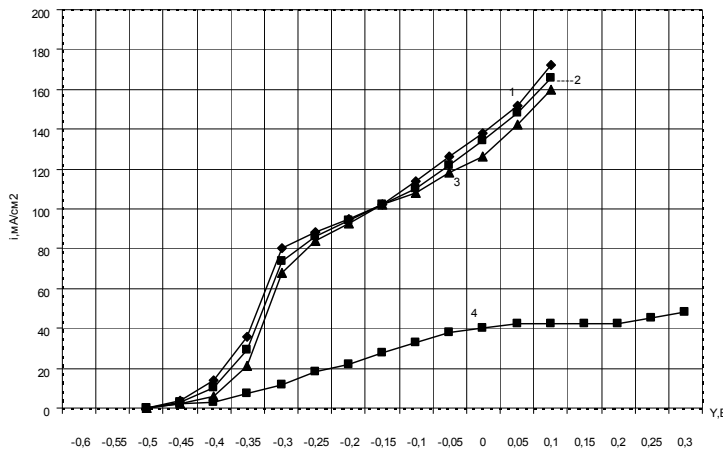


Рис. 7. Анодное растворение стали 3 в растворе HCl (0,1%) и HNO<sub>3</sub> (0,2%) (1:2) с добавками мочевины: 1 -1г/л мочевины; 2 -3г/л мочевины; 3 -5г/л мочевины

Эффективность действия добавки подтверждается также экспериментальными данными по удельному съему металла (табл. 3).

Таблица 3

**Влияние состава электролита на удельный съем металла**

Состав рабочего раствора, %	Удельный съем металла, мг/см <sup>2</sup> ·ч	
	Сталь 3	Чугун СЧ 36-56
HCl(0,1%): HNO <sub>3</sub> (0,2%) : CO(NH <sub>2</sub> ) <sub>2</sub> (0,1) = 1:2:1	15,7	16,6
HCl(0,1%): HNO <sub>3</sub> (0,2%) : CO(NH <sub>2</sub> ) <sub>2</sub> (0,5) = 1:2:5	12,74	13,7

Эффективность действия раствора на основе смеси хлоридной и нитратной кислот с добавкой мочевины проводилась по такому показателю, как Ra. Результаты исследований приведены на рис.8. Как следует из рис.8 микрошероховатость поверхности в результате двухчасовой обработки стремится к величине равной 0,31 - 0,2 мкм при исходной шероховатости 0,85 - 0,78 мкм.

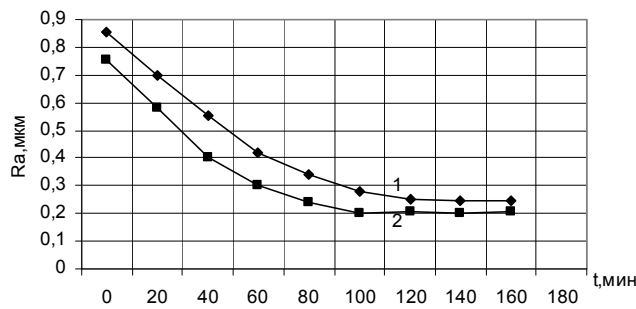


Рис. 8. Изменение шероховатости поверхности стали 3 и чугуна СЧ 36-56 в растворе HCl (0,1%) и HNO<sub>3</sub> (0,2%) (1:2) с добавкой мочевины: 1 - чугун СЧ 36-56; 2 - сталь 3

Увеличение времени обработки более 2 часов не приводит к улучшению качества чистоты поверхности. Это объясняется тем, что в течение этого времени происходит полное расходование минеральных кислот и рН такого раствора к концу виброабразивной обработки составляет 6,5 -7,0.

**Выводы.** 1. Исследование процесса виброабразивной обработки стали 3 и чугуна СЧ 36-56 в различных кислых электролитах с добавкой мочевины показало, что оптимальный результат при минимальной затрате времени может быть достигнут при виброобработке стали и чугуна в растворе, содержащем: HCl (0,1%) и HNO<sub>3</sub>(0,2%) при их соотношении 1:2.

2. С целью интенсификации процесса, улучшения микрорельефа обрабатываемой поверхности сплава, без следов коррозионных повреждений, в реакционную смесь дополнительно необходимо добавить 1 г/л мочевины.

3. Разработанный состав раствора по сравнению с известными, позволяет в 3-4 раза интенсифицировать процесс и повысить на 1,5-2,0 класса чистоту поверхности.

#### Литература

1. Бабичев А.П., Бабичев И.А. Основы вибрационной технологии. - Ростов-на-Дону, 1999. – 622 с.
2. Енишерлова С.Г., Ратинов В.Б., Семенова С.Д. Влияние рН на электрохимическое поведение стали в присутствии активизирующих и пассивирующих ионов // Ингибиторы коррозии металлов. – МГПИ, М., 1979. – 431 с.
3. Жданова Э.И., Ключников Н.Г. О защитном действии некоторых поверхностно-активных веществ в нейтральных средах / Коррозия и защита в нефтегазовой промышленности. - М., 1973. - №40. – 456 с.
4. Иванов Е.С., Кардаш Н.В., Балезин С.А. Защита металлов. - 1977. - Т. 13, №4. – 459 с.

УДК 621.9.048.6

**П.В.Колодяжный, С.А.Волкова**

#### **ИССЛЕДОВАНИЯ ПО ВЫБОРУ ХИМИЧЕСКИ АКТИВНОГО РАСТВОРА ДЛЯ ИНТЕНСИФИКАЦИИ ВИБРООБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ИЗ ЛАТУНИ Л-63**

В статье изложены результаты исследований влияния электролитов на интенсификацию вибрационной абразивной обработки латуни Л-63. Рис. 2. Табл. 3. Ист. 7.

Разработка технологического процесса виброобработки включает выбор рабочей среды, позволяющей создать требуемое качество поверхности деталей. В зависимости от назначения выполняемой операции состав жидкой среды может быть различным. Так, авторы [1,2] рекомендуют, для ряда цветных металлов и их сплавов в качестве рабочей жидкости использовать водный раствор K<sub>2</sub>Cr<sub>2</sub>O<sub>7</sub> с добавкой поверхностно-активных веществ типа ОП-7, ОП-10. При этом авторы рекомендуют одиннадцатикратную последовательную замену шлифовальных тел, что усложняет процесс обработки.

Сложность обработки латуней в химически активных растворах обусловлена наличием в их составе цинка. Основу латуней составляет медь, поэтому ла-

туни по данным [3], устойчивы в ряде химически активных растворов, не обладающих окислительными свойствами. Установлено [4], что химическая активность латуней в растворах минеральных кислот низких и средних концентраций повышается при добавлении в них окислителя. Известно [5], что в качестве рабочих растворов при современных методах химико-механической обработки латуней используют азотнокислые электролиты. Существующий технологический процесс вибрационной и абразивной обработки латуней является малоэффективным из-за значительной трудоемкости, связанной с многократной заменой шлифовальных тел.

В связи с этим весьма важными являются исследования влияния качественного состава рабочего раствора на интенсификацию процесса вибрационного и абразивного шлифования деталей из латуни Л-63 в слабокислых растворах.

Целью настоящей работы является повышение эффективности и качества вибрационного и абразивного шлифования деталей из латуни за счет применения химически активного раствора.

В соответствии с поставленной целью работы определены следующие задачи:

1. Изучить электрохимические свойства латуни Л-63 в растворах минеральных кислот.
2. Исследовать влияние как количественного, так и качественного состава различных добавок на химический процесс и качество обрабатываемой поверхности латуни Л-63.

Для определения оптимального качественного состава рабочего раствора, интенсифицирующего процесс вибрационного и абразивного шлифования деталей из латуни Л-63, был проведен анализ результатов виброабразивного шлифования деталей из латуни в различных кислых средах.

С целью получения сопоставимых данных исследования проводились в одинаковых технологических условиях: виброшлифование осуществлялось на станке - УВИ-25, объем контейнера - 25 л, объем загрузки - 2/3 объема контейнера; режим колебаний – амплитуда 1 мм, частота 50 Гц; объем исследуемых растворов – 1 л; время обработки – 1 час. В качестве абразивного материала использовался бой шарошлифовальных кругов КЧ-6 ВТ-ЧТ грануляцией 25-30 мм. Исследуемые образцы были выполнены в виде цилиндров с общей площадью 1900 мм<sup>2</sup>.

С целью выбора оптимальной кислой среды, способной осуществить процесс интенсивного электрохимического растворения микровыступов обрабатываемой поверхности, было проведено потенциостатическое исследование электрохимического поведения образцов из латуни Л-63 в 1% минеральных кислотах и смесях минеральных кислот. Измерения проводились на образцах размером 10 × 10 мм при скорости поляризации 0,16 В/мин. Поляризационные кривые снимались в статических условиях на потенциостате П-5848 со значения установленного в течение 30 минут потенциала.

Поляризационные кривые латуни Л-63 в растворах минеральных кислот и в их смесях приведены на рис. 1, 2.

Как видно из приведенных данных, процесс анодного растворения латуни контролируется катодным процессом выделения водорода, который в исследуемых условиях довольно затруднен. Смещение потенциала в положительную область приводит к активации процесса растворения латуни, анодный ток растет. Из исследуемых кислот (HCl, HNO<sub>3</sub>, H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub>, H<sub>3</sub>PO<sub>4</sub>) наименее эффективной является хлоридная, что подтверждается результатами виброабразивной обработки образцов латуни Л-63 в растворах 1% минеральных кислот, приведенными в табл. 1.

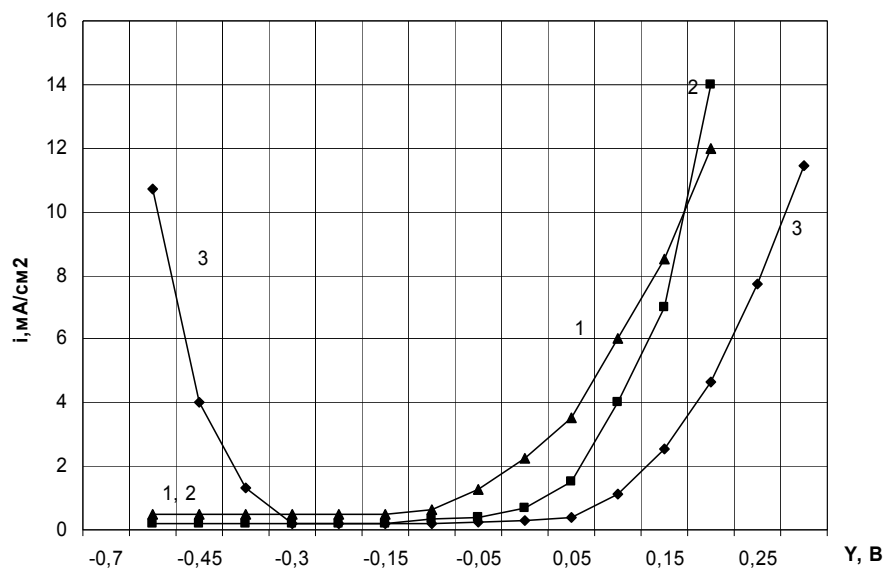


Рис. 1. Поляризационные кривые латуни Л-63 в 1% минеральных кислотах:  
1 – HCl; 2 – H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub>; 3 – HNO<sub>3</sub>

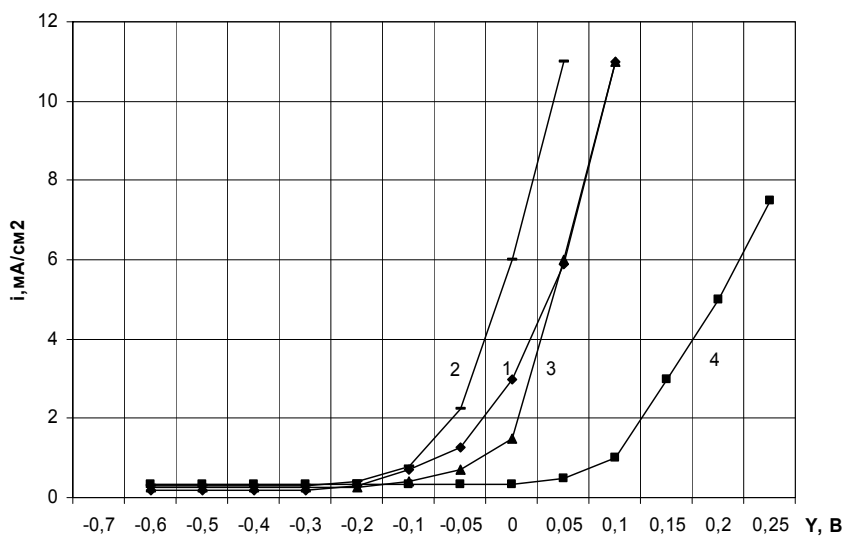


Рис. 2. Поляризационные кривые латуни Л-63 в смесях минеральных кислот:  
1 – 1% HCl; 2 – 1% H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub> + 0,5% HCl; 3 – 1% HNO<sub>3</sub> + 0,5% HCl; 4 – 1% H<sub>3</sub>PO<sub>4</sub>

Таблица 1

**Результаты виброабразивной обработки образцов из латуни Л-63 в растворах 1% минеральных кислот**

Состав раствора	Потенциал Y, В	Часовой виброабразивный съём, мг/см <sup>2</sup>
Хлоридная кислота	-0,15	1,45
Нитратная кислота	0,00	2,00
Сульфатная кислота	0,00	2,00
Фосфатная кислота	0,00	2,23
Вода	-	0,91

Потенциостатические исследования взаимного влияния анионов кислот на процесс растворения латуни Л-63 в смесях кислот показали, что хлорид-анионы, отрицательно влияя на скорость процесса растворения исследуемого материала, способствуют получению светлой поверхности с естественным цветом металла.

В каждом из рассматриваемых случаев добавление хлорид-анионов в раствор приводит к смещению потенциала латуни в область отрицательных значений (рис. 2), что, вероятно, обусловлено ингибирующим действием галогенид-анионов. Это подтверждается результатами виброобработки образцов в смесях кислот, приведенными в табл. 2.

Таблица 2

**Результаты виброабразивной обработки образцов из латуни Л-63 в смесях минеральных кислот**

Состав раствора	Часовой съём металла в растворах кислот с различным содержанием HCl, мг/см <sup>2</sup>	
	0,5%	1 %
Нитратная кислота, 0,5%	1,68	0,97
	1,5%	1,20
Сульфатная кислота, 0,5%	1,71	1,31
	1,5%	1,10
Фосфатная кислота, 0,5%	1,7	1,35
	1,5%	1,37

Представляет практический интерес исследование взаимного влияния сульфат-, фосфат- и нитрат ионов на качество поверхности и удельный съём металла латуни Л-63.

Исследования показали, что взаимное влияние анионов кислот (табл. 3) практически одинаково по такому показателю, как виброабразивный съём металла, однако, наиболее светлая поверхность обрабатываемых образцов наблюдается в случае виброобработки в фосфатных электролитах.

Таблица 3

**Результаты виброабразивного шлифования образцов из латуни Л-63 в смесях кислот**

Состав раствора	Концентрация добавки, %	Часовой съём металла, мг/см <sup>2</sup>
Нитратная кислота, 1%	Сульфатная кислота, 0,5%	1,3
Фосфатная кислота, 1%	Сульфатная кислота, 0,5%	1,28
Фосфатная кислота, 1%	Нитратная кислота, 0,5%	1,27

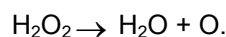
Таким образом, проведенные исследования показали, что оптимальной средой, обеспечивающей удовлетворительное состояние микрорельефа и удельный съём металла, можно считать фосфорнокислый электролит.

Известно [6, 7], что добавление в кислый электролит окислителя приводит к сдвигу потенциала латуни в сторону положительных значений потенциала. Это позволит активировать процесс анодного растворения латуни в кислом электролите. С целью исследования влияния окислителя на интенсификацию виброабразивного шлифования деталей из латуни Л-63 была проведена виброобработка исследуемого материала в кислых электролитах с добавками окислителей – пероксида водорода и калия перманганата (табл. 4).

**Результаты виброобразивного шлифования образцов из латуни Л-63  
в кислых растворах с добавкой окислителя**

Состав раствора	Окислитель, (мл/л); (г/л)	Часовой съём металла, мг/см <sup>2</sup>
H <sub>3</sub> PO <sub>4</sub> , 1%	H <sub>2</sub> O <sub>2</sub> , 5; 10	2,83
H <sub>2</sub> SO <sub>4</sub> , 1%	KMnO <sub>4</sub> , 3; 5	2,15
H <sub>2</sub> SO <sub>4</sub> , 1%	H <sub>2</sub> O <sub>2</sub> , 5; 10	2,35
HCl, 1%	KMnO <sub>4</sub> , 3; 5	1,62
HCl, 1%	H <sub>2</sub> O <sub>2</sub> , 5; 10	1,73

Анализ полученных результатов позволяет утверждать, что наиболее эффективным окислителем в слабокислых растворах минеральных кислот следует считать пероксид водорода, что обусловлено легкостью выделения из него химически активного кислорода по реакции:



Оптимальной средой для виброобразивного шлифования латуни Л-63 следует считать электролит на основе фосфатной кислоты с добавкой пероксида водорода и хлорид-анионов.

С целью интенсификации механического воздействия в состав раствора было введено поверхностно активное вещество – некаль, роль которого сводится к удалению продуктов виброшлифования из зоны резания и облегчению процесса микрорезания абразивным зерном гранул наполнителя.

Для получения микрорельефа обрабатываемой поверхности без следов коррозионных повреждений в реакционную среду дополнительно был введен комплексообразователь – калий железосинеродистый. Роль комплексообразователя сводится к образованию на поверхности обрабатываемой детали рыхлой пленки комплексных продуктов реакции, которые, не затрудняя процессов микрорезания, предотвращают царапание основного металла. Таким образом, процесс виброшлифования в разработанном составе раствора сводится не только к шлифованию самого металла, но и к сошлифовыванию продуктов реакции обрабатываемой поверхности с жидкой средой, в результате чего возможно получение микрошероховатости поверхности высоких классов чистоты.

**Выводы.** 1. Использование в качестве рабочего раствора слабокислого электролита на основе фосфатной кислоты с добавкой окислителя – пероксида водорода позволяет интенсифицировать процесс виброобразивного шлифования деталей из латуни Л-63.

2. Введение хлорид-анионов в фосфатный электролит позволяет получить светлую поверхность обрабатываемых деталей, хотя и снижает удельный съём металла.

3. Поверхность высоких классов чистоты изделий из латуни Л-63 можно получить за счет комплексообразователя – калия железосинеродистого.

4. Интенсифицировать механическое воздействие абразивного материала можно за счет поверхностно активного вещества – некали.

#### Литература

1. Кулаков Ю.М., Хрульков В.А. Отделочно-зачистная обработка деталей. – М.: Машиностроение, 1979. – 216 с.
2. Объемная вибрационная обработка. – М.: ЭНИМС, 1970. – 250 с.
3. Лихтман В.И., Шукин Е.Д., Ребиндер П.А. Физико-химическая механика материалов. – М., 1982. – 342 с.

4. Де Бур Я. Динамический характер адсорбции. – М.: ИХЛ, 1962. – 250 с.
5. Кулаков Ю.М. Виброхимическая зачистка и полирование деталей // Станки и инструмент. – 1970. - №2. – С. 30.
6. Скорчеллетти В.В. Теоретическая электрохимия. - Л., 1974. – 235 с.
7. Антропов Л.И. Теоретическая электрохимия. - М., 1975. – 568 с.

УДК 620.1:621.778.073

**Н.М.Каменев, А.И.Вельковский, М.Н.Кузнецова,  
Д.Н.Шевченко**

### **РАСЧЕТ ОПТИМАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ СБОРНЫХ ВОЛОК**

Обоснован выбор оптимальных элементов сборных волок, позволяющих за счет увеличения подкрепляющего давления существенно повысить стойкость инструмента. Предложена усовершенствованная конструкция сборной волоки, исключающая сколы у выходной зоны рабочей волоки. Общим результатом является снижение расхода дефицитного WC-Co сплава в 2...2,5 раза. Рис. 1.

Одной из актуальных проблем при среднегубом гидродинамическом волочении стальной проволоки является обеспечение надежности и долговечности волочительного инструмента. Как показывает производственная практика, до 50% твердосплавных волок разрушается преждевременно, не исчерпав планируемого ресурса работы.

Анализ эксплуатации сборных волок (рис.1), применяемых при гидродинамическом волочении канатной проволоки, показал, что характерным является разрушение рабочих волок с осевой ориентацией изломов и сколами у выходной зоны [1]. Расчет напряженно-деформированного состояния [2] показал, что это обусловлено недостаточным подкрепляющим давлением твердосплавной волоки и концентрацией напряжений в указанной зоне.

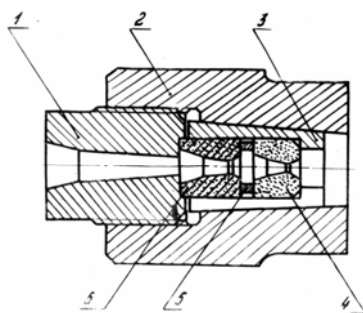


Рис.1. Сборная волока: 1 – пробка, 2 – корпус, 3 – разрезная втулка, 4 – рабочая волока, 5 – уплотнительная шайба, 6 – напорная волока

Результаты работ [3, 4, 5] позволяют обосновать рекомендации по оптимальному проектированию сборных волок исходя из условия равнопрочности разрезной втулки и корпуса и обеспечения наибольшего подкрепляющего давления  $p_1$  на их контактной поверхности.

При усилиях запрессовки  $P_3$ , близких к предельным, наибольшие эквивалентные напряжения, определенные ниже по теории наибольших касательных напряжений, будут действовать на образующей внутренней поверхности втулки, противоположной осевому разрезу и внутренней поверхности корпуса.

Для втулки, пренебрегая тангенциальными напряжениями

$$\sigma_{\text{эвл}}^{\text{max}} = p_1 \cdot \quad (1)$$

Для корпуса по Ляме

$$\sigma_{\text{эвл3}} = \frac{2p_1 k_1}{1 - k_2^2}, \quad (2)$$

где:  $k_1 = \frac{D}{D_1}$ ;  $k_2 = \frac{D_1}{D_2}$ ;

$D$  – внутренний диаметр втулки;

$D_1$  – наружный диаметр втулки;

$D_2$  – наружный диаметр корпуса.

По критерию равнопрочности втулки и корпуса необходимо выполнение условия

$$\sigma_{\text{эвл}}^{\text{max}} = \nu_1 \cdot \sigma_{\text{эвл3}}, \quad (3)$$

где  $\frac{\sigma_{T1}}{\sigma_{T2}}$ ;

$\sigma_{T1}$  – предел текучести материала втулки (Сталь 40Х);

$\sigma_{T2}$  – предел текучести материала корпуса (Сталь 35ХГСА).

С учетом (1) и (2) получим:

$$k_1 = \frac{1 - k_2^2}{2\nu_1}. \quad (4)$$

Численный анализ зависимостей показывает, что подкрепляющая способность применяемого сборного инструмента, оснащенного рабочими твердосплавными вставками форм 9 ( $k_1=0,695$ ;  $k_2=0,446$ ) и форм 11 ( $k_1=0,687$ ;  $k_2=0,482$ ), ограничивается прочностью корпуса

$$p_1 \leq \frac{\sigma_{T2}(1 - k_2^2)}{2k_1} \quad (5)$$

и составляет соответственно 617 МПа и 598 МПа.

Выразим  $k_1$  через  $k_2$  ( $k_1 = \frac{D}{D_2 k_2}$ ) и запишем (5) следующим образом:

$$p \leq \frac{\sigma_{T2} D_2 k_2 (1 - k_2^2)}{2D}. \quad (5a)$$

Определим значение, соответствующее максимуму  $p_1$  из условия  $\frac{dp_1}{dk_2} = 0$

$$k_2^{\text{опт}} = \frac{\sqrt{3}}{3} = 0,577 .$$

В этом случае

$$p_1^{\text{max}} = \frac{\sqrt{3}\sigma_{T2}D_2}{9D} . \quad (56)$$

Из условия равнопрочности, используя (5)

$$k_1^{\text{опт}} = \frac{1}{3\nu_1} = 0,446 .$$

В результате получим оптимальные значения сопрягаемых диаметров для сборных волок с твердосплавными вставками форм 9 ( $D_2=50$  мм) –  $D_1=28,8$  мм;  $D=12,9$  мм и форм 11 ( $D_2=65$  мм) –  $D_1=37,5$  мм;  $D=16,7$  мм. При этом величина подкрепляющего давления составит 800 МПа. Подкрепляющая способность сборного инструмента возрастает соответственно на 30% и 34%.

Помимо повышения уровня подкрепления, уменьшение значений  $D$  способствует снижению материалоемкости твердосплавных вставок. Уменьшение наружного диаметра вставок форм 9 (массой 40г) и 11 (100г) до значений 12,9 и 16,7 мм (соответственно на 17% и 22%) открывает перспективы замены их соответственно заготовками форм 7 (20г) и 9. В результате этого расход дефицитного вольфрамокобальтового сплава снизится в 2...2,5 раза.

Для предотвращения сколов у выходной зоны волокна предложено полное опирание торца рабочей волокна о гнездо втулки, а также применение сборной волокна, усовершенствованной конструкции [6], у которой концентрация напряжений устраняется за счет противодавления смазки.

**Выводы:** Проведен расчет оптимальных параметров сборных волок. Предложены рекомендации по усовершенствованию конструкции инструмента. Внедрение результатов работы позволяет предотвратить преждевременное разрушение твердосплавных волок и снизить их материалоемкость в 2...2,5 раза.

#### Литература

1. Каменев Н.М., Александрова Л.И. Применение фрактографии при исследовании разрушения твердосплавных волок // Методы исследования свойств сверхтвердых материалов. – К.: ИСМ АН УССР, 1981. – С. 43-47.
2. Каменев Н.М. Расчет напряженно-деформированного состояния твердосплавных волок // Сб. научн. тр. ВУГУ, серия Машиностроение, 1998. – С. 68-72.
3. Расчет подкрепляющей и несущей способности разрезной втулки в сборных волокнах / Н.М.Каменев, А.Х.Меликбекян, А.Г.Коваленко, А.И.Вельковский. – Деп. в Укр НИИ НТИ 22.02.91, №247 – Ук91. –12с.
4. Выбор оптимальных параметров подкрепляющих элементов сборных волок / Н.М.Каменев, А.Г.Коваленко, А.Х.Меликбекян и др. – Деп. в Укр НИИ НТИ 22.02.91, №246 – Ук91 – 7 с.
5. Каменев Н.М., Вельковский А.И., Вербская Л.М., Ивченко Г.В. Основные принципы проектирования составных цилиндров // Сб. научн.тр. ВНУ им. В.Даля. Ресурсосберегающие технологии производства и обработки давлением материалов в машиностроении. – Луганск, 2005. – С. 186.
6. Патент № 203882 на изобретение. Сборная волокна с гидродинамической подачей смазки / Н.М.Каменев, М.Д.Митликин, В.И.Белолипецкий, В.И.Ведерников. Приоритет изобретения 3.07.91. Заявка № 5016084. Зарегистрировано в Роспатенте 9.07.1995 г.

**З.Я. Лурье, И.Г. Лищенко, И.А. Солдатенко**

### **ДИНАМИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ СЛЕДЯЩЕГО РУЛЕВОГО ГИДРОАГРЕГАТА**

В статье обсуждаются нелинейная математическая модель следящего рулевого гидроагрегата, подключенного к централизованной системе гидропитания, и ее динамические характеристики при отклонении руля. Рис.3. Ист.10.

#### **Введение**

Современный самолет представляет собой гидрофицированную машину с развитой, как правило, централизованной системой гидропитания и десятками подключенных к ней следящих рулевых гидроагрегатов (СРГ) различного назначения. Преимущества СРГ, на основе которых он нашел широкое применение в системах штурвального управления (СШУ) современных самолетов, отмечены в работах [1,2]. К основным преимуществам можно отнести:

- большую удельную мощность, минимальные габариты и массу;
- высокое быстродействие и точность позиционирования, простоту конструкции;
- возможность непрерывного регулирования скорости исполнительного механизма гидроагрегата;
- плавность и устойчивость его функционирования и др.

Проектирование современных СШУ со следящими гидроагрегатами требует решения ряда сложных научно-исследовательских задач: получение высокого быстродействия и точности позиционирования; обеспечение необходимого запаса устойчивости в условиях воздействия больших инерционных нагрузок; обеспечение защиты от рулевых форм флаттера при отсутствии весовой сбалансированности рулевой поверхности и др. [2].

Конструированию СРГ, расчету их гидроустройств, построению линейных математических моделей динамических процессов, учету нелинейных звеньев, обеспечению устойчивости, выполнению требований к статической и динамической жесткостям, к надежности и др. посвящены работы Башты Т.М. [3], Гамынина Н.С. [4], Иванова Г.М. и др.[1], Абрамова Е.И. и Лося А.В.[5], Зайончковского Г.И. [6], Абрамова Е.И. и Зайончковского Г.И. [2] и др. Однако вопросы переходных процессов и ряда их показателей качества в указанных работах освещены недостаточно. В основном исследовались: линейные (линеаризованные) модели; вопросы устойчивости, статической и динамической жесткостей; частотные характеристики, запасы по амплитуде и фазе; кинематические характеристики; энергетические характеристики и др.

Настоящая статья посвящена исследованию динамических характеристик на базе нелинейной математической модели.

#### **Математическая модель СРГ в системе штурвального управления**

Рассмотрим СРГ в СШУ с четырехдроссельным гидрораспределителем (ГР) по схеме с обратной кинематикой [7], показанной на рис.1.

При разработке модели приняты следующие допущения:  
напорные и сливные кромки ГР симметричны;  
отсутствуют люфты в креплении СРГ к опоре, в сливной проводке от СРГ до рулевой поверхности (РУП), в механической проводке управления золотником ГР;

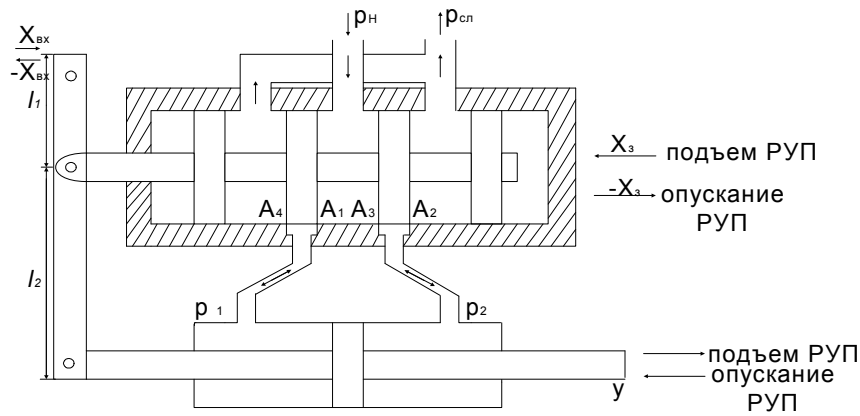


Рис.1. Схема дроселирующих щелей ГР, подачи РЖ и подключение ГЦ

давления нагнетания и слива поддерживаются постоянными; волновые процессы в каналах не учитываются.

Расходы рабочей жидкости (РЖ), поступающие от ГР в гидроцилиндр (ГЦ) по нагнетательной магистрали определяются уравнениями: при перемещении  $X_3 > 0$  золотника ГР (РЖ подается через ГР в левую полость ГЦ (рис.1))

$$q_{ГР1} = \mu_1 \cdot A_1 \cdot \text{sign}(p_H - p_1) \cdot \sqrt{\frac{2}{\rho} |p_H - p_1|}, \quad (1)$$

а сливается через ГР из правой полости ГЦ (рис.1)

$$q_{ГР2} = \mu_2 \cdot A_2 \cdot \text{sign}(p_2 - p_{\text{СЛ}}) \cdot \sqrt{\frac{2}{\rho} |p_2 - p_{\text{СЛ}}|}; \quad (2)$$

при  $X_3 < 0$  (РЖ подается через ГР в правую полость ГЦ (рис.1))

$$q_{ГР3} = \mu_3 \cdot A_3 \cdot \text{sign}(p_H - p_2) \cdot \sqrt{\frac{2}{\rho} |p_H - p_2|}, \quad (3)$$

а сливается через ГР из левой полости ГЦ (рис.1)

$$q_{ГР4} = \mu_4 \cdot A_4 \cdot \text{sign}(p_1 - p_{\text{СЛ}}) \cdot \sqrt{\frac{2}{\rho} |p_1 - p_{\text{СЛ}}|}. \quad (4)$$

Переменность коэффициентов расхода  $\mu_1 - \mu_4$  в функции числа Рейнольдса (Re), вызванная перемещением золотника ГР учитывается формулами работы [8].

С другой стороны расходы в левой полости ГЦ находятся по выражениям: при  $X_3 > 0, y > 0$

$$q_{\text{ЦЛ}} = A_{\text{П}} \cdot \dot{y} + \frac{V_{01} + A_{\text{П}} \cdot y}{E_1} \cdot \dot{p}_1; \quad (5)$$

при  $X_3 < 0, y < 0$

$$q_{цп} = -A_{\Pi} \cdot \dot{y} - \frac{V_{01} + A_{\Pi} \cdot y}{E_1} \cdot \dot{p}_1 \quad (6)$$

Расходы в правой полости ГЦ вычисляются по уравнениям:  
при  $X_3 > 0$  на сливе

$$q_{цп} = A_{\Pi} \cdot \dot{y} - \frac{V_{02} - A_{\Pi} \cdot y}{E_2} \cdot \dot{p}_2 \quad (7)$$

при  $X_3 < 0$  на нагнетании

$$q_{цп} = -A_{\Pi} \cdot \dot{y} + \frac{V_{02} - A_{\Pi} \cdot y}{E_2} \cdot \dot{p}_2 \quad (8)$$

В формулах (5)–(8) объемные модули упругости РЖ  $E_1, E_2$  из-за наличия нерастворенного воздуха представляются выражением работы [9].

Перемещение золотника ГР при механическом управляющем воздействии  $X_{вх}$  согласно работе [6] равно

$$X_3 = K_{OC} \cdot (K_{\Pi} \cdot X_{вх} - y) + u \quad (9)$$

где  $K_{\Pi} = -\frac{l_2}{l_1}, K_{OC} = \frac{l_1}{(l_1 + l_2)}$ .

При этом следует учесть ограничение  $X_3 \leq X_{3max}$ , где  $X_{3max}$  – максимальное перемещение золотника ГР. Предусматривается положительное перекрытие щелей ГР с целью исключения колебаний с малыми амплитудами выходного звена СРГ в среднем положении (неустойчивость «в малом»).

Здесь  $p_n, p_1, p_2, p_{сл}$  – давление РЖ в соответствующих точках СРГ (рис.1);  $A_{\Pi}$  – эффективная площадь полостей ГЦ;  $V_{01}, V_{02}$  – начальные объемы РЖ в полостях ГЦ;  $K_{\Pi}$  – коэффициент передачи;  $K_{OC}$  – коэффициент механической обратной связи;  $X_{вх}$  – механическое управляющее воздействие;  $l_1, l_2$  – плечи качалки входной кинематики.

Уравнения движения штока ГЦ (координата  $y$ ), приведенной массы рулевой поверхности к штоку ГЦ (координата  $z$ ), деформации опоры крепления массы СРГ (координата  $u$ ) с учетом сухого трения основаны на выражениях работ [6, 10].

Математическая модель СРГ отображает современный уровень описания динамических процессов такого объекта и может служить основой для исследования его динамики с целью обеспечения высоких показателей качества переходных процессов.

Если рассмотреть совместно уравнения модели относительно одной переменной ( $p_1(t)$  или  $p_2(t)$  или  $y(t)$  и т.д.), то получим нелинейное дифференциальное уравнение 8–го порядка. Для однозначного решения такого уравнения необходимо располагать 8–ю начальными условиями.

### Решение

На основе уравнений модели была построена структурно–функциональная схема соответствующих вычислительных блоков, набранная в пакете имитационного моделирования для режимов отклонения рулевой поверхности от гори-

зонтального положения вверх и вниз. С целью получения более полной информации об исследуемом объекте на монитор и на печать выводились кривые переходных процессов 15 переменных:  $X_{вх}(t)$ ,  $X_3(t)$ ,  $p_1(t)$ ,  $p_2(t)$ ,  $y(t)$ ,  $z(t)$ ,  $u(t)$ ,  $\dot{y}(t)$ ,  $\dot{z}(t)$ ,  $\dot{u}(t)$ ,  $q_{Г1}(t)$ ,  $q_{Г2}(t)$  и  $E_1(t)$  или  $E_2(t)$  и др. Однако в излагаемых результатах исследований для уменьшения объемов рисунков приводятся только кривые  $y(t)$ ,  $\dot{y}(t)$ ,  $p_1(t)$  и  $p_2(t)$ .

Так как в большинстве ранее опубликованных работ модель СРГ строилась при постоянных значениях  $\mu$  и  $E$  рассмотрим в начале переходные процессы подъема рулевой поверхности вверх с  $\mu = \text{const}$  и  $E = \text{const}$  при различных значениях  $K_{OC}$ . На рис.2 изображены осциллограммы этого режима при  $K_{OC}=0,3$ ,  $\mu=0,71$ ,  $E=1300$  МПа и экспоненциальным входным воздействием  $X_{вх}$  с постоянной времени 0,1 с.

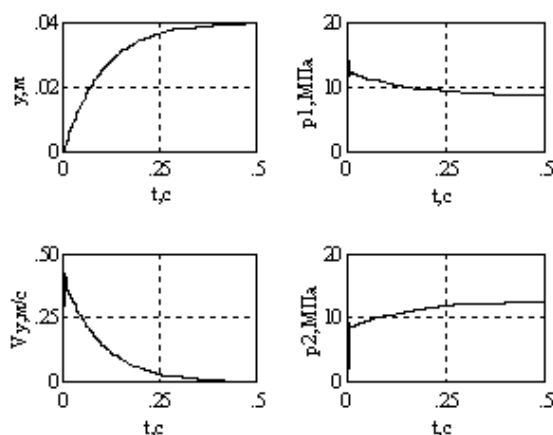


Рис.2. Переходные процессы при отклонении РУП вверх при  $K_{OC}=0.3$ ,  $\mu=0.71$ ,  $E=1300$  МПа

Кривые переменных  $\dot{y}(t)=V_y(t)$ ,  $p_1(t)$  и  $p_2(t)$  почти ступенчато переходят из нулевого начального положения и аналогично кривой  $y(t)$  затем плавно без колебаний выходят на установившийся режим заданного положения выходного звена СРГ (а, следовательно, РУП).

Повышение  $K_{OC}$  в 2,5 раза вызывает колебательность переменных  $V_y(t)$ ,  $p_1(t)$  и  $p_2(t)$  на начальном участке.

Если учесть переменные значения  $\mu$  и  $E$ , то при  $K_{OC}=0,3$  для режима подъема РУП получаем кривые рис.3.

Сопоставляя осциллограммы рис.2 и 3, можно отметить существенное отличие переменных  $y(t)$ ,  $V_y(t)$ ,  $p_1(t)$  и  $p_2(t)$  как по форме, так и по значениям в функции времени процесса подъема. С увеличением  $K_{OC}$  до 0,666 и теми же значениями  $\mu$ ,  $E$  возникают колебания переменных  $p_2(t)$ ,  $V_y(t)$ , начиная с момента начала перемещения золотника ГР в нейтральное положение под действием отрицательной обратной связи.

Следует отметить, что внешняя сила при подъеме руля вверх является активной силой, имеющей тоже направление, что и сила давления РЖ в левой полости ГЦ (рис.1). При отклонении руля вниз она является силой сопротивления и направлена противоположно силе давления РЖ в правой полости ГЦ (рис.1).

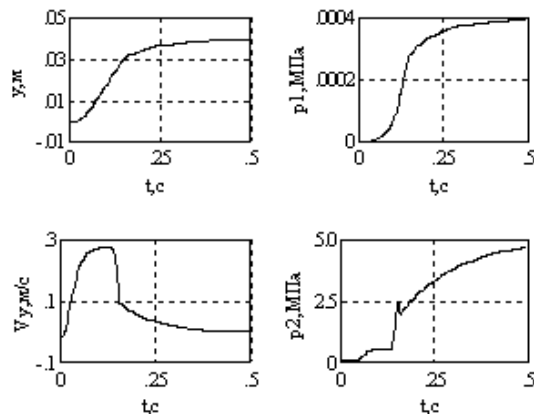


Рис.3. Динамические характеристики СРГ при отклонении РУП вверх при  $K_{ос}=0,3$  и переменных значениях  $\mu$  и  $E$

### Выводы

1. Переменность коэффициента расхода и газосодержание рабочей жидкости оказывают существенное влияние на динамические характеристики СРГ.
2. Предлагаемая математическая модель СРГ может быть использована для всестороннего исследования динамических характеристик с оценкой влияния значений параметров.
3. Коэффициент отрицательной обратной связи по перемещению выходного звена СРГ следует определять на основе постановки и решения оптимизационной задачи на базе предлагаемой математической модели.

### Литература

1. Иванов Г.М., Ермаков С.А., Коробочкин Б.Л. и др. Проектирование гидравлических систем машин.–М.: Машиностроение, 1992.–224с.
2. Абрамов Є.І., Г.Й.Зайончковський. Проектування систем керування літальних апаратів. Системи керування літака з гідромеханічним приводом: Навч. посібник.–К.: НАУ, 2005.–188с.
3. Башта Т.М. Гидравлические приводы летальных аппаратов.–М.: Машиностроение, 1967.–495с.
4. Гамынин Н.С. Гидравлический привод систем управления.–М.: Машиностроение, 1972.–376с.
5. Абрамов Е.И., Лось А.В. Анализ основных тенденций развития систем штурвального управления перспективных самолетов//Промислова гідраліка і пневматика.–2004.–№2(4).–С.3–6.
6. Зайончковський Г.Й. Оцінка стійкості і протифлатерних властивостей гідромеханічних рульових слідкуючих приводів//Промислова гідраліка і пневматика.–2006.–№1(11).–С.53–58.
7. Зайончковський Г.Й., Щербанос О.Г. Вплив обмеженої жорсткості опори кріплення гідралічного слідкуючого рульового приводу на його стійкість і динамічні властивості//Вестник НТУУ «КПІ». Машиностроение.–К.: НТУУ «КПІ».–2002.–Вып.42.–Т.2.–С.15–19.
8. Данилов Ю.А., Кирилловский Ю.Л., Колпаков Ю.Г. Апаратура объемных гидроприводов. Рабочие процессы и характеристики.–М.:Машиностроение.–1990.–272с.
9. Прокофьев В.Н., Лузанова И.А., Еремченко Ж.Б. и др. Экспериментальное исследование упругих свойств двухфазных рабочих жидкостей гидроприводов объемного типа//Изв.Вузov. Машиностроение.–1968.–№2.–С.87–93.
10. Гамынин Н.С., Каменир Я.А., Коробочкин Б.Л. и др. Гидравлический следящий привод.–М.:Машиностроение, 1968.–564с.

Н.В. Соломаха

**СТАТМОДЕЛИРОВАНИЕ ЗАДАЧ О НЕСТАЦИОНАРНОМ  
РАЗЛЁТЕ ГАЗА В ВАКУУМ**

Рассмотрена задача о нестационарном разлёте газа в вакуум для двух точек в различные моменты времени. Определено совпадения распределения случайной величины с нормальным законом распределения. Рис.2. Ист.11.

**Введение**

Развитие вычислительной техники в последнее десятилетие превратило математическое моделирование в универсальное средство для решения прикладных задач и проведения научных исследований в гидроаэродинамике. Начальным этапом математического моделирования является построение математической модели. При этом осуществляется необходимый переход от исходной постановки задачи в форме дифференциальных или интегральных уравнений к дискретной алгебраической аппроксимации. Выбор способа дискретизации существенно влияет на вид вычислительной модели, её дальнейшую алгоритмизацию и архитектуру программы.

Из-за статистического характера процессов на микроскопическом в разреженном газе все численные модели, содержащие имитационные элементы, также имеют статистический характер. Поэтому в литературе их принято относить к статистическим методам Монте-Карло [1].

Родоначальником статистических методов частиц-в-ячейках является Г.Берд (G.A.Bird). Метод был разработан, исходя из простых физических соображений и не опирался в момент своего создания (1963 год) непосредственно на связь с уравнением Больцмана, основного уравнения, описывающего течения разреженного газа. Для доказательства справедливости своего подхода Бердом была сделана довольно успешная попытка связать идеологию метода и уравнения Больцмана в своей первой монографии [2]. Среди российских вычислителей наибольший вклад в обоснование и развитие этих методов сделан в работах О.М. Белоцерковского и В.Е. Яницкого [3, 4]. Можно сказать, что данные ученые смогли по достоинству оценить идею Харлоу [5] и последовательно утверждали свои схемы как разновидность методов частиц-в-ячейках, и можно предположить, что именно данный подход позволил этим группам в дальнейшем успешно развить свои методы за пределы разреженных газов.

Основными допущениями в методе прямого статистического моделирования (ПСМ) является описание реального числа молекул  $N_{real}$  в газовом потоке конечным числом вычислительных частиц  $N_{comp}$ , причем как правило,

$$F_N = \frac{N_{real}}{N_{comp}} \gg 1, \quad (1)$$

где  $F_N$  -представительность частоты.

Исходя из этого, макроскопические параметры газа, определяемые по параметрам вычислительных частиц и представляющие собой результат статисти-

ческого испытания для одного временного шага, подвержены статистическому разбросу около свои «реальных значений»

Для уменьшения статистической ошибки при расчете стационарной задачи проводят серию испытаний и результаты осредняют по времени выбирая для осреднения достаточно большой временной интервал  $\Delta t_{oc} \gg \delta t$ , где соответственно перемещение частицы за временной шаг-  $\delta t$

При моделировании нестационарного течения макроскопические параметры меняются в пространстве и времени. При вычислительном эксперименте, желательно, для каждого конкретного расчета установить вид закона распределения случайных величин – макропараметров, или подтвердить предполагаемый закон.

В данной статье рассматривается возможность использования конкретных оценок для точности результатов статистических расчетов, соответствие экспериментальных данных нормальному закону распределения и оценивается точность вычисления.

### Основная часть

Рассмотрим результаты статистического анализа задачи о нестационарном разлете газа в вакуум для двух точек на оси течения соответствующих максимумам на кривых плотности в различные моменты времени. Для макроскопических параметров – плотности, компонент скорости и температуры был проведен следующий статистический анализ [6]:

Проведена серия из  $N_{exp}$  испытаний и в каждом испытании определены значения случайной величины  $x_i$ .

Определены минимальное, максимальное значение и размер выборки.

Размах разбит на  $k$  интервалов. Определены длина интервалов  $\Delta$  и координаты центров интервалов  $h_j$ .

Для каждого  $j$ -го интервала определена относительная частота  $v_j = k_j / N_{exp}$  ( $k_j$  – эмпирическая частота попадания случайной величины в  $j$ -й интервал) и значение функции распределения  $v_j / \Delta$ .

Вычислены выборочное среднее  $\bar{x}$ , выборочная дисперсия  $D^e(x)$  и выборочное среднеквадратическое отклонение  $\sigma^e(x)$ :

$$\bar{x} = \frac{1}{N_{exp}} \sum_{i=1}^{N_{exp}} x_i, D^e(x) = \frac{1}{N_{exp} - 1} \sum_{i=1}^{N_{exp}} (x_i - \bar{x})^2, \sigma^e(x) = \sqrt{D^e(x)} \quad (2)$$

Определены значения теоретической плотности распределения для центров интервалов в случае нормального распределения с параметрами  $\bar{x}, \sigma^e(x)$ :

$$f_j = f(h_j), f(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi\sigma^e(x)}} e^{\frac{-(x-\bar{x})^2}{2\sigma^e(x)}} \quad (3)$$

и соответствующее вероятности  $P_j = f_j \Delta$

Значения критерия согласия Пирсона :

$$\chi^2 = N_{exp} \sum_{j=1}^k \frac{(v_j - P_j)^2}{P_j} \quad (4)$$

Число степеней свободы равно:  $L=k-1-r$ , где  $k=1,2,3...n$ ,  $r=2$  при неизвестных точно математических ожидания и дисперсии теоретического распределения.

Задается уровень значимости, из таблиц [8] определено значение  $\chi_{kr}^2$ .

Путем сравнения  $\chi$  и  $\chi_{kr}^2$  сделан вывод о соответствии данного распределения нормальному.

В табл. 1 представлена информация о трех сериях экспериментов [7].

Таблица 1

Данные о трех сериях экспериментов

	1	2	3
$F_N$	2,794e6	1,11e7	1,118e7
$N_{exp}$	16	64	256
ср.число частиц на одном временном шаге в 1-й точке	635,864	159,074	157,761
ср.число частиц на одном временном шаге во 2-й точке	404,198	100,458	100,09
$N_{exp}/F_N$	5,727e-6	5,725e-6	22,90e-6
$K$	4	6	8
$L$	1	3	5
$\alpha$	0,1	0,1	0,1
$\chi_{kr}^2$	2,7	6,3	9,2
время счета,с	37505	37172	148579

Для демонстрации совпадения распределения случайной величины с нормальным законом воспользуемся процедурой спрямления исходной выборки на функциональной сетке нормального закона [8, 9].

В случае нормального закона распределения измеряемой случайной величины точности измерений (вычислений) можно определить используя классическую оценку:

$$\left| Mx - \frac{1}{N_{exp}} \sum_{i=1}^{N_{exp}} x_i \right| < \gamma \frac{\sigma}{\sqrt{N_{exp}}}, \quad (5)$$

где  $\gamma$  - величина определяемая уровнем значимости и числом испытаний.

Таким образом, если погрешность при определении какого-либо параметра, например плотности, определить как [7, 10]

$$A_c = \frac{\gamma\sigma}{\sqrt{N_{exp}} \bar{x}} 100\% \quad (6)$$

и при определении плотности для рассматриваемых точек получим следующие значения  $A_c$ , представленные в табл. 2 (для доверительной вероятности  $1 - \alpha = 0,95$ ):

Значения  $A_c$ 

вариант	макропараметры	1	2	3
1-я точка	n	1,68%	1,95%	1,05%
	V	1,07%	0,85%	0,42%
	T	1,62%	1,52%	0,82%
2-я точка	n	2,51%	2,6%	1,05%
	V	0,9%	0,82%	0,42%
	T	2,43%	2,1%	1,12%

### Выводы

1. Для рассмотренной задачи макропараметры распределены согласно нормальному закону при достаточно большом числе испытаний.

2. Точность вычисления макропараметров увеличивается примерно пропорционально корню квадратическому от величины, определяемой числом вычислительных частиц в ячейках и числом испытаний  $N_v = N_{exp} \times N_{comp,cell}$ . Для увеличения точности в  $k$  раз необходимо либо в  $k^2$  раз увеличить число частиц, либо в  $k^2$  раз увеличить число испытаний  $N_v$ .

Исходя из таблиц для  $N_v = N_{exp} \times N_{comp,cell} \approx 100 \times 64 = 6400$  точность определения  $n$ ,  $T$  составляет приблизительно 2,5% (для доверительного интервала 0,95). Тогда, для приближенной оценки точности расчетов можно использовать формулу:

$$A_c = 2,5\% \sqrt{\frac{6400}{N_{exp} \times N_{comp,cell}}} \quad (7)$$

При этом погрешность при определении скорости окажется примерно в два раза меньше.

### Литература

1. Ю.Н. Григорьев, В.А. Вшивков, М.П. Федорук Численное моделирование методом частиц-в-ячейках - Новосибирск: Изд-во СО РАН, 2004.-360с.
2. Bird G.A. Molecular Gas Dynamics. - Oxford: Clendon Press, 1994.
3. Белоцерковский О.М., Яницкий В.Е. Статистический метод «частиц-в-ячейках» для решения задач динамики разреженного газа. I. Основы построения метода // Журн. выч. матем. и матем. физики. - 1975.- Т15.- №5.- С.1195-1208.
4. Белоцерковский О.М. Численное моделирование в механике сплошных сред. - М.: Наука, 1984. - 518 с.
5. Харлоу Ф.Х. Численный метод «частиц-в-ячейках» для задач гидродинамики // Вычислительные методы в гидродинамике / Под ред. С.С.Григоряна и Ю.Д. Шмыглевского.- М.:Мир, 1967.- 383 с.
6. Иванов М.С., Рогазинский С.В. Метод прямого статистического моделирования в динамике разреженного газа // Под ред. Г.А. Михайлова, ВЦ СО АН СССР. - Новосибирск, 1988.
7. Быков Прямое статистическое моделирование струйных течений разреженного газа. дис.к.ф-м.н., Санкт-Петербург, 1999.
8. Боровков А.А. Математическая статистика. Оценка параметров. Проверка гипотез.- Москва, Наука, 1984.
9. Г.Хан, С. Шапиро. Статистические методы в инженерных задачах – М:Мир, 1969.- 396 с.

10. Быков Н.Ю., Лукьянов Г.А. Прямое моделирование Монте-Карло нестационарного расширения газа в вакуум // Течения газа и плазмы в соплах, струях и следах: Тез. докл. XVII Всерос. семинара (Санкт-Петербург, 18-20 июня 1997) – СПб.: БГТУ, 1997.-- С.71.
11. Коган М.Н. Введение в динамику разреженного газа. - М.: Наука, 1967. - 440с.
12. Иванов М.С., Черемисин Ф.Г. Численное моделирование течения разреженного газа// Механика неоднородных систем.- Новосибирск, ИТПМ СОАН СССР, 1985.-281-306.

УДК 629.424.1

**Ю.Ю. Осенін, В.П. Войтенко**

### **ВІБРОАКУСТОЕМІСІЙНИЙ МОНІТОРИНГ ДИНАМІЧНИХ ХАРАКТЕРИСТИК ЕКІПАЖНОЇ ЧАСТИНИ ТА ВЗАЄМОДІЇ В СИСТЕМІ «КОЛЕСО – РЕЙКА»**

Розглянуто методику визначення координат джерел вібрації й акустичної емісії екіпажної частини з метою їх ідентифікації для контролю технічного стану колісно-редукторних блоків, динаміки екіпажної частини й умов взаємодії в системі «колесо – рейка». Розроблено бортовий пристрій для віброакустоемісійного моніторингу і проведені його попередні випробування на маневрово-вивізних тепловозах. Розроблено концепцію системи керування рухомим складом за результатами віброакустоемісійного моніторингу.

**Вступ.** Моніторинг технічного стану рухомого складу широко впроваджується на залізницях Європи. З метою систематизації й уніфікації на базі єдиної концепції діагностуючих систем і систем автоматичного керування в Євросоюзі розроблено і введено єдиний стандарт на базі інструкцій TSI [1, 2]. В даний час європейські виробники рухомого складу намагаються впроваджувати бортові системи, засновані на комплексному застосуванні різних методів неруйнівного контролю і діагностики. Впровадження таких бортових систем гальмується їх високою вартістю і складністю, необхідністю ускладнення екіпажної частини шляхом введення додаткових механічних вузлів і електронних блоків, які вимагають періодичного обслуговування висококваліфікованими фахівцями.

Альтернативним напрямком є пошук універсального методу контролю технічного стану екіпажної частини рухомого складу, умов взаємодії в системі «колесо – рейка» і динамічних характеристик рухомого складу. Метою роботи є рішення проблеми моніторингу технічного стану й основних параметрів руху поїзда на основі універсального методу віброакустоемісійного контролю.

**Основний зміст дослідження.** Віброакустоемісійні методи контролю широко застосовуються на залізничному транспорті для контролю технічного стану окремих вузлів в умовах вагоноремонтного заводу і депо. Застосування цих методів для моніторингу технічного стану рухомого складу, а також контролю умов взаємодії в системі «колесо – рейка» і динамічних параметрів екіпажної частини вимагає рішення ряду задач:

- визначення координат джерел вібрації й акустичної емісії екіпажної частини;
- ідентифікація джерел емісії;

- розробка методу виділення віброакустичної емісії кожного з джерел на фоні інших;
- розробка методик контролю технічного стану, умов взаємодії в зоні контактної площадки і динамічних процесів екіпажної частини в процесі руху поїзда;
- обґрунтування вибору датчиків і схеми їх розташування на візку;
- розробка конструкції бортового пристрою, що здійснює моніторинг;
- розробка алгоритмів керування рухомим складом за результатами моніторингу.

Основними джерелами віброакустичної емісії колісно-редукторного блоку є: зубчасте зачеплення; підшипники; буксовий вузол; зона контакту колесо – рейка; зона контакту колесо – гальмова колодка. Кожне з джерел емісії має постійні просторові координати. Незважаючи на те, що деякі з джерел віброакустичної емісії можуть контролюватися окремими датчиками, такий підхід є нераціональним і не дозволяє комплексно вирішити проблему. Тому кількість датчиків – п'єзоелектричних перетворювачів, акселерометрів, електромагнітоакустичних перетворювачів – повинна бути мінімізована, а їх розташування залежить від оптимальної точності визначення координат джерел емісії.

При рішенні задачі виявлення джерела акустичної емісії (рис. 1) приходимо до системи рівнянь

$$\begin{cases} J_1(F_1(x, y, z)) - J_2(F_2(x, y, z)) = a_{12}, \\ \dots \\ J_i(F_i(x, y, z)) - J_j(F_j(x, y, z)) = a_{ij}, \\ \dots \\ J_{n-1}(F_{n-1}(x, y, z)) - J_n(F_n(x, y, z)) = a_{n-1,n}, \end{cases}$$

де коефіцієнти  $a_{ij}$  визначаються зсувом фаз акустичних сигналів, прийнятих  $i$ -м і  $j$ -м приймачем,

$$a_{ij} = \frac{c}{2\pi\nu_m} \cdot \Delta\varphi_{ij},$$

де  $c$  – швидкість пружних хвиль у матеріалі конструкції;  $\nu_m$  – частота  $m$ -ї гармоніки;  $\Delta\varphi_{ij}$  – зсув фаз акустичних сигналів. Функціонали  $J_i(F_i(x, y, z))$  мають сенс довжини шляху акустичної хвилі, випромінюваної джерелом і прийнятої  $i$ -м приймачем акустичної емісії,

$$J_i(F_i(x, y, z)) = \sum_k \left( \int_{t_{0k}}^{t_k} \left[ \left( \frac{dx_k}{dt} \right)^2 + \left( \frac{dy_k}{dt} \right)^2 + \left( \frac{dz_k}{dt} \right)^2 \right]^{1/2} dt \right).$$

З урахуванням геометрії конструкції візку визначаються межі інтегрування і функції  $f_k(x, y, z)$ , що представляють собою сімейство ліній, уздовж яких поширюється акустична хвиля в кожному елементі конструкції

$(F_i(x, y, z) = \sum_k f_k(x, y, z) )$ . Вирішується задача  $J_i(F_i(x, y, z)) \rightarrow \min$  й обчислюються відповідні значення  $J_{im}(F_i(x, y, z))$  у  $N$  вузлових точках  $(x_{0m}, y_{0m}, z_{0m})$ . Таким чином, одержуємо вектори значень

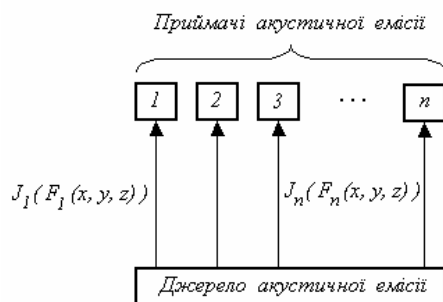


Рис. 1. Схема випромінювання – прийому акустичної емісії

$$\Delta J_{ij}(x_{0m}, y_{0m}, z_{0m}) = J_{im}(F_i(x_{0m}, y_{0m}, z_{0m})) - J_{jm}(F_j(x_{0m}, y_{0m}, z_{0m})).$$

Проведені дослідження виду розподілу векторів значень  $a_{ij}$  при схемі встановлення датчиків згідно рис. 2 показали, що масиви даних віброакустичної емісії мають нормальний закон розподілу. Для цього досліджувалися на нормальність розподілу великі емпіричні вибірки за критерієм Хенце-Цирклера [3]. На підставі цього проводилося порівняння експериментальних даних з теоретичними значеннями:  $\sum_i \sum_j (\Delta J_{ij}(x_{0m}, y_{0m}, z_{0m}) - a_{ij})^2 \rightarrow \min$  за умови

$|\Delta J_{ij}(x_{0m}, y_{0m}, z_{0m}) - a_{ij}|_{\max} < \delta$  і визначалися місце розташування і розміри зони емісії.

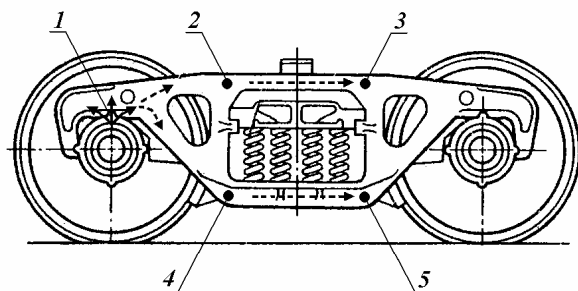


Рис. 2. Схема встановлення на візку приймачів акустичної емісії: 1 – джерело акустичної емісії; 2-5 – приймачі акустичної емісії

Застосування віброакустостійких методів контролю дозволяє оптимізувати режими руху з метою поліпшення динамічних характеристик рухомого складу. Змушені коливання механічної системи тяговий привід – надресорна частина описуються системою диференціальних рівнянь [4]:

$$\begin{aligned}
& \frac{m_T}{4}(\ddot{z}_1 + \ddot{z}_2) + \frac{J_T}{4l^2}(\ddot{z}_1 - \ddot{z}_2) + \frac{J_D}{4l_1^2} \left( \ddot{f}(t) - \ddot{z}_2 + \frac{l_1}{2l}(\ddot{z}_1 - \ddot{z}_2) \right) \left( \frac{l_1}{2l} - 1 \right) - \frac{J_D}{l_1^2} \times \\
& \times \left( \dot{z}_1 - \frac{l_1}{2l}(\dot{z}_1 - \dot{z}_2) - \dot{f}(t - \tau) \right) \left( 1 - \frac{l_2}{2l} \right) + \beta_B(\dot{z}_1 - \dot{f}(t - \tau)) - \frac{\beta_K}{2} \left( \dot{z}_3 - \frac{\dot{z}_1}{2} - \frac{\dot{z}_2}{2} \right) + \\
& + k_B(z_1 - f(t)) - \frac{k_K}{2} \left( z_3 - \frac{z_1}{2} - \frac{z_2}{2} \right) = 0; \\
& \frac{m_T}{4}(\ddot{z}_1 + \ddot{z}_2) + \frac{J_T}{4l^2}(\ddot{z}_1 - \ddot{z}_2) - \frac{J_D}{2l_1 l} \left( \ddot{f}(t) - \ddot{z}_1 - \frac{l_1}{2l}(\ddot{z}_1 - \ddot{z}_2) \right) + \frac{J_D l_2}{2l_1^2 l} \times \\
& \times \left( \dot{z}_1 - \frac{l_2}{2l}(\dot{z}_1 - \dot{z}_2) - \dot{f}(t - \tau) \right) + \beta_B(\dot{z}_2 - \dot{f}(t)) - \frac{\beta_K}{2} \left( \dot{z}_3 - \frac{\dot{z}_1}{2} - \frac{\dot{z}_2}{2} \right) + \\
& + k_B(z_2 - f(t - \tau)) - \frac{k_K}{2} \left( z_3 - \frac{z_1}{2} - \frac{z_2}{2} \right) = 0; \\
& m_K \ddot{z}_3 + \beta_K \left( \dot{z}_3 - \frac{\dot{z}_1}{2} - \frac{\dot{z}_2}{2} \right) + k_K \left( z_3 - \frac{z_1}{2} - \frac{z_2}{2} \right) = 0,
\end{aligned}$$

де  $z_1$  і  $z_2$  – вертикальні переміщення рами візка в точках, які лежать на осях, що проходять через центри коліс;  $l$  – відстань між цими осями;  $z_3$  – вертикальне переміщення кузова;  $m_T$  і  $J_T$  – маса і момент інерції рами візка з встановленим на ній устаткуванням;  $m_K$  – половина маси кузова;  $J_D$  – моменти інерції тягового двигуна відносно поперечної осі, що проходить через його центр мас;  $\beta_B$  і  $\beta_K$  – коефіцієнти демпфірування гасителів коливань буксової і кузовної ступіні;  $k_B$  і  $k_K$  – твердість пружин буксової і кузовної ступіні;  $f(t)$  – функція нерівностей шляху;  $\tau$  – транспортне запізнювання.

Вертикальна складова лінійного прискорення, реєстрованого акселерометром бортового пристрою, і кутове прискорення центра мас рами візка:

$$\ddot{\zeta}_T = \frac{1}{2}(\ddot{z}_1 - \ddot{z}_2); \quad \ddot{\theta}_T = \frac{1}{2l}(\ddot{z}_1 - \ddot{z}_2).$$

У довільній точці рами візка, що відстоїть на відстань  $l_c$  від центра мас рами (у проекції на подовжню вісь, яка проходить через центр мас):

$$\ddot{\zeta} = \frac{\ddot{z}_1 - \ddot{z}_2}{2} \left( 1 \pm \frac{l_c}{l} \right); \quad \ddot{\theta} = \ddot{\theta}_T.$$

Ґрунтуючись на результатах віброакустоемісійного моніторингу, за допомогою розглянутої моделі можна визначити тенденцію і запобігти виникненню небажаних динамічних процесів, що погіршують стійкість рухомого складу.

Здійснювати контроль окремого вузла із виділенням акустичної емісії на фоні акустичного шуму вагона можна шляхом створення типових бортових пристроїв, об'єднаних за допомогою локальної оптоволоконної мережі швидкісного електропоїзда. Кожен з таких типових пристроїв призначений для контролю елементів екіпажної частини, які знаходяться у визначеному об'ємі, наприклад, це пристрій для контролю візка. Для цього на візку встановлюються прийомні п'єзоелектричні перетворювачі, які реєструють акустичну емісію в місці встановлення на поверхні конструкції, і випромінюючий п'єзоелектричний перетворювач для автокалібрування й автодіагностики кожного з типових бортових пристроїв акустоемісійного контролю. Аналіз показує, що зі збільшенням кількості прийомних п'єзоелектричних перетворювачів зростає роздільна спроможність пристрою (точність визначення місцезнаходження джерела акустичної емісії в контрольованому об'ємі). Однак з ростом кількості п'єзоелектричних перетворювачів ускладнюється конструкція пристрою й алгоритм обробки даних, знижується швидкодія і надійність. Пошук оптимального співвідношення між зазначеними параметрами показує, що таке співвідношення досягається при використанні чотирьох прийомних п'єзоелектричних перетворювачів.

Оскільки спектр акустичної емісії рухомого складу залежить від швидкості руху поїзда, то типовий бортовий пристрій акустоемісійного контролю повинен мати датчик частоти обертання коліс, необхідний для розрахунку характерних спектрів вузлів при даній частоті контролю і синхронізації синхронізуючого таймера пристрою. Розглянемо типову схему бортового пристрою акустоемісійного контролю системи моніторингу технічного стану поїзда (рис. 3).

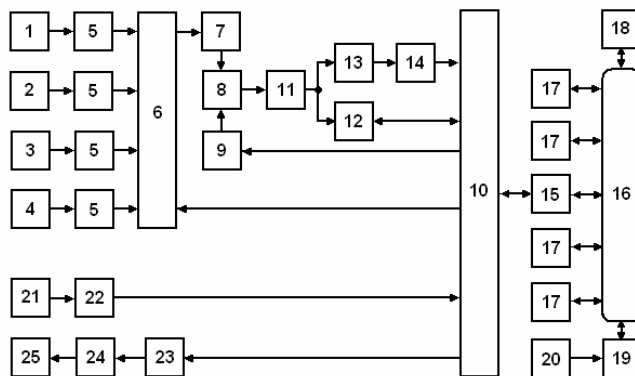


Рис. 3. Блок-схема типового бортового пристрою акустоемісійного моніторингу і його зв'язок з локальною мережею поїзда: 1-4 – прийомні п'єзоелектричні перетворювачі; 5 – попередні широкопasmові підсилювачі-перетворювачі імпедансів; 6 – аналоговий комутатор; 7, 11 – широкопasmовий підсилювач; 8 – вузькопasmовий фільтр; 9 – цифроаналоговий перетворювач; 10 – мікроконтролер; 12 – аналогово-цифровий перетворювач; 13 – нуль-детектор; 14 – тригер; 15 – модем; 16 – локальна оптоволоконна мережа поїзда; 17 – блоки акустоемісійного моніторингу одиниць рухомого складу; 18 – ЕОМ поїзда; 19 – блок керування рухом поїзда; 20 – блок ручного керування рухом поїзда; 21 – датчик частоти обертання коліс; 22 – формувач імпульсів; 23 – генератор каліброваного сигналу; 24 – підсилювач потужності; 25 – випромінюючий п'єзоелектричний перетворювач

Після сканування всього досліджуваного діапазону частот одержуємо дані про місцезнаходження основних джерел акустичної емісії і їх власний спектральний склад. Для аналізу спектрів отриманих джерел акустичної емісії необхідно

ідентифікувати джерела акустичної емісії, після чого розрахувати для кожного джерела емісії характерні еталонні (для нормального робочого стану) спектри з урахуванням частоти обертання коліс рухомого складу, або по частоті другої гармоніки зубчастої передачі, що має максимальну амплітуду. Для визначення частоти обертання колеса застосовується магнітний датчик частоти обертання 21 і формувач імпульсів 22.

Положення другої гармоніки зубчастої передачі КРБ визначається за величиною максимальної спектральної щільності акустичної емісії. Для розрахунку еталонних спектрів джерел емісії використовується діаграма Боде, що являє собою графік залежності спектральної щільності на другій гармоніці від частоти обертів. Діаграма Боде одержується при записі відповідних даних під час процесів розгону і гальмування рухомого складу. Порівнюючи отримані спектри для ідентифікованих джерел акустичної емісії з еталонними спектрами, розрахованими по діаграмах Боде для даної частоти обертання КРБ, визначаються ступінь зносу, надійність кріплення й інші параметри технічного стану візка. Якщо виявлене джерело акустичної емісії не ідентифіковано, тобто знаходиться в об'ємі візка, у якому відсутні які-небудь конструктивні елементи, робиться висновок про те, що джерело емісії є деталлю екіпажної частини, що бовтається або волочиться. Якщо джерело акустичної емісії виявлене в області контактної плями між колесом і рейкою, те є ознакою початку процесу буксування або утворення дефектів банджажа або колісного центра.

Результати контролю аналізуються, усереднюються і періодично передаються за допомогою модему 15 у локальну оптоволоконну мережу 16 поїзда. Аналогічна інформація з таких самих пристроїв акустичного контролю 17 екіпажної частини рухомого складу надходить через локальну мережу 16 у головну ЕОМ поїзда і є вхідною інформацією для моніторингу технічного стану поїзда в цілому. У випадку виявлення буксування інформація надходить в блок 19 керування рухом поїзда для внесення коректив у режим руху. У разі виявлення ненормованого проковзування автоматично вмикаються електропневматичні клапани скидання тиску в окремих гальмових циліндрах на час встановлення режиму гальмування. При виявленні деталей, що бовтаються або волочаться, або інших несправностей інформація про це надходить до головної ЕОМ 18 поїзда. Машиніст може змінити режим руху поїзда за допомогою клавіатури головної ЕОМ або пульта блоку 20 ручного керування.

Для зниження експлуатаційних витрат, зв'язаних, в основному, з перевіркою працездатності і точності бортових пристроїв акустичного контролю, до конструкції типового пристрою входять блоки 23-25, що забезпечують періодичне проведення самодіагностики пристрою на працездатність і точність визначення місця розташування джерела акустичної емісії. Для цього мікроконтролер 10 ініціює процес самодіагностики, що полягає в створенні в певному місці контрольованого об'єму екіпажної частини джерела акустичної емісії з заданим амплітудно-частотним розподілом потужності.

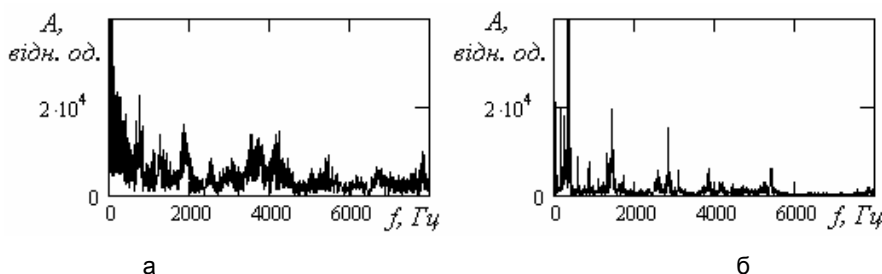
Попередні дослідження амплітудно-частотних і часових залежностей джерел віброакустичної емісії рухомого складу показали зв'язок цих параметрів з режимами руху і гальмування, умовами взаємодії в системі "колесо – рейка" і "колесо – гальмова колодка", підвищенням локальної температури вузлів, зв'язаної з переходом до режиму сухого тертя, а також динамічними характеристиками екіпажної частини, опором руху поїзда і взаємозв'язком зносу і віброакустичної емісії (рис. 4, 5). Було встановлено, що віброакустична емісія є надійним джерелом інформації про умови взаємодії в системі "колесо – рейка" і дозволяє за результатами моніторингу ефективно керувати режимом руху (наприклад, керування пісочницею для запобігання умов виникнення буксування) і гальмування (ке-

рування електропневматичними клапанами скидання тиску для запобігання переходу в режим ненормованого ковзання і юза). Аналогічно аналіз параметрів джерела акустичної емісії в системі “колесо – гальмова колодка” дозволяє контролювати і керувати ефективністю гальмування з можливістю прогнозування виникнення несправностей на ранній стадії і, отже, планування графіку технічного обслуговування та ремонтних робіт.



а б

Рис. 4. Дослідження джерел віброакустичної емісії маневрово-вивізного тепловоза ЧМЕЗ: а – приклад встановлення акселерометра і п'єзоелектричного перетворювача; б – прототип бортового пристрою для віброакустичного моніторингу



а б

Рис. 5. Спектри віброприскорень: а – ненормоване ковзання; б - гальмування

Зміна умов тертя катання в буксових вузлах приводить до зміни параметрів віброакустичної емісії. Це дозволяє діагностувати виникнення несправності, що веде надалі до перегріву букси на ранній стадії, і, отже, запобігти зносу у цьому вузлі. Таким чином, навіть датчики контролю температури букс можуть бути замінені завдяки застосуванню більш універсального віброакустичного методу діагностування.

Як відомо, знос зубчастої передачі колісно-редукторного блоку супроводжується збільшенням амплітуди віброакустичної емісії, що у свою чергу приводить до різкого збільшення зносу щіток двигунів постійного струму, а також збільшення зносу зубчастого вінця. Необхідність проведення ремонтних робіт колісно-редукторного блоку може бути прогнозована за результатами віброакустичного моніторингу. Також авторами роботи досліджена можливість виявлення виникнення дефектів бандажа у вигляді відколов і тріщин та великих тріщин у колісних центрах. Була встановлена закономірність у зміні параметрів віброакустичної емісії, яка виникає в системі «колесо – рейка» при проходженні стикових скріплень. Показано можливість моніторингу технічного стану рейкового шляху: стикових скріплень, стрілочних переводів; криволінійних ділянок шляху і стану баласту.

Моніторинг динамічних характеристик екіпажної частини, зокрема, процесів галоупування, дозволяє контролювати технічний стан екіпажної частини в процесі

руху й оптимізувати по динамічних параметрах режим руху конкретного рухомого складу за маршрутною картою. Дослідження показали, що режими руху, встановлені маршрутною картою, не на всіх ділянках перегону є оптимальними за величиною опору руху і динамікою екіпажа. Особливо це стосується перехідних режимів і криволінійних ділянок рейкового шляху. Ця невідповідність викликана, зокрема, погіршенням технічного стану шляху і рухомого складу у процесі експлуатації. Тому впровадження віброакустоемісійного моніторингу рухомого складу і шляху на базі бортових пристроїв, на думку авторів, дозволить уточнити маршрутні карти для різних типів рухомого складу й оптимізувати режим руху на перегоні з урахуванням особливостей рухомого складу і шляху з підвищенням безпеки руху і зниженням експлуатаційних витрат.

**Висновки:** 1. Впровадження комплексного контролю екіпажної частини рухомого складу і шляху на базі методів і бортових пристроїв віброакустоемісійної діагностики є новим етапом, що дозволяє оптимізувати рух поїзда на перегоні на базі автоматичної системи керування, знизити знос у системі «колесо – рейка» і комплексно вирішити проблему раннього виявлення й ідентифікації несправностей рухомого складу і шляху, прогнозувати надійність рухомого складу, планувати графіки проведення ремонтних робіт і технічного обслуговування за фактичним станом.

2. Розроблені методики визначення координат і ідентифікації джерел віброакустичної емісії, а також методи виділення і розпізнавання кожного джерела емісії окремо дозволили розробити прототип бортового пристрою для здійснення віброакустоемісійного моніторингу рухомого складу і шляху та провести попередні дослідження, що підтвердили універсальність розглянутого методу діагностики. Проведені дослідження підтвердили можливість автоматизації процесу керування рухомим складом при виникненні ненормованого ковзання і юзу та буксування, а також оптимізації режимів руху за умови стабільної взаємодії в системі «колесо – рейка».

#### Література

1. M. Schmeja. *Glaser's Annalen*, 2002, 126 Tagungsband, s. 258-266.
2. B. Rockstroh et al. *Eisenbahningenieur*, 2001, №7, s. 32-37.
3. Брандт З. Анализ данных. Статистические и вычислительные методы для научных работников и инженеров. – М.: Мир, ООО «Изд-во АСТ», 2003.
4. Кривякин Г.В. Математическая модель динамический опорно-осевого тягового привода с учетом колебаний надрессорного строения. – Вісник Дніпропетровського нац. ун-ту залізничного трансп-ту ім. акад. В. Лазаряна. Вип. 11, 2006.

УДК 629.424.1

**В.О. Левандовський, Ю.Ю. Осенін**

#### **ПРОГНОЗУВАННЯ ДИНАМІЧНИХ ХАРАКТЕРИСТИК ЕКІПАЖНОЇ ЧАСТИНИ ЗА РЕЗУЛЬТАТАМИ КОНТРОЛЮ ВІБРОПРИСКОРЕНЬ ПРИ НЕНОРМОВАНОМУ КОВЗАННІ**

Вивчено закономірності між величиною ненормованого ковзання й амплітудними значеннями деяких гармонік віброприскорень, які виникають у системі «колесо – рейка». Удосконалено модель, що описує

динаміку екіпажної частини, яка дозволяє за результатами вимірювань вертикальної складової віброприскорень буксового вузла прогнозувати динаміку екіпажної частини в умовах ненормованого ковзання, юза і буксування.

### Вступ.

Вступ України до СОТ і прагнення до європейської інтеграції вимагає від нашої держави переходу до європейських стандартів на залізничні перевезення, у тому числі, переходу на європейські стандарти по швидкостях руху рухомого складу. Однак особливості рухомого складу і шляху на території України вимагають поступового уточнення маршрутних карт руху поїздів з урахуванням нових вимог. Поступове підвищення швидкостей на окремих ділянках шляху вимагає урахування їхніх особливостей і динамічних характеристик рухомого складу, які залежать від динамічних характеристик рухомих одиниць, що входять до його складу у кожному конкретному випадку. Тому задача контролю і прогнозування динамічних характеристик рухомого складу, а також їх прогнозування при зміні режимів руху, є актуальною.

Метою роботи є встановлення закономірностей між віброприскореннями, що супроводжують нестационарні режими ненормованого ковзання, юзу, буксування, а також розгону і гальмування, і динамікою екіпажної частини.

### Основний зміст дослідження

Дослідження віброприскорень буксового вузла, які супроводжують різні нестационарні і перехідні режими руху, показали їх зв'язок з динамічними характеристиками екіпажа – коливальними процесами і процесами галопування. На підставі цього була вирішена зворотна задача, що полягає в математичному описі динамічних процесів екіпажа з урахуванням амплітуди характерних для досліджених режимів руху гармонік віброприскорень.

Застосування віброакустостійких методів контролю дозволяє оптимізувати режими руху з метою поліпшення динамічних характеристик рухомого складу. Вертикальна складова лінійного прискорення, реєстрованого акселерометром бортового пристрою, і кутове прискорення центра мас рами візка можна визначити за формулами:

$$\ddot{\zeta}_T = \frac{1}{2}(\ddot{z}_1 - \ddot{z}_2); \quad \ddot{\theta}_T = \frac{1}{2l}(\ddot{z}_1 - \ddot{z}_2).$$

У довільній точці рами візка, що відстоїть на відстань  $l_c$  від центра мас рами (у проекції на подовжню вісь, яка проходить через центр мас):

$$\ddot{\zeta} = (\ddot{z}_1 - \ddot{z}_2)(1 \pm l_c / l) / 2; \quad \ddot{\theta} = \ddot{\theta}_T.$$

де  $z_1$  і  $z_2$  – вертикальні переміщення рами візка в точках, які лежать на осях, що проходять через центри коліс;  $l$  – відстань між цими осями.

Змушені коливання механічної системи “тяговий привід – надресорна частина” описуються системою рівнянь [1]:

$$\begin{aligned} & \frac{M_T}{4}(\ddot{z}_1 + \ddot{z}_2) + \frac{J_T}{4l^2}(\ddot{z}_1 - \ddot{z}_2) + \frac{J_D}{4l_1^2} \left( \ddot{f}(t) - \ddot{z}_2 + \frac{l_1}{2l}(\ddot{z}_1 - \ddot{z}_2) \right) \left( \frac{l_1}{2l} - 1 \right) - \frac{J_D}{l_1^2} \times \\ & \times \left( \dot{z}_1 - \frac{l_1}{2l}(\dot{z}_1 - \dot{z}_2) - \dot{f}(t - \tau) \right) \left( 1 - \frac{l_2}{2l} \right) + \beta_B(\dot{z}_1 - \dot{f}(t - \tau)) - \frac{\beta_K}{2} \left( \dot{z}_3 - \frac{\dot{z}_1}{2} - \frac{\dot{z}_2}{2} \right) + \\ & + K_B(z_1 - f(t)) - \frac{k_K}{2} \left( z_3 - \frac{z_1}{2} - \frac{z_2}{2} \right) = 0; \\ & \frac{M_T}{4}(\ddot{z}_1 + \ddot{z}_2) + \frac{J_T}{4l^2}(\ddot{z}_1 - \ddot{z}_2) - \frac{J_D}{2l_1 l} \left( \ddot{f}(t) - \ddot{z}_1 - \frac{l_1}{2l}(\ddot{z}_1 - \ddot{z}_2) \right) + \frac{J_D l_2}{2l_1^2 l} \times \\ & \times \left( \dot{z}_1 - \frac{l_2}{2l}(\dot{z}_1 - \dot{z}_2) - \dot{f}(t - \tau) \right) + \beta_B(\dot{z}_2 - \dot{f}(t)) - \frac{\beta_K}{2} \left( \dot{z}_3 - \frac{\dot{z}_1}{2} - \frac{\dot{z}_2}{2} \right) + \\ & + k_B(z_2 - f(t - \tau)) - \frac{K_K}{2} \left( z_3 - \frac{z_1}{2} - \frac{z_2}{2} \right) = 0; \\ & M_K \ddot{z}_3 + \beta_K \left( \dot{z}_3 - \frac{\dot{z}_1}{2} - \frac{\dot{z}_2}{2} \right) + k_K \left( z_3 - \frac{z_1}{2} - \frac{z_2}{2} \right) = 0, \end{aligned}$$

де  $z_3$  – вертикальне переміщення кузова;  $M_T$  і  $J_T$  – маса і момент інерції рами візка з встановленим на ній устаткуванням;  $M_K$  – половина маси кузова;  $J_D$  – моменти інерції тягового двигуна відносно поперечної осі, що проходить через його центр мас;  $\beta_B$  і  $\beta_K$  – коефіцієнти демпфірування гасителів коливань буксової і кузовної ступіні;  $k_B$  і  $K_K$  – твердість пружин буксової і кузовної ступіні;  $f(t)$  – функція нерівностей шляху;  $\tau$  – транспортне запізнювання.

Ґрунтуючись на результатах віброакустоемісійного моніторингу, за допомогою розглянутої моделі можна визначити тенденцію і запобігти виникненню небажаних динамічних процесів, що погіршують стійкість рухомого складу.

**Висновки.** 1. Удосконалена модель змушених коливань механічної системи «тяговий привід – надресорна частина», що враховує часову залежність віброприскорень візка, дозволяє за результатами контролю вертикальної складової віброприскорень встановити тенденцію і попередити небажані коливання екіпажа, які погіршують його динамічні характеристики і стійкість.

2. Урахування у динамічній моделі екіпажа горизонтальних складових віброприскорень візка при русі поїзда в кривих дозволить уточнити маршрутну карту руху за параметром стійкості.

#### Література

1. Кривякин Г.В. Математическая модель динамик опорно-осевого тягового привода с учетом колебаний надресорного строения. – Вісник Дніпропетровського нац. ун-ту залізничного трансп-ту ім. акад. В. Лазаряна. Вип. 11, 2006.

## Annotations

1. Ray R.I., Sushkova T.S. The increase of durability of the anvil block of the steam-air hammer // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 6-9.

The construction of the compliant die holder increase the durability of the unit attachment with the anvil block is shown on the article. Fig. 3. Source. 3.

2. Doroshko V. I. Effort of direct expression with dispensation in stamps with a decreasing conic backlash // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university* - 2007. - N 7 (113). - P. 9-16.

The decision for efforts to mobile and motionless punches and the axial effort acting on a matrix at direct expression of hollow products in stamps with a decreasing backlash is considered. Fig. 4. Source 7.

3. Ryabicheva L.A., Tsyркиn A.T., Choldeeva N.V., Baranov A.G. Technology of squeezing out of powder-like hollow wares from the porous purveyances // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*, - 2007. - N 7 (113). - P. 16-20.

The features of process of squeezing out of powder-like wares are considered from the porous purveyances. A stamping chart providing the receipt of hollow wares of high closeness and ravnoplotnosty from the purveyances of simple form is developed. The experiments are conducted on the receipt of detail «glass» from copper powder. It is shown that the got details have a high closeness and ravnoplotnost. Fig. 2. Source 6.

4. Stoyanov A.A. About the methods of a description of plastic flow of high density powdered materials // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 20-26.

The comparable analysis of the methods of the mathematical description of plastic flow of high density powdered materials is carried out. The equations which express the salary properties of compacted powdered body depending on the relation of a change volume rate to a rate of forming, porosity and state parameters, are received. It is shown that the definable relationships of plastic flow of isotropic compacted materials can assume two equivalent formulizations. Fig. 5. Ref. 8.

5. Ray R.I., Sushkova T.S. About the influence of the under anvil block vibration isolation on the efficiency of the hammer impact // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 26-29.

It is shown that under anvil block vibration isolation of the forging hammer before the impact move towards fallen parts, that doesn't low, but even makes the efficiency of the hammer impact increase a bit. Source. 3.

6. Trotsko O.V., Dragobetskiy V.V., Plyuseh A.A. Refinement of the calculation method of the two-dimensional mechanics problem for the sheet forming process of a rectangular billet in plan // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 29-32.

Plastic deformation problems of sheet metal blank have been considered in the article. Method provides possibilities to control thinning process, predict defects in born strain cracks. Fig. 3. Source.2.

7. Gubacheva L.A., Gladushin V.V. The increasing of wear resistance of the movable intergrations by the methods of plastic deforming // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 32-35.

The method of increasing of wear resistance of the working surfaces of the movable intergrations is offered and its reserve is quahtitatively appreciated. Fig. 4. Source. 5.

8. Stoyanov O.A., Gladushin V.V., Shenkman G.L., Matsevich V.M., Burko V.V. The analysis of compaction of a porous body with the usage of decisions for the incompressible rigid-plastic body // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 36-40.

The questions of the development of mathematical model for the analysis of compaction of a porous body with the usage of decisions for the incompressible rigid-plastic body are examined. The distribution of a porosity on the cross-section of the blank in any moment of compacting is found. Fig. 3. Source. 6.

9. Ray R.I., Sumskey V.I. The forces of the deformation of the forging by the impact on the hammer // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 40-44.

The dependences that define the relation of the impact parameters: the forces, the rigidity of the system anvil block- foundation, time of the off-loading, the coefficient of the rebound and the analysis of these parameters is given in the article. Tab. 2. Source. 12.

10. Sklyar A.P. The mechanisms of deformation of copper fibers during compaction // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 45-49.

The mechanisms of deformation of copper fibers with different sizes were investigated experimentally during production of high density briquettes. It is shown clearly that these mechanisms are depending on sizes of fibers at the beginning stage of the process. With increasing of compacting pressure the mechanisms are upsetting, drawing, bending and more complicated schemes at flowing metal into an interfibrillar space. The different grain sizes and hardening observed. The fibers with lower sizes have finer grain and shown more intensive hardening. Fig. 2. Tab. 2. Source. 5.

11. Yakovchenko A.V., Golyshkov R.A., Snitko S.A., Ivleva N.I. Method of computer designing of calibrations for press forming of wide shapes wheel blanks // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 49-59.

The method of computer deformation tool's calibrations' designing for press forming of wheel blanks, having a rim, disk and nave, designed. The method includes dependences for operating calculation of a metal's and forces' of press formings forming, obtained on the basis of recognized schedule designed experiment, implemented by finite-element simulation. Fig. 5. Tab. 5. Source. 6.

12. Budag'yants N.A., Jhizhksna N.A., Gut'ko Yu.I. Metallurgy furnaces in production of rollers // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 59-61.

Work is devoted to the analysis of application of different aggregates for melting in production of rollers. Their possibilities and failings are appraised. The great advantages of electric melters have been established. They guaranteed to produce the composite alloyed melt of exacting quality and composition and decrease harmful admixtures in the atmospheres. Source. 2.

13. Gedrovich A.I., Kasyanov N.A., Anisimova T.I., Gedrovich D.A., Tsapko Ju.S. Analysis of factors, influencing on maintenance of welding torch at the electrical arc welding melting // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 61-66.

The results of analysis of influencing of different factors of technological process are resulted in the presence of harmful admixtures in a welding torch at the electrical arc welding melting. Fig. 2. Tab. 2. Source 7.

14. Zhidkov A.B. Ruban A.V. Comparison of various ways of superficial hardening at repair of knives of the machine tool for manufacturing a shaving of firm "Klecner" // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 66-74.

The results of researches in comparison of efficiency and technological features of hardening of a superficial layer of the cutting tool on an example of a knife of the machine tool for manufacturing a shaving of firm "Klecner" are given. Fig. 6. Tab. 2. Source. 6.

15. Gedrovich A.I., Tkachenko S.A., Tkachenko A.N. The process of match of welding wire and definition of the chemical structure of the metal's seam when welding heterogeneous steels // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 74-78.

In this work particular attention is given to the methods of calculation as for the choice of weiding seam and definition of the chemical structure of metal's seam when welding heterogeneous steels. Fig. 2. Tab. 2. Source. 6.

16. Shevchenko V.A., Gedrovich A.I. Roentgenografic determining the Stress in electron-beam welding // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 78-87.

The motivation of the roentgenografic methods determinations stress with use the x-ray radiation in electron-beam welding are produce. Fig. 6. Source. 12.

17. Gunchenko O.N., Kasyanov N.A., Ray R.I., Nosko P.L., Gaponov V.V. Tendencies of change of the state of general traumatism in machine-building industry of Ukraine // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 87-92.

The analysis of the state of traumatism is resulted in machine-building industry and it is indicated on the necessity of determination of purpose of any enterprise as «Safe production». Tab. 3. Source. 13.

18. Zhidkov A.B., Gedrovich A.I., Panenko R.N., Khizhnyak A. V.. Design and experimental determination of dependence size deformation waste firmness from initial form of weld bonding // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 92-100.

This article tells about experimental and analytical researches residual deformations of light sheets depending on initial geometric descriptions and conditions of welding. Fig. 8. Tab. 5. Source. 5.

19. Gedrovich A.I., Nazarko A.S., Zubenok D.V. Recovering of spindles of bolts by weld deposition // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 100-104.

This article tells about condition of surface spindle after usage and possibility of its reconstruction by weld deposition. Fig. 3. Tab. 1. Source. 3.

20. Kasyanov M.A., Andrianova O.O. Problems of psikhofiziological and ergonomics improvement of terms of activity of workers of mental work are during a production process on enterprises // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 104-108.

The analysis of psikhofiziological and ergonomics factors is resulted, and also methods of improvement of terms of professional activity of workers of mental work during a production process. Source 11.

21. Gedrovich A.I., Druz O.N. The warning of the thermic staggering for the welding operator // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 108-112.

In the article the possibility of protection of welding operators from thermic staggerings is construed by means of application of a complex protective dispersion medium for a weldment. The way in is developed in EUNU by V.Dalja. Results of pilot researches by definition speeds and cooling time of a weld joint on air and in medium of a complex blanketing atmosphere are reduced. Fig. 1. Source. 10.

22. Kasyanov N.A., Symonova Y.Y. Research of working conditions at infra-red heating on Open Society OS HK "Luganskteplovoz" // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 113-118.

The analysis of working conditions in a room with radiant heating is lead. Recommendations on rational accommodation of infra-red heaters are given. Fig. 4. Source. 10.

23. Alexandrov D.V., Alexandrov V.E., Kogin V.N., Gitnaya S.V. Determination of optimum corner of serve of stream of powder-like fire-extinguishing composition in the area of flame of // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 118-120.

The results of analysis and experimental researches of search of optimum direction of serve of fire-extinguishing composition are resulted in the article. Source. 4.

24. Nahaychuk O.V. Research of stability of pipe purveyance at the axial compression // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 120-125.

On the basis of non-linear theory of convexiting and theory of a plastic deformation the mathematical model allowing to determine the value of critical loading at which firmness of the

loaded pipe purveyance is lost is developed. This can be used for planning of processes with different technological parameters. Fig. 3. Source. 6.

25. Ignatjev B.B., Ignatjeva V.B. Calculation of technological parameters at preliminary formation of a semifinished item of a rod product // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 125-132.

The technique of definition of technological efforts of a tension the weaved armatures, providing the set depth of impregnation and a degree of filling is resulted at preliminary formation of a semifinished item complex profile rod product. Fig.5. Source. 6.

26. Pokintelitsa N.I., Levchenko E.A. Influence of parameters of thermofrictional of oscillation treatment on making forces of cutting // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 132-137.

The method of the thermofrictional cutting is considered with the vibrations of purveyances, being one of the most effective methods of treatment of hard-processing materials. Dependences of influence of vibrations are presented on making forces of cutting at treatment of flat surfaces. Fig. 3. Source. 3.

27. Novoselov U.K., Pokintelitsa N.I., Bratan S.M. Intercommunication of moving in the technological system at thermofrictional treatment // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 137-141.

Establishment of intercommunication of the modes of treatment with the current parameters of area of contact at thermofrictional treatment of flat surfaces of purveyances is considered by the revolved disk instrument. Dependences, allowing to appoint the cutting modes, forecast the size of remote layer of material, determine the value of managing influences, are presented. Fig. 2. Source. 3.

28. Kalmykov M.A., Lubenskaja L.M., Melkonov G.L., Romanchenko A.V., The improving of productivity of vibrating processing // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 141-151.

The analysis patent and references on a question of increase of productivity of vibrating processing is lead(carried out) and ways of its increase without additional power inputs are planned, the class of the details subject to processing by the above-stated methods is expanded. Fig. 8. Tab. 3. Sources.16.

29. Tsyganovskiy A.B. Influence of the boundary layer on intensity of hydroabrasive processing by the flooded jets // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 151-155.

Results of researches of hydroabrasive processing are resulted by the flooded jets. Fig. 4. Source. 4.

30. Kolesnikov V.O. The influence of cast-irons and steels microstructure on the intensity of destruction during the sliding friction. The part 1. Construction of the generalized scheme superficial and near layers of friction of a detail made of graphitized steels or cast-iron // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 155-163.

Band on the basis of results of own researches and literary data the generalized scheme of a structure superficial and under layers graphitization of cast-irons and steels during the sliding friction, taking into account structurally-phase structure, influence alloying and presence of a lubricant is presented. The role of alloing process and structurally-phase structure of cast-iron and steels as the main factors by means of which it is possible to operate the intensity of wear process (without taking into account other factors, for example, pressure, speed of sliding etc.) are briefly described. Fig. 8. Source. 37.

31. Kolesnikov V.O. The influence of microstructure of steels and grey-iron on the intensive of destruction during the sliding friction. The part 2. The generalized scheme of "behaviour" the steels and grey-iron during sliding friction // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 163-169.

The generalized scheme of "behaviour" of materials during of friction is presented, that, is very actual in terms of positions of formation of the uniform theory of friction and deterioration. Based upon the results of own researches and literary data, and also on an example of behav-

our Fe - C alloys during of friction, the basic stages and the reasons for decreasing of operational stability of the given alloys are shown. Fig. 4. Source. 38.

32. Chesnokov A.V., Chesnokov V.V. Increase of productivity of assembly of reinforcing skeletons for carbon-carbon of a composite material // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 169-173.

In article schemes of installations of the automated assembly of skeletons are offered, the principle of their work is described, results of experimental testing of installations on reliability and productivity are brought. Fig. 5. Source. 3.

33. Kolodyagniy P.V., Volcova S.A., Abramenko V.L., Kolodyagnaya L.G. Investigation electro-quantitative behavior from stainless steel C18N10T of vibration processing lead-acid electrolytes // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 174-181.

In article outcomes of experimental researches of vibration processing from stainless steel in lead-acid electrolytes. Influencing a quality and quantitative structure of the different chemical components on vibration processing. Fig. 7. Sousse. 17.

34. Mitsyk V.J. The general approach to the microcutting and plasto-elastic deforming process at the treatment by free-working mediums in vibrating // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 181-189.

The characteristic of the special features of a kinematics and dynamics of collision of working medium's granule with a treated surface of the part in the microcutting and plasto-elastic deforming process at the treatment by free-working mediums in vibrating reservoirs has been given. Fig. 5. Source. 11.

35. Shishkin A.A. Analysis of accuracy of fabrication of electromagnetic pulleys // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 190-193.

The method of the statistical analysis of parameters of electromagnetic separator is designed. The statistical analysis of work's characteristics of electromagnetic pulley are made. The ways for improvement of the quality of magnetic systems are determined. Tab. 1. Source 1.

36. Cherednychenko S.P. Computation of the developed unit pressures by a polymorphic transformation of  $\beta$ -tin into  $\gamma$ -tin under thermodynamical shear up to maximum temperature of a stable existence of diamond // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 194-197.

The temperature intervals of existence of  $\beta$ -tin,  $\gamma$ -tin and temperature points of the polymorphic transformations of  $\beta$ -tin into  $\gamma$ -tin and  $\gamma$ -tin into liquid tin up to temperature 1333 K and pressure 24,9 GPa have been calculated. Fig. 3. Tab. 3. Source. 5.

37. Buhtiyarov I.Y., Schvedchykova I.O., Shevchenko O.I. Definition of the law of magnetic separators functional structure // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 198-202.

The law of magnetic separators functional structure is proved. The alternative of separator functional structure based on the open multipolar magnetic system is proposed. Fig. 2. Source 8.

38. Miroshnikov V.V., Shevchenko A.I., Sentyay R.N., Grechishkina N.V. Increase in sensitivity of induction converters that are the part of radio-metal locators // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 202-208.

There have been invented the way to increase the sensitivity of induction converters by means of using the local grid in work of radio-metal locators. Fig. 3. Source. 3.

39. Kovalev E.M., Lubenska L.M., Lesenco L.A., Molchanov D.V. Analysis of methods of finish treatment of complex surfaces // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 209-215.

In the article the analyses of different methods of finish treatment of complex surfaces and applied of oscillation equipment is conducted on the operation of vibro-polishing at treatment of details of spherical form on the example of valve of ball faucet. Fig. 4. Tab. 2. Source. 15.

40. Fomenko R.V., Pitelguzov M.A. Features of transporting maintenance of blast-furnace production in the conditions of reconstruction of metallurgical enterprise // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 216-218.

The results of research after the turn of scoops of metallurgical enterprise on the example of the Alchevskiy metallurgical combine during the liquid cast iron transportation. Source. 3.

41. Mineeva J.V. Perfection of Forecasting Serviceability Methods of the Trams // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 218-224.

In article the question of forecasting of service life of trams which provides knowledge of characteristics of reliability of all life cycle is considered. For careful modeling random variables which arise during operation of trams, it is offered to use methods of adaptive short-term forecasting. The design procedure of expediency of introduction of firm service of trams that enables to enter systems of own maintenance service and repair for the enterprise - manufacturer is resulted. Fig. 2. Source. 3.

42. Krol O.S., Sindeyeva E.V. The Using APM Structure 3D in the tasks of desing of spindel's bearing of the metal cutting devises // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 224-227.

The problem of the design spindles with criteria of toughness and acerbity in CAD Win-Machine is described. Fig. 3. Tab. 6. Source. 4.

43. Stashkevich A.V., Shelokov V.S. Structure of the generalized functions of Lorentz with a point transmitter // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 227-230.

Universal presentation is received for the generalized functions from  $D'(\mathbb{R}^n)$  with a point carrier, invariant in relation to the group of Lorentz. Source. 4.

44. Kolodyagniy P.V., Horuzhaya I.A. Vibration abrasive polishing of steel 3 and cast iron GCI 36-56 in acidic electrolytes // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 230-237

Research of influencing of electrolytes at intensification of vibration abrasive to processing of steel 3 and cast iron GCI 36-56. Fig. 8. Tab. 2. Source. 4.

45. Kolodyagniy P.V., Volkova S.A. Research by choice of chemical active solution for intensification of vibration to processing details of brass B-63 // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 237-242.

In the article outcomes research of influencing of electrolytes for intensification of vibration abrasive to processing of brass B-63. Fig. 2. Tab. 4. Source. 6.

46. Kamenev N.M., Velkovskiy A.I., Kuznecova M.N., Shevchenko D.N. The calculation of optimum parameters of the combined teams is volok // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 242-244.

The choice of optimum elements of the combined teams is grounded voloks is proved, allowing due to increase of supporting pressure it is essential to increase stability of the tool. The advanced design of combined team voloks, excluding distruchin at target zone of the worker voloks is offered. The common result is decrease of the charge of WC-Co scarce an alloy in 2...2,5 times. Fig. 1.

47. Lourie Z.J., Lishchenko I.G., Soldatenko I.A. Dynamic descriptions of watching steering hydroagregata // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 245-249.

In the article come into question nonlinear mathematical model of watching steering gyroagregata, connected to the centralized system of hydraulic feed, and its dynamic descriptions at declining of helm. Fig.3. Sour.10.

48. Solomaha N.V. Statdesign problems about non-stationary scattering gas in vacuum // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*. - 2007. - N 7 (113). - P. 250-254.

The problem about non-stationary scattering gas in vacuum for two points during the various moments of time is considered. It is certain concurrences of distribution of a random variable to the normal law of distribution.

## Анотації

1. Рей Р.І., Сушкова Т.С. Підвищення довговічності шаботів пароповітряних молотів // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С. 6-9.

В роботі наведена конструкція податливого штампотримача, яка підвищує довговічність вузла з'єднання з шаботом. Рис. 3. Дж. 3.

2. Дорошко В.І. Зусилля прямого видавлювання з роздачею у штампах з коніним зазором, що зменшується // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С. 6-16.

Розгляється рішення для зусиль на рухомому та нерухомому пуансонах і осьового зусилля, діючого на матрицю при прямому видавлюванні порожніх виробів у штампах з зазором, що зменшується. Рис. 4. Дж. 7.

3. Рябічева Л.О., Циркін А.Т., Холодєєва Н.В., Баранов О.Г. Технологія видавлювання порошкових полих виробів із пористих заготовок // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С. 16-20.

Розглянуто особливості процесу видавлювання порошкових виробів із пористих заготовок. Розроблено схему штамповки, що забезпечує отримання полих виробів високої щільності та рівнощільності із заготовок простої форми. Проведено експерименти по отриманню деталі «стакан» із мідного порошку. Показано, що отримані вироби мають високу щільність та рівнощільність. Рис. 2. Дж. 6.

4. Стоянов А.А. Про способи опису пластичної плинності високощільних порошкових матеріалів // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С. 20-26.

Виконано порівняльний аналіз способів математичного опису пластичної плинності високощільних порошкових матеріалів. Отримано рівняння, що виражають скалярні властивості порошкового тіла, що ущільнюється, залежно від відношення швидкості зміни об'єму до швидкості формозміни, пористості і параметрів стану. Показано, що визначальні співвідношення пластичної плинності ізотропних матеріалів, що ущільнюються, допускають два еквівалентні формулювання. Рис. 1. Дж. 8.

5. Рей Р.І., Сушкова Т.С. Про вплив підшаботної віброізоляції на ККД удару молота // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С. 26-29.

Показано, що при підшаботної віброізоляції шабот штампувального молота перед ударом рухається назустріч падаючим частинам, що не знижує, а приводить до незначного підвищення ККД удару молота. Ист. 3.

6. Троцько О.В., Драгобецький В.В., Плющ А.А. Уточнення методу розрахунку двумірної задачі механіки процесу листового штампування заготовки прямокутного контуру у плані // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С. 29-32.

У статті розглянуто питання пластичного деформування листових металевих заготовок. Наведена методика дозволяє керувати процесом стоншення товщини заготовок і прогнозувати руйнування матеріалу. Рис. 3. Дж. 2.

7. Губачева Л.О., Гладушин В.В. Підвищення зносостійкості рухомих сполучень методами пластичного деформування // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С. 32-35.

Запропоновано метод підвищення зносостійкості робочих поверхонь рухомих сполучень і кількісно оцінений її резерв. Рис. 4. Дж. 5.

8. Стоянов О.А., Гладушин В.В., Шенкман Г.Л., Мацевич В.М., Бурко В.В. Аналіз ущільнення пористого тіла з використанням розв'язків для нестисливого жорсткопластичного

тіла // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.36-40.

Розглянуто питання розробки математичної моделі для аналізу ущільнення пористо-го тіла з використанням розв'язків для нестисливого жорсткопластичного тіла. Знайдено розподіл щільності по перетину заготовки у будь-який момент пресування. Рис. 3. Дж. 6.

9. Рей Р.І., Сумський В.І. Сили в процесі ударного деформування поковки на молоті // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.40-44.

Запропоновано залежності, які визначають зв'язок параметрів удару: сила, жорсткість системи шабот – фундамент, час розвантаження, коефіцієнт відскоку; зроблено аналіз їх величин. Табл. 2. Дж. 6.

10. Скляр О.П. Механізми деформації мідних волокон при пресуванні // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.45-49.

Експериментально вивчені механізми деформації волокон різних розмірів при отриманні брикетів високої щільності. Показано, що вони залежать від розмірів волокон на початковій стадії процесу. Із зростанням тиску пресування механізмами є осідання, протяжка, згин та більш складні схеми при затіканні металу в міжволокновий простір. Спостерігається різний розмір зерна і зміцнення. Волокна менших розмірів мають дрібніше зерно і більше зміцнюються. Рис. 2. Табл. 2. Дж. 5.

11. Яковченко О.В., Голишков Р.А., Снітко С.О., Івлєва Н.І. Метод комп'ютерного проектування калібровок для штампування заготовок коліс широкого сортаменту // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.49-59.

Розроблено метод комп'ютерного проектування калібровок інструмента деформації для штампування колісних заготовок, що мають обід, диск і маточину. Метод включає залежності для оперативного розрахунку формозміни металу і сил штампування, отримані на базі планованого розрахункового експерименту, реалізованого шляхом кінцево-елементного моделювання. Рис. 5. Табл. 2. Дж. 6.

12. Будаг'янц М.А., Жижкіна Н.О., Гутько Ю.І. Металургійні печі у виробництві валків // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.59-61.

Робота присвячена аналізу застосування різних плавильних агрегатів у виробництві валків. Дана оцінка їх можливостей та недоліків. Встановлено, що електродугові печі мають переваги. Вони дозволяють одержати складнолегований розплав необхідної якості й складу та зменшити шкідливі викиди в атмосферу. Дж. 2.

13. Гедрович А.І., Касьянов М.А., Анісімова Т.І., Гедрович Д.А., Цапко Ю.С. Аналіз факторів, що впливають на склад зварювального факела при електродуговому зварюванні плавленням // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.61-66.

Наведено результати аналізу впливу різноманітних факторів технологічного процесу на наявність шкідливих домішок у зварювальному факелі при електродуговому зварюванні плавленням. Рис. 2. Табл. 2. Джер. 7.

14. Жидков А.Б., Рубан А.В. Порівняння різних способів поверхневого зміцнення при ремонті ножів верстата з виготовлення стружки фірми "Клекнер" // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.66-74.

Наведено результати досліджень по порівнянню ефективності і технологічних особливостей зміцнення поверхневого шару ріжучого інструмента на прикладі ножа для верстата з виготовлення стружки фірми "Клекнер". Рис. 6. Табл. 2. Дж. 6.

15. Гедрович А.І., Ткаченко С.О., Ткаченко О.М. Вибір зварювального дроту і прогнозування хімічного складу металу шва при зварюванні різнохідних сталей // Вісник Східно-

українського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.74-78.

Розглядається розрахункова методика вибору зварювального дроту і прогнозується хімічний склад металу шва при зварюванні різнорідних сталей. Рис. 2. Табл. 2. Дж. 5.

16. Шевченко В.О., Гедрович А.І. Рентгенографічне визначення напруг при електронно-променевому зварюванні // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.78-87.

Наведено обґрунтування методики рентгенографічного визначення напруг з використанням рентгенівського випромінювання при електронно-променевому зварюванні. Рис. 6. Дж. 12.

17. Гунченко О.М., Касьянов М.А., Рей Р.І., Носко П.Л., Гапонов В.В. Тенденції зміни стану загального травматизму в машинобудівній галузі України // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.87-92.

Приведено аналіз стану травматизму в машинобудівній галузі і вказано на необхідність визначення мети будь-якого підприємства як «Безпечне виробництво». Табл. 3. Дж. 13.

18. Жидков А.Б., Гедрович А.І., Паненко Р.Н., Хижняк О.В. Розрахунково-експериментальне та аналітичне визначення залежності величини деформації втрати стійкості від початкової форми зварного з'єднання // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.92-100.

Наведено результати експериментальних та аналітичних досліджень залишкових деформацій тонких листів в залежності від початкових геометричних характеристик та умов зварювання. Рис. 8. Табл. 5. Дж. 5.

19. Гедрович А.І., Назарько О.С., Зубенко Д.В. Відновлення шпинделів засувок наплавленням // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.100-104.

У роботі розглядається стан поверхні шпинделя після експлуатації і можливість його відновлення наплавленням. Рис. 3. Табл. 1. Дж. 3.

20. Касьянов Н.А., Андрианова А.А. Проблемы психофизиологического и эргономического улучшения условий деятельности работников умственного труда во время производственного процесса на предприятиях // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.104-108.

Приведен анализ психофизиологических и эргономических факторов, а также методов улучшения условий профессиональной деятельности работников умственного труда во время производственного процесса. Ист. 11.

21. Гедрович А.І., Друзь О.М. Попередження теплових уражень зварників // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.108-112.

У статті розглядається можливість попередження теплових уражень зварників за допомогою розробленого у СНУ ім. В.Даля способу зварювання в комплексному захисному дисперсному середовищі. Приведено результати експериментальних досліджень з визначення швидкості і часу охолодження зварного з'єднання на повітрі й у середовищі комплексного захисного середовища. Рис. 1. Дж. 10.

22. Касьянов М.А., Симонова Ю.Ю. Дослідження умов праці при інфрачервоному опаленні на ВАТ ХК «Луганськтепловоз» // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.113-118.

Виконано аналіз умов праці у приміщенні з інфрачервоним опаленням. Наведено рекомендації з раціонального розміщення інфрачервоних випромінювачів. Рис. 4. Дж. 10.

23. Александров Д.В., Александров В.С., Кожин В.М., Житна С.В. Визначення оптимального кута подачі струменя порошкового вогнегасного складу в зону полум'я // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.118-120.

У статті приведено результати аналізу і експериментальних досліджень пошуку оптимального напрямку подачі вогнегасного складу. Джер. 4.

24. Нахайчук О.В. Дослідження стійкості трубної заготовки при осьовому стисненні // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.120-125.

На основі нелінійної теорії випучування і теорії пластичного деформування розроблена математична модель, що дозволяє визначати значення критичного зусилля, при якому втрачається стійкість навантаженої трубної заготовки; це може бути використане при проектуванні процесів з різними технологічними параметрами. Рис. 3. Дж. 6.

25. Ігнат'єв Б.Б., Ігнат'єва В.Б. Розрахунок технологічних параметрів при попередньому формуванні напівфабрикату стрижневого виробу // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.125-132.

Наводиться методика визначення технологічних зусиль натягнення обплітальної арматури, що забезпечують задану глибину просочення та ступінь наповнення при попередньому формуванні напівфабрикату складнопрофільного стрижневого виробу. Рис. 5. Дж. 6.

26. Покінтелиця М.І., Левченко О.О. Вплив параметрів термофрикційної вібраційної обробки на складові сили різання // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.132-137.

Розглянуто спосіб термофрикційного різання з вібраціями заготовок, що є одним з найбільш ефективних методів обробки важкооброблюваних матеріалів. Представлено залежності впливу вібрацій на складові сили різання при обробці плоских поверхонь. Рис. 3. Дж. 3.

27. Новосьолов Ю.К., Покінтелиця М.І., Братан С.М. Взаємозв'язок переміщень у технологічній системі при термофрикційній обробці Новосьолов Ю.К., Покінтелиця М.І., Братан С.М. Взаємозв'язок переміщень у технологічній системі при термофрикційній обробці // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.137-141.

Розглянуто встановлення взаємозв'язку режимів обробки з поточними параметрами зони контакту при термофрикційній обробці плоских поверхонь заготовок обертовим дисковим інструментом. Представлені залежності, які дозволяють призначити режими обробки, прогнозувати величину видаленого шару матеріалу, визначити значення управляючих дій. Рис. 2. Дж. 3.

28. Калмиков М.О., Лубенська Л.М., Мєлконов Г.Л., Романченко О.В. Підвищення продуктивності вібраційної обробки // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.141-151.

Проведено аналіз патентних і літературних джерел з питання підвищення продуктивності вібраційної обробки й намічені шляхи її підвищення без додаткових енерговитрат, розширен клас деталей, що підлягають обробці вищевказаними методами. Рис. 8. Табл. 3. Дж.16.

29. Цигановський О.Б. Вплив слутного потоку на інтенсивність гідроабразивної обробки затопленими струменями // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.151-155.

Наведено результати досліджень гідроабразивної обробки затопленими струменями. Рис. 4. Дж. 4.

30. Колесніков В.О. Вплив мікроструктури чавунів і сталей на інтенсивність руйнування в умовах тертя ковзання. Частина 1. Побудова узагальненої схеми поверхневих і підповерхневих шарів тертя деталі виготовленої з графітізованої сталі чи чавуну // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.155-163.

На основі результатів власних досліджень і літературних даних представлена узагальнена схема будови поверхневих і підповерхневих шарів графітізованих чавунів і сталей в умовах тертя ковзання, що враховує структурно-фазовий склад, вплив легування і наявність мастила. Коротко описані роль легування і структурно-фазового складу чавунів і сталей як основних чинників, за допомогою яких можна керувати інтенсивністю зношування (без урахування інших факторів, наприклад, тиску, швидкості ковзання і т. ін.). Рис. 8. Дж. 37.

31. Колесніков В.О. Вплив мікроструктури сталей і чавунів на інтенсивність руйнування в умовах тертя ковзання. Частина 2. Узагальнена схема "поведінки" чавунів і сталей в умовах тертя ковзання // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.163-169.

Наведено узагальнену схему "поведінки" матеріалів в умовах тертя ковзання, що, безумовно, є актуальним в умовах формування єдиної теорії тертя і зносу. Спираючись на результати власних досліджень і літературних даних, а також на прикладі "поведінки" залізобуглецевих сплавів в умовах тертя показані основні етапи й причини зниження "експлуатаційної стійкості" даних сплавів. Рис. 4. Дж. 38.

32. Чесноков О.В., Чесноков В.В. Підвищення продуктивності зборки армуючих каркасів для вуглець-вуглецевого композиційного матеріалу // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.169-173.

У статті запропоновано схеми установок автоматизованого складання каркасів, описано принцип їхньої роботи, наведено результати експериментального тестування установок на надійність і продуктивність. Рис. 5. Дж. 3.

33. Колодяжний П.В., Волкова С. О., Абраменко В. Л., Колодяжна Л. Г. Дослідження електрохімічної поведінки сталі Х18Н10Т в умовах віброабразивного шліфування у розчинах електролітів // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.174-181.

Наведено результати досліджень з вивчення віброабразивної обробки нержавічої сталі у хімічно активних розчинах. Досліджено вплив якісного та кількісного складу хімічно активного розчину на ефективність виброхімічного шліфування. Рис. 7. Дж. 17.

34. Міцик В.Я. Загальний підхід до процесів мікрорізання та пружнопластичного деформування при обробці вільними робочими середовищами у вібруючому резервуарі // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.181-189.

Наведена характеристика особливостей кінематики та динаміки співударяння гранул робочого середовища з оброблюваною поверхнею деталі у процесах мікрорізання та пружнопластичного деформування, супроводжуючих обробку вільними робочими середовищами у вібруючому резервуарі. Рис. 5. Джер. 7.

35. Шишкін О.О. Аналіз точності виготовлення шківних залізобідділювачей // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.190-193.

Запропоновано методику статистичного аналізу характеристик залізобідділювачей. Здійснено аналіз робочих характеристик електромагнітних шківів. Знайдено шляхи удосконалення якості їх магнітних систем. Табл. 1. Дж. 1.

36. Чередниченко С.П. Розрахунок питомих тисків, що розвиваються при поліморфному перетворенні  $\beta$ -олова у  $\gamma$ -олово при термодинамічному зсуві до найбільш високої температури стійкого існування алмазу // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.194-197.

Розраховані температурні інтервали існування  $\beta$ -олова,  $\gamma$ -олова, температурні точки поліморфних перетворень при переході  $\beta$ -олова у  $\gamma$ -олово та  $\gamma$ -олова у рідке олово до температури 1333 К і тиску 24,9 ГПа. Рис. 3. Табл. 3. Дж. 5.

37. Бухтіяров І.Ю., Шведчикова І.О., Шевченко О.І. Визначення закономірностей функціональної побудови магнітних сепараторів // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.198-202.

Обґрунтовано закономірність функціональної побудови магнітних сепараторів. Запропоновано варіант функціональної структури сепаратора на основі відкритої багатоплюсної магнітної системи. Рис. 2. Дж. 8.

38. Мирошников В.В., Шевченко О.І., Сентяй Р.М., Гречишкіна Н.В. Підвищення чутливості індукційних перетворювачів, що працюють у складі металодетекторів // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.202-208.

Розроблено метод підвищення чутливості індукційного перетворювача шляхом використання локального модулятора для роботи у металодетекторах. Рис. 3. Дж. 3.

39. Ковалев І.М., Лубенська Л.М., Лисенко Л.А., Молчанов Д.В. Аналіз методів фінішної обробки складних поверхонь // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.209-215.

У статті проведений аналіз різних методів фінішної обробки складних поверхонь і вживаність вібраційного устаткування на операціях віброшліфування і віброполірування при обробці деталей сферичної форми на прикладі клапана кульового крана. Рис. 4. Табл. 2. Дж. 15.

40. Фоменко Р.В., Пітельгузов Н.А. Особливості транспортного обслуговування доменного виробництва в умовах реконструкції металургійного підприємства // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.216-218.

Приведені результати дослідження оберту чавуновозних ковшів металургійного підприємства на Алчевському металургійному комбінаті. Дж. 3.

41. Минеева Ю.В. Совершенствование методов прогнозирования срока службы трамваев // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.218-224.

В статье рассмотрен вопрос прогнозирования срока службы трамваев, который предусматривает знание характеристик надежности всего жизненного цикла. Для тщательного моделирования случайных величин, которые возникают во время эксплуатации трамваев, предложено использовать методы адаптивного краткосрочного прогнозирования. Приведена методика расчета целесообразности внедрения фирменного обслуживания трамваев, что дает возможность для предприятия-изготовителя вводить системы собственного технического обслуживания и ремонта. Рис. 2. Ист. 3.

42. Кроль О.С., Сіндєєва О.В. Використання APM Structure 3D у задачах проектування шпіндельних вузлів металорізальних верстатів // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.224-227.

Викладено задачу проектування раціональних за критеріями жорсткості та міцності шпінделів у середовищі тримірної графічної редактора. Рис. 3. Табл. 6. Дж. 4.

43. Сташкевич Г.В., Щолоков В.С. Структура лоренцеїнваріантних узагальнених функцій з точечним носієм // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.227-230.

Отримано універсальне зображення для узагальнених функцій з  $D^1(\mathbb{R}^n)$  із точечним носієм, інваріантним відносно групи Лоренцо. Дж. 4.

44. Колодяжний П.В., Хоружая И.А. Вібраційне абразивне шліфування сталі 3 та сірого чавуну СЧ 36-56 у кислих електролітах // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.230-237.

Наведено результати досліджень впливу електролітів на ефективність вібраційної абразивної обробки сталі 3 та сірого чавуну СЧ 36-56. Рис. 8. Табл. 2. Дж. 4.

45. Колодяжний П.В., Волкова С.А. Дослідження з вибору хімічно активного розчину для інтенсифікації процесу віброобробки латуні Л-63 // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.237-242.

Наведено результати досліджень впливу електролітів на ефективність вібраційної абразивної обробки латуні Л-63. Рис. 2. Табл. 4. Дж. 7.

46. Каменєв М.М., Вельковський О.Й., Кузнецова М.М., Шевченко Д.М. Розрахунок оптимальних параметрів збірних волок // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.242-244.

Обґрунтовано вибір оптимальних елементів збірних волок, що дозволяють за рахунок збільшення підкріплюючого тиску істотно підвищити стійкість інструменту. Запропонована вдосконалена конструкція збірної волоки, що виключає сколи у вихідній зоні робочої волоки. Загальним результатом є зниження витрати дефіцитного WC-Co сплаву в 2.2,5 раза. Рис. 1.

47. Лур'є З.Я., Ліщенко І.Г., Солдатенко І.О. Динамічні характеристики стежачого рульового гідроагрегата // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С. 245-249.

У статті обговорюються нелінійна математична модель стежачого рульового гідроагрегата, підключеного до централізованої системи гідроживлення, та її динамічні характеристики при відхиленні руля. Рис.3. Джер.10.

48. Соломаха М.В. Статмоделювання задач про нестационарний розліт газу в вакуум // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2007. – № 7 (113). – С.250-254.

Розглянута задача про нестационарний розліт газу в вакуум для двох точок в різні моменти часу. Визначено співпадання розподілу випадкової величини з нормальним законом розподілу.

## ВІДОМОСТІ ПРО АВТОРІВ

- Абраменко В.Л. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Химия», доц., к.х.н.4
- Александров В.Е. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Охрана труда и безопасность жизнедеятельности», доц., к.т.н.
- Александров Д.В. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, м.н.с. кафедры "Транспортные технологии"
- Андрианова А.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, старший лаборант кафедры «Охрана труда и безопасность жизнедеятельности»
- Анисимова Т.И. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, ассистент кафедры «Охрана труда и безопасность жизнедеятельности»
- Баранов А.Г. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, аспирант кафедры «Прикладное материаловедение»
- Братан С.М. - Севастопольский национальный технический университет, профессор кафедры «Технология машиностроения», проф., д.т.н.
- Будагьянц Н.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, профессор кафедры «Промышленное и художественное ли- тье», проф., д.т.н.
- Бурко В.В. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Машиноведение», доц., к.т.н.
- Бухтияров И.Ю. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Электромеханика», доц., к.т.н.
- Вельковский А.И. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, научно-исследовательская часть, с.н.с.
- Войтенко В.П. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, старший преподаватель кафедры физики
- Волкова С.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, магистр
- Гапонов В.В. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, старший преподаватель кафедры «Охрана труда и безопасность жизнедеятельности»
- Гедрович А.И. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, профессор кафедры «Обработка металлов давлением и свар- ка», проф., д.т.н.
- Гедрович Д.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, соискатель кафедры «Охрана труда и безопасность жизне- деятельности»
- Гладушин В.В. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Прикладное материаловедение», доц., к.т.н.
- Гречишкина Н.В. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, аспирант кафедры «Приборы»

- Губачева Л.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Теоретическая и прикладная механика», доц., к.т.н.
- Гунченко О.Н. - Восточноукраинский национальный университет имени Владимира Даля, старший преподаватель кафедры «Охрана труда и безопасность жизнедеятельности»
- Голышков Р.А. - ОАО «Виксунский металлургический завод», главный калибровщик колесопрокатного комплекса
- Гутько Ю.И. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, зав. кафедрой «Художественное и промышленное литье», проф., д.т.н.
- Дорошко В.И. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, профессор кафедры «Обработка металлов давлением и сварка», проф., д.т.н.
- Драгобецкий В.В. - Кременчугский государственный политехнический университет, заведующий кафедрой «Технология машиностроения», проф., д.т.н.
- Друзь О.Н. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, ассистент кафедры «Охрана труда и безопасность жизнедеятельности»
- Жидков А.Б. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Обработка металлов давлением и сварка», доц., к.т.н.
- Жижкина Н.А. - Научно-производственный валковый комбинат (г. Лутугино), инженер-исследователь центральной исследовательской лаборатории, к.т.н.
- Житная С.В. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, ассистент кафедры «Охрана труда и безопасность жизнедеятельности»
- Зубенок Д. В. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, студент
- Ивлева Н.И. - Государственное высшее учебное заведение "Донецкий национальный технический университет" программист
- Игнатьев Б.Б. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Теоретическая и прикладная механика», доц., к.т.н.
- Калмыков М.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Компьютерные системы и сети», доц., к.т.н.
- Каменев Н.М. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Теоретическая и прикладная механика», к.т.н.
- Касьянов Н.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, зав. кафедрой «Охрана труда и безопасность жизнедеятельности», проф., д.т.н.
- Ковалев И.М. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, магистр кафедры «Технология машиностроения»
- Колесников В.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, ассистент кафедры «Начертательная геометрия и графика»

- Колодяжная Л.Г. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Прикладное материаловедение», доц., к.т.н.
- Колодяжный П.В. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, студент
- Кожин В.Н. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Охрана труда и безопасность жизнедеятельности», к.т.н.
- Кроль О.С. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Металлорежущие станки и инструменты», доц., к.т.н.
- Кузнецова М.Н. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, ассистент кафедры «Теоретическая и прикладная механика»
- Левченко Е.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, ассистент кафедры «Металлорежущие станки и инструменты»
- Левандовский В.А. - ЦКБ ХК «Лугансктепловоз», г. Луганск, инженер 3-й категории
- Лищенко И.Г. - НИИГидропривод в форме ООО, г. Харьков, исполнительный директор, к.т.н.
- Лубенская Л.М. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Технология машиностроения», к.т.н.
- Лурье З.Я. - Национальный технический университет «ХПИ», профессор кафедры гидромашин, д.т.н.
- Лысенко Л.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, аспирант кафедры «Металлорежущие станки и инструменты»
- Мацевич В.М. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, научный сотрудник кафедры «Обработка металлов давлением и сварка»
- Мелконов Г.Л. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доц., к.т.н.
- Минеева Ю.В. - Харьковская национальная академия городского хозяйства, ассистент кафедры городского электрического транспорта, к.т.н.
- Мирошников В.В. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, зав. кафедрой «Приборы», проф., д.т.н.
- Мицык В.Я. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Технология машиностроения», доц., к.т.н.
- Молчанов Д.В. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, аспирант кафедры «Технология машиностроения»
- Новоселов Ю.К. - Севастопольский национальный технический университет, зав. кафедрой «Технология машиностроения», проф., д.т.н.
- Назарько А.С. - ЗАО Северодонецкое производственное объединение «Азот», начальник литейного участка
- Нахайчук О.В. - Винницкий государственный аграрный университет, д.т.н., проф.
- Носко П.Л. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, зав. кафедрой «Машиноведение», проф., д.т.н.

- Паненко Р.Н. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, аспирант кафедры «Обработка металлов давлением и сварка»
- Осенин Ю.Ю. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, студент
- Пительгузов Н.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, профессор кафедры «Охрана труда и безопасность жизнедеятельности», к.т.н.
- Плющ А.А. - Кременчугский государственный политехнический университет, студент
- Покинтелица Н.И. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, зав. кафедрой «Металлорежущие станки и инструменты», доц., к.т.н.
- Рей Р.И. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, зав. кафедрой «Обработка металлов давлением и сварка», проф., д.т.н.
- Романченко А.В. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, студент
- Рубан А.В. - фирма «Полипак», инженер-технолог, магистр
- Рябичева Л.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, зав. кафедрой «Прикладное материаловедение», проф., д.т.н.
- Сентяй Р.Н. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, аспирант кафедры «Приборы»
- Симонова Ю.Ю. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, ассистент кафедры «Охрана труда и безопасность жизнедеятельности»
- Синдеева Е.В. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, инженер-программист
- Скляр А.П. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, аспирант кафедры «Прикладное материаловедение»
- Снитко С.А. - Государственное высшее учебное заведение "Донецкий национальный технический университет" ассистент кафедры "Обработка металлов давлением", к.т.н.
- Солдатенко И.А. - Национальный технический университет «ХПИ», студентка магистратуры по кафедре гидромашин
- Соломаха Н.В. - Черкасский государственный технологический университет
- Сташкевич А.В. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, ассистент каф. «Прикладная математика»
- Стоянов А.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Обработка металлов давлением и сварка», доц., к.т.н.
- Сумской В.И. - Запорожский национальный технический университет, доцент кафедры "Инженерная графика", доц., к.т.н.
- Сушкова Т.С. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Обработка металлов давлением и сварка», доц., к.т.н.

- Ткаченко А.Н. - ОАО ХК "Лугансктепловоз", главный сварщик
- Ткаченко С.А. - ОАО ХК "Лугансктепловоз", начальник бюро
- Троцко О.В. - Кременчугский государственный политехнический университет, старший преподаватель кафедры «Технология машиностроения»
- Фоменко Р.В. - ОАО Алчевский металлургический комбинат, начальник маневрового района, аспирант кафедры «Транспортные технологии»
- Хижняк А.В. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, аспирант кафедры «Обработка металлов давлением и сварка»
- Холодеева Н.В. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, студент
- Хоружая И.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Химия», доц., к.х.н.
- Цапко Ю.С. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, заместитель начальника учебного отдела
- Цыгановский А.Б. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Технология машиностроения», доц., к.т.н.
- Цыркин А.Т. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Прикладное материаловедение», доц., к.т.н.
- Чередниченко С.П. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Металлорежущие станки и инструменты», доц., к.т.н.
- Чесноков А.В. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Технология машиностроения», доц., к.т.н.
- Чесноков В.В. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Соппротивление материалов», доц., к.т.н.
- Шведчикова И.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Приборы», доц., к.т.н.
- Шевченко А.И. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Приборы», к.т.н.
- Шевченко В.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, докторант кафедры «Обработка металлов давлением и сварка», доц., к.т.н.
- Шевченко Д.Н. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, студент
- Шенкман Г. Л. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, старший преподаватель кафедры "Обработка металлов давлением и сварка"
- Шишкин А.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры "Промышленное и художественное литье", доц., к.т.н.
- Щелоков В.С. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Прикладная математика», к.ф.-м.н.
- Яковченко А.В. - Государственное высшее учебное заведение "Донецкий национальный технический университет" профессор кафедры "Обработка металлов давлением", проф., д.т.н.

# ВІСНИК

Східноукраїнського національного університету  
імені Володимира Даля

№ 7 (113) 2007  
Частина 1

Науковий журнал

Відповідальний за випуск  
Відповідальний секретар випуску  
Технічний секретар випуску  
Технічний редактор  
Оригінал-макет

Рей Р.І.  
Осенін Ю.І.  
Матусевич І.І.  
Дроговоз Т.М.  
Погорєлова Т.В.

Підписано до друку 09. 08.2007.  
Формат 70 x 108 <sup>1</sup>/<sub>16</sub>. Папір офсетний. Гарнітура Arial Cug.  
Друк офсетний. Умов. друк. арк. . Обл. друк. арк. .  
Наклад 300 прим. Вид. № . Замовлення № . Ціна вільна.

Видавництво  
Східноукраїнського національного університету  
імені Володимира Даля

Свідоцтво про реєстрацію: серія ДК № 1620 від 18.12.03 р.

**Адреса видавництва:** 91034, м. Луганськ, кв. Молодіжний, 20 а,  
Телефон (0642) 41-34-12. Факс (0642) 41-13-60.  
E-mail: uni@snu.edu.ua

---