

**МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
СХІДНОУКРАЇНСЬКИЙ НАЦІОНАЛЬНИЙ УНІВЕРСИТЕТ
імені ВОЛОДИМИРА ДАЛЯ**

В І С Н И К

**СХІДНОУКРАЇНСЬКОГО
НАЦІОНАЛЬНОГО УНІВЕРСИТЕТУ
імені ВОЛОДИМИРА ДАЛЯ**

№ 6 (100)

Частина 1

ЛУГАНСЬК 2006

ВІСНИК

СХІДНОУКРАЇНСЬКОГО
НАЦІОНАЛЬНОГО УНІВЕРСИТЕТУ
ІМЕНІ ВОЛОДИМИРА ДАЛЯ

№ 6 (100) 2006

НАУКОВИЙ ЖУРНАЛ
ЗАСНОВАНО У 1996 РОЦІ
ВИХІД З ДРУКУ - ДВАНАДЦЯТЬ
РАЗІВ НА РІК

Засновник
Східноукраїнський національний уні-
верситет імені Володимира Даля

**Журнал зареєстровано
Міністерством України у справах
преси та інформації.**

Свідоцтво про державну реєстрацію
серія КВ № 2411 від 19.12.96 р.

VISNIK

OF THE VOLODYMYR DAL EAST
UKRAINIAN NATIONAL UNIVERSITY

№ 6 (100) 2006

THE SCIENTIFIC JOURNAL
WAS FOUNDED IN 1996
IT IS ISSUED TWELVE TIMES A YEAR

Founder
of the Volodymyr Dal East Ukrainian
National University

**Registered by the Ministry of Ukraine
For Press and Information**

Registration Certificate
KB № 2411 dated 19.12.96

Журнал включено до Переліків наукових видань ВАК України № 2 (Бюл. ВАК № 5 (13) 1999 р.), № 3 (Бюл. ВАК № 6 (14) 1999 р.) та № 4 (Бюл. ВАК № 2 (16) 2000 р.), в яких можуть публікуватися результати дисертаційних робіт на здобуття наукових ступенів доктора і кандидата наук з *технічних, історичних та економічних наук* відповідно.

Головна редакційна колегія: Голубенко О.Л., докт. техн. наук (головний редактор), Осенін Ю.І. (відповідальний секретар), Андрющук А.О., канд. техн. наук, Бузько І.Р., докт. екон. наук, Голубничий П.І., докт. фіз.-мат. наук (заступник головного редактора), Гончаров В.М., докт. екон. наук, Грібанов В.М., докт. техн. наук, Дорошко В.І., докт. техн. наук, Загірняк М.В., докт. техн. наук, Козаченко Г.В., докт. екон. наук, Лазор Л.І., докт. юр. наук, Лещинський В.М., докт. техн. наук (Ізраїль), Литвиненко В.Ф., докт. істор. наук, Ляпін З.Ф., канд. екон. наук (Ізраїль), Нагорний Б.Г., докт. соціол. наук, Рач В.А., докт. техн. наук (перший заступник головного редактора), Решетникова І.Л., докт. екон. наук, Смирний М.Ф., докт. техн. наук (заступник головного редактора), Суханцева В.К., докт. філос. наук, Третьяченко В.В., докт. психол. наук, Тюпало М.Ф., докт. хім. наук, Уваров Є.П., канд. техн. наук, Ульшин В.О., докт. техн. наук, Шаповалов В.І., докт. техн. наук, Шевченко Г.П., член-кор. Академії педагогічних наук України, докт. пед. наук.

Відповідальний за випуск: Рей Р.І.

Рекомендовано до друку Вченою радою Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля (Протокол № 7 від 31.03.06 р.)

Матеріали номера друкуються мовою оригіналу.

© Східноукраїнський національний університет імені Володимира Даля, 2006
© East Ukrainian National University of the Volodymyr Dal, 2006

ЗМІСТ
CONTENTS

Технічні науки

Смирный М.Ф. Андреев А.А. Кузнецова М.Н. Кузнецов Д.Н.	Об одном способе совершенствования кромок болтовых отверстий железнодорожных рельсов	6
Рей Р.И. Сумской В.И.	К определению реакций механической системы шаботного молота	11
Касьянов Н.А. Рей Р.И. Сухаревская О.Н. Симонова Ю.Ю.	Принципиальные основы влияния охраны труда на цели предприятия	16
Басов Г.Г. Грибанов В.М. Малов В.А. Касьянов Н.А. Пительгузов Н.А.	Исследование звукоизоляции конструкций ограждений пассажирского подвижного состава х/к «Лугансктепловоз»	19
Стоянов А.А.	Оценка взаимодействия дислокаций с порами при деформации пористого материала в условиях продольного сдвига	23
Роганов М.Л.	Совершенствование и создание обрабатывающих машин на основе системного подхода	31
Явтушенко А.В. Глебенко А.В. Васильченко Т.А.	Кинематический анализ зубчато-рычажного главного исполнительного механизма специализированных кривошипных прессов	35
Рябичева Л.А. Усатюк Д.А.	Применение метода термомеханических коэффициентов к анализу напряженно-деформированного состояния при горячей осадке	45
Рей М.Р.	Влияние жесткости кривошипного горячештамповочного пресса на потери энергии за рабочий ход	49
Мельников Ю.В.	Технико-экономические показателиковки в четырехбойковом ковочном устройстве	55
Абрамова Л.Н. Роганов М.Л.	Исследования регулируемых щелевых втулок-уплотнений гидроцилиндров кузнечно-прессового и станочного оборудования	58
Тарасов А.Ф. Бурлей П.А.	Влияние параметров статикодинамического нагружения на изгибную прочность неспеченных прессовок	61
Маковецкий А.В.	Экспериментальные исследования механизма деформации в ротационных процессах обработки давлением	67

Луценко В.А.	Определение оптимальных условий охлаждения биметалла сталь-титан	72
Губачева Л.А.	Методика исследования напряженно-деформированного состояния и пружинения при изгибе листовой заготовки во втулку	77
Мицык В.Я.	Математическое моделирование процесса обработки свободными абразивами в вибрирующем резервуаре	81
Покинтелица Н.И.	Определение напряжений, возникающих в режущем диске при термофрикционном резании металлов	92
Бояршина Л.А. Малков С.Н.	Области применения и перспективы развития плазменного напыления	97
Дубасов В.М. Хинчагов Г.В. Могильная Е.П.	Исследования качества отливок деталей редукторов из различных материалов для химических производств	100
Жидков А.Б. Ткаченко А.Н. Буйновский А.Н. Прищепа А.А.	Проектирование и оптимизация элементов подвижного состава с использованием МКЭ	102
Прохоренко О.В.	Алгоритми розрахунку деформацій методом складних перерізів при нагріванні поздовжнього крайка штаби	106
Шишкин А.А.	Анализ содержания скрапа в смеси литейных цехов	116
Лубенская Л.М. Дегтярева Ю.Ю. Волков И.В.	Влияние параметров изделий на их обрабатываемость при вибрационной обработке	122
Гедрович А.И. Овчаркин В.А.	Исследование особенностей теплоотвода при струйном охлаждении сварных соединений в процессе сварки	129
Сёмин Ю.Г. Бондарь Т.А.	Анализ приготовления водоугольного топлива в шаровой мельнице	132
Парунакян В.Э. Маслак А.В. Водолазский А.А.	Моделирование транспортно-грузового процесса в логистических технологиях предприятий	136
Кроль О.С. Синдеева Е.В.	Оптимизация конструктивных параметров шпиндельных узлов многооперационных станков	139
Нечаев Г.И. Камель Г.И. Яковлева А.Г.	Приборы для измерения уровня масс в резервуаре непрерывной варки камюр	144

Воронков К.В.	Абсорбция газа металлом из дуговой плазмы с учетом радиального распределения температуры и концентраций	149
Красулин А.С. Слободянюк М.Э.	Анализ транспортного обслуживания производственных объектов с ограниченными вагонопотоками	154
Колодяжный П.В. Корнеев С.В. Ясуник С.Н.	Исследование влияния поверхностно-активных веществ при виброабразивной обработке сталей в кислых электролитах	156
Харламов Ю.А. Шевченко А.В.	Особенности нагрева и плавления в плазменной струе порошков из шламов и стружки валковых чугунов	160
Шевченко В.А. Статьевка Ю.И. Гедрович А.И. Статьевка А.Ю.	Образование корневых дефектов при электронно-лучевой сварке с внешним воздействием	166
Игнатьев Б.Б. Игнатьев А.Б.	Анализ сил с учетом динамических факторов, действующих на нить в процессе прошивки	173
Ткачук О.А.	Применение электронных таблиц MS Excel для расчёта параметров колебаний шабота штамповочного молота	176
Забродин А.А. Короп Г.В. Пительгузов Н.А.	Особенности транспортно-информационной системы металлургических предприятий при обработке вагонов общего пользования	179
Малащенко В.О. Сороківський О.І. Кравець І.Є. Філь П.В.	Спрацювання зубців великогабаритної приводної пари млинів	183
Чередниченко С.П. Гутько Ю.И. Чередниченко П.С.	Моделирование устранения дефектов в стальных отливках, получаемых при литье по газифицируемым (полистирольным) моделям	189
Зуева Л.М. Черномаз В.Н.	Формализация процесса механической обработки прокатных валков	192
Кузьмін В.О. Крауїньш П.Я. Сомов Д.О. Гапонюк О.М.	Низькочастотний електрогідравлічний вібромодуль для вібраційного просвічування землі	195

УДК 625.14.4

М.Ф.Смирный, А.А.Андреев, М.Н.Кузнецова, Д.Н.Кузнецов

ОБ ОДНОМ СПОСОБЕ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ КРОМОК БОЛТОВЫХ ОТВЕРСТИЙ ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНЫХ РЕЛЬСОВ

Изложен анализ влияния геометрии кромок болтовых отверстий железнодорожных рельсов на напряженное состояние и долговечность. Рис. 3. Ист. 2.

Введение. Систематические динамические нагрузки на железнодорожные рельсы приводят к их деформации и разрушению, вызывающих необходимость сплошной замены рельсов. Повышение осевой нагрузки на железнодорожном транспорте привело к увеличению стыковых дефектов рельсов, причем, из ежесуточноменяемых остродефектных рельсов на первом месте (до 30%) находятся рельсы с трещинами в районе второго болтового отверстия.

Постановка задачи. Преждевременный выход из строя железнодорожных рельсов в значительной степени связан с высокой концентрацией напряжений на кромках болтовых отверстий. Однако, действующие методики определения напряжений и трещин в районе второго болтового отверстия [1] не учитывают горизонтальные силы воздействия колесных экипажей на рельсы, возникающие вследствие извилистого движения в прямых и кривых участках пути.

Основная часть. Для обоснования необходимости совершенствования кромок болтовых отверстий в рельсах предлагается определить касательные напряжения в кромке при косом изгибе свешивающиеся консоли рельса в стыковом соединении на весу по наугольнику (рис.1). Расчетное касательное напряжение τ от перерезывающей силы можно найти по формуле Журавского

$$\tau = \frac{Q_p \cdot S_{отс}}{I_{но} \cdot b}, \quad (1)$$

где $S_{отс}$ – момент отсеченной части поперечного сечения;

$I_{но}$ – момент инерции относительно нейтральной оси;

b – ширина рассматриваемого участка поперечного сечения.

При косом изгибе рельса в стыковом соединении на весу из-за наклона действующей силы Q_p под углом α к вертикали нейтральная ось наклоняется на угол β к горизонту, который определяется по формуле:

$$\beta = \arctg\left(\frac{I_{II}}{I_z} \operatorname{tg}\alpha\right). \quad (2)$$

Расчетный момент инерции относительно нейтральной оси определяется по формуле:

$$I_{но} = I_y \cdot \cos^2 \beta + I_z \cdot \sin^2 \beta,$$

а статический момент отсеченной части относительно нейтральной оси:

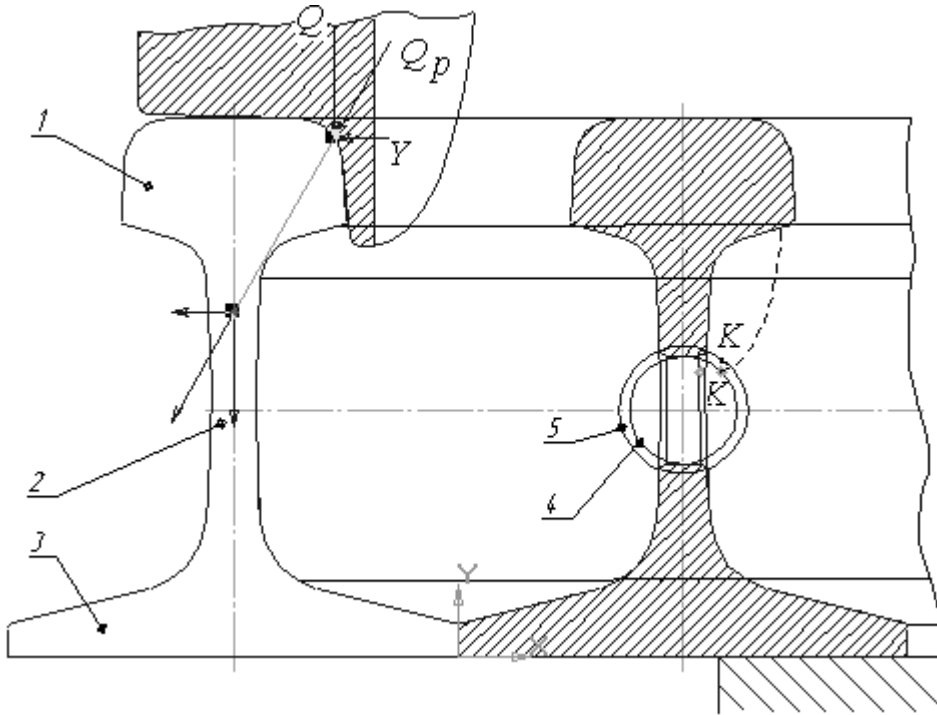


Рис. 1.

$$S_{\text{но}} = S_y \cdot \cos \beta + S_z \cdot \sin \beta .$$

Тогда расчетное касательное напряжение на кромке болтового отверстия при косом изгибе определяется по формуле:

$$\tau = \frac{Q_p(S_y \cdot \cos \beta + S_z \cdot \sin \beta)}{(I_y \cdot \cos^2 \beta + I_z \cdot \sin^2 \beta) b} .$$

Следует отметить, что действие формулы можно ограничить областью изменения угла наклона нейтральной оси

$$\beta \leq \arctg \frac{2d}{2b_{\text{ш}}} = \arctg \frac{3,6}{1,8} = 64^\circ ,$$

поскольку при большем наклоне нейтральной оси ширина площадки b резко увеличивается и касательное напряжение τ падает. Следовательно, максимальный расчетный угол наклона действия силы равен:

$$\alpha_{\text{max}} = \arctg \frac{I_z}{I_y} \cdot \text{tg} \beta = \arctg \frac{557}{3502} \cdot 2 \cong 18^\circ .$$

Максимальные касательные напряжения действуют в волокнах кромки болтового отверстия рельса и пластические деформации возникают сначала на контуре в максимально приближенных к нейтральной оси волокнах. Для идеально упругого материала при увеличении нагрузки пластическая зона будет развиваться внутрь сечения до тех пор, пока по всему сечению не установятся пре-

дельные касательные напряжения. Удельная энергия формоизменения определяется по формуле:

$$U_{\phi} \cong (1 + \mu)(\sigma_1 - \sigma_2)^2 / E \cong (1 + \mu)4\tau^2 / E ,$$

а для предельного напряженного состояния - по формуле:

$$U_{\phi_{пр}} \cong (1 + \mu)4\tau_{пр}^2 / E ,$$

где можно принять $\tau_{пр} \approx 0,5 \cdot [\sigma_T]$.

Глубину проникновения пластических деформаций материала рельса в зоне второго болтового отверстия при косом изгибе можно приближенно найти, если приравнять приведенные силы Q_n для случая упругих деформаций и для случая предельных пластических деформаций:

$$Q_n = \int_0^z \tau_{упр}(z) \cdot b(z) dz = \tau_{пр} \int_0^z b(z) dz .$$

Для варианта болтового отверстия с фаской 1-1,5×45° по ГОСТ 8161-75 (рис. 2) наиболее напряженным является угол наклона нейтральной оси сечения на 22,5° при проникновении пластической деформации на глубину

$$Z \leq \frac{1,5 \cdot \sin 22,5^\circ}{\cos 45^\circ} ,$$

тогда в пределах фаски имеем зависимость ширины площадки от глубины $b(z) = 2z / \operatorname{tg} 22,5^\circ = 4,83z$, а упругие касательные напряжения

$$\tau_{упр}(z) = K / 4,83z ,$$

где $K = \frac{Q_p \cdot S_{отс}}{I_{но}}$.

Расчетная приведенная сила в зоне пластической деформации равна:

$$Q_n = K \cdot z_1 = 2,415 \cdot z_1^2 \cdot \tau_{пр} .$$

Для варианта закругленной по радиусу кромки болтового отверстия рельса имеем:

$$b(z) = 2\sqrt{2R \cdot z_2 \left(1 - \frac{z_2}{R}\right)} ;$$

$$\tau_{упр}(z) = \frac{K}{2\sqrt{2R \cdot z_2 \left(1 - \frac{z_2}{R}\right)}} ;$$

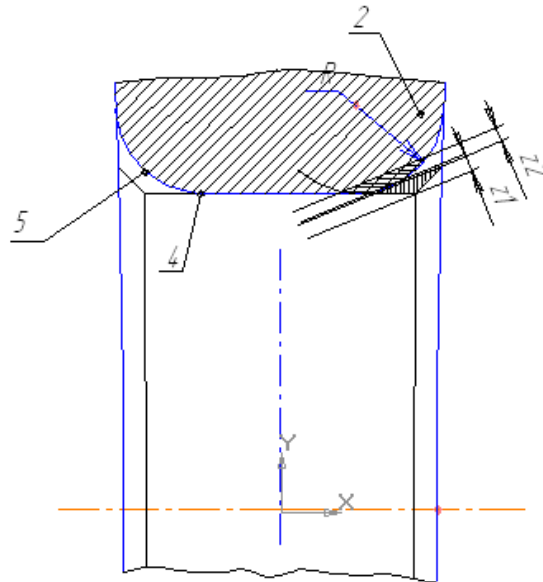


Рис. 2.

$$Q_{II} = K \cdot z_2 = \tau_{np} \int_0^{z_2} 2\sqrt{2R \cdot z_2 \left(1 - \frac{z_2}{R}\right)} \cdot dz_2 =$$

$$= \tau_{np} \cdot R^2 \left[\left(\frac{z_2}{R} - 1\right) \sqrt{1 - \left(1 - \frac{z_2}{R}\right)} + \arcsin\left(\frac{z_2}{R} - 1\right) + \frac{\pi}{2} \right].$$

Удобно представить предельную силу через безразмерный параметр Δ отношения глубины проникновения z_2 к радиусу кривизны R . Тогда

$$\frac{k}{\tau_{np}} = \frac{R}{z_2} \left[\left(\frac{z_2}{R} - 1\right) \sqrt{1 - \left(1 - \frac{z_2}{R}\right)} + \arcsin\left(\frac{z_2}{R} - 1\right) + \frac{\pi}{2} \right]$$

$$2,415 \cdot z_1 = \frac{R}{\Delta} \left[\frac{\pi}{2} + (\Delta - 1) \sqrt{1 - (\Delta - 1)^2} + \arcsin(\Delta - 1) \right].$$

Расчетное уменьшение проникновения пластической деформации кромки болтового отверстия рельса (рис.3) при замене фаски $1-1,5 \times 45^\circ$ на закругление радиусом $R5$ определяется соотношением:

$$\frac{z_1}{z_2} = \frac{1}{2,415\Delta^2} \left[\frac{\pi}{2} + (\Delta - 1) \sqrt{1 - (\Delta - 1)^2} + \arcsin(\Delta - 1) \right].$$

Повышение долговечности рельса по трещинообразованию в районе второго болтового отверстия можно определить по известной формуле увеличения циклов переменного нагружения (до разрушения детали) в результате снижения максимальных напряжений. Для этого предлагается сравнить глубины расчетных проникновений пластических деформаций для варианта кромки с фаской и кромки с закруглением:

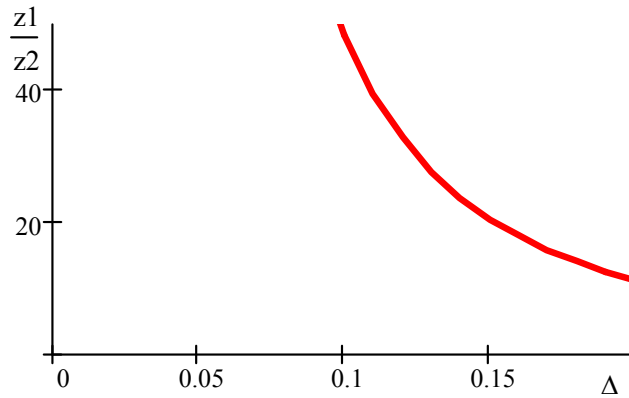


Рис. 3.

$$\frac{N_1}{N_2} = \left(\frac{\tau_1}{\tau_2} \right)^m \approx \left(\frac{z_1}{z_2} \right)^m,$$

при $m = 0,5$, $\Delta \approx 0,16$, $\frac{N_1}{N_2} \cong 1,78^5 = 17,6$.

Следовательно, дополнительная обработка кромок болтовых отверстий позволит при деформациях в пределах фаски повысить долговечность по трещинам в 17,6 раза при прочих равных условиях.

Однако, в реальных условиях возможно более глубокое проникновение пластической деформации в кромках болтовых отверстий рельсов.

Тогда расчетная площадь пластической деформации для варианта с фаской $1-1,5 \times 45^\circ$ равна:

$$F_\Phi = 2,415 \cdot \left[\frac{1,5 \cdot \sin 22,5^2}{10 \cdot \cos 45^\circ} \right] + \frac{2}{\operatorname{tg} 22,5^\circ} \left(\frac{1,5 \cdot \sin 22,5^2}{10 \cdot \cos 45^\circ} \right) \left(z - \frac{1,5 \cdot \sin 22,5^2}{10 \cdot \cos 45^\circ} \right) + \frac{1}{2} \left(\operatorname{tg} 22,5^\circ + \frac{1}{\operatorname{tg} 22,5^\circ} \right) \left(z - \frac{1,5 \cdot \sin 22,5^2}{10 \cdot \cos 45^\circ} \right)^2.$$

Для варианта закругления кромки болтового отверстия при проникновении пластической деформации на глубину $z_2 = 0,45R$ площадь равна:

$$F_R \approx R^2(1,57-0,55 \cdot 0,835-0,586) \cdot 1,15 = 0,616 \cdot R^2.$$

Приравниваем приведенные силы и находим расчетные величины:

$$R = 0,5 \text{ см}; (1,415 \cdot z_1^2 + 0,163z - 0,0066) \cdot \tau_{np}; \quad r = 0,2 \text{ см}$$

Тогда расчетное повышение долговечности при глубоком проникновении пластической деформации материала кромок болтовых отверстий равно:

$$\frac{N_1}{N_2} = \left(\frac{0,568R}{0,45R} \right)^m \approx 1,26^5 = 3,2.$$

Выводы. Закругление кромок болтовых отверстий рельсов по радиусу $R=5\text{мм}$ взамен фасок $1-1,5 \times 45^\circ$ позволит продлить срок службы рельсов за счет уменьшения концентрации напряжений на кромках отверстий при любом проникновении пластической деформации не менее чем в 3,2 раза и повысить безопасность движения.

Литература

1. Конструкция, расчет и проектирование локомотивов. Под ред. А.А.Камаева. - М.: Машиностроение, 1981, стр. 280-281.
2. А.А. Андреев, С.А.Андреев, М.М.Кузнецова, Кузнецов Д.М. Залізнична рейка. Деклараційний патент на корисну модель №20040806992 від 21.08.2004 р.

УДК 621.974.004

Р.И.Рей, В.И.Сумской

К ОПРЕДЕЛЕНИЮ РЕАКЦИЙ МЕХАНИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ ШАБОТНОГО МОЛОТА

Молот рассмотрен как механическая система с двумя степенями свободы, даны зависимости для расчета амплитуд, частот, давлений на грунт и подшаботную виброизоляцию. Ист. 2.

Шаботные молоты являются основным видом кузнечно-прессового оборудования для производства кованных и штампованных поковок. Уровень вибраций, возникающих при эксплуатации молотов, регламентируется нормативным документом ДСН 3.3.6-039-99 «Державні санітарні норми виробничої загальної та локальної вібрації», который определяет предельно допустимые уровни вибрации, выраженной значениями виброскорости или виброускорения по среднегеометрическим значениям частот по октавным или $1/3$ октавным полосам. Источником вибраций шаботного молота является фундамент, колебания которого возбуждают сейсмические колебания грунта, распространяющиеся в окружающую среду. Для определения параметров колебаний молота предлагается представить молот в виде механической системы с двумя степенями свободы. Учитывая, что время удара находится на уровне 0,001 с, а период свободных колебаний равен 0,2...0,5 с, то согласно [1], если время воздействия возмущения мало по сравнению с периодом свободных колебаний системы, формой импульса можно пренебречь.

Уравнение движения системы с двумя степенями свободы при импульсном нагружении посредством удара представляются следующим образом:

$$\begin{aligned} m_2 x_2 + K_{\Pi} (x_2 - x_{\Phi}) &= P_0 \delta(t); \\ m_{\Phi} x_{\Phi} - K_{\Pi} x_2 + (K_r + K_{\Pi}) x_{\Phi} &= 0, \end{aligned} \tag{1}$$

где m_2 – масса шабота для ковочных и масса молота для штамповочных молотов;
 m_ϕ – масса фундамента;
 x_2, x_ϕ – перемещения шабота и фундамента;
 K_Π, K_H – коэффициенты жесткости подшаботной виброизоляции и опоры фундамента;
 P_0 – ударный импульс.

$$P_0 = m_1 v_1 (1 + E),$$

где $m_1 v_1$ – масса и скорость падающих частей молота;
 E – коэффициент отскока;
 $\delta(t)$ – импульсная функция Дирака:

$$\delta(t) = 0, \text{ при } t > 0.$$

Понимая под ударным импульсом единичное возмущение системы и учитывая, что начальные смещения и скорости масс равны нулю, преобразуем систему (1) по Лапласу [2]:

$$\begin{aligned} (m_2 s^2 + K_\Pi) X_2(s) - K_\Pi K_\phi X_\phi(s) &= P_0, \\ -K_\Pi X_2(s) + (m_\phi s^2 + K_r + K_\Pi) X_\phi(s) &= 0. \end{aligned} \quad (2)$$

Изображение реакций $X_2(s)$ и $X_\phi(s)$ найдем по правилу Крамера:

$$\begin{aligned} X_2(s) &= \frac{\begin{vmatrix} P_0 & -K_\Pi \\ 0 & m_\phi s^2 + K_r + K_\Pi \end{vmatrix}}{\Delta(s)}, \\ X_\phi(s) &= \frac{\begin{vmatrix} m_2 s^2 + K_\Pi & P_0 \\ -K_\Pi & 0 \end{vmatrix}}{\Delta(s)}, \end{aligned} \quad (3)$$

$$\text{где } \Delta s = \begin{vmatrix} m_2 s^2 + K_\Pi & -K_\Pi \\ -K_\Pi & m_\phi s^2 + K_r + K_\Pi \end{vmatrix}.$$

Раскрывая определители, введем:

$$a^2 = \frac{(K_\Pi + K_r) m_2 + K_\Pi m_\phi}{m_2 m_\phi}. \quad (4)$$

Подставив $\Delta(s)$ в изображение реакции (3), получим:

$$x_2(s) = \frac{P_0}{m_2 m_\phi} \left[\frac{m_\phi s^2 + K_r + K_\Pi}{(s^2 + a^2)s^2 + \frac{K_\Pi K_r}{m_2 m_\phi}} \right], \quad (5)$$

$$x_\phi(s) = \frac{P_0 K_\Pi}{m_2 m_\phi} \left[\frac{1}{(s^2 + a^2)s^2 + \frac{K_r K_\Pi}{m_2 m_\phi}} \right].$$

Решив квадратное уравнение относительно s^2 , знаменатель в изображении реакций (5) можно представить в виде простых сомножителей, так как

$$(s_{1,2})^2 = -\frac{a^2}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{a^2}{2}\right)^2 - \frac{K_r K_\Pi}{m_2 m_\phi}}. \quad (6)$$

Учитывая, что $\frac{a^2}{2} > \frac{K_r K_\Pi}{m_2 m_\phi}$, оба корня этого уравнения отрицательные.

Если обозначить $s_1^2 = -\omega_1^2$, $s_2^2 = -\omega_2^2$, то уравнение изображения реакций (5) можно представить в виде, удобном для выполнения обратного преобразования Лапласа:

$$x_2(s) = \frac{P_0}{m_2 m_\phi} \left[\frac{m_\phi s^2}{(s^2 + \omega_1^2)(s^2 + \omega_2^2)} + \frac{K_r + K_\Pi}{(s^2 + \omega_1^2)(s^2 + \omega_2^2)} \right];$$

$$x_\phi(s) = \frac{P_0 K_\Pi}{m_2 m_\phi} \left[\frac{1}{(s^2 + \omega_1^2)(s^2 + \omega_2^2)} \right]. \quad (7)$$

Произведя обратные преобразования системы (7) по Лапласу, получим решение реакций системы в пространстве оригиналов и после несложных алгебраических преобразований представим в виде:

$$x_2(t) = \frac{P_0}{m_2 m_\phi (\omega_1^2 - \omega_2^2)} \left[\frac{m_\phi \omega_1^2 - (K_r + K_\Pi)}{\omega_1} \sin \omega_1 t - \frac{m_\phi \omega_2^2 - (K_r + K_\Pi)}{\omega_2} \sin \omega_2 t \right], \quad (8)$$

$$x_\phi(t) = \frac{P_0 K_\Pi}{m_2 m_\phi (\omega_1^2 - \omega_2^2) \omega_1 \omega_2} (\omega_1 \sin \omega_2 t - \omega_2 \sin \omega_1 t),$$

здесь ω_1 и ω_2 – собственные круговые частоты колебаний системы, определяем по зависимости:

$$\omega_{1,2} = \sqrt{\frac{a^2}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{a^2}{2}\right)^2 - \frac{K_r K_{\Pi}}{m_2 m_{\phi}}}}, \quad (9)$$

где a – постоянная системы, определяемая по (4).

Принимая во внимание, что амплитуды колебаний шабота

$$A_{11} = \frac{P_0 \mu_2}{m_2 \omega_1 (\mu_2 - \mu_1)}, \quad A_{12} = \frac{P_0 \mu_1}{m_2 \omega_2 (\mu_1 - \mu_2)}, \quad (10)$$

$$\mu_1 = \frac{K_{\Pi}}{K_{\Pi} + K_r - m_{\phi} \omega_1^2}, \quad \mu_2 = \frac{K_{\Pi}}{K_{\Pi} + K_r - m_{\phi} \omega_2^2},$$

уравнения (8) преобразуются к виду:

$$x_2 = A_{11} \sin \omega_1 t + A_{12} \sin \omega_2 t; \quad (11)$$

$$x_{\phi} = \mu_1 A_{11} \sin \omega_1 t + \mu_2 A_{12} \sin \omega_2 t.$$

Дифференцируя (8), получим зависимости для определения скоростей движения шабота и фундамента:

$$x_2' = A_{11} \omega_1 \cos \omega_1 t + A_{12} \omega_2 \cos \omega_2 t; \quad (12)$$

$$x_{\phi}' = \mu_1 A_{11} \omega_1 (\cos \omega_1 t - \cos \omega_2 t).$$

Амплитуды колебаний фундамента определяются на основе амплитуд шабота:

$$A_{21} = \mu_1 A_{11}; \quad A_{22} = \mu_2 A_{12}. \quad (13)$$

Периоды основной и второй формы колебаний механической системы шабот-фундамент и соответственно им циклические частоты определяются:

$$T_1 = 2\pi / \omega_1, \quad T_2 = 2\pi / \omega_2, \quad (14)$$

$$f_1 = \omega_1 / 2\pi, \quad f_2 = \omega_2 / 2\pi.$$

Анализ уравнений движения системы показывает, что от начальных условий зависят амплитуды A_{11} , A_{12} . Остальные параметры, такие как отношения амплитуд колебаний шабота и фундамента μ_1 , μ_2 и собственные частоты ω_1 и ω_2 , не зависят от начальных условий и определяются конструктивными характеристиками системы. Меньшую из частот, ω_1 , называют основной частотой, а первое главное колебание, имеющее эту частоту, – основным колебанием. Колебания с меньшей частотой являются основными в результирующем движении системы.

Учитывая, что при качественной виброизоляции основная часть составляет 2...4Гц, а вторая частота – 12...20Гц, что дает значения амплитуды A_{11} ос-

новного колебания значительно больше амплитуды A_{12} второй формы колебаний при значительно более высокой частоте колебаний на второй форме. Это позволяет определять максимальное смещение шабота и фундамента по сумме амплитуд основной и второй формы колебаний, т.е.:

$$x_{2(\max)} = |A_{11}| + |A_{12}|, \quad (15)$$

$$x_{\phi(\max)} = |\mu_1 A_{11}| + |\mu_2 A_{12}|.$$

Максимальная деформация виброизолятора равна максимальной разнице смещения шабота и фундамента. Колебания на каждой из частот будут осуществляться в одной фазе, если μ_1 и μ_2 положительны и в противофазе, если отрицательны. Анализ показывает, что μ_1 всегда положительно и колебания шабота и фундамента на основной частоте происходят в одной фазе, поэтому с учетом фазы колебаний на второй частоте максимальную динамическую деформацию виброизолятора можно определить как

$$\Delta l_{\max} = A_{11}(1 - \mu_1) + A_{12}(1 - \mu_2). \quad (16)$$

Полная деформация виброизолятора с учетом статистического прогиба:

$$\Delta l_{\max} = \frac{m_2 g}{K_{\Pi}} + \Delta l_{\max}. \quad (17)$$

Максимальное давление на виброизолятор определяется как

$$q_{\Pi} = \left(\frac{K_{\Pi} + \Delta l_{\max}}{F_{\Pi}} \right). \quad (18)$$

Максимальное давление на грунт:

$$q_{\Gamma} = \frac{Q' + K_{\Gamma} x_{\phi \max}}{F_{\phi}}, \quad (19)$$

где Q' – вес молота и фундамента.

Полученных данных достаточно для определения реакций механической системы шаботного молота.

Выводы: 1. Шаботный молот предоставлен в виде механической системы с 2-я степенями свободы при импульсном возмущении.

2. Предложены аналитические зависимости для определения амплитуд и частот колебаний шабота и фундамента молота, максимальной деформации подшаботного виброизолятора, максимальных давлений на грунт под подошвой фундамента и на подшаботную виброизоляцию.

Литература

1. Прочность, устойчивость, колебания.: Справочник в трех т., т.3 / Под редакцией И.А.Биргера и Я.Г.Пановко. – М.: Машиностроение, 1968. – 567с.
2. Диткин В.А., Прудников А.П. Операционное исчисление. – М.: Высшая школа, 1975. – 407 с.

Н.А.Касьянов, Р.И.Рей, О.Н.Сухаревская, Ю.Ю.Симонова

**ПРИНЦИПИАЛЬНЫЕ ОСНОВЫ ВЛИЯНИЯ ОХРАНЫ ТРУДА
НА ЦЕЛИ ПРЕДПРИЯТИЯ**

Предложена схема контура регулирования состояния охраны труда в технической системе. Рис. 2. Ист. 7.

Введение. В условиях командно-административной системы трудоохранная деятельность ограничивалась рамками, определявшимися органами управления высшего уровня. Внедрение на современном этапе развития экономики Украины рыночных отношений между товаропроизводителями существенно отражается на структуре, взаимосвязях и работе производственных участков и отделов охраны труда. Отношение владельцев к нематериальной сфере деятельности различных служб предприятия, в т.ч. и к отделу охраны труда, уходит на второй план, причём с ухудшением финансирования.

Исследования, выполненные в Украине, в первую очередь Ткачуком К.Н., Ткачуком С.П., Гогиташвили Г.Г., Ревуком А.Г., Ступницкой Н.В., Кружилко О.Е., Костенко Е.М. и Лёвкиным Н.Б. [1-5], позволили наиболее полно рассмотреть вопросы комплексной оценки и методики формирования плана мероприятий по предупреждению производственного травматизма.

Постановка задачи. Практика финансирования охраны труда, сложившаяся в последнее время, показывает, что при отсутствии правового и методического обеспечения (за исключением [5]), затраты на мероприятия по охране труда в соответствии с Законом Украины «Об охране труда» (2002 г.) находятся в компетенции собственника вместе с наёмным работником. Отношение же собственника к выделению средств на снижение уровня производственного риска всем известно – это значит их отвлечение от непосредственного производства продукции на финансирование работ, не дающих мгновенной экономической выгоды. Но результаты наших [6] и выполненных вышеуказанными авторами исследований показывают, что без учёта экономического риска в охране труда невозможно выбрать оптимальный способ производства с обеспечением минимальных затрат на единицу продукции одновременно с наибольшей его социальной пригодностью на данном этапе развития общества. Поэтому представляется целесообразной разработка и демонстрация собственнику предприятия схемы производственной системы как контура регулирования с указанием влияния состояния охраны труда на конечные цели этого предприятия.

Материалы и результаты исследования. На основании законов Украины «Об охране труда» (2002), «Об всеобщем обязательном государственном социальном страховании от несчастного случая на производстве» (2001) и подзаконных актов владелец предприятия, или лицо, уполномоченное им, обязаны осуществлять охрану труда и проведение мероприятий по технике безопасности (ТБ). Помимо этого, у каждого предприятия имеется прямая экономическая заинтересованность в том, чтобы избежать прямых и косвенных убытков, вызванных ущербом, причинённым как работнику, так и предприятию.

При этом следует различать ущерб, нанесённый человеку, и повлекший материальные издержки, хотя они взаимосвязаны и следует избегать любого из них. Материальный ущерб связан с затратами предприятия вследствие: а) прерывания процесса производства (простой участка, цеха, или выход из строя оборудования на отдельном рабочем месте); б) ремонтных издержек; в) выхода из строя персонала (штраф, налагаемый за каждый несчастный случай; страховые взносы в фонд социального страхования и т.д.) (см. рис.1).

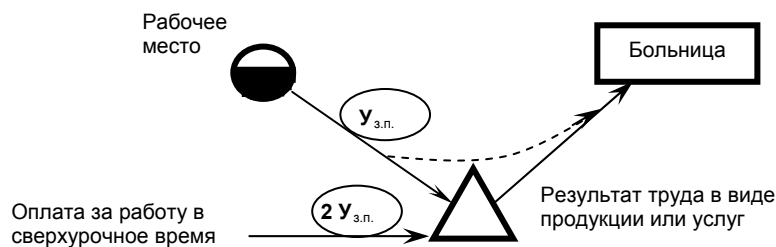


Рис. 1. Структурная схема экономического ущерба предприятия для одного рабочего места из-за травмирования работника:

● – рабочее место человека-оператора; Уз.п. – заработная плата работника

Структурная схема, представленная на рис. 1, даёт возможность владельцу предприятия понять, что каждый несчастный случай на рабочем месте, повлекший за собой необходимость лечения работника в течение недели, вызывает увеличение расходов по заработной плате в 3 раза. Если же работник будет находиться на излечении более недельного срока, то эти расходы увеличатся в 2 раза. Отсутствие травмированного на рабочем месте приведёт к тому, что коллеги будут вынуждены выполнить его производственную программу в сверхурочное время (т.к. это – самое простое решение вопроса для владельца). По трудовому законодательству Украины [7] при почасовой системе оплаты труда работа в сверхурочное время оплачивается в двойном размере часовой ставки. С другой стороны, владелец опосредованно (через страховые взносы) компенсирует ущерб ($U_{сум.}$), причинённый травмированному работнику по известной из законов «Об охране труда» и «Об общеобязательном государственном социальном страховании» зависимости

$$U_{сум.} = U_1 + U_2 + U_3 + U_4,$$

где U_1 – утраченный за период неспособности заработок;

U_2 – расходы, связанные с лечением, включая различные виды ухода за больным;

U_3 – единовременное пособие семье и каждому иждивенцу пострадавшего;

U_4 – моральный ущерб.

Следовательно, принцип, который необходимо закладывать в деятельность любого предприятия, заключается в зависимости:

охрана труда = уменьшение потерь = снижение стоимости продукции

Охрана труда так же, как и производство или объект, должна быть интегрированной частью производственной системы и учитываться во всех планах и мероприятиях по достижению производственных целей. Понятие «производственная система» может быть применено к рабочему месту, технологическому процессу, отдельному участку, цеху, заводу или отрасли народного хозяйства и эта система регулирует взаимодействие между человеком, средствами производства, рабочими материалами и окружающей средой. Объём, вид и способ этого взаимодействия должен задаваться менеджментом, а желаемой целью является: безопасность труда; производительность; рентабельность; требуемая степень рационализации и автоматизации. При этом производственная система может быть представлена в форме контура регулирования (см. рис. 2).

В производственную систему **A** входят: человеческие факторы (рабочая сила, включая психофизиологические аспекты, образование и информация, социальные нормы); капитал (средства производства, рабочие материалы и сырьё). Ожидаемыми результатами деятельности такой системы являются: продукция (количество, качество); заработная плата; доходы; физическая и духовная неприкосновенность.



Рис. 2. Схема производственной системы в форме контура регулирования: **А** – производственная система; **Б** – величина регулирования; **В** – регулятор принимаемых решений; **Г** – мероприятия для устранения факторов помех

Возникающие внешние и внутренние факторы помех вызывают отклонения от запланированного хода технологического цикла работы системы. Такими могут быть, например, несчастные случаи или другие факторы, приводящие к ущербу. Они задают величину регулирования **Б**.

В регуляторе **В** принимаются решения, требуемые для устранения отклонения. Кроме величин, установленных на производстве, таких как цель производства, принципы управления, правила внутреннего распорядка, коллективный договор, заводские правила и др., необходимо учитывать также и величины задающих воздействий, входящих на предприятие извне, таких как, например, общественные представления о ценностях, законодательство, контрольные органы, условия рынка и т.д. После решений, принятых в регуляторе, необходимо осуществление мероприятий **Г** для устранения факторов помех, чтобы в системе не было отклонений от заданного течения.

Предупредительными являются все мероприятия, которые предотвращают возникновение угрожающей опасности; исправительными – те мероприя-

тия, которые устраняют имеющуюся угрожающую опасность. При этом нужно, по возможности, действовать по приоритетности принципа интегрированной безопасности – достичь безопасности труда и роста производительности, избегая одновременно дорогой дооснастки. После устранения факторов помех в соответствии с заданным, достигается производственный результат «физическая и духовная неприкосновенность». Поэтому, если говорить о любом конкретном предприятии, то охрану труда нельзя рассматривать лишь как внешнее требование, предъявляемое к производству. Её нужно воспринимать как внутрипроизводственную задачу и заниматься решением с учётом: требований, предъявляемых законодательными актами; социальной функции предприятия по отношению к своим работникам; его хозяйственных целей. 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».

Выводы. Охрана труда начинается не у станка. В большей степени она, как и все аспекты производства, закладывается решениями лиц, несущих наибольшую ответственность за предприятие и влияющих на условия его функционирования как в организационном, техническом, так и в смысле персонала. Она является внутрипроизводственной задачей и одной из целей и называется «Безопасное производство», а принцип, который необходимо закладывать в деятельность любого предприятия, заключается в зависимости:

охрана труда = уменьшение потерь = снижение стоимости продукции

Литература

1. Ткачук С.П., Перлий В.М., Голинько В.И. Информационное обеспечение системы управления охраной труда. – К.: Основа, 1997. – 264 с.
2. Гогиташвили Г.Г. Управление охраной труда в производственном объединении и на промышленном предприятии: Автореф. дис. д-ра техн. наук: 05.26.01.– М.: 1988 – 47 с.
3. Ступницька Н.В. Підвищення ефективності планування заходів запобігання виробничому травматизму на підприємствах машинобудування: Автореф. дис. канд. техн. наук: 05.26.01 / ДУ „Львівська політехніка”. – Л., 1999. – 22 с.
4. Лёвкин Н.Б. Предотвращение аварий и травматизма в угольных шахтах Украины. – Донецк: Донбасс, 2002. – 392 с.
5. Ткачук С.П., Лесенко Г.Г., Ткачук К.Н., Лучко І.А., Водяник А.О. Методичні рекомендації по визначенню напрямків ефективного вкладення коштів в охорону праці на підприємстві. - К.: Основа, 1999. – 80 с.
6. Касьянов Н.А., Сухаревская О.Н. Моделирование показателей состояния охраны труда методом группового учёта аргументов (МГУА) // Вісник СНУ ім. В. Даля. – 2004. – № 10(80). Ч.2. – С. 204 – 214.
7. Гончарова Г.С., Жернаков В.В., Прилипко С.Н. Трудовое право Украины в вопросах и ответах. – Х.: Одисей, 2004. – 672 с.

УДК 628. 517

**Г.Г.Басов, В.М.Грибанов, В.А.Малов, Н.А.Касьянов,
Н.А.Пительгузов**

ИССЛЕДОВАНИЕ ЗВУКОИЗОЛЯЦИИ КОНСТРУКЦИЙ ОГРАЖДЕНИЙ ПАССАЖИРСКОГО ПОДВИЖНОГО СОСТАВА Х/К «ЛУГАНСКТЕПЛОВОЗ»

Приведены результаты исследований звукоизоляции материалов и конструкций, применяемых на пассажирском подвижном составе, выпускаемом Холдинговой компанией «Лугансктепловоз», с использованием специальной установки и прозвучиванием мотор-вагона дизель-поезда. Рис. 1. Ист. 3.

Введение. Одним из эффективных методов снижения шума является звукоизоляция, обеспечивающая отражение падающей звуковой энергии. Таким

образом, происходит снижение шума в заглушаемом помещении [1]. В условиях подвижного состава эффект звукоизоляции создается за счет применения различных конструкций ограждений из металлических листов, теплозвукоизоляционных материалов и облицовки из пластика или перфорированного алюминия.

Постановка задачи. При разработке конструкций кабин машиниста дизель-электропоездов используются как известные, так и новые материалы и конструкции, звукоизолирующие способности которых неизвестны.

Поэтому необходимо проведение исследований с целью выбора наиболее эффективных материалов и конструкций ограждений для кабин машиниста и салонов пассажирских вагонов.

Материалы и результаты исследований. С целью реализации поставленных задач была разработана комплексная программа исследования звукоизоляции новых материалов и конструкций, включающая конструкторское решение экспериментальной установки образцов звукоизолирующих конструкций из новых материалов и методику проведения стендовых и натуральных испытаний.

Для оценки звукоизолирующей способности ограждений была разработана конструкторская документация и изготовлена установка, которая состоит из двух камер высокого уровня (КВУ) и низкого уровня (КНУ) с внутренним объемом по 1 м^3 , выполненная из металлической наружной и внутренней обшивки толщиной 2 мм со стекловолокном толщиной 100 мм между ними. Для создания звуковых колебаний использовались генератор белого шума, усилитель и громкоговоритель. С целью измерения в каждой камере устанавливается конденсаторный микрофон, который подключается к шумомеру-анализатору спектра.

Общая схема стенда и применяемая акустическая аппаратура показана на рис. 1.

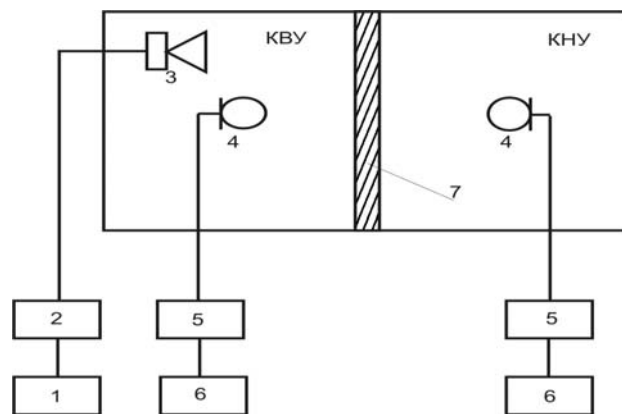


Рис. 1. Схема установки для исследования звукоизолирующей способности ограждений:

- 1 – генератор белого шума; 2 – усилитель; 3 – громкоговоритель;
- 4 – измерительные конденсаторные микрофоны;
- 5, 6 – шумомеры со спектроанализатором; 7 – испытуемый образец

Образцы звукопоглощающих конструкций стенок и полов размером $1 \times 1 \text{ м}$ устанавливались между двумя камерами, тщательно уплотнялись по контуру, а затем с помощью мостового крана обе камеры закрывались крышкой, которая входит в конструкцию установки.

В камере высокого уровня создавался постоянный спектр шума на частотах от 16 Гц до 20 Гц, с общим уровнем шума – 110 дБА.

При разработке вариантов образцов звукоизолирующих конструкций для испытания на установке использовались реальные материалы, применяемые для боковых стен, крыш и пола дизель-поездов ДЕЛ 01 и ДЕЛ 02.

Для боковых стенок и крыши применены:

– металлический лист из нержавеющей стали толщиной 2 мм, с мастикой № 579 4–6 мм;

– звуко теплоизолирующий материал «Изовер» толщиной 60 мм, плотность 11–17 кг/м³;

– звуко теплоизолятор (Isotek – Kim-AL) толщиной 50 мм, плотность 25 кг/м³;

– зашивка – термостеклопластик ПВХ, толщина – 3 мм.

Полы кабины машиниста и вагонов:

– металлический лист из нержавеющей стали толщиной 2 мм, с мастикой;

– звуко теплоизолирующий материал «Изовер» или «Рокмин» толщиной 50–80 мм, плотность 33 кг/м³;

– фанера ПФА 20 мм, плотность 900 кг/м³;

– линолеум 2–3 мм.

Всего было испытано 12 образцов комбинаций возможных конструкций с использованием данных материалов.

При оценке звукоизолирующей способности образцов конструкций проводилось измерение октавных уровней шума с двух сторон от образца в камерах высокого и низкого уровня с использованием зависимости [2]

$$R = (\bar{L}_B - \bar{L}_H) - \Delta L_1 + \Delta L_2 + \Delta L_3, \quad (1)$$

где \bar{L}_B , \bar{L}_H – средние октавные уровни шума трех измерений в камерах высокого и низкого уровня (на частотах 63, 125, 250, 500, 1000, 2000, 4000 и 8000 Гц); ΔL_1 – поправка на звукопоглощение образца:

$$\Delta R_1 = 10 \lg \frac{S'}{A}, \quad (2)$$

где S' – площадь образца, м² (в нашем случае равна 1 м²); A – эквивалентное звукопоглощение в камере низкого уровня:

$$A = \frac{0,164 \cdot V}{T_{CP}}, \quad (3)$$

где V – объем камеры, м³ (в нашем случае 1 м³); T_{CP} – среднее время реверберации в камере низкого уровня, сек (определяется экспериментально по каждой октавной полосе частот по времени затухания шума после выключения источника шума в камере высокого уровня); ΔL_2 – поправка на проникновение шума через щели между образцом и корпусом стенда, дБ; ΔL_3 – поправка на частотные характеристики измерительных трактов в КВУ КНУ.

Суммарная поправка этих трех составляющих состояла в пределах ± 5 дБ и учитывалась при обработке результатов измерений.

Результаты стендовых исследований [3] приведены в табл. 1, 2.

Таблица 1

Звукоизоляция материалов, используемых на дизель-поездах

Варианты образцов	Октавные полосы частот, Гц									дБА
	31,5	63	125	250	500	1кГц	2кГц	4кГц	8кГц	
Термостеклопластик	-3	3	10	9	5	6	8	9	12	8
Металл + мастика	5	11	11	9	9	8	17	18	18	13
Фанера + линолеум	5	12	11	17	14	13	17	21	26	18
Металл + мастика + изовер	4	13	9	11	12	14	19	22	21	17
Металл + мастика + изотек	6	15	15	12	12	14	22	24	23	17
Металл + мастика + роклин	6	14	12	11	10	16	17	27	31	

Таблица 2

Звукоизоляция образцов конструкций дизель-поезда ДЭЛ-02

Варианты образцов	Октавные полосы частот, Гц									дБА
	31,5	63	125	250	500	1кГц	2кГц	4кГц	8кГц	
Крыша	4	13	9	11	12	14	19	22	21	17
Боковые стенки	5	14	17	17	13	15	22	24	23	18
Пол вагона	9	16	18	15	14	16	21	27	30	19

Оценка звукоизоляции ограждающих конструкций кабин и вагонов на дизель-поезде ДЭЛ-02 производилась методом прозвучивания в условиях отсутствия отражения звука от рядом стоящих зданий на ст. Луганск-Северная.

При прозвучивании использовалась акустическая аппаратура, аналогичная применяемой на стенде. Громкоговоритель поочередно устанавливался на крыше, под полами кабины и салона моторного вагона. Измерительные микрофоны устанавливались на расстоянии 0,5 м от громкоговорителя снаружи и внутри кабины или салона, направленного на громкоговоритель.

Результаты измерения звукоизоляции непосредственно на дизель-поезде с точностью ± 5 дБ приведены в табл. 3.

Таблица 3

Звукоизоляция ограждений на дизель-поезде ДЭЛ-02, измеренная методом прозвучивания

Наименование ограждения	Октавные полосы частот, Гц									дБА
	31,5	63	125	250	500	1кГц	2кГц	4кГц	8кГц	
Крыша кабины и салона	29	35	39	40	44	43	48	52	58	43
Боковая стенка кабины	16	22	20	25	27	30	24	27	30	26
Боковая стенка салона	18	21	19	23	25	28	24	26	29	25
Пол кабины	26	33	37	44	46	52	52	52	49	51
Пол салона	29	40	40	44	49	50	56	59	61	53

Выводы. Анализ результатов выполненных исследований по оценке звукоизолирующей способности конструкции ограждений, применяемых на пассажирском подвижном составе, позволяет сделать следующие выводы:

1. Звукоизолирующая способность образцов материалов зависит от поверхностного веса материала и растет с его увеличением. Это положение проявляется и на образцах конструкций.

2. С увеличением частоты звукоизолирующая способность, как правило, увеличивается на 1 – 5 дБ в каждой октавной полосе.

3. Применение теплозвукопоглощающих материалов увеличивает акустический эффект звукоизоляции, в основном за счет звукопоглощения в камере. Из трех испытанных материалов «Изовер», «Изотек», «Роклин» наиболее эф-

фективным на частотах свыше 3000 Гц оказался материал «Роклин», имеющий наибольшую плотность.

4. Испытанные звукопоглотители образцов конструкций в стендовых условиях дали аналогичный результат, т.е., с увеличением поверхностной массы ограждения звукоизолирующая способность конструкции увеличивается и наибольшее ее значение получено для полов вагонов.

5. Звукоизолирующая способность конструкций, полученная методом прозвучивания в реальных условиях конкретного подвижного состава, имеет более высокие значения за счет звукопоглощения во внутреннем объеме кабины или кузова вагона.

6. Наибольшее значение звукоизоляции при прозвучивании кабины и кузова вагона достигает 30 – 60 дБ.

7. Проведенные исследования звукоизолирующей способности материалов и конструкций пассажирского подвижного состава позволяют выбрать наиболее эффективное конструкторское решение с учетом экономических (стоимостных) показателей.

Литература

1. Заборов В.И. Теория звукоизоляции поглощающих конструкций. – М.: Стройиздат, – 1978. – 108 с.
2. Пительгузов Н.А. Средства защиты от шума и вибрации в машиностроении. – Луганск. – СНУ ім. В.Даля. – 2003. – 148 с.
3. Касьянов Н.А., Пительгузов Н.А., Басов Г.Г., Малов В.А., Медяник В.А., Гундарь В.П., Сухаревская О.Н. и др. Исследование шума и разработка методов его уменьшения на пассажирско-подвижном составе, выпускаемом ОАО ХК «Лугансктепловоз». Техн.отчет по НИР М-33-03 № гос.рег. 0103 U 008252, 2005. – 83 с.

УДК 621.762.1

А.А.Стоянов

ОЦЕНКА ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ДИСЛОКАЦИЙ С ПОРАМИ ПРИ ДЕФОРМАЦИИ ПОРИСТОГО МАТЕРИАЛА В УСЛОВИЯХ ПРОДОЛЬНОГО СДВИГА

Выполнен анализ взаимодействия между прямолинейной винтовой дислокацией и макропорой параболической формы с использованием методов теории функции комплексного переменного. Получены уравнения для энергии деформации и силы изображения дислокации в окрестности макропоры. Показано, что закономерности взаимодействия дислокаций с порами определяют условия упрочнения порошковых тел в процессе холодной пластической деформации. Рис. 5. Ист. 8.

Взаимосвязь между характеристиками механического поведения пористых и компактных материалов описывается уравнениями степенного [1] и экспоненциального [2] видов. Происхождение подобной взаимосвязи вытекает из простых физических представлений: поры не передают напряжений, делая материал более податливым, а пластическая деформация матрицы имеет гомогенный характер. Однако подобное представление является некорректным. Деформационная прочность металлических материалов в значительной степени определяется подвижностью дислокаций. Движение дислокаций имеет довольно слож-

ный характер из-за наличия примесей и влияния сил различной природы и интенсивности. В изделиях, полученных методом порошковой металлургии, поры дают выход полю напряжений дислокаций, в результате чего на дислокацию действует сила изображения, стремящаяся "вытолкнуть" ее из матрицы.

Рассмотрим взаимодействие винтовой дислокации с порой по аналогии с [3, 4], используя методы теории функций комплексного переменного [5]. Учитывая, что поры после прессования и спекания не являются атомно острыми, их поверхность аппроксимируется параболой.

Рассмотрим на плоскости $Z = X + iy$ параболическую пору с фокусом в начале координат (рис. 1), вершина параболы расположена в точке S на оси X . Винтовая дислокация параллельна оси Z и лежит на продолжении линии симметрии параболы в точке X_0 .

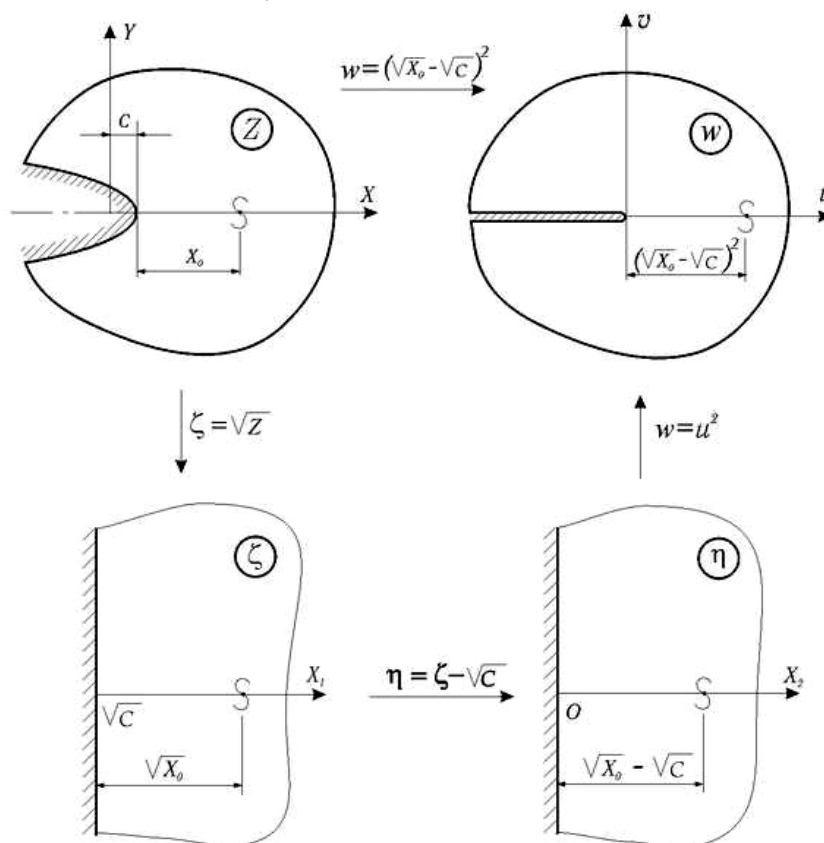


Рис. 1. Конформное отображение полубесконечной поры с дислокацией в точке X_0 на плоскости Z на полную комплексную плоскость w с разрезом вдоль отрицательной части действительной оси с дислокацией в точке $(\sqrt{X_0} - \sqrt{C})^2$

Решим задачу о взаимодействии винтовой дислокации с параболической порой, сведя ее к задаче о взаимодействии дислокации с полубесконечной трещиной. Отобразим конформно область в комплексной плоскости Z , расположенную вне параболической поры, на полу комплексную плоскость $w = u + iv$ с разрезом вдоль отрицательной части действительной оси $(-\infty, 0)$ (рис. 1).

а) Функция $\xi = \sqrt{Z}$ конформно отображает область D на область D_1 – полуплоскость $\text{Re}\xi > \sqrt{C}$.

б) Функция $\eta = \xi - \sqrt{C}$ (сдвиг) конформно отображает область D_1 на область D_2 - полуплоскость $\text{Re}\eta > 0$.

в) Функция $w = \eta^2$ конформно отображает область D_2 на область D_3 – плоскость w с разрезом по отрицательной части действительной оси $(-\infty, 0)$.

Следовательно, в результате последовательного выполнения отображений а) - в) с помощью функции $w = (\sqrt{Z} - \sqrt{C})^2$ задача о взаимодействии дислокации с порой эллиптической формы сводится к задаче о взаимодействии с полубесконечной трещиной.

Рассмотрим в плоскости D_3 случай деформации продольного сдвига, т.к. математическое описание развития трещин в этих условиях проще. В соответствии с [6], задачу о продольном сдвиге можно сформулировать с помощью единственной функции $f(w)$ комплексного переменного w . Компоненты напряжений связаны с комплексным потенциалом следующим уравнением

$$\tau_{vz} + i\tau_{uz} = \mu \cdot f(w), \quad (1)$$

где μ - модуль сдвига.

Комплексный потенциал для дислокации в плоскости w в окрестности полубесконечной трещины можно получить из уравнения диполя [7] для дислокации и ее "изображения" в плоскости D_2 . Тогда комплексный потенциал для дислокации в плоскости w можно представить в виде

$$f(w) = \frac{b}{2\pi} \cdot \ln \frac{\sqrt{w} - \sqrt{w_0}}{\sqrt{w} + \sqrt{w_0}}. \quad (2)$$

Здесь b - вектор Бюргерса дислокации.

В присутствии приложенного напряжения $\tau = -\tau_{vz}$ комплексный потенциал принимает вид

$$f(w) = \frac{b}{2\pi} \cdot \ln \frac{\sqrt{w} - \sqrt{w_0}}{\sqrt{w} + \sqrt{w_0}} - \frac{\tau}{\mu} \cdot w. \quad (3)$$

Из уравнений (1) и (3) получаем следующее выражение для напряжения τ_{yz} на продолжении оси параболической поры внутрь области, занятой материалом ($Y = 0, X > X_0$)

$$\tau_{yz} = \mu \cdot f(w) \Big|_{v=0} \frac{dw}{dz} \Big|_{y=0} = \frac{\mu b}{2\pi} \cdot \frac{\sqrt{x_0} - \sqrt{c}}{\sqrt{x} \left[(\sqrt{x} - \sqrt{c})^2 - (\sqrt{x_0} - \sqrt{c})^2 \right]} - \tau \cdot \frac{(\sqrt{x} - \sqrt{c})}{\sqrt{x}}. \quad (4)$$

Энергию поля упругих напряжений винтовой дислокации в окрестности параболической поры можно определить, рассмотрев работу, которую необходимо совершить при образовании дислокации. Для этого необходимо выполнить разрез вдоль оси X от X_0 до $+\infty$ и сместить верхние и нижние берега разреза

на η . В результате проделанной операции приращение энергии, связанное со смещением $d\eta$, составляет

$$dE = \int_0^b \int_{x_0+r_0}^R \tau_{yz} dx d\eta. \quad (5)$$

Радиус обреза $r_0 \rightarrow 0$ введен для того, чтобы избежать расходимости; $R \rightarrow \infty$. Из уравнения (5) получаем величину энергии на единицу длины дислокации

$$E = \int_0^b d\eta \int_{x_0+r_0}^R \tau_{yz} \Big|_{y=0} dx = \int_0^b d\eta \int_{x_0+r_0}^R \mu \cdot f(w) \Big|_{y=0} \frac{dw}{dx} dx =$$

$$= \frac{\mu b^2}{4\pi} \left[\ln \frac{4}{r_0} + \ln (\sqrt{x_0} - \sqrt{c})^2 \right] - \tau b (\sqrt{x_0} - \sqrt{c}). \quad (6)$$

Из уравнения (6) можно найти силу, действующую на дислокацию

$$F = - \frac{\partial E}{\partial x_0} \Big|_{y=0} = - \frac{\mu b^2}{4\pi} \frac{1}{\sqrt{x_0} (\sqrt{x_0} - \sqrt{c})} + \tau b \frac{(\sqrt{x_0} - \sqrt{c})}{\sqrt{x_0}}. \quad (7)$$

На рис. 2 представлена зависимость упругой энергии деформации винтовой дислокации от расстояния дислокации от поры. Построение выполнено в безразмерных по энергии координатах путем деления на $\mu b^2/4\pi$. Из представленных на данном рисунке данных видно, что при $\tau=0$ с удалением винтовой дислокации от макropоры ее упругая деформация возрастает. Это находится в соответствии с общими концепциями теории дислокаций. Для $\tau \neq 0$ зависимость упругой энергии винтовой дислокации от безразмерного расстояния описывается кривой с максимумом. С ростом сдвигающего напряжения максимум становится более ярко выраженным и его положение сдвигается к вершине макropоры.

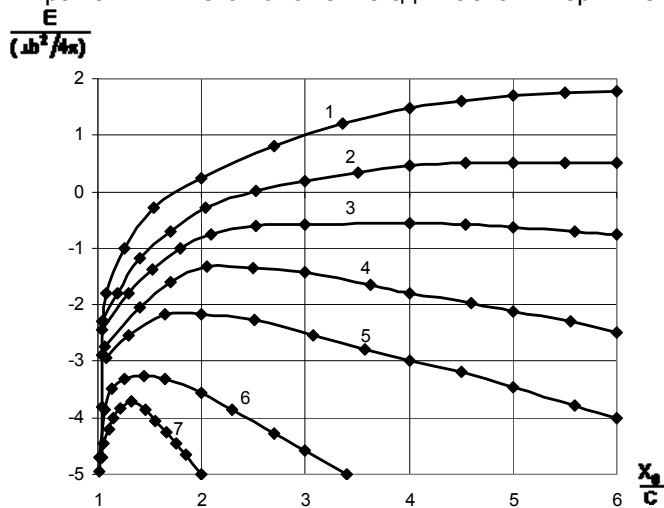


Рис. 2. Зависимость энергии деформации винтовой дислокации от положения в околпорном пространстве: $4\tau c/\mu b = 0 - 1; 0,5 - 2; 1,0 - 3; 1,75 - 4; 2,3 - 5; 3,75 - 6; 5,0 - 7$

На рис. 3 представлена зависимость безразмерной силы, действующей на винтовую дислокацию вдоль оси X от безразмерного расстояния. Построение выполнено с использованием безразмерного параметра $\sqrt{x_0}/\sqrt{c}$. Для $\tau=0$ винтовая дислокация притягивается к макропоре силой изображения, причем с удалением дислокации от макропоры величина силы F уменьшается.

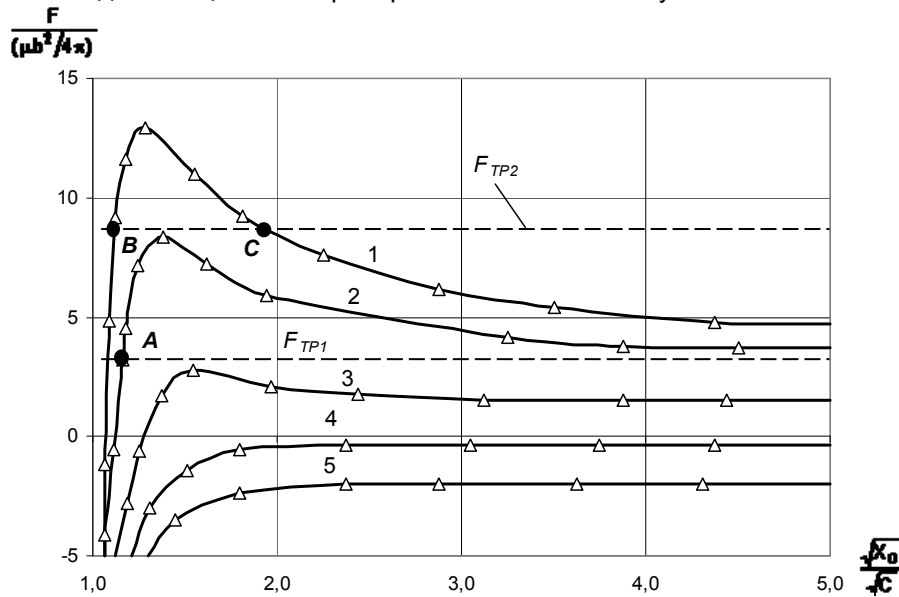


Рис. 3. Зависимость действующей на дислокацию безразмерной силы от безразмерного расстояния $\tau/(\mu b/4\pi c) = 7,5 - 1; 5,0 - 2; 2,5 - 3; 1,0 - 4; 0 - 5$

Когда к пористому материалу прикладывается сдвигающее напряжение τ , на действительной оси комплексной плоскости Z появляется метастабильное положение винтовой дислокации λ_0 , определяемое условием $F=0$. Из рис. 3 следует, что при отсутствии трения решетки дислокации притягиваются к вершине макропоры в области $X < \lambda_0$ и, наоборот, отталкиваются в кристаллическую решетку при $X > \lambda_0$, где они задерживаются препятствиями в виде других дислокаций, дисперсными частицами, межзеренными или межчастичными границами и пр. Следовательно, в окрестности макропоры должна существовать зона, свободная от дислокаций. Зависимость протяженности зоны λ_0 , свободной от дислокаций, от величины сдвигающего напряжения τ представлена на рис. 4. Видно, что с уменьшением τ протяженность зоны λ_0 возрастает.

Одним из проявлений действия сил изображения является затруднение генерирования дислокаций в околупоровом пространстве. Энергия генерирования дислокаций в области λ_0 составляет

$$E = \frac{\mu b^2}{4\pi} \cdot \ln \frac{4(\sqrt{\lambda_0} - \sqrt{c})^2}{r_0} - \tau b(\sqrt{\lambda_0} - \sqrt{c}). \quad (8)$$

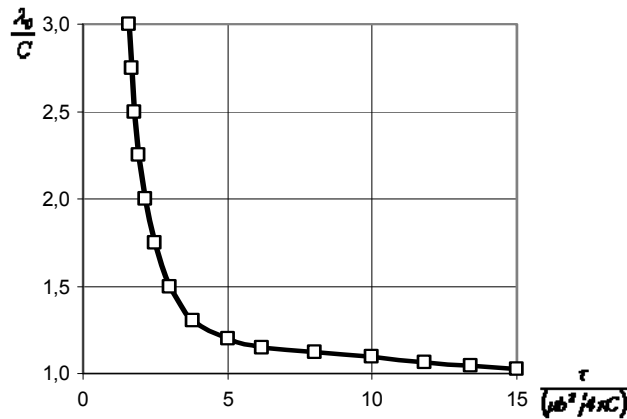


Рис. 4. Зависимость безразмерного метастабильного положения от безразмерного напряжения

При анализе взаимодействия дислокаций с макропорами необходимо учитывать силы сопротивления кристаллической решетки (силы Пайерлса-Набарро). Для преодоления потенциального барьера Пайерлса, разделяющего два идентичных положения дислокации, требуется напряжение τ_n . Анализ современных экспериментальных и теоретических данных показывает, что в материалах с жесткими направленными связями, а также в переходных металлах с ОЦК решеткой ширина дислокаций мала и, следовательно, потенциальный барьер велик $\tau_n \sim 10^{-2} \mu$. В ГЦК металлах дислокации широкие и поэтому роль пайерловского механизма деформации мала $\tau_n \sim 10^{-4} \mu$.

В зависимости от типа кристаллической решетки сила трения может пересечь кривые уровня сил на рис. 3 в одной или двух точках (на рис. 3 точки А, В или С). Генерированная в точке А дислокация перемещается в кристаллическую решетку, поскольку действующие на дислокацию силы выше уровня сил Пайерлса-Набарро. Дислокация, генерированная между точками В и С, перемещается к точке С под действием силы F и задерживается силой трения решетки $F_{тр2}$. Общим требованием для генерирования дислокаций в околпоровом пространстве является выполнение условия $F = F_{тр}$. Если приложенное напряжение недостаточно высокое для преодоления дислокациями сил трения решетки, дислокации не будут зарождаться.

Зависимость силы Пайерлса-Набарро от типа упаковки атомов в кристаллической решетке приводит к важному эффекту, связанному с характером распределения дислокаций в порошковых материалах. Когда сила трения Пайерлса-Набарро пересекает кривую уровня сил на рис. 3 в двух точках, в окрестностях макропор имеет место неоднородное распределение дислокаций: в непосредственной окрестности макропоры – отрицательный градиент (зона, свободная от дислокаций), в околпоровом слое – положительный градиент и, наконец, нулевой градиент (равномерное распределение дислокаций) в объеме порошковых материалов.

Образование околпорового градиента плотности дислокаций приводит к важному последствию, свойственному только порошковым материалам – ано-

мальному деформационному упрочненню. Это вытекает из того, что околопоровый градиент плотности дислокаций создает барьерный эффект для дислокаций, выходящих на поверхность макропор из объемной части порошковых материалов. Для преодоления барьерного действия околопорового градиента плотности дислокаций необходимо приложить дополнительное напряжение. Это равносильно тому, что при определении эффективного напряжения τ , действующего на дислокации в порошковых материалах, к общеизвестному уравнению необходимо добавить дополнительный член τ_p , т.е.

$$\tau = \tau_a - \tau_i - \tau_p, \quad (9)$$

где τ_a – внешнее сдвигающее напряжение; τ_i – внутреннее далекодействующее напряжение от объемных источников дислокаций; τ_p – аналогичная величина от околопоровых источников дислокаций.

Глубина, а также амплитуда околопорового градиента плотности дислокаций определяются типом кристаллического строения деформируемого порошкового материала. Наиболее ярко аномальное деформационное упрочнение будет проявляться в материалах с небольшой шириной дислокаций. В материалах с низкой энергией дефектов упаковки эффект аномального деформационного упрочнения может вообще не наблюдаться.

Исследования аномального деформационного упрочнения порошковых материалов были выполнены [8] на порошковых материалах: стали Distaloy AB, никеле ПНЭ-2, железе ПЖЧ, меди ПМС-1 и компактных материалах аналогичного химического состава. Плотность испытываемых порошковых образцов составляла 96%, скорость деформации – $1,2 \cdot 10^{-3} \text{ с}^{-1}$.

Представленные на рис. 5 результаты экспериментальных данных показывают, что кривые упрочнения порошковых материалов в области макропластической деформации разделяются на два вида. Для материалов с низкой энергией дефектов упаковки (порошковая медь с $\gamma = 50 \text{ МДж/м}^2$) диаграмма деформационного упрочнения имеет обычный вид. Подобный же вид кривых деформационного упрочнения наблюдается и у всех компактных материалов.

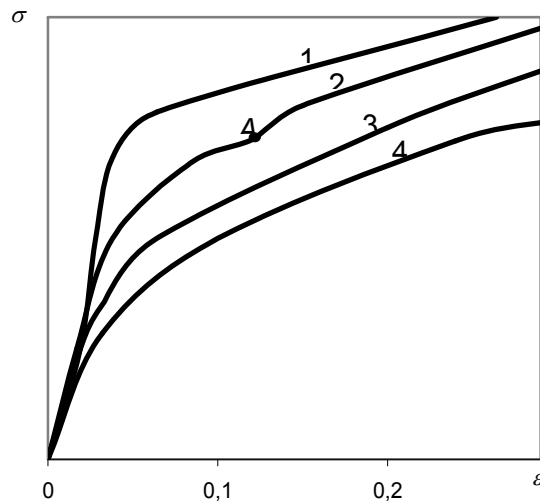


Рис. 5. Схематическое изображение кривых деформационного упрочнения компактных (1, 3) и порошковых (2, 4) материалов в области микропластической деформации: 1, 2 – Distaloy AB, ПЖЧ, ПНЭ-2; 3, 4 – ПМС-1.

При деформировании порошковых материалов с высокой энергией дефектов упаковки (никель с $\gamma = 375 \text{ МДж/м}^2$) и высоким уровнем сил Пайерлса-Набарро (сталь Distaloy AB и железо ПЖЧ) вид кривых деформационного упрочнения изменяется: на стадии микропластической деформации образуется сингулярная точка А с резким возрастанием в ней коэффициента деформационного упрочнения

С увеличением степени деформации околопоровый градиент плотности дислокаций "размывается", вследствие чего при степенях деформации выше 0,12 – 0,15 аномальное деформационное упрочнение порошковых материалов исчезает и кривые упрочнения приобретают обычный вид.

Выводы. Исследовано взаимодействие прямолинейной винтовой дислокации с макропорой параболической формы при деформации продольного сдвига. Методами теории функции комплексного переменного, в частности теории конформного отображения, вычислены энергия деформации и сила изображения дислокации в окрестности макропоры.

Результатом действия силы изображения является неоднородное распределение дислокаций в околопоровом пространстве, которое проявляется в существовании трех зон: зоны, свободной от дислокаций, зоны пластической деформации и области равномерного распределения дислокаций. Увеличение приложенного напряжения приводит к сокращению протяженности зоны, свободной от дислокаций.

Существование зоны пластической деформации в околопоровом пространстве приводит к образованию аномального деформационного упрочнения в области микропластической деформации, которое исследовалось в порошковых железных и цветных материалах.

Закономерности взаимодействия дислокаций с порами определяют условия упрочнения порошковых тел в процессе холодной пластической деформации.

Литература

1. Мусихин А.М. – Порошковая металлургия, 1979, №1, с. 7-13.
2. Kunihiko Nishioko, Shuhei Yostida. – Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, 1983, vol.23. - №5, p. 387-392.
3. Севастьянов Е.С., Киреев П.Н. // Доклады АН БССР. – 1986. – Т.XXX, №5, С. 436-439
4. Севастьянов Е.С., Звонарев Е.В. // Доклады АН БССР. – 1989. – Т.XXXIII, №4, С. 351-354.
5. Лаврентьев М.А., Шабат Б.В. Методы теории функций комплексного переменного. М.: Наука, 1973. – 736 с.
6. Sih G.C.-Z. Appl. Mech. 1965, No.32, p. 51-58.
7. Свешников А.Г., Тихонов А.Н. Теория функций комплексной переменной. – М.: Наука, 1970. – 304 с.
8. Стоянов А.А. Исследование уплотняемости порошковой среды с использованием термически активированного анализа пластической деформации. – Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні: Зб. наук. пр. В 2-х ч. Ч. 1.– Луганськ: Вид. СНУ ім. В. Даля, 2003.

М.Л.Роганов

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ И СОЗДАНИЕ ОБРАБАТЫВАЮЩИХ МАШИН НА ОСНОВЕ СИСТЕМНОГО ПОДХОДА

В данной статье рассмотрена возможность применения системного подхода для определения путей совершенствования обрабатывающих механизмов и машин. Рис. 3. Ист. 4.

Совершенствование существующих и создание новых эффективных обрабатывающих механизмов и машин (ОМ) является актуальной проблемой любого динамично развивающегося производства в условиях рыночной экономики и острой конкуренции, ставя сложные задачи перед учеными, конструкторами, проектантами, инженерами. Современная наука предлагает использовать системный подход для решения самых сложных проблем. Системный подход широко используется в экономике, менеджменте и явно недооценивается его применение для решения сложных инженерных задач.

При системном подходе любая система (объект) рассматривается как совокупность взаимосвязанных элементов, имеющих входные элементы и выходные. Между ними располагается сама система, в которой посредством технологий (методологии) и функционировании самой системы, входные элементы перерабатываются в выходные (рис.1).

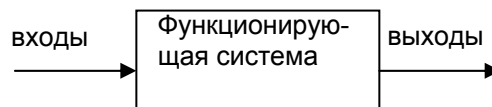


Рис.1. Работа системы

Благодаря этому, все элементы системы можно разбить на подсистемы, и отследить роль каждого элемента системы во взаимосвязанном взаимодействии, определить «слабые» места, направления совершенствования системы. Основные элементы системного подхода можно представить в виде схемы [1] (рис.2):

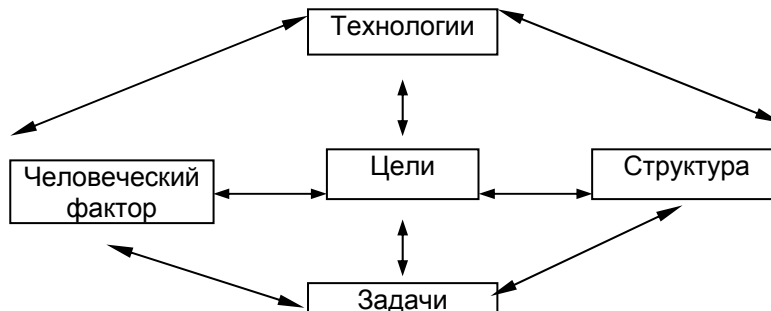


Рис. 2. Элементы системы

При создании нового или усовершенствовании существующего объекта системы прежде всего четко определяются цели, т.е. конкретный, ожидаемый конечный результат. Определяются задачи, которые необходимо выполнить для

достижения поставленной цели, разработать соответствующие технологии, определить роль человеческого фактора в решении задач и структурировать все виды необходимых работ с применением дерева целей и работ. При решении поставленных задач следует учитывать основные системные принципы: целостность, структурность, взаимозависимость, иерархичность, множественность [1]. Целью создания и функционирования ОМ как системы является получение качественных, соответствующих современным требованиям разнообразных изделий. При этом должны быть соблюдены условия максимальной экономичности, производительности, качества, охраны окружающей среды, безопасности и комфорта работы.

Для достижения этих целей и определения круга задач используется множество взаимосвязанных частей-элементов. Выделяются такие главные части с видами работ:

1. Потребность в изделиях, производимых на оборудовании, по форме, номенклатуре, количеству и качеству – изучение, анализ и принятие решений о производстве.

2. Приемлемые методы изготовления изделий (технологии) зависящие от формы, требуемого количества и качества – изучение, анализ, синтез.

3. Конструкция оснастки, механизмов, вспомогательных устройств, машины для изготовления изделий - их создание, покупка, переделка, модернизация.

4. Функционирование механизмов, устройств, машин, обеспечение сырьем жизненного цикла, ремонта, обслуживания и т.п.

Каждая из рассмотренных частей обладает определенной самостоятельностью и целостностью, в тоже время они связаны друг с другом определенной, конечной целью – получить качественное изделие с минимальными затратами на ее производство и с учетом вышеперечисленных условий.

В большинстве ОМ можно выделить главные типовые узлы, механизмы и устройства: станина, главный и дополнительный исполнительный механизмы, система включения, система смазки, привод, вспомогательные механизмы.

Каждый узел-механизм делится на элементы – подузлы и детали, связанные между собой общностью выполняемой функции.

Входами в ОМ как систему являются: заготовка, энергия (тепловая, электрическая, пневматическая, гидравлическая), смазка, охлаждающая среда. Внутри системы происходят процессы или состояния, связанные с обработкой заготовки (обработка, отрезка, нагрев, транспортировка, смазка, деформация и т.п.) и переработкой энергии (электрической в электромагнитную и механическую или в тепловую, механической в тепловую и т.п.). Выходами из этой системы являются: готовая продукция, тепло (нагрев изделия, частей машины), вибрация, шум, отходы готовой продукции, систем охлаждения и смазки.

Таким образом, рассматривая ОМ и входящие в него элементы (узлы), можно выделить в них формальные признаки открытой системы – наличие входов, выходов и процесса или состояния.

Рациональная машина как система должна иметь минимум входов и выходов. Стремление к их минимизации является условием создания рациональной (минимальной по размерам, массе, стоимости и отходам) системы. Применительно к ОМ, входы – заготовка и энергия обеспечивают достижение цели – получение готовой продукции, и такое соотношение, два входа и один выход являются минимальными в этой системе. Однако третий вход, смазка, а также среда для охлаждения – необходимые элементы для обеспечения процессов внутри ОМ, а выходы (тепло, вибрация, шум, отходы) – зависят от степени совершенства процессов внутри системы. Можно условно разделить входы и выходы технической системы на обязательные (обеспечивающие достижение це-

лей, для которых создана система) и вспомогательные или дополнительные (обеспечивающие функционирование системы и являющиеся следствием ее функционирования или состояния). Задача совершенствования системы состоит в оптимизации входов и выходов путем улучшения ее состояния (ее функционирования). Схема системы ОМ показана на рис. 3.

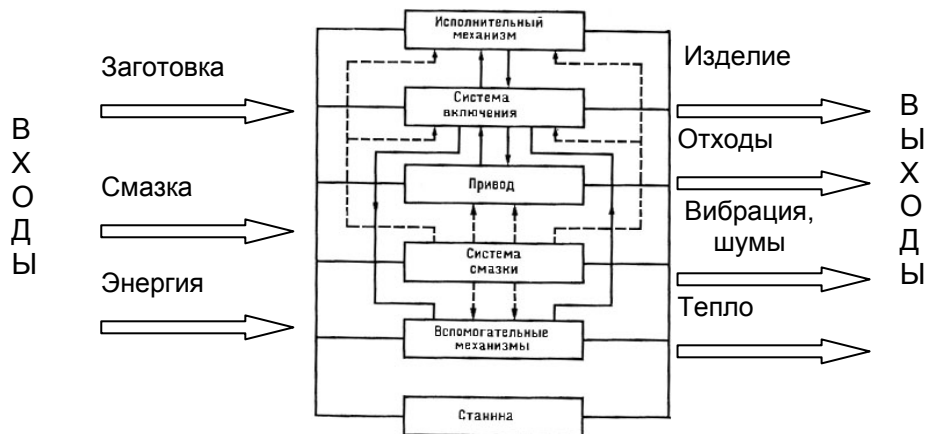


Рис.3. Схема системы ОМ

Применительно к системе ОМ можно определить направления ее совершенствования: применение самосмазывающихся материалов, сочетание материалов трущихся пар с минимальным трением и износом, повышение КПД механизмов, совершенствование технологий, динамическое уравнивание механизмов, снижение их массы, уменьшение видов используемой энергии, объединение в одном механизме или узле нескольких функций, повышение жесткости на главной силовой оси, применение вспомогательных механизмов для обеспечения выполнения ОМ новых функций.

На последнем направлении следует остановиться подробнее, поскольку без капитальной переделки ОМ добиться ее новых возможностей можно только при применении вспомогательных (дополнительных) механизмов или изменении технологии производства. Для элементов общей системы ОМ целесообразно определить понятие и роль вспомогательных механизмов, поскольку каждый из них может рассматриваться (проектироваться, изготавливаться) самостоятельно, но в рамках общей системы, связанной с другими механизмами ОМ. Применительно к системе ОМ под вспомогательным механизмом понимается узел, выполняющий в системе заданную функцию, все элементы узла способствуют (обеспечивают) выполнение заданной функции и связаны между собой конструктивными связями, образующую единую законченную конструкцию, которая может самостоятельно проектироваться, изготавливаться, испытываться, совершенствоваться, изменяться с сохранением присоединительных размеров к главным механизмам и узлам ОМ. Вспомогательные механизмы могут выполнять не только роль обслуживающего систему механизма, но и придавать системе новые качественные характеристики за счет расширения технических (технологических) возможностей ОМ [2].

Для дальнейшего совершенствования системы ОМ дополнительно можно ставить и решать задачу полезного использования выходов из системы, таких как тепло, вибрация, отходы, перерабатывая их, например, с помощью вспомогательных механизмов в энергию, новые изделия и полезные продукты с возвратом их в сферу производства.

В качестве примера совершенствования системы ОМ можно рассмотреть кривошипные прессы (КП) – машины для высокопродуктивного получения из полуфабриката (листов, сортового проката, литья и т.п.) – штамповок, по форме и размерам максимально приближенным к готовым деталям, с максимальным использованием прочностных свойств материала, из которого выполняется штамповка. Входами в систему КП являются: полуфабрикат (заготовка), энергия в виде электрической и пневматической (для включения КП, уравнивания подвижных частей) и смазка. Минимизация входов может проводиться переводом пневматического включения на электромагнитное, электромеханическое. Уравнивание подвижных частей можно осуществлять пружинными, рычажными, магнитными системами. Вместо внешней смазки применять самосмазывающиеся материалы. Следует учитывать, что главным критерием при принятии технических решений по модернизации любых подсистем является их экономическая целесообразность. Совершенствование функционирования самой системы КП происходит по каждой из ее составляющей подсистеме путем совмещения функций, сокращения передаточных функций и т.п. Например, уже разработаны схемы безмуфтового включения КП, безшатунный привод ползунов, выполнение муфтой функции тормоза и т.п. [3,4,5]. Минимизация выходных продуктов проводится применением закрытых штампов, обеспечивающих безоблойную штамповку, дополнительный ударный механизм воздействия на изделие в конце ее деформирования ползуном повышает точность изделия, уменьшает или исключает отходы, предотвращает заклинивание прессы, вибрации используются для снижения контактных напряжений на поверхности деформируемой заготовки, тепло (нагрев) можно использовать для уменьшения зазоров в подвижных частях, повышения точности их работы и т.п. Такой анализ и системное совершенствование следует проводить по всем объектам общей системы КП.

Обобщая вышеприведенный анализ, можно отметить, что системный подход к созданию ОМ основывается на таких положениях:

при рассмотрении ОМ как системы описание его механизмов-модулей необходимо проводить не изолировано, а с учетом связей с другими механизмами, с выделением его (механизма) роли в ОМ и характера связей;

выделяется и соблюдается определенная последовательность механизмов и их связей, например, – электродвигатель установлен перед маховиком и связан с ним ременной передачей и т.д. по всей технической цепочке, при этом целесообразна проверка возможностей на совмещение (полное или частичное) функций соседних механизмов;

исследование системы ОМ проводится совместно с исследованием ее функционирования;

состояние системы ОМ зависит от состояния ее механизмов и наоборот, состояние механизмов зависит от состояния всей системы;

ставится и решается задача максимального использования продуктов (выходов) системы.

Выводы. Системный подход к созданию ОМ позволяет:

1. Разбить ОМ на отдельные по функциям взаимосвязанные элементы-механизмы с обеспечением их независимого, параллельного проектирования, изготовления, обслуживания, повышения специализации, унификации, качества и квалификации проектантов и изготовителей;

2. Выделить условия совершенствования системы – уменьшение количества входов и выходов путем улучшения состояния (функционирования) системы;

3. Определить направления совершенствования ОМ, такие как: разработка и применение механизмов с минимальным количеством звеньев, повышение

КПД и долговечности трущихся деталей за счет снижения трения и износа, улучшение условий смазки и применение самосмазывающихся материалов, совершенствование технологий по операциям, статическое и динамическое уравновешивание механизмов, снижение их массы и стоимости за счет повышения точности расчетов, применение соответствующих материалов, расширение технологических возможностей, повышение жесткости механизмов и, как следствие, повышение точности изделий, обеспечение энергонадежности, максимальное использование продуктов (выходов) системы.

Литература

1. Мескон М.Х., Альберт М., Хедоури Ф. Основы менеджмента: Пер. с англ. - М.: Дело, 1992. -702 с.
2. Роганов М.Л. Дополнительные механизмы, как средства совершенствования кривошипных прессов // Матеріали междунар. научно-техн. конф. «Перспективи розвитку гірничо-металургійного комплексу». – Краматорськ, 2004. – 157 с.
3. Явтушенко А.В., Широкобоков В.В., Глебенко А.В. Планетарные механизмы в приводе кривошипных прессов // Удосконалення процесів та обладнання обробки металів тиском у машинобудуванні та металургії. Тем.сб.наук.пр.- Краматорськ, 2002. – с. 19-25.
4. Явтушенко А.В., Широкобоков В.В., Глебенко А.В. Усовершенствование систем включения КПО // Удосконалення процесів та обладнання обробки металів тиском у машинобудуванні та металургії. Тем.сб.наук.пр.- Краматорськ, 2004. – с. 49-52.
5. Рей Р.И., Монатовский С.С. Кузнечно-штамповочное оборудование. Пресса кривошипные. – Луганськ: из-во ВУНУ, 2000. - 216 с.

УДК 621.83

А.В.Явтушенко, А.В.Глебенко, Т.А.Васильченко

КИНЕМАТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ЗУБЧАТО-РЫЧАЖНОГО ГЛАВНОГО ИСПОЛНИТЕЛЬНОГО МЕХАНИЗМА СПЕЦИАЛИЗИРОВАННЫХ КРИВОШИПНЫХ ПРЕССОВ

Приводится вывод аналитических зависимостей для определения законов перемещения, скорости и ускорения зубчато-рычажного исполнительного механизма специализированного кривошипного пресса. Рис. 10. Ист. 2.

Для обеспечения специальных кинематических характеристик главного исполнительного механизма (ГИМа) специализированных кривошипных прессов используются новые нетрадиционные механизмы. Одним из перспективных направлений является применение зубчато-рычажных механизмов [1].

Такой механизм представляет собой зубчатое колесо, установленное на кривошипе и соединенное с шатуном, перекатывающееся по неподвижному колесу с внешним или внутренним зацеплением. Схема ГИМа пресса с внутренним зацеплением колес показана на рис. 1.

Ведущий кривошип 1 входит во вращательную пару С с колесом 3, которое входит в зацепление с неподвижным зубчатым колесом 2. Колесо 3 входит во вращательную пару А с шатуном 4. Шатун через вращательную пару В соединен с ползуном 5. Точка Е есть точка опоры, т. е. точка касания двух окружностей.

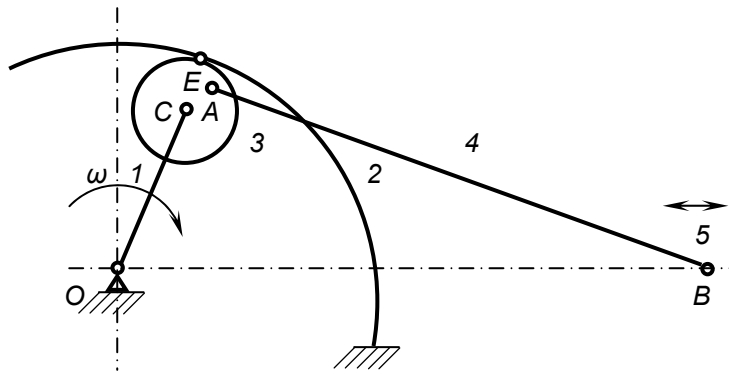


Рис. 1.

Известно, что линия, которую описывает точка A , закрепленная на некотором круге 3 радиуса r (производящий круг), когда этот круг катится без скольжения по неподвижной окружности 2 радиуса R (направляющий круг), называется *эпициклоидой*, если окружности O и C касаются внешним образом, и *гипоциклоидой*, если касание внутреннее [2].

Форма кривых определяется соотношением радиусов окружностей R и r и расстоянием AC .

На рис. 2 показана в качестве примера т. н. укороченная гипоциклоида с соотношением радиусов $R/r=3$ и расстоянием $AC=0,85r$.

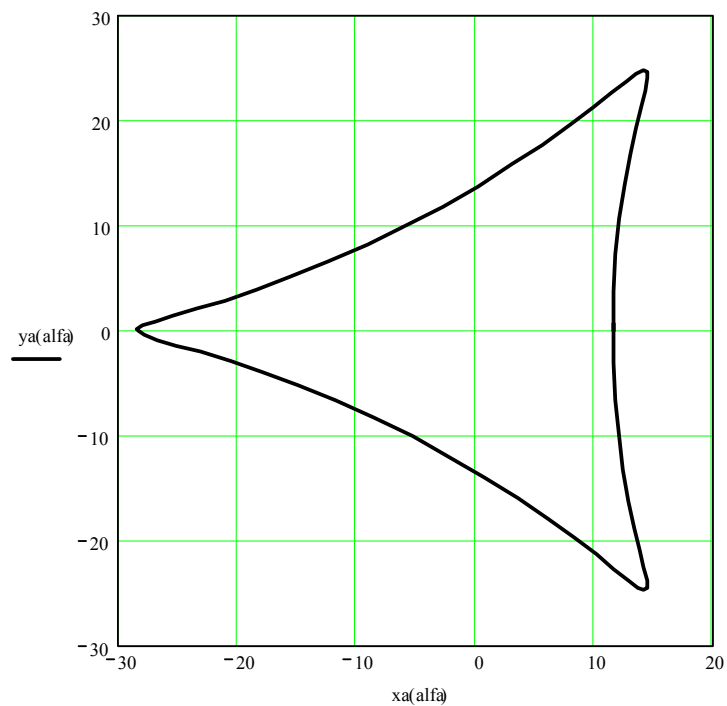


Рис. 2. Укороченная гипоциклоида

Путем изменения соотношения между числами зубьев колес 2 и 3 и расстояния AC могут быть реализованы различные законы движения ползуна за

счет изменения траектории движения точки А соединения шатуна и образующего колеса.

Ставится задача определения аналитических зависимостей для расчета перемещения, скорости и ускорения ползуна, а также скорости вращения образующего колеса в зависимости от геометрических параметров механизма.

Ведущим звеном является кривошип 1, вращающийся с постоянной скоростью ω вокруг оси О (рис. 3). Звено 2 неподвижно, т. е. $\omega_2=0$. Звено 3 совершает переносное движение со скоростью ω относительно центра О и относительное со скоростью ω_{30} относительно центра С, т. е. $\omega_3 = \omega + \omega_{30}$.

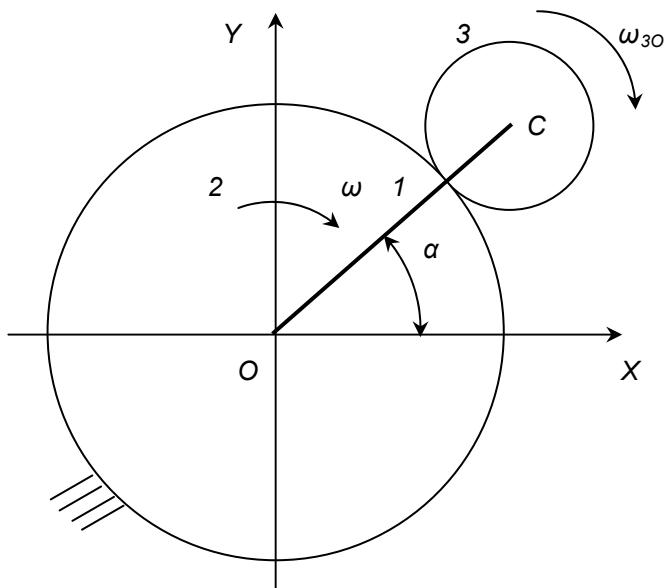


Рис. 3. К определению скорости звеньев

По принципу обращенного движения имеем

$$\frac{\omega_3 - \omega}{\omega_2 - \omega} = i_{32}, \quad (1)$$

где $i_{32} = \mp \frac{z_2}{z_3} = \mp \frac{R}{r}$ – передаточное отношение зубчатого зацепления. Знак ми-

нус принимается для внешнего зацепления, знак плюс – для внутреннего и показывает направление вращения одного колеса относительно другого.

Так как $\omega_2=0$, то $\frac{\omega_3 - \omega}{\omega} = i_{32}$, т. е. $\omega_3 = \omega(1 - i_{32})$.

С учетом сложного параллельного движения звена 3 находим

$$\omega_{30} = \omega_3 - \omega = -\omega i_{32}. \quad (2)$$

Уравнения (1) и (2) позволяют определить абсолютную и относительную скорости вращения образующего колеса 3.

Схема ГИМа кривошипного пресса для любого типа зубчатого механизма показана на рис. 4. Здесь рассматривается только центральный механизм, т. к. дезаксиальные механизмы имеют специальное назначение и в данной задаче эффекта не могут дать.

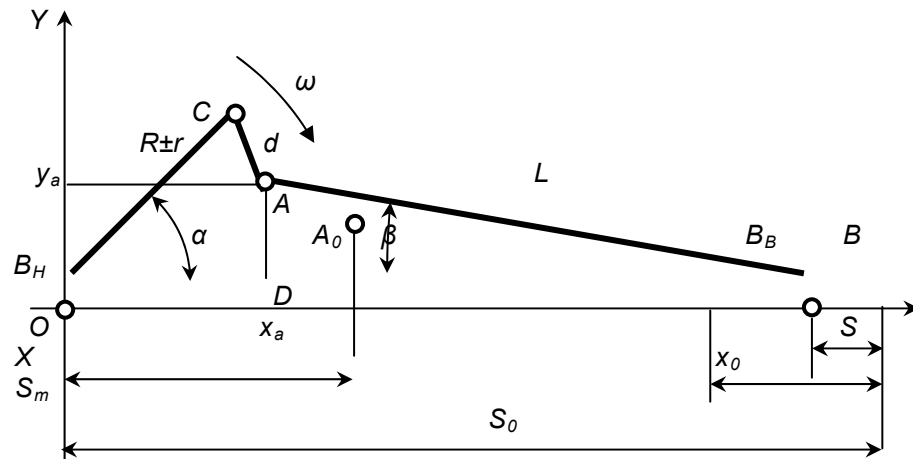


Рис. 4. Расчетная схема ГИМа кривошипного пресса

Звено OC есть радиус окружности центров, его величина суть $R \pm r$, где знак плюс принимается для механизмов, воспроизводящих эпициклоиды, знак минус – для механизмов, воспроизводящих гипоциклоиды. Звено CA есть расстояние между точками C и A на колесе 2, длина которого равна d . Звено AB представляет собой шатун механизма и его длина равна L . Точки B_B и B_H обозначают соответственно крайнее нижнее (правое) и крайнее верхнее (левое) положения ползуна при $\alpha=0$ и $\alpha=180^\circ$. Как будет показано далее, действительные крайние положения ползуна могут быть при других значениях угла поворота кривошипа, отличающихся от 0 или 180° .

Начальное положение кривошипа механизма принято так же, как и в теории кривошипных прессов, т. е. в начальном положении угол $\alpha=0$, а отсчет угла производится против движения кривошипа.

Каждая кривая имеет несколько особенных точек, называемых *вершинами*, *начальными точками* и *точками опоры*. Точкой опоры E называется точка касания двух окружностей C и O (рис. 1, 5). Начальной точкой кривой называется такая ее точка D_N , которая лежит на прямой $CoEo$, соединяющей центр Co производящего круга с точкой опоры Eo и находится по ту сторону от центра Co , что и точка Eo . Начальные точки обыкновенных кривых лежат на направляющей окружности и совпадают с точками опоры производящего круга. Для удлиненных и укороченных кривых точка опоры и начальные точки (Eo и D_N) не совпадают, но лежат на прямой $CoEo$.

Вершиной эпициклоиды или гипоциклоиды D_V называется такая ее точка, которая лежит на прямой, соединяющей центр Co производящего круга с точкой опоры Eo , но находится на продолжении отрезка за точку центра образующего колеса.

Если в исходном положении на оси X располагается начальная точка, такие механизмы называются механизмами типа N . Если с осью X совпадает вершина кривой, такие механизмы называются механизмами типа V .

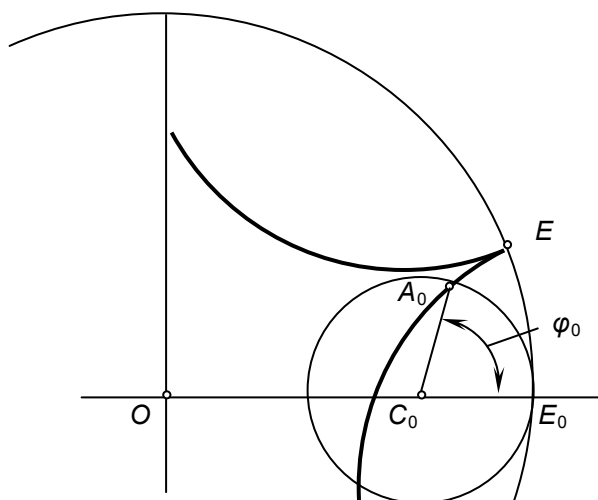


Рис. 5. Начальное положение механизма

При этом в зависимости от относительного положения точки А относительно точки опоры Е возможно бесконечное множество вариантов исходного положения образующего колеса и шатуна (рис. 5).

В общем случае в начальном положении точка A_0 соединения образующего колеса и шатуна может располагаться в любом другом положении относительно оси X (рис. 5). Положение отрезка CoA_0 определяется заданным углом φ_0 . В таком случае точка A будет описывать кривую, вершины или начальные точки которой не совпадают с осью X , а повернуты на угол φ_0 . С математической точки зрения это равносильно повороту осей координат на угол φ_0 .

Положение точки A определяется параметрическим уравнением кривой [1]

- уравнение эпициклоиды

$$\begin{aligned} x_a &= r[(i+1)\cos\alpha + \lambda_1 \cos((i+1)\alpha + \varphi_0)]_p \\ y_a &= r[(i+1)\sin\alpha + \lambda_1 \sin((i+1)\alpha + \varphi_0)]_p \end{aligned} \quad (3)$$

- уравнение гипоциклоиды

$$\begin{aligned} x_a &= r[(i-1)\cos\alpha + \lambda_1 \cos((i-1)\alpha - \varphi_0)]_p \\ y_a &= r[(i-1)\sin\alpha - \lambda_1 \sin((i-1)\alpha - \varphi_0)]_p \end{aligned} \quad (4)$$

где i – передаточное отношение зубчатого зацепления $i = \frac{R}{r}$;

λ_1 – коэффициент кратности расстояния $\lambda_1 = d/r$.

Уравнения кривых можно записать в обобщенном виде:

$$\begin{aligned} x_a &= r[k_1 \cos\alpha + \lambda_1 \cos(k_1\alpha + k_2\varphi_0)]_p \\ y_a &= r[k_1 \sin\alpha + k_2\lambda_1 \sin(k_1\alpha + k_2\varphi_0)]_p \end{aligned} \quad (5)$$

где коэффициенты k_1 и k_2 соответственно равны:

$$k_1=i+1, \quad k_2=1 \text{ – для эпициклоиды;} \\ k_1=i-1, \quad k_2=-1 \text{ – для гипоциклоиды.}$$

Тогда из рисунка 4 следует, что перемещение ползуна (точки B) от крайнего переднего (нижнего) положения при повороте кривошипа на угол α составляет

$$S = S_0 - x_a - L \cos \beta, \quad (6)$$

где S_0 – расстояние между центром O и положением ползуна в исходном состоянии, т. е. расстояние между точками O и B_H

$$S_0 = x_0 + L;$$

x_0 – координата точки A по оси X в начальном положении;
 x_a – текущая координата точки A по оси X ;
 β – угол наклона шатуна относительно оси X .

Для механизмов типа N $x_0 = R \pm r \mp d$, для механизмов типа V – $x_0 = R \pm r \pm d$. Для всех иных механизмов величина x_0 определяется из решения уравнения $x_a(\alpha)=0$. Здесь, как и ранее, верхние знаки принимаются для механизмов, воспроизводящих эпициклоиды, нижние – для механизмов, воспроизводящих гипоциклоиды.

Угол β определяется из треугольника ABD

$$\sin \beta = \frac{AD}{L} = \frac{y_a}{L}, \text{ т. е.}$$

$$\beta = \arcsin\left(\frac{y_a}{L}\right). \quad (7)$$

Скорость ползуна определяется как производная перемещения по времени

$$V = \frac{dS}{dt} = \frac{dS}{d\alpha} \frac{d\alpha}{dt} = \omega \left(-\frac{dx_a}{d\alpha} - L \frac{d(\cos \beta)}{d\alpha} \right).$$

Скорость вращения кривошипа $\omega = \frac{d\alpha}{dt}$ принимается постоянной.

Из обобщенного уравнения кривой (5) находим

$$\frac{dx_a}{d\alpha} = -rk_1 [\sin \alpha + \lambda_1 \sin(k_1 \alpha + k_2 \varphi_0)] = -rk_1 V_1,$$

где обозначено $V_1 = \sin \alpha + \lambda_1 \sin(k_1 \alpha + k_2 \varphi_0)$.

Дифференцируя (7), находим:

$$\begin{aligned} \frac{d \cos \beta}{d\alpha} &= -\sin \beta \frac{d\beta}{d\alpha} = -\sin \beta \frac{1}{L \cos \beta} \frac{dy_a}{d\alpha} = -rk_1 \frac{\operatorname{tg} \beta}{L} (\cos \alpha + k_2 \lambda_1 \cos(k_1 \alpha + k_2 \varphi_0)) = \\ &= -rk_1 \frac{\operatorname{tg} \beta}{L} V_2, \end{aligned}$$

где обозначено $V_2 = \cos \alpha + k_2 \lambda_1 \cos(k_1 \alpha + k_2 \varphi_0)$.

Таким образом, скорость ползуна будет

$$V = \omega r k_1 (V_1 + V_2 \operatorname{tg} \beta). \quad (8)$$

Ускорение ползуна есть производная скорости по времени

$$J = \frac{dV}{dt} = \frac{dV}{d\alpha} \frac{d\alpha}{dt} = \omega r k_1 \left(\frac{dV_1}{d\alpha} + \frac{dV_2}{d\alpha} \operatorname{tg} \beta + V_2 \frac{d \operatorname{tg} \beta}{d\alpha} \right),$$

где $\frac{dV_1}{d\alpha} = \cos \alpha + \lambda_1 k_1 \cos(k_1 \alpha + k_2 \varphi_0) = J_1$,

$\frac{dV_2}{d\alpha} = -(\sin \alpha + \lambda_1 k_1 k_2 \sin(k_1 \alpha + k_2 \varphi_0)) = J_2$,

$\frac{d \operatorname{tg} \beta}{d\alpha} = \frac{1}{(\cos \beta)^2} \frac{d\beta}{d\alpha} = \frac{1}{(\cos \beta)^2} \frac{1}{L \cos \beta} r k_1 V_2 = \frac{r k_1 V_2}{L \cos^3 \beta}$.

Таким образом, ускорение ползуна будет

$$J = \omega^2 r k_1 \left(J_1 + J_2 \operatorname{tg} \beta + \frac{r k_1 V_2^2}{L \cos^3 \beta} \right). \quad (9)$$

Заметим, что попытка упростить формулы для перемещения, скорости и ускорения путем представления угла β через угол α , разложением выражения в бином Ньютона и пренебрежения малыми составляющими, не приводит к упрощению зависимостей.

Полученные зависимости позволяют определить скорость вращения образующего звена, перемещение, скорость и ускорение ползуна в зависимости от геометрических параметров механизма.

В качестве примера на рис. 6-8 показаны зависимости перемещения, скорости и ускорения рассматриваемого механизма (сплошная линия), реализующего гипоциклоиду. Параметры условного механизма приняты следующими: $R = 30$ мм; $r = 10$ мм; $d = 8,5$ мм; $L = 75$ мм; $\omega = 6,8$ с⁻¹; $\varphi_0 = 180^\circ$. Для сравнения точечными линиями представлены аналогичные зависимости для кривошипно-шатунного механизма с радиусом кривошипа $R-r$ и теми же значениями длины шатуна L и угловой скорости кривошипа ω .

Как видно из рисунков, зубчато-рычажный механизм при оптимальном выборе его геометрических параметров обеспечивает кинематические характеристики, соответствующие технологическим требованиям таких операций штамповки, как, например, выдавливание и чистовая вырубка.

Дальнейшая задача состоит в определении аналитических зависимостей для расчета нагрузок (сил, крутящего момента, давлений в звеньях и соединениях механизма) и в разработке методов оптимального проектирования геометрии механизма в зависимости от технологических требований.

Первые критерии оптимизации кинематических характеристик механизма заключаются в таком подборе параметров механизма, при котором обеспечиваются наилучшие условия выполнения технологической операции.

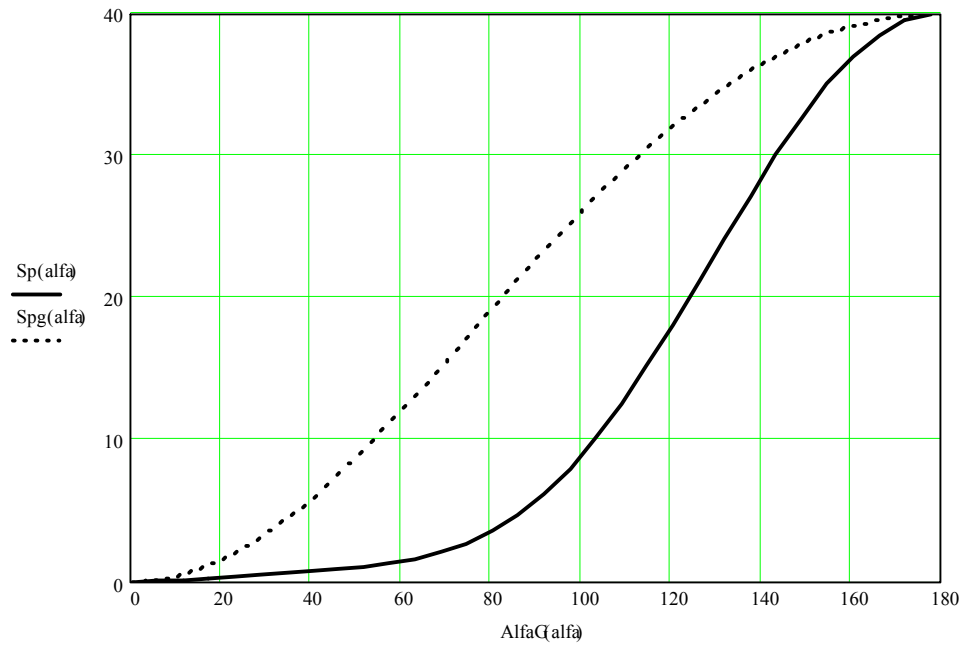


Рис. 6. Зависимость перемещения ползуна

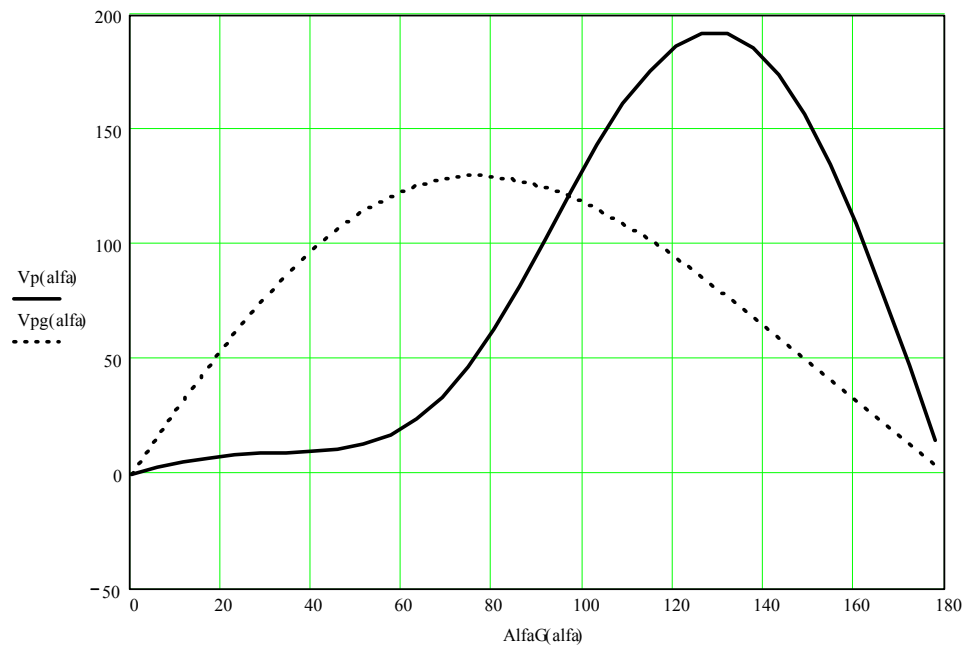


Рис. 7. Зависимость скорости ползуна

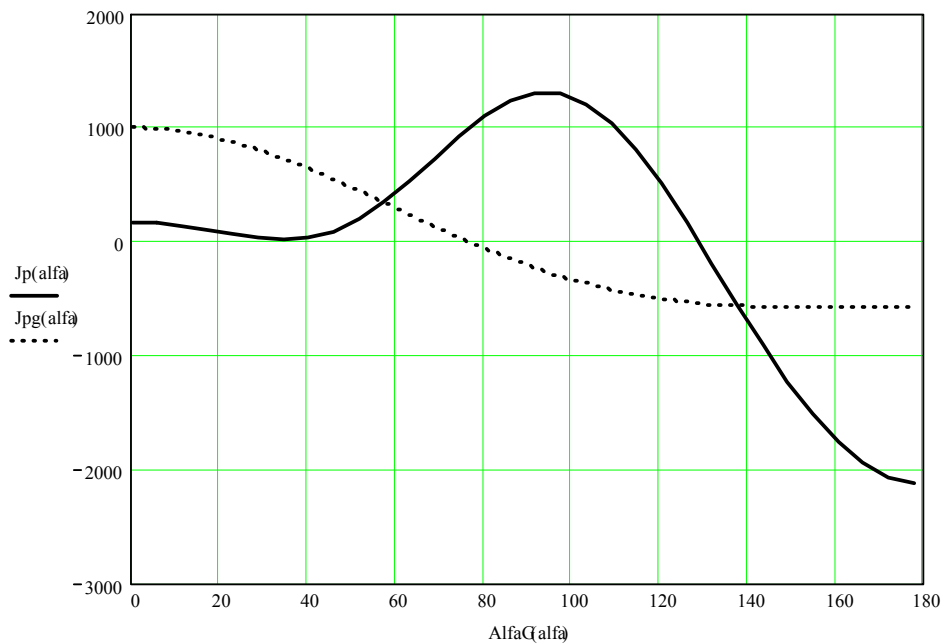


Рис. 8. Зависимость ускорения ползуна

Например, на рис. 9 и 10 показана трансформация кривых перемещения и скорости при изменении φ_0 с 180° до -160° .

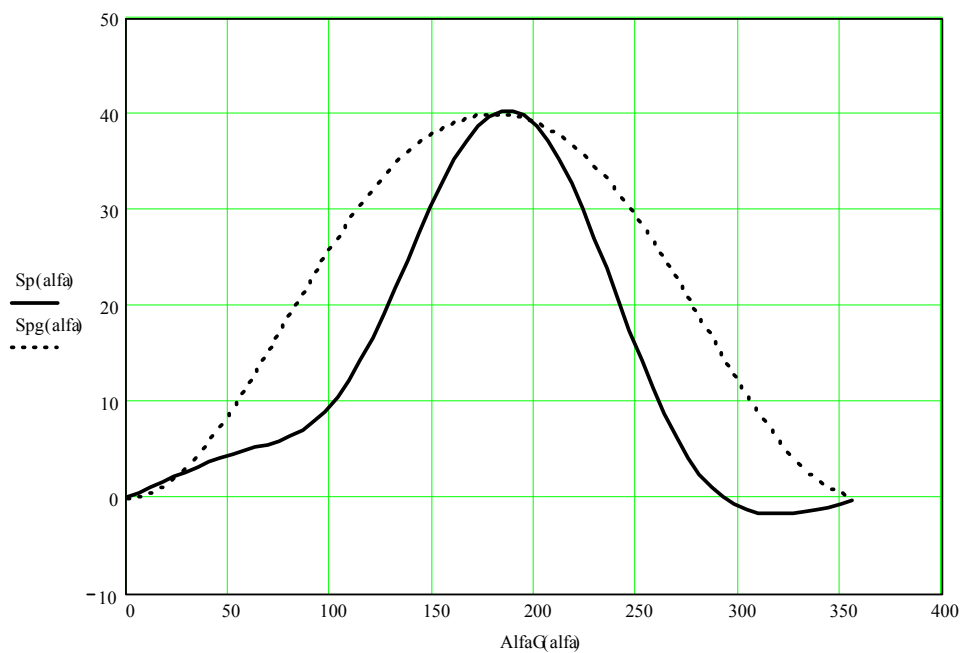


Рис. 9. Зависимость перемещения ползуна при $\varphi_0 = -160^\circ$

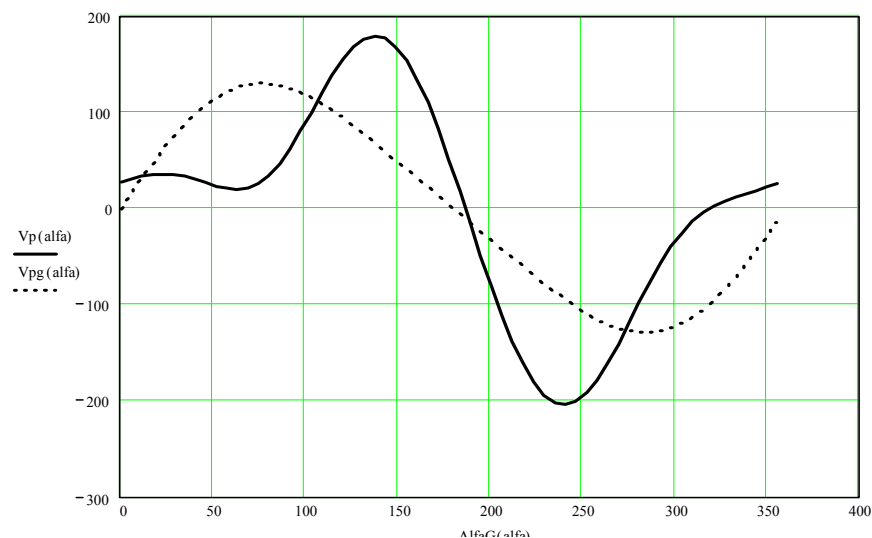


Рис. 10. Зависимость скорости ползуна $\varphi_0 = -160^\circ$

Из рисунков следует, что, во-первых, характер изменения скорости в период рабочего хода является достаточно оптимальным для операции холодного выдавливания. Для этой операции необходимо обеспечить медленный подход инструмента к заготовке, затем желательнее даже повысить скорость деформирования, что увеличит тепловой эффект и, как следствие, повышение пластичности металла и снижение предела текучести.

Во-вторых, из рис. 9 видно, что крайнее положение ползуна достигается при угле поворота кривошипа отличающемся от 0° (примерно через -40° после прохождения оси X).

Из рисунков следует, что изменение параметра механизма приводит к существенному изменению кинематических параметров. Последний пример показывает, что модифицированный механизм в лучшей степени соответствует требованиям технологической операции.

Выводы. Получены аналитические зависимости для определения кинематических характеристик зубчато-рычажного главного исполнительного механизма специализированного кривошипного пресса. Полученные зависимости позволяют осуществлять синтез оптимальных механизмов путем вариации его геометрических параметров.

Литература

1. Явтушенко А.В., Глебенко А.В., Васильченко Т.А. Зубчато-рычажные исполнительные механизмы специальных кривошипных прессов. Совершенствование процессов и оборудования обработки давлением в металлургии и машиностроении: Тематич. сб. научн. тр. – ДГМА, Краматорск, 2006. - С. 40-46.
2. Выгодский М.Я. Справочник по высшей математике. – М.: Наука. 1966. - 872 с.

Л.А. Рябичева, Д.А. Усатюк

ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДА ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКИХ КОЭФФИЦИЕНТОВ К АНАЛИЗУ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ПРИ ГОРЯЧЕЙ ОСАДКЕ

Рассмотрено определение сопротивления деформированию металла при обработке давлением методом термомеханических коэффициентов. Показано применение полученных значений механических свойств для анализа напряженно-деформированного состояния методом конечных элементов при горячей осадке. Рис. 5. Ист. 8.

Показатели пластичности и сопротивления деформированию характеризуют способность металла обрабатываться давлением и являются основополагающими в выборе термомеханических режимов деформации и расчетов параметров процесса. В практике технологических и конструкторских расчетов большое значение имеет правильный выбор механических свойств металлов при горячей обработке давлением. При этом широко применяются такие механические характеристики как предел прочности σ_B и напряжение течения σ_T . На изменение механических свойств в процессе горячей деформации наиболее значительное влияние оказывают химический состав и структура металла, температура, степень и скорость деформации. Определение механических свойств в условиях высоких температур и больших скоростей деформирования весьма затруднительно. Поэтому для практических расчетов этих характеристик используют различные вычислительные методы, в частности метод термомеханических коэффициентов [1]. Этот метод широко применяется в расчетах механических свойств при горячей прокатке [1], в расчетах деформационных характеристик пористых заготовок [2], так как позволяет с достаточной точностью описать зависимости свойств от температурно-скоростных условий. Сущность данного метода заключается в том, что сопротивление деформированию выражается в коэффициентах в зависимости от каждого из параметров в отдельности: температуры, скорости и степени деформации. Увеличение степени и скорости деформации при штамповке, а также уменьшение температуры нагрева вызывают рост сопротивления деформированию. Эту зависимость можно представить в виде функции некоторого базисного сопротивления деформации и термомеханических коэффициентов, учитывающих влияние температуры, скорости и степени деформации.

Базисное значение сопротивления деформации $\sigma_{ОД}$ определяется при средних параметрах процесса в области динамической деформации: $t = 1000^\circ\text{C}$, $u = 10\text{ с}^{-1}$, $\varepsilon = 0,1$ [1]. Для распространения результатов испытаний на всю динамическую область деформирования определяются термомеханические коэффициенты: температурный k_t , скоростной k_u и степенной k_ε . Очевидно, что этот метод можно применить и в расчетах сопротивления деформированию для динамического нагружения при горячей осадке.

Целью работы является определение сопротивления деформированию при высоких температурах и динамическом нагружении конструкционной стали и использование полученных данных для исследования напряженно-деформированного состояния (НДС) при осадке методом конечных элементов (МКЭ).

Метод термомеханических коэффициентов использовался для определения напряжения течения при данных условиях деформирования: температу-

ры, степени и скорости деформации при осадке. Напряжение течения при температурах горячей осадки и высоких скоростях деформации σ_T вычисляется на основе базисного значения сопротивления деформации $\sigma_{ОД}$ по формуле [1]:

$$\sigma = \sigma_{ОД} k_t k_\varepsilon k_u \quad (1)$$

В расчетах использовались зависимости термомеханических коэффициентов от температуры, степени и скорости деформации стали 45X (рис. 1) [1].

Предел прочности для заданных условий деформирования вычисляется по формуле [3]:

$$\sigma_B = \omega \psi \sigma_B^{исх} \quad (2)$$

где $\sigma_B^{исх}$ - начальный предел прочности;

ω - скоростной коэффициент (1,5 – 3,7) [4];

ψ - масштабный коэффициент (при массе заготовок менее 100 кг $\psi = 1$) [5].

На рис. 2 показаны расчетные зависимости σ_T и предела прочности σ_B от скорости деформирования и степени деформации для исследуемой поковки из стали 45X при температуре 1200°C.

Как видно из рис. 2, с увеличением степени и скорости деформации сопротивление деформированию металла увеличивается, что согласуется с известными экспериментальными и теоретическими данными [4-6].

Данные зависимостей на рис. 2 использовались для анализа НДС МКЭ стали 45X при горячей осадке между плоскими плитами. Температура начала штамповки 1200°C, $\sigma_{ОД} = 89$ МПа.

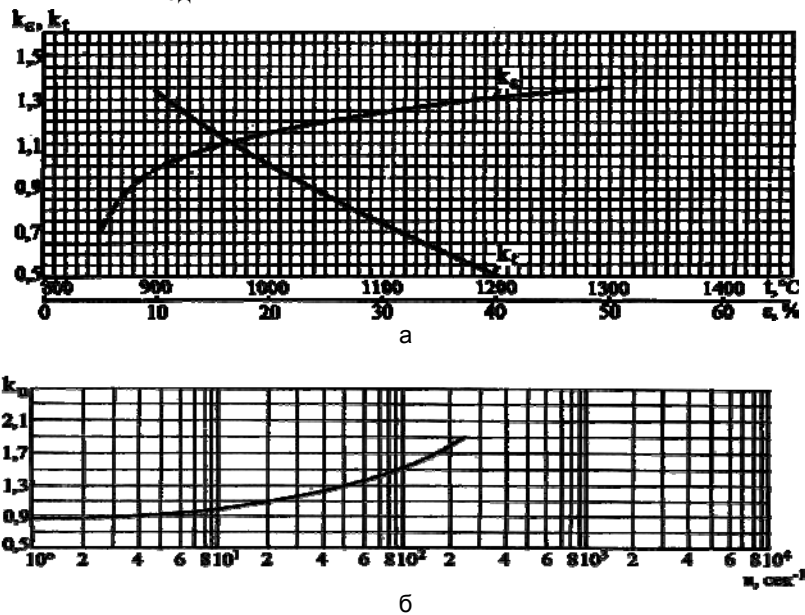


Рис.1. Термомеханические коэффициенты стали 45X [1]:
 k_t - температурный; k_ε - степенной; k_u - скоростной

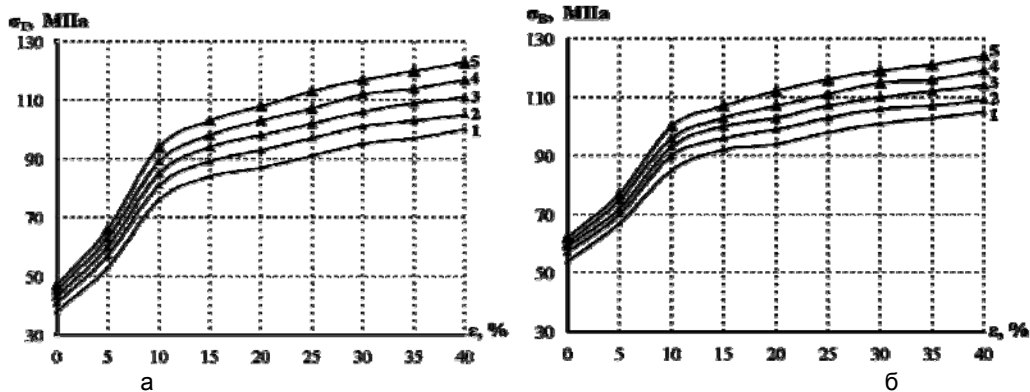


Рис. 2. Расчетные значения напряжения течения σ_T (а) и предела прочности σ_B (б) при разных скоростях деформирования:
1 - 5 м/с; 2 - 6 м/с; 3 - 7 м/с; 4 - 8 м/с; 5 - 9 м/с

Все допущения, принятые при расчете, приведены в работе [7]. При расчетах на ЭВМ использовалась программа-решатель LS-DYNA, позволяющая моделировать МКЭ НДС при динамическом нагружении.

Эксперименты выполнялись на цилиндрических образцах диаметром 100 мм и высотой 50 мм. Для построения конечно-элементной сетки в плоских плитах и поковке использовалась вырожденная форма объемного 8-узлового шестигранного элемента для объемного деформирования, в виде пятигранной призмы с приложением давления в узлах и одной точкой интегрирования, которая позволяет более точно аппроксимировать криволинейные поверхности, возникающие в процессе пластического деформирования. На рис. 3 а показана конечно-элементная модель поковки и цветовая шкала распределения интенсивности напряжений при коэффициенте трения 0,1 (рис. 3, б). Отчетливо видно, что при столь малом коэффициенте трения искажения боковой поверхности поковки практически не наблюдаются.

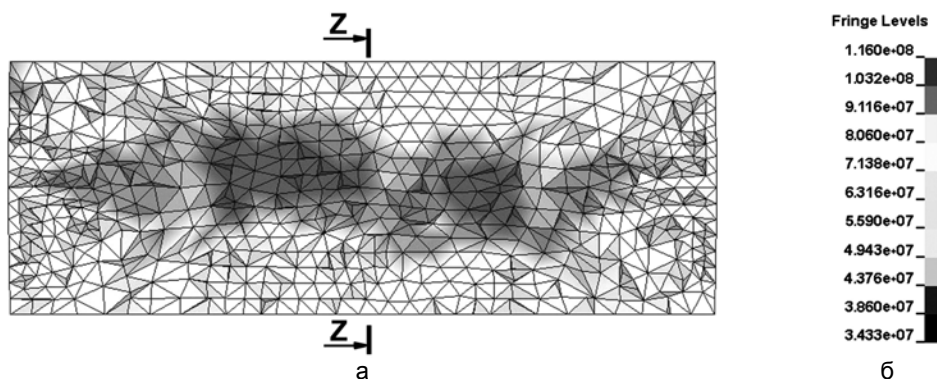


Рис. 3. Модели поковки при степени деформации 20% и коэффициенте трения 0,1 (а) и цветовая шкала нормальных напряжений (б)

МКЭ дает возможность проанализировать НДС при любой степени деформации. На рис. 4 приведены зависимости интенсивностей нормальных напряжений, степеней и скоростей деформации по оси Z-Z поковки.

Кривые 1 и 3 (рис. 4 а) представляют собой расчетные зависимости напряжения течения и предела прочности при данных условиях деформирования, вычисленные с использованием метода термомеханических коэффициентов по формулам (1) и (2). Кривая 1 характеризует первое предельное состояние, а кривая 3 – второе предельное состояние, кривая 2 - распределение интенсивности напряжений по оси Z-Z.

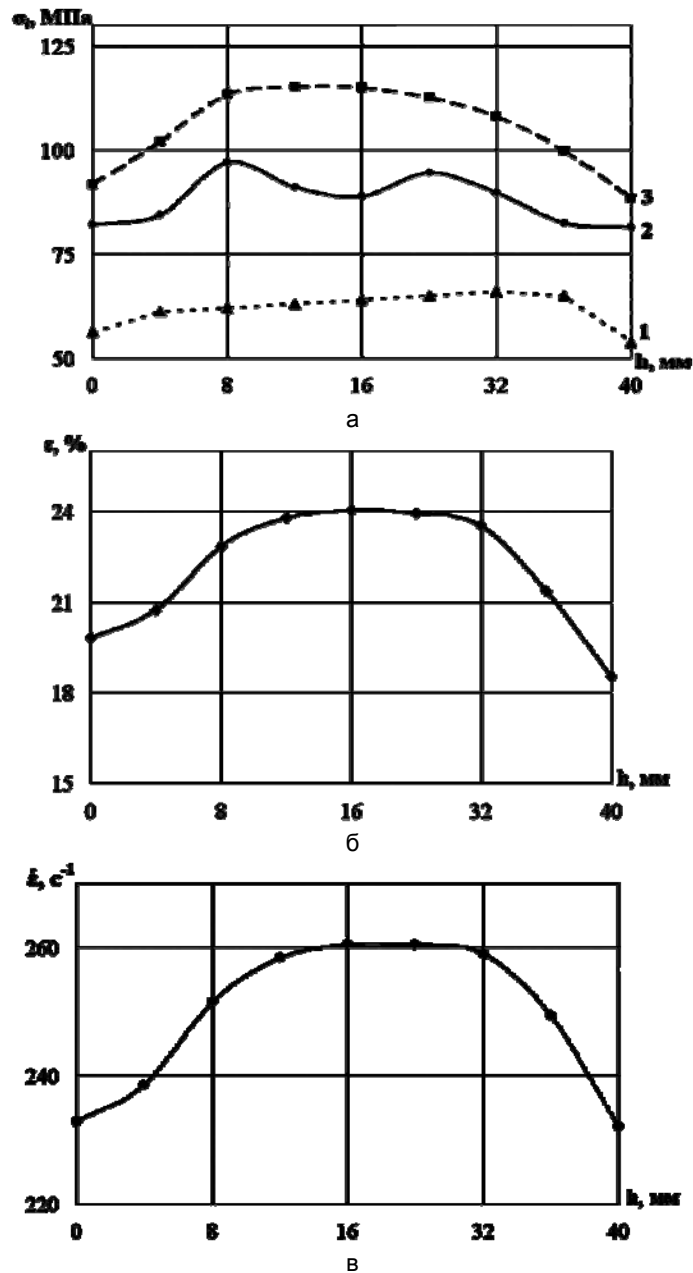


Рис. 4. Распределение интенсивности нормальных напряжений (а), интенсивностей степени (б) и скорости деформации (в) по вертикальной оси поковки:
 1 – напряжение течения, 2 – интенсивность нормальных напряжений,
 3 – предел прочности

Как видно из рис. 4 а, при данных условиях нагружения по контактным поверхностям поковки, для которых характерна схема всестороннего сжатия, возникают зоны торможения. Интенсивности напряжений в этих зонах имеют незначительную величину, достигая 75 МПа. Далее интенсивность напряжений в переходной зоне от зоны торможения до зоны скольжения увеличивается до 95 МПа, а в средней части поковки в зоне скольжения она несколько меньше – 80 МПа вследствие линейности схемы напряженного состояния.

Такое распределение напряжений согласуется с экспериментальными данными [8]. Степень и скорость деформации (рис. 4 б, в) описывается идентичными зависимостями. Максимальная величина степени деформации достигается в средней части поковки в зоне скольжения – 24% при скорости деформации – 260 с^{-1} .

Выводы. Совместное использование метода термомеханических коэффициентов и метода конечных элементов для оценки зависимости сопротивления деформированию от температурно-скоростных условий деформации при горячей осадке на молоте позволяет точно оценить напряженно-деформированное состояние поковки при различных условиях деформирования. Это дает возможность выявить резервы повышения производительности оборудования, снижения процента брака поковок и себестоимости продукции.

Литература

1. Третьяков А.В., Зюзин В.И. Механические свойства металлов и сплавов при обработке давлением.- М.: Металлургия, 1973. - 224 с.
2. Павлов В.А., Носенко М.И., Попов В.В. и др. Изменение деформационных характеристик пористых заготовок из порошков титана, меди, алюминия // Порошковая металлургия. – 1987. - №9. – С. 20-24.
3. Охрименко Я.М. Технология кузнечно-штамповочного производства. - М.: Машиностроение, 1976. – 560 с.
4. Губкин С.И. Пластическая деформация металлов. М.: ГНТИ, 1961. - 416 с.
5. Ковка и объемная штамповка стали / Под ред. Сторожева М.В. Том 1. - М.: Машиностроение, 1967. – 435 с.
6. Сторожев М.В., Попов Е.А. Теория обработки металлов давлением. - М.: Машиностроение, 1977. – 423 с.
7. Рябичева Л.А., Усатюк Д.А. Математическое моделирование свободной осадки медной заготовки методом конечных элементов // Металлы и литье Украины. – 2004. - №11. – С. 35-38.
8. Теоретические основыковки и горячей штамповки / Под ред. Е.М. Макушка, А.С. Матушевича, В.П. Северденко и др. – Минск: Наука и техника, 1968. – 408 с.

УДК 621.7.06

М.Р.Рей

ВЛИЯНИЕ ЖЕСТКОСТИ КРИВОШИПНОГО ГОРЯЧЕШТАМПОВОЧНОГО ПРЕССА НА ПОТЕРИ ЭНЕРГИИ ЗА РАБОЧИЙ ХОД

Предложена методика расчета и выполнен анализ влияния жесткости кривошипного горячештамповочного пресса на потери энергии за рабочий ход. Рис. 2. Табл. 1. Ист. 6.

Коэффициент жесткости кривошипного пресса определяется отношением силы на ползуне пресса к увеличению закрытой высоты пресса (расстояние между ползуном и столом пресса при нахождении ползуна в крайнем нижнем положении)

$$C = P_H / \Delta l \cdot \quad (1)$$

Величину, обратную коэффициенту жесткости, называют коэффициентом податливости.

В учебнике [1] табл.7.2. А.Н.Банкетов и Е.Н.Ланской приводят значение коэффициентов жесткости для основных типов кривошипных прессов, ножниц и автоматов. Минимальное значение коэффициента жесткости, равное 200МН/м, имеют однокривошипные открытые прессы простого действия, максимальное 12000 МН/м – кривошипные горячештамповочные прессы (КГШП). Л.И. Живов [2] стр.150 приводит значения величин упругой податливости, которые соответствуют коэффициентам жесткости прессов в пределах 1000...10000 МН/м.

В работах [1], [2] предлагается затраты энергии на упругую деформацию пресса вводить в баланс затрат энергии на прямой рабочий ход. Отличие состоит только в том, что Л.И.Живов [2] предлагает рассчитывать баланс энергетических затрат на прямой ход ползуна на основе нагрузочного графика пресса, в результате получают сумму затрат энергий пластической деформации пресса и сопутствующих потерь на трение. А.Н.Банкетов и Е.Н.Ланской [1] предлагают перечисленные затраты энергии рассчитывать раздельно.

После перехода ползуна через крайнее нижнее (переднее) положение начинается упругая разгрузка пресса, накопленная потенциальная энергия упругой деформации пресса должна превратиться в другие виды энергии. Здесь возможны два варианта. Энергия упругой деформации превращается в работу по преодолению сил трения в кинематических парах, а если угол упругой деформации больше угла мертвого трения, на оставшемся угле равном разнице угла упругой деформации и угла трения – в кинетическую энергию маховых масс привода. Так в работе [3] рис. 3.3 приведена осциллограмма нагружения КГШП усилием 5МН при штамповке турбинных лопаток. Максимальный крутящий момент в нагрузочной фазе рабочего хода составил 31,6 кН·м, реверсивный крутящий момент равен 21,4 кН·м, т.е. реверсивный крутящий момент на главном валу составил 68% от максимального момента во время прямого хода ползуна.

В.И.Власов и Ю.Т.Гурьев [3] предлагают энергию упругого деформирования считать возвращаемой в привод за вычетом потерь на трение в главном исполнительном механизме в пределах угла мертвого трения. Однако следует заметить, что потери на трение существуют и за пределами угла мертвого трения до тех пор, пока существует усилие на ползуне, т.е. в пределах угла упругой разгрузки пресса. Углом „мертвого трения” называют такой угол поворота главного вала, рассчитанный от крайнего нижнего положения ползуна, при котором усилием приложенным к ползуну невозможно привести в движение кривошипно-шатунный механизм, т.е. при условии, что

$$m_k^f \geq m_k^i, \quad (2)$$

где m_k^f – приведенное плечо сил трения;

m_k^i – идеальное приведенное плечо.

После подстановки значения m_k^f для центрального кривошипно-шатунного механизма получим:

$$m_k^f \geq R \left(\sin \alpha + \frac{\lambda}{2} \sin 2\alpha \right). \quad (3)$$

Ввиду малого значения угла мертвого трения, приняв

$$\sin 2\alpha = 2 \sin \alpha \cos \alpha, \quad \sin \alpha = \alpha, \quad \cos \alpha = 0,$$

угол мертвого трения равен:

$$\alpha_m = \frac{m_k^f}{R(1 + \lambda)}, \quad (4)$$

где R – радиус кривошипа;

λ – коэффициент кратности шатуна.

Угол поворота главного вала, соответствующий упругой разгрузке пресса, достаточно точно определяется по зависимости:

$$\alpha_y = \sqrt{2\Delta l / [R(1 + \lambda)]}, \quad (5)$$

где Δl – упругая деформация пресса по закрытой высоте, рассчитанная по (1).

Соотношения между углами α_y и α_m определяет пути расхождения энергии упругой деформации пресса на этапе разгрузки. Если угол мертвого трения α_m больше угла разгрузки пресса α_y , вся энергия упругой деформации будет расходоваться на работу трения в кривошипно-шатунном механизме. Отрицательные крутящие моменты на главном валу пресса возникать не будут. Если угол упругой разгрузки пресса α_y больше угла мертвого трения α_m , энергия упругой деформации пресса будет расходоваться на работу трения на всем протяжении упругой разгрузки пресса в пределах угла поворота главного вала α_y и после поворота на угол больше угла мертвого трения α_m . Часть упругой энергии превратится в кинетическую энергию маховых масс привода.

Следует отметить, что накопленная энергия упругой деформации пресса с весьма незначительными потерями должна в процессе разгрузки превратиться в другие виды энергии. Так, в работе [4] указано, что график соотношения напряжение - деформация образует замкнутую петлю и рассеяние энергии за цикл пропорционально площади, заключенной в петле. Однако величина энергии, заключенной в петле, для этого вида деформирования совсем незначительна. Пановко Я.Г. в работе [5] указывает, что точную форму петли гистерезиса в экспериментах установить затруднительно, так как расстояние между ветвями весьма мало.

Графики усилий деформации P в функции перемещения ползуна Δl и идеального плеча кривошипно-шатунного механизма m_k^i в функции угла поворота главного вала представлены на рис. 1.

По общепринятым методикам [1], [2] момент крутящий на главном валу без учета сил трения определяется по зависимости:

$$M = P_\alpha \cdot R \left(\sin \alpha + \frac{\lambda}{2} \sin 2\alpha \right), \quad (6)$$

значения которого для нагрузочной фазы (M_n) и разгрузочной фазы (M_p) рабочего хода пресса представлены на рис. 2.

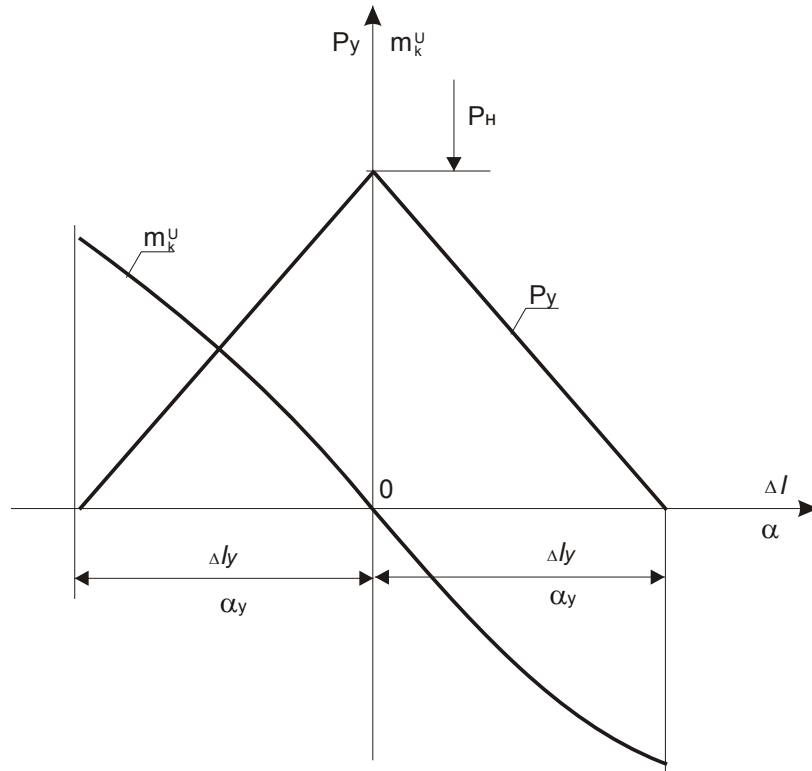


Рис. 1. Графики усилий упругой деформации $P = f(\Delta l)$ и идеального приведенного плеча $m_k^u = f(\alpha)$

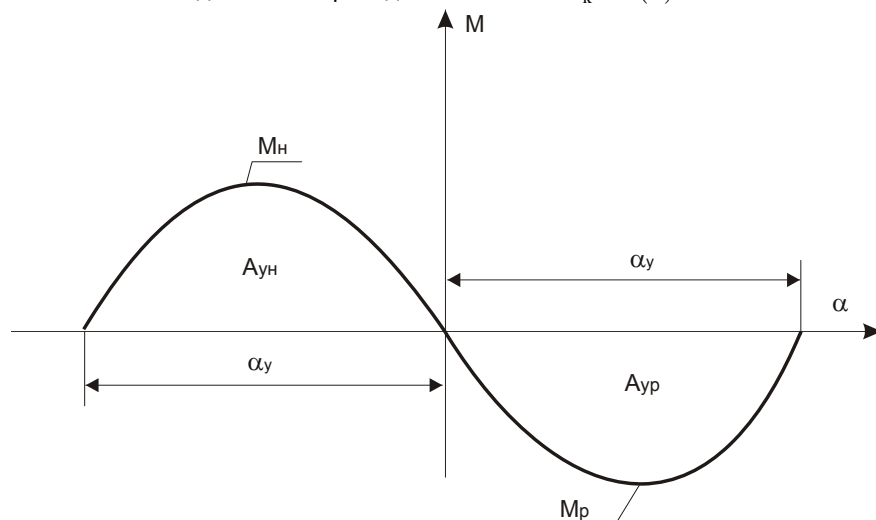


Рис. 2. Графики моментов крутящих нагрузки M_n и упругой разгрузки M_p на главном валу прессы без учета сил трения

Значения усилия на ползуне P_α и идеального приведенного плеча входящие в (7), имеют одинаковые по модулю значения при равном удалении ползуна от крайнего нижнего положения как при нагрузке, так и при разгрузке главного исполнительного механизма, а это значит, что равными по модулю будут и значения моментов крутящих.

Работа упругой деформации при нагрузке пресса определится по зависимости:

$$A_{\text{yh}} = \int_0^{\alpha_y} P(\alpha) \cdot R \left(\sin \alpha + \frac{\lambda}{2} \sin 2\alpha \right). \quad (7)$$

Для определения работы упругой деформации пресса при разгрузке в зависимости (7) необходимо поменять местами пределы интегрирования, а это значит, что работы упругой нагрузки и разгрузки пресса будут равны по модулю и отличаться знаком.

Экспериментально эти процессы в чистом виде зафиксировать невозможно из-за наличия моментов трения, которые будут увеличивать трения на главном валу при нагрузке пресса и уменьшать величину реверсивных моментов при разгрузке. Экспериментально это явление зафиксировано в работах [3], [6]. Потери на трение в кривошипно-шатунном механизме имеют место как при нагрузке, так и при разгрузке пресса. Величину потерь энергии на трение при нагрузке и при разгрузке пресса предлагается определять в такой последовательности.

Угол поворота главного вала, соответствующий упругой разгрузке пресса (5), разбивается на n участков

$$\Delta\alpha = \alpha_y / n, \quad n = 15 \dots 20. \quad (8)$$

Определяются угловые положения вала, соответствующие середине этих участков

$$\alpha_i = i\Delta\alpha - \Delta\alpha / 2, \quad i = 1, 2, 3, \dots, n. \quad (9)$$

Рассчитываются положения на ползуне, соответствующие этим участкам

$$S_i = \alpha_i^2 R (1 + \lambda)$$

мгновенные значения усилия на ползуне

$$P_i = P_n \cdot S_i / \Delta l \quad (10)$$

и среднее значение усилия для n положений ползуна

$$P_{\text{cp}} = \sum_{i=1}^{i=n} P_i / n. \quad (11)$$

При известном среднем значении усилия затраты энергии на трение при упругой разгрузке пресса будут равны:

$$A_f = \alpha_y \cdot m_k^f \cdot P_{\text{cp}}, \quad (12)$$

где m_k^f – приведенное плечо сил трения для центрального кривошипно-шатунного механизма, равное

$$m_k^f = \mu[(1 + \lambda)r_a + \lambda r_b + r_o], \quad (13)$$

μ – приведенный коэффициент трения;

r_a, r_b, r_o – радиусы цапф шатунной и коренной шейки вала и ползунной шейки шатуна.

Результаты расчета параметров рабочего хода для гаммы КГШП с номинальным усилием 6,3...125МН приведены в табл. 1.

Таблица 1

Результаты расчета параметров рабочего хода для гаммы КГШП

$P_n, \text{МН}$	6,3	10	16	25	40	63	125
$\Delta l, \text{мм}$	1,26	1,70	2,30	3,13	4,40	6,30	11,4
$\alpha_y, \text{град}$	8,4	8,9	9,5	10,3	11,6	12,5	15,8
$A_y, \text{кДж}$	4,0	8,5	18	39	88	199	713
$A_f, \text{кДж}$	16	32	65	137	312	677	2438
A_f/A_y	4,0	3,9	3,6	3,5	3,5	3,4	3,5

Величина упругой деформации прессы по закрытой высоте (Δl), соответствующая номинальному усилию прессы (P_n), определялась на основе зависимости (2) для жесткости прессов (c), принятых по рекомендациям А.Н. Банкетова и Е.Н. Ланского [1]. Энергия упругой деформации прессы определяется по известной зависимости

$$A_y = \Delta l \cdot P_n / 2. \quad (14)$$

Затраты энергии на трение, сопровождающее упругую разгрузку (нагрузку) прессы, определялись по (12) при значении приведенного коэффициента трения, равного $\mu = 0,06$. Определялось отношение потери энергии на трение, сопровождающее упругую деформацию к энергии упругой деформации. В результате оказалось, что потери энергии на трение, сопутствующие процессам упругой нагрузки и разгрузки КГШП в 3,4...4,0 раза превышают энергию упругой деформации прессы как при нагрузке, так и при разгрузке.

Выводы. 1. Энергия упругой деформации КГШП при нагрузке возвращается в привод прессы при упругой разгрузке и расходуется на работу трения. И если угол упругой деформации больше угла мертвого трения, повышает запас кинетической энергии привода.

2. В энергетическом расчете прессы необходимо учитывать потери на трение не только при рабочем ходе ползуна, но и при упругой разгрузке прессы, так как величина потерь энергии на трение, сопровождающее упругую деформацию, в 3,4...4,0 раза превышает, собственно, энергию упругой деформации прессы.

Литература

1. Кузнечно-штамповочное оборудование: Учебник для машиностроительных вузов / А.Н. Банкетов, Ю.А.Бочаров, Н.С.Добрынский и др.; Под ред. А.Н.Банкетова, Е.Н.Ланского. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1982. – 567 с.
2. Кузнечно-штамповочное оборудование. Прессы. Живов Л.И., Овчинников А.Г., - 2-е изд. Перераб. и доп. – Киев: Вища школа, 1981. – 376 с.
3. Кривошипные кузнечно-прессовые машины / В.И.Власов, А.Е.Борзыкин, И.К.Букин – Батырев и др. Под ред. В.И.Власова. – М.: Машиностроение, 1982. – 424 с.
- 4.Цзе Ф.С., Морзе И.Е., Хинкл Р.Т. Механические колебания. – М.: Машиностроение, 1966. – 508 с.

5. Пановко Я. Г. Введение в теорию механических колебаний. М.: Наука, 1971. – 240 с.
6. Игнатов А.А., Игнатова Т.А. Кривошипные горячештамповочные прессы. – М.: Машиностроение, 1984. – 312 с.

УДК 621.735.3

Ю.В.Мельников

ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКИЕ ПОКАЗАТЕЛИ КОВКИ В ЧЕТЫРЕХБОЙКОВОМ КОВОЧНОМ УСТРОЙСТВЕ

Рассмотрены технико-экономические показателиковки в четырехбойковом ковочном устройстве. Приведены результаты сравнительного анализаковки в четырехбойковом ковочном устройстве и традиционнойковки в вырезных бойках. Рис. 1. Ист. 2.

Высокий уровень конкуренции в условиях рыночной экономики как на внешнем, так и на внутреннем рынке, с каждым днем диктует новые, более высокие требования к современным процессамковки, а именно:

- увеличение производительностиковки, преимущественно интенсивными методами, т.е. не за счет увеличения быстродействия кузнечных машин, а за счет применения более рациональных режимов, схемковки и т.п.;
- повышение деформационного эффектаковки, направленное на улучшение служебных характеристик, увеличение надежности и долговечности деталей машин, либо на уменьшение их материалоемкости при условии обеспечения гарантированного запаса прочности;
- снижение потерь дорогостоящего металла на всех стадиях технологического процесса;
- расширение марочного сортамента поковок, причем нередко за счет высоколегированных труднодеформируемых сталей и сплавов;
- снижение затрат энергии на ковку, что особенно важно в свете устойчивого мирового роста цен на энергоносители и согласуется с промышленной политикой Украины, направленной на снижение энергоемкости производства в металлургии и машиностроении.

Этим требованиям в полной мере соответствует процесс четырехсторонней радиальнойковки с дополнительными макросдвигами, разработанный в институте «УкрНИИспецсталь» и реализуемый в четырехбойковых ковочных устройствах на гидравлических ковочных прессах [1].

Опытковки слитков и заготовок с размером поперечного сечения 150-250 мм из легированных и высоколегированных сталей и сплавов на ковочном агрегате АКП 500/2,5 показывает, что производительностьковки в четырехбойковом ковочном устройстве, оцениваемая методом прямого хронометража процесса, в 1,5-2 раза превышает производительностьковки аналогичных слитков и заготовок в вырезных бойках. Соответственно на 30-50% снижаются удельные затраты электроэнергии.

Благодаря уменьшению количества проходовковки и эффекту деформационного разогрева, из технологии удаётся исключить 1-2 дополнительных межоперационных подогрева заготовок, которые применяются при ковке в вырезных бойках. Это обеспечивает снижение безвозвратных потерь металла в угар на 2-4 %, значительно сокращает общее время технологического цикла, а также позволяет при изготовлении 1 тонны поковок снизить расход природного газа на 110-220 м³.

Благоприятная схема деформирования при ковке в ковочном устройстве, обеспечивающая высокую технологическую пластичность металла [2], приводит к значительному снижению количества дефектов в поверхностном слое поковки и уменьшению безвозвратных потерь металла в стружку, а также снижению расхода абразивных кругов при дальнейшей адьюстажной обработке.

Ковка в четырехбойковом ковочном устройстве обеспечивает повышенную размерную точность поковок. Это позволит при использовании нового способа ковка в производственном цикле машиностроительных предприятий снизить припуски, назначаемые поковкам на 30-40 %, благодаря чему также увеличится выход годного металла, снизятся энергозатраты и расход режущего инструмента.

В итоге, при ковке слитков и заготовок с размером поперечного сечения 150-250 мм из легированных и высоколегированных сталей и сплавов в четырехбойковом ковочном устройстве удастся увеличить выход годного металла на 2-7 % по сравнению с ковкой в вырезных бойках. Соответственно уменьшаются удельные затраты шихты и электроэнергии на выплавку исходного слитка, природного газа – на нагрев металла, электроэнергии – на ковку металла.

Пример. Машинное времяковки заготовки из стали 30ХГСА диаметром 200 мм и длиной 1050 мм на поковку диаметром 90 мм на ковочном агрегате АКП 500/2,5 составило 15 минут 45 секунд при ковке в вырезных бойках и 8 минут 36 секунд при ковке в четырехбойковом ковочном устройстве, что в пересчете на изготовление 1 тонны поковок дает 1,06 и 0,57 часа машинного времени соответственно. Следовательно, в данных условиях производительностьковки в вырезных бойках равнялась 0,94 тонн поковок в час, а производительностьковки в ковочном устройстве равнялась 1,75 тонн поковок в час.

За счет снижения потерь металла в угар при дополнительных межоперационных подогревах, число которых уменьшилось при переходе на ковку в четырехбойковом ковочном устройстве, удалось повысить выход годного металла в результатековки с 94 % до 97 %.

За счет повышения производительностиковки уменьшились затраты электроэнергии на ковку. Затраты электроэнергии на изготовление 1 тонны поковок при ковке в вырезных бойках составили

$$E_1 = t_1 \cdot \lambda \cdot W = 1,06 \cdot 3600 \cdot 0,75 \cdot 487000 = 1393794000 .$$

При ковке в четырехбойковом ковочном устройстве

$$E_2 = t_2 \cdot \lambda \cdot W = 0,57 \cdot 3600 \cdot 0,75 \cdot 487000 = 749493000 ,$$

где E_1, E_2 – затраты электроэнергии, Дж;

t_1 и t_2 – машинное времяковки в вырезных бойках и в ковочном устройстве соответственно, с;

$\lambda=0,75$ – коэффициент, учитывающий загрузку оборудования;

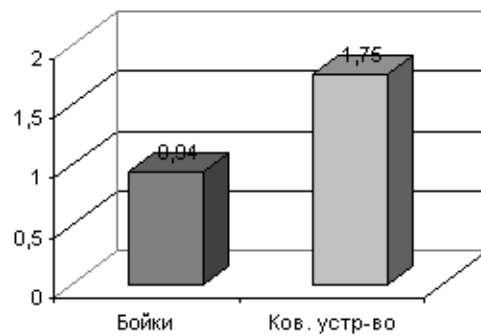
W - общая установленная мощность электродвигателей, Вт.

Результаты сравнительного анализа, полученные на данном примере, проиллюстрированы гистограммами, которые показаны на рис. 1.

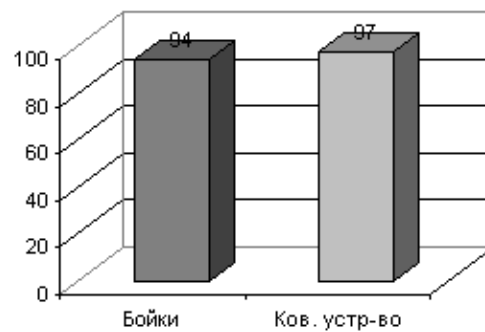
Выводы. На основании опытных данных установлено, что применение четырехбойкового ковочного устройства при ковке слитков и заготовок с размером поперечного сечения 150-250 мм из легированных и высоколегированных сталей и сплавов на ковочном агрегате АКП 500/2,5, обеспечивает увеличение производительностиковки в 1,5-2 раза, увеличение выхода годного металла на 2-7%, снижение затрат электроэнергии на 30-50% и расхода природного газа для

подогрева заготовок на 110-220 м³ (на тонну поковок), в сравнении с традиционной ковкой в вырезных бойках.

Производительностьковки, т/ч



Выход годного металла, %



Затраты электроэнергии, ГДж/т

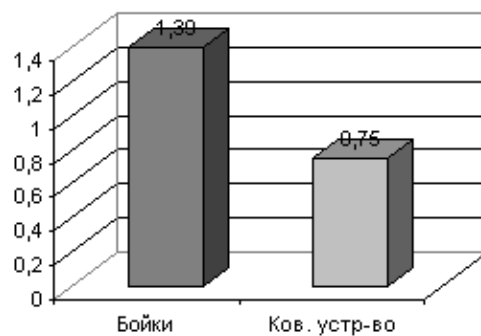


Рис. 1. Техничко-економические показателиковки

Литература

1. Лазоркин В.А., Мельников Ю.В., Дубина В.И. Новая технология и устройство для радиально-сдвиговойковки заготовок из легированных сталей и сплавов // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні – 2002. - №2. – С. 62-63.
2. Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні: Зб. наук. пр. / Східноукр. нац. ун-т ім. В.Даля. – Луганськ, 2004.

Л.Н.Абрамова, М.Л.Роганов

ИССЛЕДОВАНИЯ РЕГУЛИРУЕМЫХ ЩЕЛЕВЫХ ВТУЛОК-УПЛОТНЕНИЙ ГИДРОЦИЛИНДРОВ КУЗНЕЧНО-ПРЕССОВОГО И СТАНОЧНОГО ОБОРУДОВАНИЯ

В статье рассмотрены особенности щелевых втулок-уплотнений для гидропневмоцилиндров, приведены конструктивная схема экспериментальной установки для исследований уплотнений и методика исследований. Рис.1. Ист. 4.

Уплотнения гидропневмоцилиндров кузнечно-прессового и станочного оборудования обеспечивают их работоспособность и надежность и являются главными факторами их эффективной работы. Функция любого уплотнения – способность контролировать утечки уплотняемой среды. Абсолютное исключение утечек необходимо в основном для уплотнений неподвижных соединений и работе с вредными средами. В подвижных уплотняемых соединениях допускается и даже необходима определенная утечка для уменьшения сил трения, охлаждения, снижения износа и выноса его продуктов из гидропневмоцилиндров.

Были разработаны бесконтактные щелевые гидродинамические уплотнения с допустимой утечкой рабочей среды через уплотнение [1]. Основным недостатком известных бесконтактных гидродинамических уплотнений является невозможность изменения размеров щели в зависимости от утечки жидкости и износа уплотнения. С целью устранения этого недостатка разработаны щелевые регулируемые втулки-уплотнения (РВУ), предназначенные для уплотнения плунжеров и поршней гидропневмоцилиндров машин различного назначения, и которые являются новым, мало исследованным видом уплотнений [2]. Главным отличительным признаком разработанных РВУ является возможность регулировать зазор в щели, а, значит, и утечку рабочей среды через уплотнение. Регулирование зазора можно проводить от максимума до нуля и натяга в зависимости от величин утечек и износа. Основными преимуществами щелевых РВУ перед другими видами уплотнений является сравнительная простота конструкции, уплотнения разных видов рабочих сред (вода, эмульсия, минеральные масла, сжатый газ), минимальное трение, возможность восприятия радиальных нагрузок, контролирования утечек, трения и износа, создания комплексов уплотнений [3].

РВУ устанавливаются на штоках и поршнях гидроцилиндров и нагружаются регулируемым давлением рабочей среды со стороны, противоположной уплотняемой щели, вызывая деформацию РВУ и изменение радиальных размеров щели, по которой идет утечка жидкости, до нуля и даже до натяга. Изменение размера щели вызывает соответствующее изменение величины утечки жидкости из уплотняемой полости цилиндра. Радиальная деформация РВУ зависит от разницы давлений на ее цилиндрические поверхности, толщины стенки, модуля упругости материала втулки [4].

Величина радиальных деформаций РВУ зависит от первоначальных величин зазоров между уплотняемыми цилиндрическими поверхностями, которые, в свою очередь, зависят от возможностей металлорежущего оборудования, применяемого для изготовления деталей гидропневмоцилиндров, мерительного инструмента и квалификации рабочих. Обычно применяются квалитеты Н7, Н8, Н9 для отверстий и е9, е8, f7, f8 для валов. В применяемом диапазоне диаметров штоков и поршней это означает величины максимальных зазоров от 0,03 мм до 0,1 мм для диаметров до 40-50 мм, и более 0,1 мм для больших диаметров.

Гидропневмоцилиндры кузнечно-прессового и станочного оборудования характеризуются применением большого диапазона диаметров штоков, поршней и плунжеров, от 10 мм (для систем управления) до 2300 мм (плунжеры уникальных гидропрессов). Естественно, что уменьшение уплотняемого зазора для малых диаметров (10-40 мм) требует значительно большей разницы давлений на цилиндрические поверхности РВУ, чем для больших диаметров (> 40 мм). Снижение разности уплотняемого и управляющего давлений возможно за счет подбора материала втулок с разным модулем упругости, толщины стенок втулок их комбинации.

В задачи исследования щелевых РВУ входят:

- определение сил трения в РВУ в зависимости от изменения зазора в щели, вплоть до натяга;
- определение утечек при разных уплотняемых средах (минеральные масла разной вязкости, вода, эмульсия, сжатый газ);
- замеры давления среды по длине уплотняемой щели и определение величины изменения уплотняемого зазора.

Для решения поставленных задач разработана и изготовлена экспериментальная установка, конструктивная схема которой представлена на рис. 1.

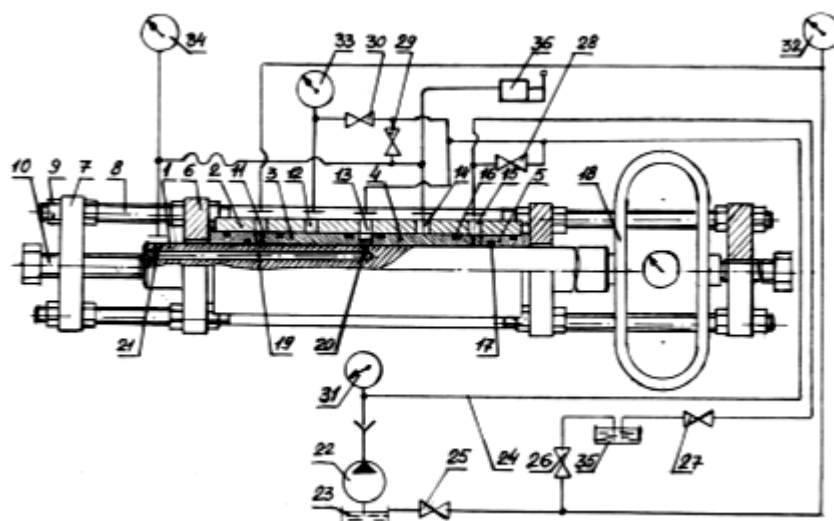


Рис. 1. Конструктивная схема экспериментальной установки для исследования щелевых регулируемых втулок-уплотнений

Для исследования принят диаметр 40 мм, который можно считать расположенным между малыми (менее 40 мм) и большими (более 40 мм) диаметрами, хотя этот выбор весьма условен.

Установка включает гладкий цилиндрический плунжер 1 диаметром 40 мм, размещенный в корпусе 2 и ВУ 3 и 4. Со стороны торцев корпуса 2 на плунжер 1 установлены две втулки 5, опирающиеся торцами во фланец 6 и втулки 3 и 4. Внешние фланцы 7, стянуты шпильками 8 и гайками 9, которые также крепят на шпильках 8 фланцы 6. В фланцах 7 установлены винты 10, фиксирующие в осевом направлении плунжер 1. В корпусе 2 выполнены радиальные подводы 11, 12, 13, 14, 15 для подвода и отвода рабочей и управляющей среды. Во втулках 3, 4, 5 установлены неподвижные уплотнения 16 и подвижные уплотнения 17 в виде резиновых колец. Между торцом плунжера 1 и винтом 10 установлен си-

лоизмеритель 18. В плунжере 1 выполнено осевое отверстие 19 и радиальные отверстия 20 и 21. Система управления установкой состоит из насоса 22, с баком 23, системы трубопроводов 24, вентилей управления 25, 26, 27, 28, 29, 30, манометров 31, 32, 33, 34, мерной емкости 35, распределителя 36 для подачи жидкости под давлением от другого насоса.

Работает установка при подаче давления рабочей среды (далее жидкость) от источника давления (насоса) 22 в подвод 13. Через кольцевые щели между плунжером 1 и втулками 3 и 4 жидкость вытекает в отводы 11 и 15 и по трубопроводам 24 сливается либо в бак 23 либо в мерную емкость 35. Открытием вентиля 30 или 28, жидкость под давлением подается через подводы 12 и 14 на внешние цилиндрические поверхности ВУ 3 и 4, деформирует их в радиальном направлении и уменьшает зазор, по которому жидкость вытекает из подвода 13 через отводы 11 и 15 на слив или в мерную емкость 35. При уменьшении зазора в уплотняемых щелях величина утечек будет уменьшаться, что фиксируется мерной емкостью 35. Винтами 10 плунжер 1 можно перемещать в осевом направлении, при этом силоизмерителем 18 измеряется сила трения плунжера 1, а смещением радиального отверстия 20 вдоль ВУ 3 измеряется давление в уплотнительной щели по ее длине. Манометры 31, 32, 33, 34 позволяют контролировать уровень давления во всех гидролиниях установки. Вентили 25, 26, 27, 28, 29, 30 позволяют производить различные комбинации включения в работу соответствующих частей установки. Предусмотрено подключение другого источника давления к подводам 12 и 14, через распределитель 36.

В качестве материала РВУ исследуются сталь, чугун, бронза, латунь, текстолит, капрон, полиамид, фторопласт - материалы, чаще всего применяемые для изготовления направляющих втулок поршней, штоков и плунжеров гидроневоцилиндров и некоторых видов уплотнений. РВУ имеют разные толщины стенок, в том числе и переменную толщину по длине.

Методика проведения экспериментов при испытании РВУ включает следующие этапы:

- замер сил трения после сборки каждой РВУ из разных материалов;
- подача жидкости (вода, эмульсия, минеральные масла, сжатый газ) на наружные поверхности (подводы 12, 14) и замер сил трения при раздельной и совместной деформации РВУ;
- подача давления жидкости в центральную полость установки (подвод 13) и замер утечек через уплотнения с помощью мерной емкости 35;
- замер распределения давления жидкости по длине щели утечек путем смещения плунжера 1 с отверстиями 20, 19 и 21 и замером давления манометром 34;
- замер утечек через РВУ при разных длинах уплотняемой щели путем соединения гидролинии 19, содержащей отверстия 20 и 21 с источником давления (насосом 22) и осевого смещения плунжера 1;
- определение осевых сил, действующих на РВУ при разных уровнях давлений рабочей среды в случае неподвижного плунжера 1 и при его движении;
- определение возможности создания натягов РВУ с плунжером 1 и определения осевых усилий его начала движения.

Разработанная экспериментальная установка для исследования щелевых РВУ может быть использована и для испытаний других типов уплотнений.

Результаты экспериментальных исследований в целом подтвердили расчетные зависимости. Установлено, что для давлений рабочей среды до 5-8 МПа целесообразно применять уплотнения из капрона, фторопласта, текстолита.

та, латуни. Прочностные характеристики материала уплотнения предел текучести σ_t , предел прочности σ_b должны быть выше давления среды на 50-200%.

При рабочих давлениях больше 5 – 8 МПа целесообразно применять втулки-уплотнения из стеклотекстолита, латуни, бронзы, чугуна, стали, выдерживая условие: $p_{раб} = \sigma_t / 1,5-2$.

Выявлено, что грязесъемники необходимо устанавливать не только на выходе плунжера (штока) из цилиндра, но и после камеры рабочего давления перед РВУ для предохранения попадания в уплотняемую щель РВУ неотфильтрованных частиц из рабочей жидкости и продуктов износа гидроцилиндра и гидросистемы.

Установлено, что уплотненная щель, в которую подается регулирующее давление, является безрасходной или малорасходной системой и не обязательно ее связывать с насосом. Целесообразнее разработать индивидуальные, предназначенные для каждой РВУ, источники давления, например, в виде подпружиненного плунжера, поджимаемого винтом с манометром, контролирующим уровень регулирующего давления и сигнализирующего при его изменении для корректировки.

Вывод. Рассмотрены параметры регулируемых втулок-уплотнений, разработана экспериментальная установка для их исследований, получены рекомендации по работе таких уплотнений.

Литература

1. Макаров Г.В. Уплотнительные устройства. - Л.: Машиностроение, 1973. – 232 с.
2. Декл.патент № 40095А (Україна). Пристрій з щільним ущільненням для гідроциліндрів./Роганов Л.Л., Абрамова Л.Н.// Промислова власність. – 2001. - №6.
3. Роганов Л.Л., Абрамова Л.Н., Обухов А.Н. Разработка комплексов уплотнений для гидроцилиндров кузнечно-прессовых машин // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії та машинобудуванні: Зб. наук пр. – Краматорськ, 2000. – С. 416–418.
4. Роганов Л.Л., Абрамова Л.Н., Обухова О.А. Симметричная деформация тонкостенных цилиндрических втулок-уплотнений// Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском у машинобудуванні та металургії: Зб. наук пр. – Краматорськ, 1999. – С. 310–313.

УДК 621.762.4

А.Ф.Тарасов, П.А.Бурлей

ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ СТАТИКОДИНАМИЧЕСКОГО НАГРУЖЕНИЯ НА ИЗГИБНУЮ ПРОЧНОСТЬ НЕСПЕЧЕННЫХ ПРЕССОВОК

В статье выполнено экспериментальное исследование влияния параметров статикодинамического нагружения на изгибную прочность неспеченных прессовок. Рис. 4. Табл. 2. Ист. 8.

Важной операцией при производстве деталей из порошков является прессование, так как в результате выполнения операции обеспечиваются геометрические параметры детали и требуемая плотность. Под воздействием сжимающих усилий между частицами порошка образуется механическая связь, однако прочность её значительно меньше прочности материала частиц. Недостаточная прочность связей может привести к разрушению брикета при выпрессовке, транспортировке, механической обработке до спекания. Изучение влияния на механические характеристики неспеченных прессовок таких параметров как гра-

нулометрический состав порошка, насыпная плотность, удельное усилие и схема прессования показали, что данные параметры существенно влияют на прочность прессовок [1, 2]. На вероятность разрушения прессовки влияют также такие факторы как жесткость матрицы и напряженное состояние при выпрессовке. Влияет на прочность прессовки и вид прилагаемого усилия (статическое, динамическое, вибрационное). Для повышения плотности и прочности применяют статикодинамическое (СТД) прессование, при котором заготовку, находящуюся под статическим давлением, подвергают удару. Для выполнения такого нагружения применяют специализированные пресс – молоты [3].

Испытания на прочность неспеченных прессовок после формования позволяют оценить качество связи между частицами, дать оценку возможности получения прессовки из данного порошка. Наиболее часто применяемые схемы испытаний неспеченных прессовок: испытание на трёхточечный изгиб, на осевое и радиальное сжатие [1, 2, 6].

Упрощение получения изделий сложной формы из порошков возможно путём прессования прессовок простой формы и механической обработки в неспеченном состоянии. Для выполнения данной операции требуется обеспечить высокую прочность прессовки, для чего предлагается использовать различные связующие вещества [7]. Но получить прессовки с высокой плотностью таким методом невозможно, так как при высоких значениях плотности, связующее вещество выносится на поверхность штампа.

Существует ряд порошков, получение прессовок из которых затруднено при обычных условиях. Такими порошками являются сферические порошки некоторых цветных металлов, порошки материалов инструментального назначения и некоторые другие. Сложность прессования этих порошков обусловлена высокой твёрдостью, а также сферической формой частиц, которая повышает насыпную плотность, но приводит к низкой прочности прессовок [1,2]. Для повышения прочности прессовок из таких материалов используют горячее прессование, ударное, СТД прессование и квазистатическое прессование со связующим веществом. В работе [3] выполнен анализ влияния параметров СТД нагружения на плотность прессовок, полученных из порошка быстрорежущей стали и фрикционных порошков, однако изучение прочности прессовок не проводилось, что не позволяет в полной мере оценить возможности процесса.

При высоких скоростях приложения нагрузки (при ударном прессовании) контакты частиц разогреваются и между ними образуется металлическая связь, поэтому прочность прессовок, полученных таким путём, выше [1]. Степень влияния нагрева на границах частиц и других факторов при СТД нагружении на прочность не известны, поэтому задача изучения СТД прессования является актуальной.

Целью работы является изучение влияния параметров статикодинамического прессования на прочность прессовок, выявление особенностей прессования порошков при данном виде нагружения.

Получение прессовок

В данном эксперименте применялся железный порошок ПЖ4М1. Для испытания на изгибную прочность получали прессовки в форме параллелепипедов. Матрица применялась разборная, двухлепестковая с размерами полости матрицы 55×10 мм (рис. 1). Порошок сначала подпрессовывали на гидравлическом прессе усилием 1,6 МН, после чего подвергали СТД воздействию на пресс – молоте ПМГИ 250/10, разработанном на базе гидравлического пресса Д2424А [6]. Условия получения и параметры прессовок представлены в табл. 1. Технологический процесс включал следующие операции: засыпка порошка, приложение статической нагрузки, ударное нагружение порошка, находящегося под действи-

ем статического усилия, снятие нагрузки, извлечение прессовки. Высота насыпки принималась одинаковой для всех образцов. Высота получаемых прессовок различна вследствие изменения условий прессования. Плотность вычислялась по линейным размерам прессовок.

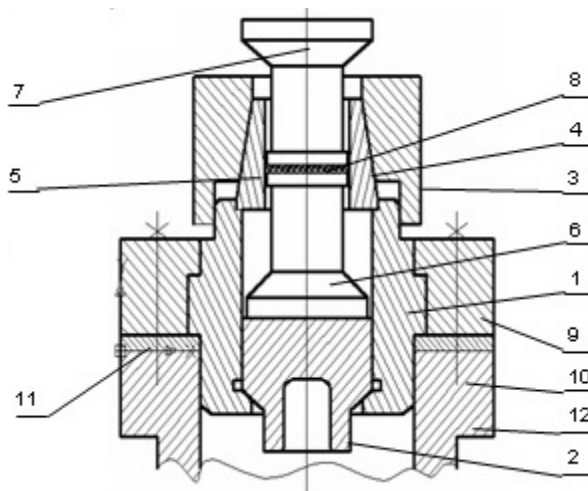


Рис. 1. Схема штамповой оснастки для получения прессовок:
1 – корпус; 2 – нижний пуансон; 3 – бандаж; 4,5 – матрицы; 6 - прессующий нижний пуансон; 7 – прессующий верхний пуансон; 8 – прессовка; 9 – фланец; 10 – болты; 11 – регулирующее кольцо; 12 – направляющая бойка пресс – молота

Таблица 1

Условия получения и параметры полученных прессовок

№	$P_{ст},$ МПа	$E,$ кДж	$E_{уд},$ Дж/г	$\rho,$ г/см ³	$\bar{\rho},$ %	$P_{разр},$ Н	$\sigma_{изг},$ МПа
1	400	-	-	6,02	77,2	432	14,8
2	782	-	-	6,80	87,2	1057	55,0
3	1145	-	-	7,12	91,3	1441	71,0
4	400	1,3	36,20	7,02	90,0	1310	60,0
5	782	1,3	36,13	7,16	91,8	1540	77,9
6	1145	1,3	36,79	7,37	94,5	1955	102,8
7	400	2,9	83,84	7,18	92,0	1775	92,6
8	782	2,9	81,78	7,49	96,0	1699	91,9

На рис. 2 представлена зависимость плотности образцов от энергии удара при различных давлениях статической подпрессовки. Доверительный интервал определения плотности составил $\pm 0,1$ г/см³. Значения плотности прессовок, полученных статическим прессованием, в целом совпадают с имеющимися справочными данными [4].

Испытания на изгибную прочность проводились по схеме трёхточечного изгиба. Машина для разрушения образцов представляла собой рычажную систему (рис. 3). Напряжение разрушения определялось по формуле:

$$\sigma_{изг} = \frac{3P_{разр}L_{оп}}{2ab^2}, \quad (1)$$

где $P_{\text{разр}}$ - усилие разрушения прессовки;

$L_{\text{оп}}$ - расстояние между опорами;

a - ширина;

b - высота прессовки.

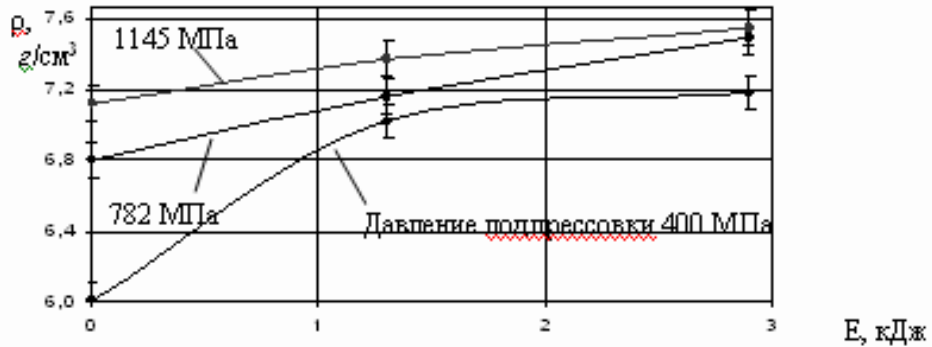


Рис. 2. Зависимость плотности прессовок от энергии удара при различных давлениях подпрессовки

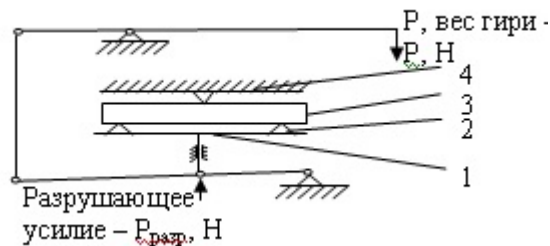


Рис. 3. Устройство для испытаний на трёхточечный изгиб:

1 – подвижная поперечина; 2 – опоры; 3 – прессовка; 4 - неподвижная поперечина

Погрешность разрушающего усилия для различных образцов в серии рассчитывалась по формуле:

$$S_p = \sqrt{\frac{1}{n-1} \left[\sum_{i=1}^n P_i^2 - \frac{1}{n} \left(\sum_{i=1}^n P_i \right)^2 \right]}, \quad (2)$$

где P_i - разрушающее усилие i – го образца.

Максимальное значение S_p составило 50Н. Так как в формулу для расчёта $\sigma_{\text{изг}}$ входит ещё два параметра, то необходимо рассчитывать доверительные интервалы напряжения разрушения по формуле:

$$E_{\sigma} = \pm \frac{t}{\sqrt{n}} \sqrt{\left(\frac{3L_{\text{оп}}}{2ab^2} S_p \right)^2 + \left(\frac{3P_{\text{разр}} L_{\text{оп}}}{2a^2 b^2} S_a \right)^2 + \left(\frac{3P_{\text{разр}} L_{\text{оп}}}{4ab^3} S_b \right)^2}, \quad (3)$$

где t – коэффициент Стьюдента, определяется по таблице ($c = 3$, доверительная вероятность 95%);

n – количество опытов ($n=3$);

S_p, S_a, S_b - рассеяние для каждого из параметров.

Значения рассеяний $S_a = 0,005$ мм, $S_b = 0,005$ мм – погрешность измерения линейных параметров. Значение E_σ , рассчитанное по формуле (2) $E_\sigma = \pm 3,81$ МПа. Рассчитаем инструментальную погрешность так же по формуле (2), но с подстановкой погрешности измерения разрушающего усилия. Значение $E_\sigma^* = \pm 0,63$ МПа. Инструментальная погрешность составила 16 % от общей погрешности, что обеспечивает необходимую точность экспериментальных данных.

На рис. 4 а и б представлена прочность прессовок в зависимости от плотности и энергии удара соответственно.

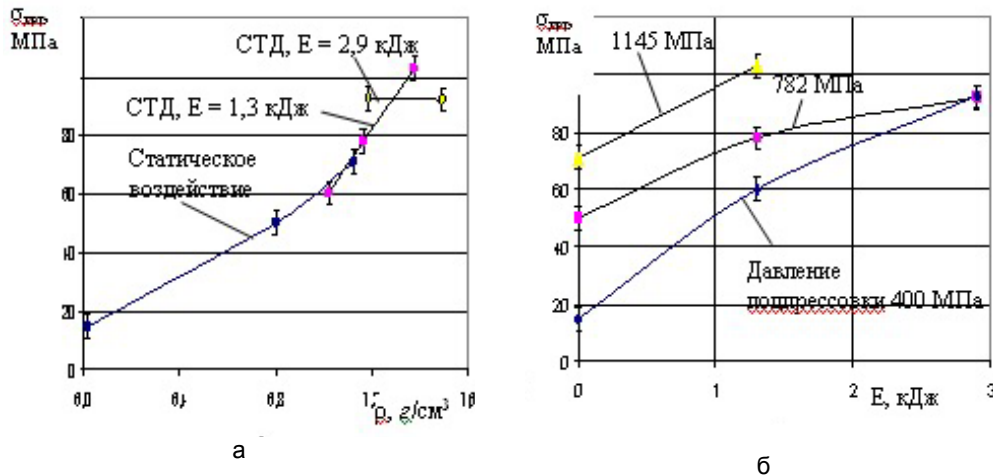


Рис. 4. Прочность прессовок из железа: а - в зависимости от плотности; б – в зависимости от энергии удара

В сравнении со статическим нагружением прочность растёт быстрее при СТД прессовании, тангенсы углов наклона кривых к оси плотности составляют: для СТД прессования – 122, для статики – 51 (рис. 4, а). При сравнении образцов, полученных статическим прессованием и СТД прессованием, имеющих близкие значения плотности ($7,12$ г/см³ - №3; $7,18$ г/см³ – №7; $7,16$ г/см³ – №5, см. табл. 1) оказалось, что образец №7 прочнее образца №3 на 21 МПа (30%), а образец №7 на 7 МПа (10%). Сравнивая образцы, полученные при СТД прессовании с различными параметрами и имеющие близкие значения плотности ($7,37$ г/см³ - №6 и $7,49$ г/см³ - №8 см. табл. 1), можно сделать вывод, что несмотря на увеличение $E_{уд}$ образца №8 в 2 раза относительно образца №6, образец №6 оказался прочнее на 11 МПа (12 %). Это можно объяснить явлением перепрессовки, которое связано с увеличением упругих напряжений в образце, приводящих к снижению прочности [1].

При энергии удара 2,9 кДж увеличение удельного усилия подпрессовки в два раза практически не привело к изменению плотности и прочности прессовок. Прирост плотности и прочности, обусловленный динамической составляющей, относительно статического прессования, приведен в табл. 2.

Плотность образцов, полученных статическим прессованием и прирост плотности и прочности, обусловленный динамической составляющей нагрузки

ρ _{ст} , МПа	Статическое прессование		СТД прессование, прирост показателей при:			
			E = 1,3кДж		E = 2,9 кДж	
	ρ, г/см ³	σ _{изг} , МПа	ρ, г/см ³	σ _{изг} , МПа	ρ, г/см ³	σ _{изг} , МПа
400	6,0	14,8	1,0	45,2	1,2	77,8
782	6,8	55,0	0,4	22,9	0,7	36,9
1145	7,1	71,0	0,3	31,9		

Обсуждение эксперимента

При увеличении энергосиловых параметров прессования плотность образцов растёт во всём диапазоне их изменения, за исключением СТД прессования с удельным усилием 782 МПа и удельной энергией удара $E_{уд} = 82$ Дж/г ($E = 2,9$ кДж). Исходное удельное усилие подпрессовки существенно влияет на плотность и прочность брикетов. Максимальная плотность образцов, полученных СТД прессованием, составила $7,49$ г/см³, что соответствует относительной плотности 96 %.

Рациональным режимом получения прессовок из железного порошка, обеспечивающим максимальную плотность и прочность, является СТД прессование с удельным усилием 1145 МПа и удельной энергией удара $E_{уд} = 36$ Дж/г ($E = 1,3$ кДж).

При испытаниях на изгиб прочность прессовок растёт быстрее при СТД уплотнении, чем при статическом прессовании. Образцы, полученные СТД прессованием, прочнее полученных статическим прессованием, если их плотность одинакова. Это можно объяснить тем, что прочность прессовок на микроуровне определяется металлическим контактом между частицами [2]. Такой контакт устанавливается между частицами за счёт выноса оксидных плёнок из зоны контакта при высоких степенях деформации частиц. Динамическая составляющая при СТД нагружении приводит к локализации деформации частиц на границах и, как следствие, к увеличению прочности. С увеличением удельного усилия подпрессовки прирост плотности и прочности, обусловленный динамической составляющей, уменьшается (см. табл. 2). С увеличением энергии удара влияние удельного усилия подпрессовки на прочность и плотность прессовок снижается и при энергии удара 2,9 кДж практически не влияет на параметры прессовок.

Выводы. СТД прессование позволяет получать прессовки с высокой плотностью (96 %) и прочностью (102 МПа). Прессовки, полученные при СТД нагружении, можно подвергать механической обработке в неспеченном виде без использования связующих веществ.

При равной плотности прессовки, полученные СТД прессованием с энергией удара 2,9 кДж прочнее, чем прессовки, полученные статическим прессованием (на 30 % при относительной плотности 92 %). Удельные параметры СТД нагружения в данном случае: $\rho_{ст} = 1145$ МПа, $E_{уд} = 36$ Дж/г.

Литература

1. Радченко А.К. Механические свойства неспеченных прессовок 1. Анализ феноменологических зависимостей, описывающих прочность неспеченных прессовок // Порошковая металлургия, № 9 – 10, 2004. – С. 12 – 24.
2. Радченко А.К. Механические свойства неспеченных прессовок 2. Влияние относительной насыпной плотности порошка на прочность прессовок при различных температурных условиях формования // Порошковая металлургия, №11-12, 2004. – С. 5 –8.

3. Тарасов А.Ф. Статикодинамическое формование порошковых материалов на пресс – молотах // Порошковая металлургия, №7 – 8, 1998. – С. 5-9.
4. Федорченко И.М., Францевич И.Н., Радомысельский И.Д. Порошковая металлургия. Материалы, технология, свойства, области применения: Справочник. – К.: Наук. Думка, 1985. – 624 с.
5. Бастль В. Измерения в промышленности. Справ. изд. В 3 – х кн. Кн.1. Теоретические основы. Пер. с нем. – М.: Металлургия, 1990. – 492 с.
6. Вяль Е.Ю., Лаптев А.М. Прочность неспеченных порошковых прессовок при осевом и радиальном нагружении // Порошковая металлургия, №5-6, 2002. – С. 28 – 32.
7. Тонкая техническая керамика/ пер. с японск. Под ред. Янагида Х.М.: Металлургия, 1986. - 176 с.
8. Тарасов А.Ф., Роганов Л.Л., Соннов А.П. Исследование статикодинамического брикетирования порошковых материалов // Сб. науч. ст. Крамат. индустр. ин-т. - Краматорск, 1993. - Вып.1. - С. 26-34.

УДК.621.7.04

А.В. Маковецкий

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ МЕХАНИЗМА ДЕФОРМАЦИИ В РОТАЦИОННЫХ ПРОЦЕССАХ ОБРАБОТКИ ДАВЛЕНИЕМ

В статье рассматриваются проблемы экспериментального определения деформаций методом делительных сеток. Предложены иные формы деформируемых элементов. Выполнены экспериментальные исследования, проведено сравнение с существующими формами элементов. Рис. 4. Ист. 7.

Для исследования процессов обработки давлением, в частности, деформаций, применяется широкий спектр методов, одним из которых является метод делительных сеток. В настоящее время относительно широкое применение находят технологические процессы, такие как ротационная обкатка, ротационная вытяжка, ротационная формовка. Деформацию в этих процессах можно считать немонотонной. Поэтому другие приемы, применяемые для исследования монотонных процессов [1], можно считать малоэффективными.

Приемлемым в этом случае для определения пластических деформаций является метод делительных сеток. Наиболее известными являются сетки из систем окружностей либо прямоугольные [2, 3, 4].

При деформировании полуфабрикатов из листового проката возможно нанесение сетки в виде окружностей или прямоугольной, рис.1, а, по Пашкову, и состоящей из параллелограммов, по Ренне, рис. 1, б.

В работе [5] исследования проводились на завальцованной трубчатой заготовке. В эту заготовку в узлах предварительно нанесенной делительной сетки запрессовывались штифты диаметром 2 мм из латуни. После этого осуществляли процесс ротационной вытяжки роликом. Авторами работы [5] получены регрессионные уравнения для определения главных деформаций e_1 , e_2 и интенсивности деформаций Γ в зависимости от степени обжатия за проход ΔS , осевой подачи f и диаметра давящего ролика D_r . Эти уравнения имеют недостаток - низкую универсальность, они характеризуют процесс РВ только для схемы растяжения.

В работе [6] предлагается вариант нанесения на внутренней поверхности кольцевых меток с фиксированным шагом, равным Δ_z , около каждой метки строится расчетный штифт перпендикулярно срединной линии.

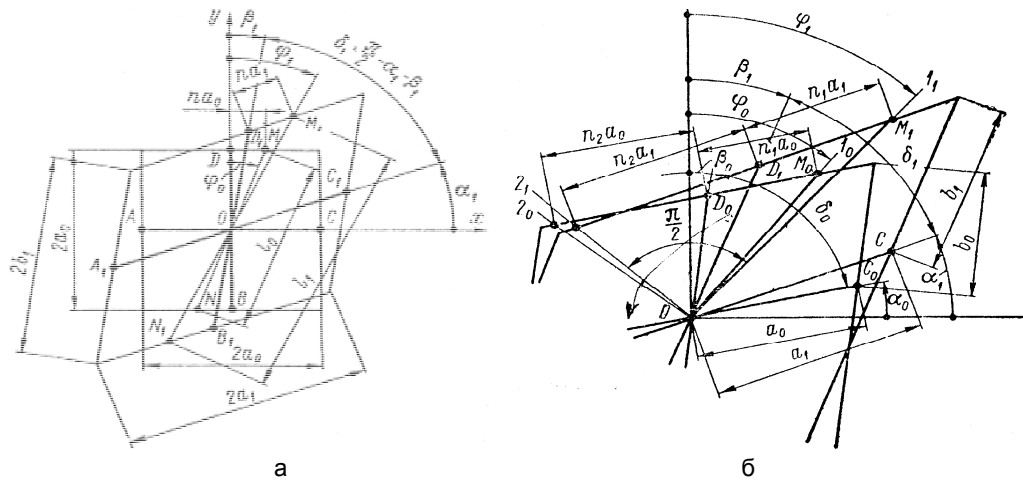


Рис. 1. Элементы в виде квадрата и параллелограмма:
а - элемент по Пашкову; б- элемент по Ренне

Осевую, радиальную и интенсивность деформации находили по выражениям:

$$\bar{\varepsilon}_y = \frac{1}{2} \left(\bar{\varepsilon}_\theta + \ln \frac{b_{ck}}{a_{ck}} \cos 2\varphi \right); \quad \bar{\varepsilon}_r = \frac{1}{2} \left(\bar{\varepsilon}_\theta - \ln \frac{b_{ck}}{a_{ck}} \cos 2\varphi \right),$$

где a_{ck} и b_{ck} - геометрические параметры штифтов.

$$\bar{\varepsilon}_i = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{\bar{\varepsilon}_z^2 + \bar{\varepsilon}_r^2 + \bar{\varepsilon}_\theta^2}.$$

К недостаткам работы можно отнести условность принятых гипотез, а следовательно, фактический неучет свойств материала и режимов деформирования, а также фактической толщины стенки, отличающейся от предполагаемой.

Необходимо отметить, что в случае заготовки-оболочки сетку в виде систем окружностей либо прямоугольную принципиально трудно нанести. В этом случае желательно нанести сетку элементов, которые ограничены образующими поверхности цилиндрической обечайки и перпендикулярными им цилиндрическими окружностями, представляющими систему равноотстоящих друг от друга окружностей.

Целью настоящей работы является разработка усовершенствованной методики исследования немонотонных процессов в обработке давлением конечных деформаций методом делительных сеток.

С целью устранения указанных недостатков была предложена новая форма в виде трапециевидного элемента, рис. 2.

Эта форма элемента представляется более удобной для использования в РВ процессах при деформировании листа, труб, колец и оболочек в виде обечаек.

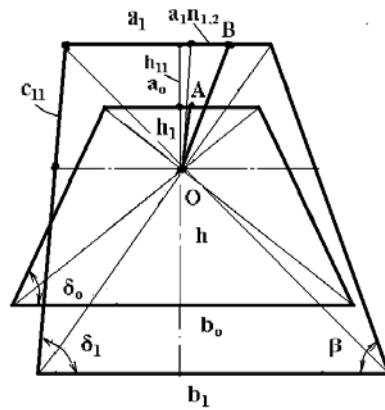


Рис. 2. Элемент трапецевидной формы

При этом для расчета главных деформаций использовались следующие выражения:

$$\varepsilon_{1,2} = \frac{1}{2} \ln \frac{c_{11}^2 + a_1^2 n_{1,2}^2 + 2c_{11} a_1 n_{1,2} \cos \delta_1}{h_1^2 + a_0^2 n_{1,2}^2}, \quad (1)$$

$$\text{где } h_1 = \frac{a_0(b_0 - a_0) \operatorname{tg} \delta_0}{2b_0(1 + \frac{a_0}{b_0})}, \quad c_{11} = \frac{b_1 - a_1}{(\sin \delta_1 - \sin \delta_0)(1 + \frac{a_1}{b_1}) \sin \delta_1}.$$

При этом значения n_1 и n_2 можно найти по следующему выражению:

$$n_{1,2} = \frac{(a_0^2 c_{11}^2 - h_1^2 a_1^2) \pm \sqrt{(h_1^2 a_1^2 - a_0^2 c_{11}^2)^2 + 4a_0^2 a_1^2 h_1^2 c_{11}^2 \cos^2 \delta_1}}{2a_0^2 a_1 c_{11} \cos \delta_1},$$

где a_0, a_1, c_1, δ_1 - параметры деформируемого элемента, рис. 2.

Углы наклона главных осей деформации находятся:

$$\varphi_0 = \operatorname{arctg} \frac{n_1 a_0 (1 + \frac{a_0}{b_0})}{\frac{a_0}{b_0} (b_0 - a_0) \operatorname{tg} \delta_0}, \quad \varphi_1 = \operatorname{arctg} \frac{n_2 a_1 (1 + \frac{a_1}{b_1}) (\operatorname{ctg} \delta_1 + \operatorname{ctg} \beta)}{\frac{a_1}{b_1} (b_1 - a_1)}.$$

Интенсивность деформации [7] может быть получена по выражению:

$$\varepsilon_i = \sqrt{\varepsilon_1^2 + \varepsilon_2^2 + \varepsilon_1 \varepsilon_2}, \quad (2)$$

где ε_1 и ε_2 - значения главных деформаций.

Необходимо отметить, что в соответствии с работами [3-4, 7] эти элементы используются в методе конечных деформаций, т.е. для исследования монотонных процессов. Однако в случае использования искаженной сетки (методика

Рене), а также предложенная может использоваться при анализе немонотонных процессов деформирования при использовании поэтапных методов. В основном это можно объяснить предварительно искаженной сеткой, в последнем случае в большей степени отвечающей форме оболочек. Поэтому формулы для сетки у элементов Ренне, а также предложенные выражения (1) и (2), могут быть применены для поэтапных методов исследования, для определения как приращения деформаций, так и их интенсивности. Это можно сделать по текущим параметрам искажения ячейки, таким как a , b , δ , α .

Для проверки методики были проведены следующие эксперименты.

Использовались трубки диаметром $d_0 = 43$ мм, толщиной стенки $S = 1,5$ мм. Нанесение и считывание сетки осуществлялось с использованием инструментальных микроскопов типа ММИ-4. Нанесение же сеток производится иглами из инструментальных сплавов У7, У10. При этом исходная делительная сетка имела первоначальные параметры $a_0 = 3,7$ мм, $b = 3,8$ мм. В дальнейшем трубки подвергались деформированию роликовым инструментом со следующими конструктивными параметрами: диаметр $d = 80$ мм, общая ширина ролика $B = 25$ мм, с целью редуцирования срединной части на ширине 70 мм до диаметров 36,5...35 мм. В результате воздействия инструмента появлялась возможность наблюдать и фиксировать искажения делительной сетки в приконтактных зонах. В этом случае ширина нанесенных рисок достигала не более $v = 0,1$ мм, а точность нанесения $\Delta = \pm 0,005$ мм.

При этом редуцирование трубок роликовым инструментом проводилось таким образом, что этапы деформации характеризовались изменением диаметра деформируемой части изделия в диапазоне $\frac{D}{d_0} = 0,87 \dots 0,97$, где D - диаметр редуцированного участка, d_0 - диаметр исходной трубы.

Предварительные результаты использования предложенной методики представлены на рис. 3 в виде зависимости главных деформаций ε_1 и ε_2 и интенсивности ε от величины обжатия редуцируемой трубки $\frac{D}{d_0}$ по итогам проведенных экспериментальных исследований.

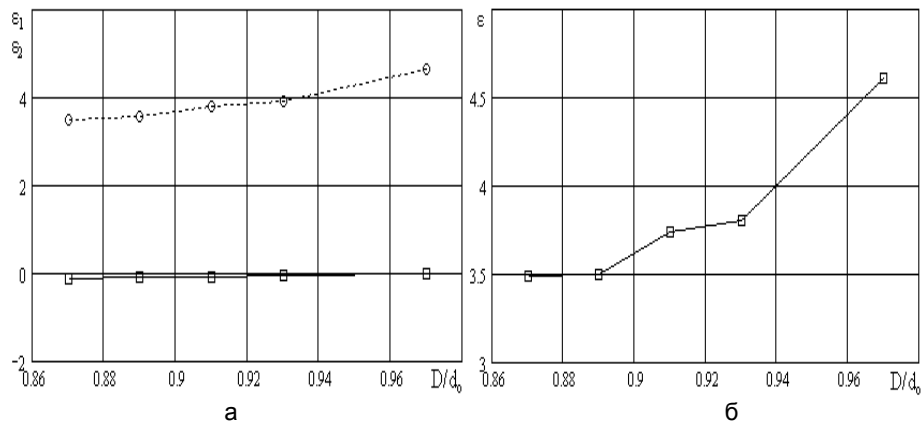


Рис. 3. Зависимости главных деформаций ε_1 , ε_2 и их интенсивности ε от относительного редуцирования D/d_0 при деформировании трубного полуфабриката:
а - зависимость для главных деформаций, б - зависимость для интенсивности деформаций

Полученные зависимости, отраженные на графиках рис. 3, а свидетельствуют о следующем. С увеличением степени редуцирования трубки несколько увеличивается величина деформации ε_1 с одновременным менее интенсивным увеличением другой компоненты главной деформации ε_2 . Это можно объяснить значительно большей деформацией вдоль продольной координаты по отношению к перпендикулярному ей направлению, что согласуется с известными представлениями, полученными при изучении редуцирования трубок.

Величина интенсивности деформации ε_i изменяется в зависимости от величины D/d_0 , рис. 3, б, увеличиваясь с ростом D/d_0 , что также качественно согласуется с известными представлениями, отражая увеличение интенсивности деформации ε_i в зависимости от роста степени редуцирования трубки.

По эквивалентным параметрам было проведено относительное сравнение величин главных деформаций ε_1 и ε_2 в случае использования различных форм деформируемых элементов по Ренне, Пашкову и предложенного автором. Зависимость этих величин от эквивалентного параметра сетки a_1 приведено на рис. 4.

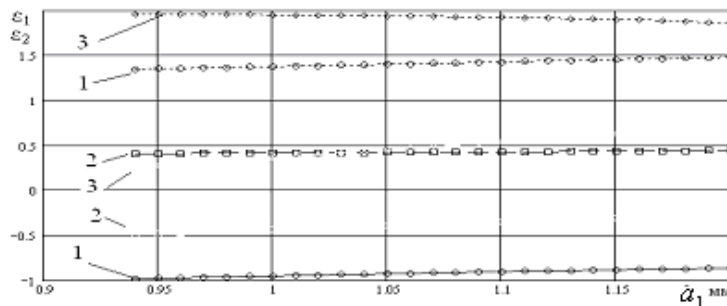


Рис. 4. Изменение главных деформаций ε_1 и ε_2 в зависимости от эквивалентного параметра a_1 для различных типов деформируемых элементов по 1 - Пашкову, 2 - Ренне, 3 - предложенному автором

Результаты исследований, рис. 4, показывают, что методика, примененная автором, дает относительно более высокое значение величины главных деформаций ε_1 и ε_2 чем полученное при использовании форм элементов по Пашкову либо Ренне. Однако при этом диапазон разброса главных деформаций меньше чем у Ренне и больше чем у Пашкова.

Выводы. На основании проведенных исследований получены следующие результаты:

- после анализа известных форм элементов был предложен элемент трапециевидной формы из соображений удобства нанесения сетки и ее считывания;
- разработаны выражения для расчета как главных деформаций, так и основных характеристик деформации элемента, которые могут использоваться при изучении немонотонных ротационных процессов деформирования;
- зависимости деформаций ε_1 и ε_2 и интенсивности деформаций ε_i при редуцировании трубок полученные на основании разработанной методики согласуются с известными данными по редуцированию трубок; сравнение существующих методик экспериментального определения деформаций с предложенной, показало, что новая методика дает верхнее значение главных деформаций по сравнению с существующими.

Литература

1. Маковецкий А.В., Маковецкий В.В. Изучение неоднородности деформирования полуфабрикатов на моделях из пластичных материалов // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. Тем. зб. наук. Праць / ДДМА. - Краматорськ. - 2000. - С.160 -163.
2. Дель Г.Д. Технологическая механика. -М.: Машиностроение. 1978. - 174 с.
3. Огородников В.А. Оценка деформируемости металлов при обработке давлением. -К.: Вища школа. 1983. - 175 с.
4. Смирнов -Аляев Г.А. Сопrotивление пластическому деформированию - М.: Машиностроение. 1978. - 368 с.
5. Вальтер А.И., Маленко П.И. Экспериментальные исследования механизма деформации при ротационной вытяжке / Кузн. штамп. пр-во. - №9. – 2004. - С. 9-1.
6. Кулик А.Н. Шевцов, Т.А. Кулик. Определение деформаций при экспериментальном исследовании ротационной обкатки трубчатых заготовок // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії та машинобудуванні. Тем. зб. наук. праць./ ДДМА. - Краматорськ-Слов'янськ. - 2000. - С. 39-341.
7. Смирнов-Аляев Г.А., Чикидовский В.Н. Экспериментальные исследования в обработке металлов давлением. – Л.: Машиностроение. 1972. - 359 с.

УДК 621.771.8.04

В.А.Луценко

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ УСЛОВИЙ ОХЛАЖДЕНИЯ БИМЕТАЛЛА СТАЛЬ-ТИТАН

Рассмотрены условия охлаждения биметалла сталь-титан с учетом различия коэффициентов линейного расширения, обеспечивающие снижение уровня остаточных напряжений в готовом двухслойном листе и в результате повышение качества соединения слоев. Ист. 4.

Применение биметаллов, относящихся к экономичным видам металлопродукции, позволяет не только повысить надежность и долговечность изделий, но и значительно сократить расходы на их изготовление в результате экономии дорогостоящих цветных металлов [1]. Биметалл сталь-титан в связи уникальной коррозионной стойкостью титана находит применение в химической, нефтехимической, целлюлозно-бумажной промышленности. При этом основным методом получения этой композиции является горячая обработка давлением, в частности, прокатка.

После прокатки при высокой температуре на границе биметалла сталь-титан образуются различные химические соединения - карбид титана, интерметаллиды, карбонитриды титана. Эти соединения хрупкие и количество их в какой-то мере определяет прочность сцепления слоев. Следует отметить, что высокая прочность соединения слоев при испытании на срез или отрыв при наличии этих хрупких соединений совершенно не гарантирует сохранения сплошности соединения при изготовлении изделий из биметалла с применением операций, связанных с пластической деформацией биметалла, например, гибкой или вытяжкой. Возможность образования хрупких соединений определяется отсутствием или наличием промежуточных подслоев и их составом. В случае отсутствия между слоями биметалла промежуточного подслоя, препятствующего образованию нежелательных хрупких соединений, при замедленном охлаждении биметалла образуется большое количество этих соединений вследствие длительного пребывания биметалла в области высоких температур, где происходят ин-

тенсивные диффузионные процессы [2, 3]. В связи с этим при получении указанного биметалла следует уменьшить время пребывания в области высоких температур, т.е. ускоренно охладить биметалл до температур, при которых слабо проходят диффузионные процессы.

Но титан и сталь имеют различные коэффициенты линейного расширения, что при ускоренном охлаждении приведет к возникновению дополнительных напряжений в слоях биметалла при не слишком прочном соединении слоев к расслоению.

Полученный биметалл в основном представляет интерес как заготовка для изготовлению изделий в холодном или горячем состоянии. При изготовлении изделий в холодном состоянии из биметалла, полученного с применением ускоренного охлаждения, деформирующие напряжения и напряжения, возникающие при ускоренном охлаждении от разности коэффициентов линейного расширения, могут складываться и вызывать расслоения.

При изготовлении изделий в горячем состоянии при нагреве в области высоких температур начинается образование хрупких химических соединений. При деформации такого биметалла могут образовываться трещины в переходной зоне.

Оптимальным вариантом охлаждения может считаться тот, при котором происходит ускоренное охлаждение биметалла с учетом различия коэффициентов линейного расширения, что не приведет к возникновению дополнительных напряжений между слоями и в переходной зоне не успеет образоваться большое количество хрупких соединений, а это дает возможность производить второй подогрев без опасения образования хрупких соединений в переходной зоне.

В работе [4] показана возможность ускоренного охлаждения биметалла сталь-титан путем окунания в воду, однако при этом биметалл получен с прочной связью в вакууме, и прочность соединения определялась испытанием на срез.

В работе [5] приведены результаты исследования различных режимов охлаждения биметалла сталь-титан: охлаждение в воде, под водяным душем, под вентилятором, на воздухе, с печью ($t_{\text{печ}}=4000\text{C}$), с печью ($t_{\text{печ}}=8000\text{C}$). При этом лучшие результаты были получены при длительном охлаждении биметалла с печью при температурах печи $t_{\text{печ}}=4000\text{C}$ и $t_{\text{печ}}=8000\text{C}$. Указанный биметалл был получен с применением подслоя из динамной стали, замедляющей диффузию углерода из стали в титан и образование хрупких карбидов титана; прочность соединения также определялась испытанием на срез. При этом прочность соединения после прокатки была низкой, поэтому при охлаждении в воде наблюдалось расслоение.

Рассмотрим условия охлаждения биметалла в воде с учетом различия коэффициентов линейного расширения.

Время охлаждения стального слоя можно определить по формуле [6]:

$$\tau = \frac{q_{cm} \cdot 3600}{q_{cp.cm}}, \quad (1)$$

где q_{cm} - общее количество отбираемого тепла при охлаждении стального слоя от начальной температуры t_n до конечной t_k ;

$$q_{cm} = m_{cm} \cdot \Delta i_{cm} = \rho_{cm} \cdot h_{cm} \cdot 1 \cdot 1 \cdot \Delta i_{cm}, \quad (2)$$

где m_{cm} - масса 1 м² стального слоя,

ρ - плотность стали при температуре $t = \frac{t_n + t_k}{2}$;

h_{cm} - толщина стального слоя;

$q_{cp,cm}$ - средний тепловой поток,

Δi_{cm} - теплосодержание стали, рассчитываемое по формуле:

$$\Delta i_{cm} = i_{cm}^{t_n} - i_{cm}^{t_k},$$

где $\Delta i_{cm}^{t_n}$ - теплосодержание стали при t_n ;

$\Delta i_{cm}^{t_k}$ - теплосодержание стали при температуре t_k .

Средний тепловой поток определяется по формуле:

$$q_{cp,cm} = \alpha \cdot (t_{cm}^{cp} - t_{kun}), \quad (3)$$

где α - коэффициент теплоотдачи, определяемый по формуле:

$$\alpha = 0,25 \sqrt[3]{\frac{(\lambda'')^2 \cdot C_p'' \cdot g \cdot (\rho' - \rho'')}{\nu''}}, \quad (4)$$

где: λ'' - коэффициент теплопроводности паровой пленки;

C_p'' - теплоемкость пара;

g - ускорение силы тяжести;

ρ' и ρ'' - плотность жидкости и пара соответственно;

ν' - коэффициент кинематической вязкости пара.

Физические параметры пара определяются при средней температуре t_m :

$$t_m = \frac{t_{cm} + t_{kun}}{2}, \quad (5)$$

где: t_{cm} - температура поверхности плиты;

t_{kun} - температура насыщения (кипения) жидкости.

Так как температура изменяется от t_n до t_k , то для расчета принимается среднеарифметическое значение:

$$t_{cm}^{cp} = \frac{t_n + t_k}{2}. \quad (6)$$

Тогда, при $t_{\text{кун}} = 100^{\circ}\text{C}$

$$t_m = \frac{t_{cm} + t_{\text{кун}} + 200}{4} \quad (7)$$

Время охлаждения стали от t_n до t_k :

$$\tau = \frac{q \cdot 3600}{q_{cp}} = \frac{\rho_{cm} \cdot h_{cm} \cdot \Delta t_{cm} \cdot 3600}{q_{cp,cm}} \quad (8)$$

Расход воды, необходимый для того, чтобы обеспечить отвод тепла в количестве $q_{cp,cm}$ определяется из уравнения теплового баланса:

$$c \cdot m_{2cm} \cdot \Delta t = q_{cp,cm} \quad (9)$$

где c - теплоемкость воды.

Отсюда определяется расход воды, необходимый для охлаждения слоя от t_n до t_k :

$$m_{2cm} = \frac{q_{cp,cm}}{c \cdot \Delta t} \quad (10)$$

где $\Delta t = 100 - 25 = 75^{\circ}\text{C}$.

Количество воды, необходимое для охлаждения стального слоя от t_n до t_k :

$$b = \tau \cdot m_{2cm} \quad (11)$$

Следовательно, приняв, что сталь нужно охладить на величину $\Delta t = t_n - t_k$, можно определить, на сколько нужно охладить титановый слой, чтобы уменьшение длины произошло на ту же величину, что и стали:

$$\begin{aligned} \Delta l_{Ti} &= \Delta l_{cm}, \\ \Delta t_{cm} \cdot \beta_{cm} &= \Delta t_{Ti} \cdot \beta_{Ti}, \\ \Delta t_{Ti} &= \Delta t_{cm} \cdot \frac{\beta_{cm}}{\beta_{Ti}}, \end{aligned} \quad (12)$$

где β_{cm}, β_{Ti} - коэффициенты линейного расширения стали и титана.

Время охлаждения титанового и стального слоев одинаково

$$\tau_{Ti} = \tau_{cm} = \frac{q_{cm} \cdot 3600}{q_{cp,cm}} \quad (13)$$

Общее количество отбираемого от титана тепла

$$q_{Ti} = m_{Ti} \cdot \Delta i_{Ti} = \rho_{Ti} \cdot h_{Ti} \cdot \Delta i_{Ti} \quad (14)$$

Тогда средний тепловой поток, который нужно отвести от титана за время $\tau_{Ti} = \tau_{cm}$:

$$q_{cp,Ti} = \frac{q_{Ti} \cdot 3600}{\tau_{cm}} = \frac{h_{Ti} \cdot \rho_{Ti} \cdot \Delta i_{Ti} \cdot q_{cp,cm} \cdot 3600}{h_{cm} \cdot \rho_{cm} \cdot \Delta i_{cm} \cdot c \cdot \Delta t} \quad (15)$$

Так как $\frac{q_{cp,cm}}{c \cdot \Delta t} = m_{2cm}$, то получаем зависимость между расходом воды на сторону стали и титана:

$$m_{2Ti} = \frac{h_{Ti} \cdot \rho_{Ti} \cdot \Delta i_{Ti} \cdot q_{cp,cm} \cdot 3600}{h_{cm} \cdot \rho_{cm} \cdot \Delta i_{cm} \cdot c \cdot \Delta t} \cdot m_{2cm} \quad (16)$$

Вывод. Для ускоренного охлаждения биметалла с учетом различия в коэффициентах линейного расширения расход воды на сторону титана должен быть пропорциональным расходу воды на сторону стали, а коэффициентом пропорциональности является произведение отношений высот, плотностей и изменения теплосодержаний титана и стали при охлаждении от начальной до конечной температуры.

Литература

1. Биметаллы / Л.Н.Дмитров, Е.В.Кузнецов, А.Г.Кобелев и др. – Пермь: 1991. - 415 с.
2. Горячая обработка металлов в вакууме и инертной среде/ Ф.Г. Долженков, Ю.И. Кривоносов, Д.И. Пирязев – Киев: Техніка, 1969. - 199 с.
3. Павлов И.М., Бринза В.Н. Исследование влияния некоторых факторов на прочность сцепления титана со сталью // Новые процессы прокатки ме-таллов и сплавов. Сб. науч. трудов МИСиС - М.: Металургия. 1966 - вып. 18. - С. 144-156.
4. Беседин А.И. Способ получения биметалла. Авт. Свид. СССР № 368000, 19.01.1970.
5. Беседин А.И. Исследование процесса получения биметаллических листов сталь-титан в условиях толстолистовых станов горячей прокатки. Автореферат дис. на соискание уч. ст. канд. техн. наук, 1969.
6. Кутателадзе С.С., Боришанский В.М. Справочник по теплопередаче. - М. - Л.: Госэнергоиздат. 1959. - 414 с.

Л.А.Губачева

МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ И ПРУЖИНЕНИЯ ПРИ ИЗГИБЕ ЛИСТОВОЙ ЗАГОТОВКИ ВО ВТУЛКУ

Предложена методика моделирования процесса свертки после предварительной двухугловой гибки заготовки во втулку с целью определения упругой деформации и остаточных напряжений. Рис. 6. Ист. 5.

Одним из важных условий прогресса в машиностроении и других отраслях является широкое использование высокопроизводительных малоотходных процессов листовой и объемной штамповки.

Для изготовления деталей типа втулок широко используется холодная штамповка листовых заготовок. Однако операция свертки заготовки из листового металла недостаточно полно рассматривалась с точки зрения анализа пружинения заготовки после изгиба и оценки остаточных напряжений. Использование вычислительной техники в настоящее время позволяет с большой точностью решать задачи механики деформируемого твердого тела.

В работе [1] предложена технология изготовления втулки, которая включает три перехода:

- двухугловую П-образную гибку толстолистовой заготовки в виде прямоугольной карточки;
- свертку изогнутой толстолистовой заготовки во втулку;
- редуцирование свернутой втулки.

Проблемы, связанные с двухугловой гибкой, рассмотрены в работах [1-3].

В данной статье ставятся задачи разработки методики моделирования процесса свертки толстолистовой заготовки во втулку после двухугловой гибки и определения пружинения и остаточных напряжений во втулке.

Рассмотрим моделирование процесса свертки после предварительной двухугловой гибки. Инструментарием для решения такой задачи выбран пакет прикладных программ MSC.MARC 2003, при этом подготовку модели проведено в NASTRAN for Windows с последующим ее экспортом в MSC.MARC 2003 и написанием дополнительных модульных программ. Указанный пакет предназначен для решения задач моделирования методом конечных элементов (МКЭ) физических процессов с существенной нелинейностью. Задание геометрии деформируемого твердого тела, его механических характеристик, генерация сетки и выбор КЭ дискретизации, задание механических характеристик рассмотрено в работах [2, 4, 5].

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

На рис. 1 показана схема моделирования операций, необходимых для изготовления трубной заготовки из прямоугольной карточки. Рассматриваемый деформируемый объект имеет название Plate. На рис. 1 показана его КЭ - сетка. 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).

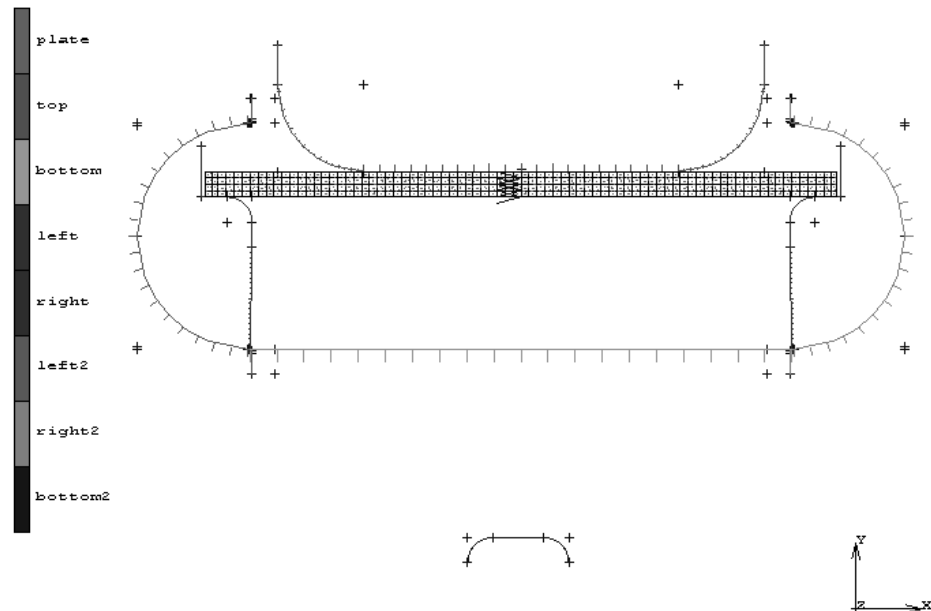


Рис. 1. Модель рабочих частей комбинированного штампа для двухугловой гибки и свертки (условно совмещены на плоскости чертежа)

Для свертки используется модель штампа с двумя подвижными полуматрицами Right 2 и Left 2 и подвижная опора Bottom 2 для предотвращения выпучиванию заготовки на начальной стадии деформирования.

Моделирование деформирования заготовки при помощи трех элементов модели комбинированного штампа Left2, Right2 и Bottom2 позволяет осуществить процесс свертки заготовки во втулку, например, так, как показано на рис.2 в штампе на вертикальном прессе.

Предполагаемая конструкция штампа, в котором есть подвижная часть Bottom2, может быть существенно упрощена, как это показано на рис. 2. Для свертки можно использовать штамп с двумя подвижными полуматрицами, которые названы выше Left2 и Right2 и вместо подвижной опоры Bottom2 можно использовать одну из полуматриц, как это показано на рис. 2, либо плиту штампа, если боковые ползушки сделать симметричными.

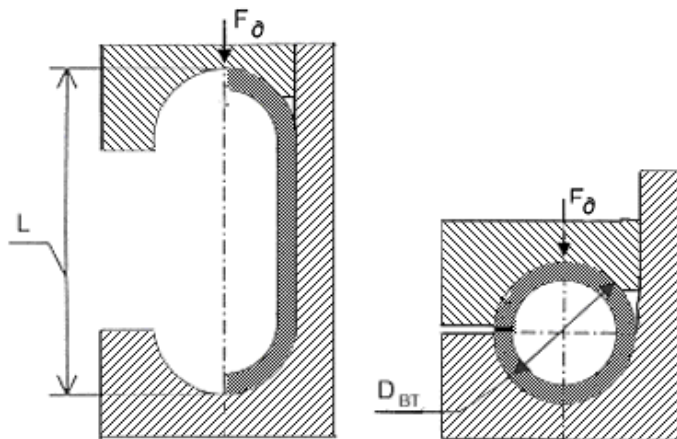


Рис. 2. Процесс свертки заготовки во втулку

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. На рис. 3 показаны упругие деформации после гибки, на рис. 4 и рис. 5 - пластические и упругие деформации после свертки, на рис. 6 – остаточные напряжения после свертки заготовки в трубу. Слева на рис. 3-6 имеется полоска цветового соответствия деформаций и напряжений, максимальное значение которых соответствует верхнему числу и соответствующему цветовому изображению. Форма записи - числа с плавающей запятой.

Inc: 23
Time: 1.150e+000

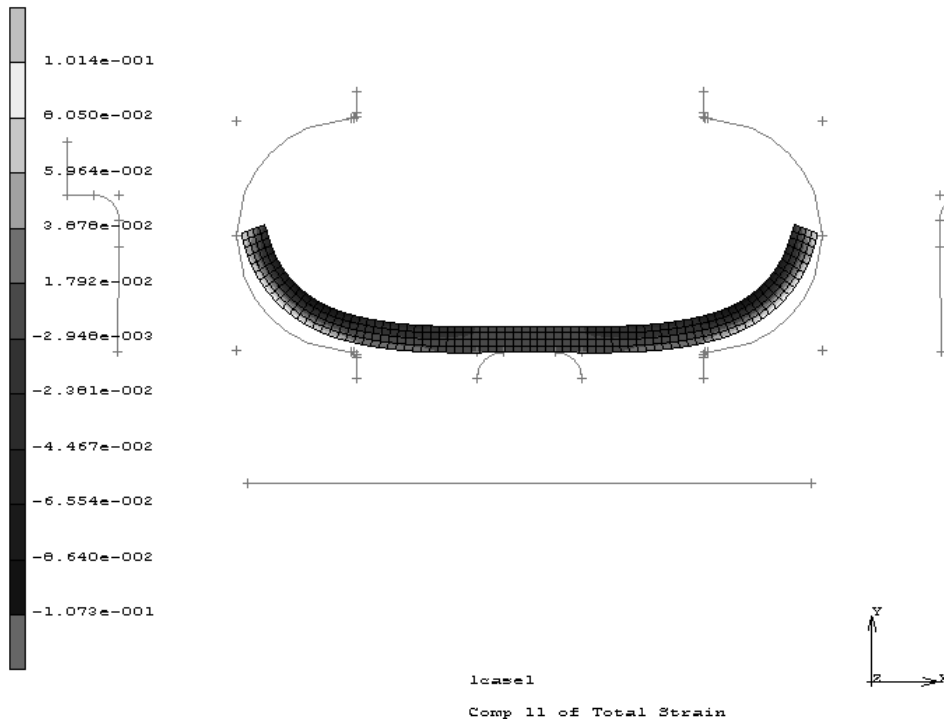


Рис.3. Исходное положение модели комбинированного штампа для свертки

В результате моделирования определено, что при ширине 249,5 мм края заготовки соприкасаются (рис. 4).

Свертка во втулку является процессом упруго-пластической 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. 4). Это следует иметь в виду при проектировании первого перехода (двухугольной гибки) и второго перехода (свертки). Очевидно, что при двухугольной гибке заготовки уменьшение радиуса может положительно отразиться на пружинении втулки.

Полученные результаты могут быть использованы для создания новой технологии изготовления, например, втулки шпинтона гасителя колебаний пассажирского вагона, позволяющей повысить коэффициент использования металла в 2,23 раза [1] по сравнению с обработкой резанием.

Вывод. Разработана методика теоретического анализа формообразования цилиндрической трубы из плоской заготовки с помощью метода конечных элементов, позволяющая определять деформации, текущие (на каждом этапе деформирования) и остаточные напряжения. С ее помощью можно определить пружинение, обеспечивающее сохранение нулевого зазора в стыке.

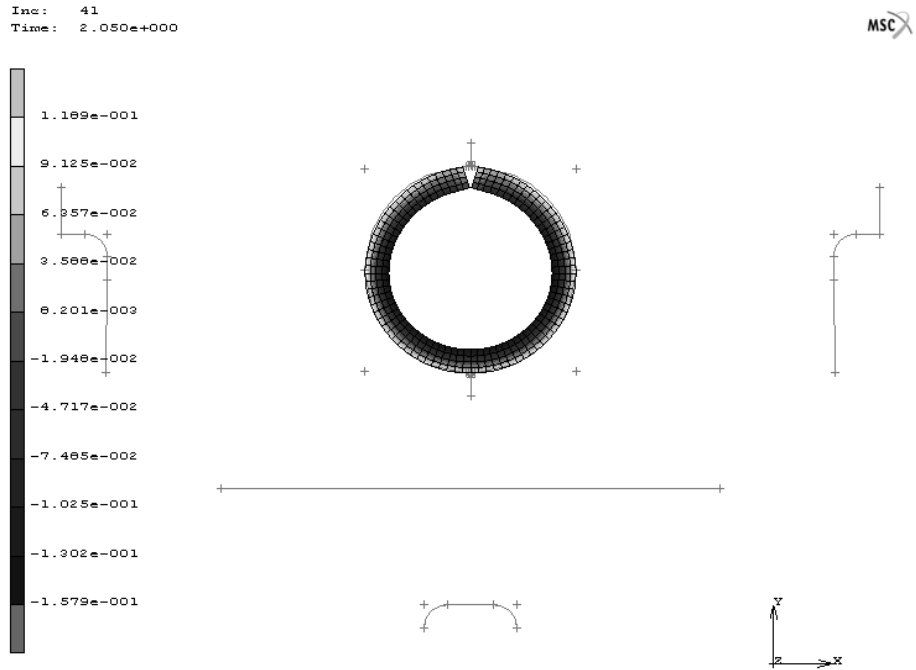


Рис. 4. Процесс деформирования при свертке заготовки во втулку

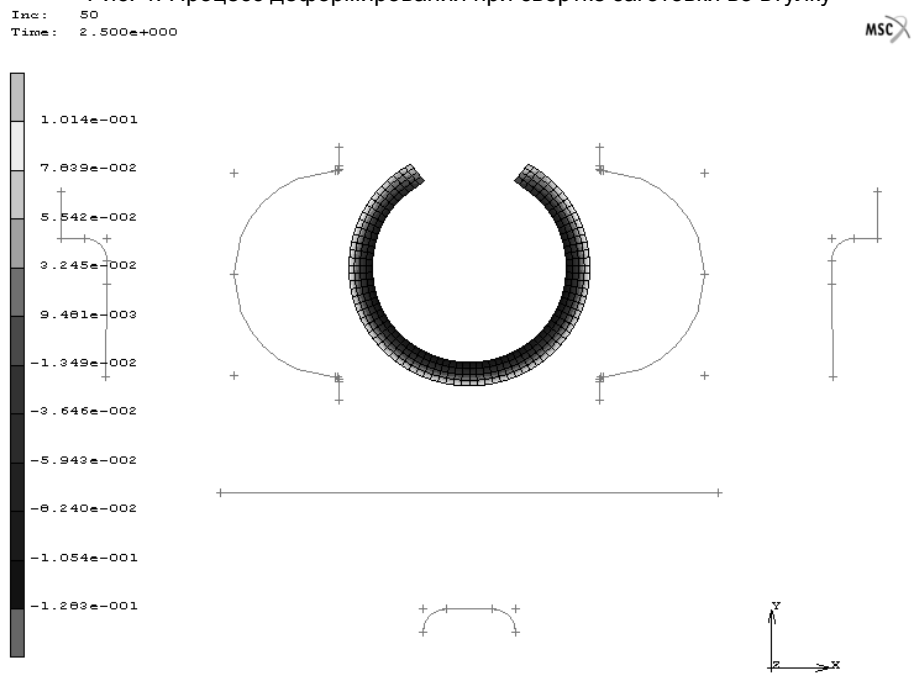


Рис. 5. Изменение размеров втулки в результате пружинения

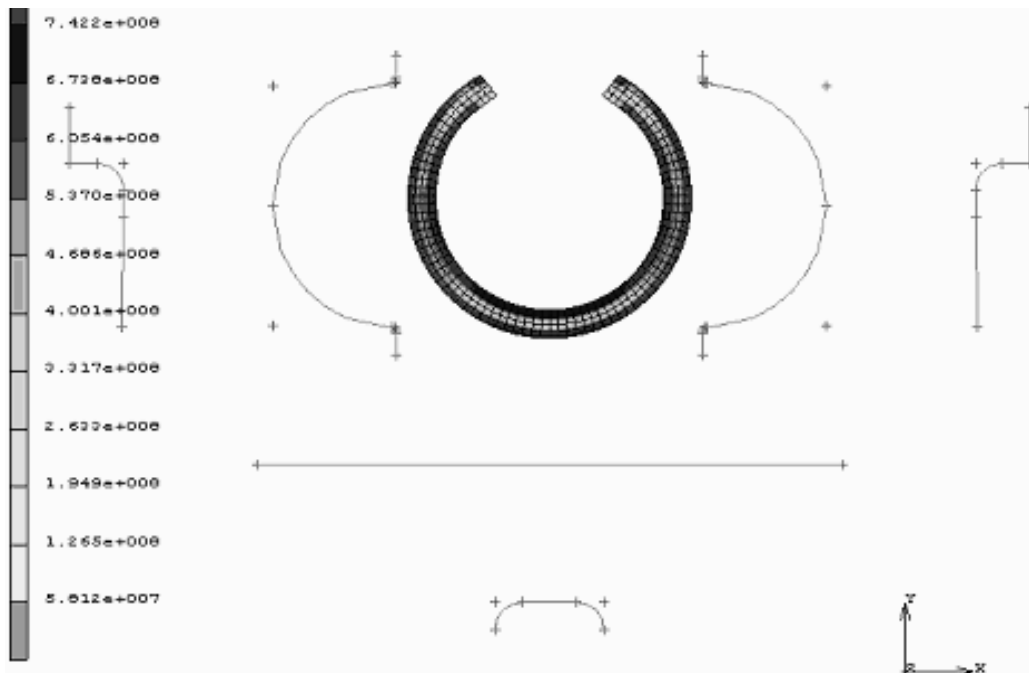


Рис. 6. Распределение остаточных напряжений

Литература

1. Євстратов В.О., Губачева Л.О. Спосіб виготовлення заготовки втулки шпінтона, патент України № 3595, G01N19/02, опубл. 15.12.2004, бюл. №12.
2. Губачева Л.А., Сладковский А.В. Анализ силового режима процесса двухугловой гибки толстолистовой заготовки / Вісник Східноукраїнського національного університету ім. В. Даля, №11 (93), 2005. – С. 181 – 187.
3. Романовский В.П. Справочник по холодной штамповке.- 6-е изд., перераб. и доп. – Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1979. - 520 с.
4. Сладковский А.В., Ситаж М., Мартыненко Ю.Р. Решение задач механики железнодорожного транспорта с помощью МКЭ. Д.: Новая идеология, 2002. – 220 с.
5. Сладковский А. Контактное взаимодействие колес и рельсов. – Луганск: Русь, 2005. – 189 с.

УДК 621.9.048

В.Я.Мицук

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ОБРАБОТКИ СВОБОДНЫМИ АБРАЗИВАМИ В ВИБРИРУЮЩЕМ РЕЗЕРВУАРЕ

Предложена математическая модель, описывающая теоретическую зависимость съема металла свободными абразивами в вибрирующем резервуаре от основных технологических параметров процесса. Ист. 7.

Одним из оценочных параметров технологии виброобработки свободными абразивами принят весовой съём металла в единицу времени с единицы площади обрабатываемой поверхности [1]. Этот параметр функционально определяется влиянием ряда переменных величин параметров процесса, основными

из которых являются: амплитуда A и частота колебаний ω резервуара виброустановки; ширина b слоя гранулированной среды в рабочем пространстве резервуара; размер d гранул среды; объем v загрузки резервуара, выраженный коэффициентом загрузки M ; плотность ρ материала обрабатываемых деталей [2]. Также, исходя из конкретных условий процесса, связанных с требуемым достигаемым результатом виброобработки, учитывается влияние трения граничных слоёв рабочей среды о рабочие поверхности резервуара, демпфирующих свойств среды, влияние эффектов псевдотекучести, виброоживления, виброкипения рабочей среды; влияние формы рабочих поверхностей резервуара; влияние количественного и качественного состава химически активного раствора.

С целью установления теоретической зависимости съема металла исследован массоперенос среды в вибрирующем резервуаре «U» - образной формы. При рассмотрении массопереноса среды допускаем, что в резервуар загружается смесь частиц плотностью ρ с непрерывным распределением их по плотности $\gamma(\rho)$. Тогда величина $\gamma(\rho)d\rho$ в окрестности выделенного объема в момент времени t численно равна доле (объемной или весовой) «узкой фракции» с плотностью в диапазоне от ρ до $\rho + d\rho$. В этом случае величина $\int_{\rho_1}^{\rho_2} \gamma(\rho; x; y; z; t) d\rho$ есть доля фракции в диапазоне плотности от ρ_1 до ρ_2 .

Если плотность частиц принимает дискретные состояния $\rho_1, \rho_2 \dots \rho_n$, а объемные концентрации этих частиц в смеси, соответственно, равны $C_1, C_2 \dots C_n$, то распределение частиц по плотности можно представить с помощью импульсной функции Дирака [3]:

$$\gamma(\rho) = C_1 \delta(\rho - \rho_1) + C_2 \delta(\rho - \rho_2) + \dots + C_n \delta(\rho - \rho_n);$$

$$\delta(\rho - \rho_i) \begin{cases} 1, & \text{если } \rho = \rho_i; \\ 0, & \text{если } \rho \neq \rho_i; \end{cases}$$

где δ - функция Дирака.

Функция $\gamma(\rho)$ характеризует лишь ту часть пространства, которая заполнена материалом (гранулы среды и обрабатываемые детали). Материал занимает не весь объем резервуара, а только его часть M , $(1 - M)$ приходится на долю среды (жидкий компонент, воздух и др.). Далее будем считать, что в рабочем пространстве резервуара $M = \text{const}$ и плотность среды $\rho_{\text{ср}} = \text{const}$.

Выделим произвольную группу совместно расположенных частиц, заполняющих некоторый объем v , и оценим силы, действующие на неё, а также на отдельные фракции и частицы группы.

На частицы группы действует, прежде всего, сила, вызываемая силовым полем тяготения. Допускаем, что эта активная сила направлена вниз и имеет положительный знак. Она распределяется между отдельными частицами пропорционально их плотности и объёму. На единицу объёма частиц «узкой фракции», имеющих плотность ρ , приходится:

$$\bar{\rho} g \left[\frac{\text{сила}}{\text{объём}} \right], \quad (1)$$

$$F_g^- = \bar{g} \iiint_V dv [M \int \rho \gamma d\rho + (1-M) \rho_{cp}], \quad (2)$$

где $\bar{g} dv M \rho \gamma(\rho) d\rho$ - сила, действующая на «узкую фракцию» материала в объёме dv (здесь $M dv (1-M) \rho_{cp}$ объём «узкой фракции» в объёме dv);

$\bar{g} dv (1-M) \rho_{cp}$ - сила, действующая на среду в объёме dv .

На объём V действует также сила, равная весу материала внутри объёма V , т.е. выталкивающая или Архимедова сила, направленная вверх:

$$F_A = -\bar{g} \iiint_V dv [M \int \gamma d\rho + (1-M) \rho_{cp}]. \quad (3)$$

Будем считать, что в среднем эта сила распределяется между частицами пропорционально их объёму.

Пусть S - замкнутая поверхность, ограничивающая выделенную нами группу частиц объёмом V . По поверхности S , окружающей объём V , изнутри ударяют хаотически движущиеся частицы. Частота этих ударов пропорциональна концентрации частиц у поверхности S , поэтому и средняя сила давления пропорциональна концентрации.

Каждая «узкая фракция» имеет объёмную долю (концентрацию), равную $M \gamma(\rho) d\rho$. Давление её изнутри на локальную площадку dS равно $K M \gamma(\rho) d\rho dS$, где K - коэффициент пропорциональности. Суммарное давление противодействия изнутри на всю поверхность S равно:

$$\oint_S K M \gamma(\rho) d\rho dS. \quad (4)$$

Данное противодействие оказывают все частицы «узкой фракции», заключённые в объёме V . Объём частиц равен:

$$V M \gamma(\rho) d\rho. \quad (5)$$

Единица объёма этих частиц в среднем испытывает со стороны недеформируемой поверхности S реакцию, равную отношению суммарной силы (4) к объёму (5):

$$\frac{-\oint_S K M \gamma(\rho) d\rho dS}{V M \gamma(\rho) d\rho}. \quad (6)$$

При $V \rightarrow 0$, используя правило [4] $\text{grad}U = \lim_{V \rightarrow 0} \frac{1}{V} \oint U dS$, получаем

$$\lim_{V \rightarrow 0} \frac{-\oint_S K M \gamma(\rho) d\rho dS}{V M \gamma(\rho) d\rho} = -\frac{K \text{grad} M \gamma(\rho)}{M \gamma(\rho)} = -\frac{K}{M \gamma(\rho)}. \quad (7)$$

$$\cdot [\gamma(\rho) \text{grad}M + M \text{grad}\gamma(\rho)] = -K \left[\frac{1}{M} \text{grad}M + \frac{1}{\gamma} \text{grad}\gamma \right]$$

Поскольку в нашем случае принято, что $M = \text{const}$, то слагаемое в формуле (7) не берётся во внимание.

Таким образом, хаотичные движения частиц вызывают перепады концентраций, которые в свою очередь создают так называемую градиентную силу на единицу объёма «узкой фракции», равную:

$$-K \frac{1}{\gamma} \text{grad} \gamma \left[\frac{\text{сила}}{\text{объём}} \right], \quad (8)$$

а на единицу объёма v_q :

$$-v_q K \frac{1}{\gamma} \text{grad} \gamma. \quad (9)$$

Сумма градиентных сил по всем фракциям в любой части объёма равна нулю. Показать это можно, интегрируя по ρ при $M = \text{const}$ выражение (4). Интеграл по ρ равен $\int_S K M dS = 0$, т.е. градиентные силы не изменяют характер движения частиц в целом, они влияют лишь на поведение отдельных частиц внутри группы.

Смысл коэффициента пропорциональности K хорошо прослеживается, если обратиться к кинетической теории [5].

Парциальное давление хаотически движущихся частиц на единичную площадку определяется выражением:

$$P = \frac{m_q \bar{V}^2}{3} N, \quad (10)$$

где m_q - масса частицы;

\bar{V}^2 - средний квадрат хаотической скорости;

N - число частиц в единице объёма.

Сила, действующая на единицу объёма, равна:

$$-\frac{dP}{dn} = -\text{grad}P = -\frac{m_q \bar{v}^{-2}}{3} \text{grad}N, \quad (11)$$

где \bar{n} - нормаль к поверхности S .

На одну частицу в единице объёма приходится сила:

$$-\frac{m_q \bar{V}^2}{3} \cdot \frac{1}{2} \text{grad}N. \quad (12)$$

Это и есть градиентная сила в процессе диффузии хаотически движущихся частиц в кинетической теории.

Предположим, что названными частицами являются частицы «узкой фракции» $\gamma(\rho)d\rho$. В выделенной окрестности объёмом v частицы занимают

объем Mv . Объем $(1-M)v$ занимает среда, объем $MV\gamma(\rho)d\rho$ - «узкая фракция» плотностью от ρ до $\rho + \Delta\rho$. Число таких частиц $N\rho$ в единице объема равно:

$$N\rho = \frac{M\gamma(\rho)d\rho}{v_q(\rho)}, \quad (13)$$

где $v_q(\rho)$ - объем одной частицы рассматриваемой фракции. Масса её равна $m_q = \rho v_q(\rho)$. С учетом (13) выражение (11) примет вид:

$$-\frac{\rho v_q \bar{V}^2}{3} \cdot \frac{v_q}{M\gamma(\rho)d\rho} \text{grad} \frac{M\gamma(\rho)d\rho}{v_q} = -\frac{\rho v_q \bar{V}^2}{3} \cdot \frac{1}{\gamma} \text{grad} \gamma. \quad (14)$$

Сила (14) действует на одну частицу «узкой фракции», а на единицу объема действует сила:

$$\frac{\rho \bar{V}^2}{3} \cdot \frac{1}{\gamma} \text{grad} \gamma. \quad (15)$$

Сравнивая выражения (15) и (8), приходим к выводу, что коэффициент пропорциональности равен:

$$K = \frac{\rho \bar{V}^2}{3}, \quad (16)$$

т.е. он пропорционален средней кинетической энергии хаотического движения наблюдаемых частиц.

В процессе виброобработки, помимо рассмотренных сил, важное место занимает сила сопротивления движению частиц. Эта сила состоит из двух компонент: трение о среду (в том числе трение о стенки резервуара) и трение в результате соприкосновения наблюдаемой частицы с окружающими её частицами.

Предположим, что сила трения о среду пропорциональна направленной скорости \bar{V} частиц в смеси, т.е. равна $-\alpha_{cp} \bar{V}$. Коэффициент α_{cp} зависит от размеров частиц и вязкости среды.

Вторая составляющая силы трения появляется в результате соударений движущихся частиц разной плотности и размеров. При соударениях частица каждый раз передает некоторое количество движения. Тормозящая сила, согласно законам механики, равна потере количества движения $(m_q \bar{V})$ в единицу времени, т.е. равна $\frac{d(m_q \bar{V})}{dt}$. Оценим эту величину. Пусть τ - среднее время пробега частицы между столкновениями, и за это время она полностью теряет направленную скорость \bar{V} . За одно столкновение потеря количества движения равна $m_q \bar{V}$, а за единицу времени:

$$m_q \frac{\bar{V}}{\tau} = \alpha_q \bar{V}. \quad (17)$$

Время τ можно связать со средней длиной пробега в кинетической теории [5]: $\lambda = 1/N\sigma$ (N - полное число частиц в единице объёма; $\sigma = \pi d^2$ сечение частицы; d - диаметр частицы). Тогда получим:

$$\tau = \frac{\lambda}{\bar{V}} = \frac{1}{VN\sigma}, \quad (18)$$

где \bar{V} - среднеквадратичная хаотичная скорость.

Коэффициент пропорциональности α_y в выражении (17) имеет вид:

$$\alpha_y = m_y \bar{V} N \sigma = \rho v_y \bar{V} \frac{M}{v_y} \sigma = \rho \bar{V} \sigma M \left[\frac{\text{масса}}{\text{время}} \right], \quad (19)$$

т.е. коэффициент трения, при прочих равных условиях, пропорционален сечению частицы и коэффициенту загрузки резервуара.

Таким образом, суммарную силу сопротивления движению частицы принимаем пропорциональной вектору скорости:

$$-(\alpha_{cp} + \alpha_y) \bar{V} = -\alpha_y \bar{V} \text{ [сила]}. \quad (20)$$

На единицу объёма получим:

$$-\frac{\alpha_y}{v_y} \bar{V} = -\alpha \bar{V} \left[\frac{\text{сила}}{\text{объём}} \right]. \quad (21)$$

Рассмотренные силы (внешнего поля тяготения, Архимедова, градиентная и трения), действующие на частицу «узкой фракции», должны быть уравновешены силой инерции $F_u = v \rho_{cp} \frac{d\bar{V}}{dt}$. Но в данном случае мы имеем основание силой инерции пренебречь, поскольку рассматриваем не мгновенное ускорение, которое может быть большим, т.к. оно примерно пропорционально квадрату частоты вибрации, а ускорение осреднённое, относящееся только к закономерной (направленной) скорости движения частиц. Оно и является малым.

В связи с тем, что силы инерции в рассматриваемом случае малы по сравнению с другими силами, например, силой трения, ими можно пренебречь. Тогда условие равновесия действующих на частицу «узкой фракции» сил можно представить в виде:

$$v_y \rho g - v_y \bar{g} \left[M \int \rho \gamma d\rho + (1-M) \rho_{cp} \right] - v_y K \frac{1}{\gamma} \text{grad} \gamma - \alpha_y \bar{V} = 0. \quad (22)$$

Учитывая, что $\alpha_y/v_y = \alpha$, будем иметь:

$$\bar{V}(\rho; x; y; z; t) = -\frac{K}{\alpha} \cdot \frac{1}{\gamma(\rho; x; y; z; t)} \text{grad} \gamma(\rho; x; y; z; t) + \frac{1}{\alpha} g \rho - \frac{1}{\alpha} g \left[\int_{\rho_{min}}^{\rho_{max}} \gamma d\rho + (1-M) \rho_{cp} \right], \quad (23)$$

или

$$\bar{V} = -\frac{K}{\alpha\gamma} \text{grad}\gamma + \frac{1}{\alpha} \bar{g}(\rho - \rho_{\text{cp}}). \quad (24)$$

Полученное выражение (24) характеризует направленную осреднённую скорость частиц, находящихся в смеси, если на неё действуют рассмотренные выше основные силы при коэффициенте загрузки m .

Вернемся к случаю, когда смесь состоит из частиц с дискретно изменяющимися признаками $\rho = \rho_1, \rho_2, \dots, \rho_n$. Непрерывную функцию распределения частиц в резервуаре можно в этом случае представить суммой импульсных функций отдельных компонент, т.е.: $\gamma(\rho) = \sum_{i=1}^n C_i \delta(\rho - \rho_i)$, где δ - дельта-функция Дирака.

Для одномерного пространства запишем выражение:

$$\gamma(\rho; x; t) = C_1(x; t) \delta(\rho - \rho_1) + C_2(x; t) \delta(\rho - \rho_2) + \dots + C_n(x; t) \delta(\rho - \rho_n), \quad (25)$$

где $C_i(x; t)$ - объёмные концентрации отдельных компонент в выделенной окрестности пространства резервуара.

Примем двухкомпонентную смесь частиц плотностью ρ_1 и ρ_2 . Тогда, исходя из уравнения (24), с учетом сил поля тяготения, Архимедовой, градиентной и трения для скоростей движения частиц первого и второго компонентов в рабочем пространстве резервуара будем иметь:

$$\bar{V}_1 = -\frac{K}{\alpha} \cdot \frac{1}{C_1} \text{grad}C_1 + \frac{1}{\alpha} \bar{g}(\rho_1 - \bar{\rho}), \quad (26)$$

$$\bar{V}_2 = -\frac{K}{\alpha} \cdot \frac{1}{C_2} \text{grad}C_2 + \frac{1}{\alpha} \bar{g}(\rho_2 - \bar{\rho}). \quad (27)$$

Для двухкомпонентной смеси средняя плотность $\bar{\rho}$, с учётом среды с плотностью ρ_{cp} равна:

$$\bar{\rho} = C_1\rho_1 + C_2\rho_2 + (1 - M)\rho_{\text{cp}}; \quad C_1 + C_2 = M, \quad (28)$$

где M - доля пространства резервуара, заполненная материалом (гранулы среды и обрабатываемые детали).

Если ввести относительную плотность частиц:

$$\rho = \rho - \rho_{\text{cp}}, \quad (29)$$

то получим:

$$\bar{\rho}' = C_1\rho_1' + C_2\rho_2'; \quad C_1 + C_2 = M. \quad (30)$$

Ограничимся одномерным пространством, в котором ось x направлена параллельно вектору поля тяготения \bar{g} .

Объемное количество частиц плотности ρ_1 , входящих через площадку S на уровне x в объём Sdx за время dt , равно:

$$\bar{V}_1(x)C_1(x)Sdt = \left\{ -\frac{K}{\alpha} \cdot \frac{1}{C_1(x)} \cdot \frac{\partial C_1(x)}{\partial x} + \frac{g}{\alpha} [\rho_1' - \rho_1' C_1(x) - \rho_2' C_2(x)] \right\} C_1(x)Sdt. \quad (31)$$

В уравнении (31) вместо \bar{V}_1 подставлено выражение (26). Количество частиц, уходящих через площадку S на уровне $x + dx$, равно:

$$\begin{aligned} \bar{V}_1(x+dx)C_1(x+dx)Sdt = & \left\{ -\frac{K}{\alpha} \cdot \frac{1}{C_1(x+dx)} \cdot \frac{\partial C_1(x+dx)}{\partial x} + \right. \\ & \left. + \frac{g}{\alpha} [\rho_1' - C_1(x+dx)\rho_1' - C_2(x+dx)\rho_2'] \right\} C_1(x+dx)Sdt \end{aligned} \quad (32)$$

Разность потоков частиц равна приращению количества частиц в объеме Sdt , т.е.:

$$dC_1(x)Sdx. \quad (33)$$

Вычитая из уравнения (32) выражение (31), и учитывая соотношения:

$$\begin{aligned} \left[\frac{\partial C_1(x+dx)}{\partial x} - \frac{\partial C_1(x)}{\partial x} \right] &= \frac{\partial^2 C_1(x)}{\partial x^2} dx, \\ C_1(x+dx) &= C_1(x) + \frac{\partial C_1(x)}{\partial x} dx, \quad C_2(x+dx) = C_2(x) + \frac{\partial C_2(x)}{\partial x} dx, \end{aligned} \quad (34)$$

после преобразований получим систему уравнений:

$$\begin{cases} \frac{\partial C_1}{\partial t} = \frac{K}{\alpha} \cdot \frac{\partial^2 C_1}{\partial x^2} - \frac{g}{\alpha} \cdot \frac{\partial}{\partial x} [C_1(\rho_1' - \rho_1' C_1 - \rho_2' C_2)] \\ \frac{\partial C_2}{\partial t} = \frac{K}{\alpha} \cdot \frac{\partial^2 C_2}{\partial x^2} - \frac{g}{\alpha} \cdot \frac{\partial}{\partial x} [C_2(\rho_1' - \rho_1' C_1 - \rho_2' C_2)] \end{cases} \quad (35)$$

Учитывая, что $M = \text{const}$ и $C_1 + C_2 = M$ эти два уравнения можно свести к одному.

Уравнения (35) фактически определяют изменение концентрации частиц в поле действующих сил. И по форме и по смыслу они являются уравнениями диффузионного переноса частиц [6] известными как в технике, так и в физике.

Это обстоятельство косвенно подтверждает тот факт, что полученные выражения для осредненных скоростей блуждания частиц имеют смысл.

В дальнейших расчётах не рассматривается закономерность разделения частиц в резервуаре. Большой интерес представляют направленные скорости массопереноса, поскольку съём металла зависит от относительных скоростей движения различных компонент смеси частиц.

Коэффициент сопротивления α в выражении (21) принят равным некоторой константе. Если же среда движется вместе с частицами материала, то допущение постоянства α является грубым. Нужно, в частности, учитывать зави-

симось коэффициента сопротивления от размера частиц материала. Если допустить, что разность между направленной (закономерной составляющей) скоростью частиц и среды $\bar{V} - \bar{V}_{cp}$ невелика, то это даёт основание считать, что сопротивление изменяется по закону Стокса [7], согласно которому сила, действующая на шарик радиуса R , равна:

$$-6\pi\eta(\bar{V} - \bar{V}_{cp})R, \quad (36)$$

где η - динамическая вязкость.

Эта формула справедлива при условии:

$$Re = \frac{V - V_{cp}}{\eta} R \rho_{cp} < 1.$$

Если пересчитать Стоксову силу на единицу объёма частицы диаметра d , то получим:

$$\alpha_{cp} = \frac{\alpha_c}{d^2}, \quad (37)$$

где α_c - константа, пропорциональная «вязкости» среды η .

Для режимов с Ньютоновым сопротивлением получим силу:

$$\left(\frac{\alpha_n}{d}\right) \cdot (V - V_{cp}).$$

Таким образом, в зависимости от гидродинамического режима виброобработки возможны следующие альтернативы:

- коэффициент трения α обратно пропорционален величине d^2 (Ньютонов режим сопротивления);
- коэффициент трения α обратно пропорционален величине d (Стоксов режим сопротивления).

Рассмотрим реальный процесс из практики виброобработки, когда гранул среды «много», а обрабатываемых деталей «мало», т.е., когда $C_1 \gg C_2$ (где $C_1 = v_r/v_p$ - объём, занимаемый гранулами среды в резервуаре; $C_2 = v_d/v_p$ - объём, занимаемый обрабатываемыми деталями в резервуаре).

В этом случае определяющей, с точки зрения съёма металла с деталей, будет средняя скорость переноса гранул. Однако, это соображение не является принципиальным, т.к. с равным успехом можно рассматривать в качестве определяющей эффективность процесса и относительную скорость перемещения компонент среды в резервуаре. Но такое предположение привело бы к более сложным выкладкам, что нецелесообразно, т.к. наибольший интерес представляет распространённый на практике случай, когда $C_1 \gg C_2$.

Запишем уравнение (26), когда координата x параллельна g , и для простоты введем обозначения $V_1 = V$, $C_1 = C$. В результате получим:

$$\bar{V} = -\frac{K}{\alpha} \cdot \frac{1}{C} \cdot \frac{dC}{dx} + \frac{1}{\alpha} (\rho_1 - \rho). \quad (38)$$

С учетом выражения (28) равенство (38) запишем в виде:

$$\bar{V} = -\frac{K}{\alpha} \cdot \frac{1}{C} \cdot \frac{dC}{dx} + \frac{1}{\alpha} (1-C)(\rho_1 - \rho_2). \quad (39)$$

В выражении (39) пренебрегаем плотностью среды (жидкий компонент, воздух) по сравнению с плотностью деталей ρ_1 и плотностью гранул ρ_2 .

На основании предположений, сделанных в выражении (39), допускаем, что $C \approx M$. При этом объемной долей деталей в резервуаре пренебрегаем, т.к. она меньше объемной доли гранул.

Смысл коэффициента α в приведенных выше уравнениях установлен. В зависимости от гидродинамического режима в резервуаре он пропорционален либо размеру гранул (Стоксово сопротивление), либо квадрату размера (Ньютоново сопротивление). Две альтернативы проверялись относительно коэффициента α . Обработка опытных данных проводилась с использованием обеих гипотез, т.е. когда $\alpha \sim 1/d$ и $\alpha \sim 1/d^2$. Однако последняя гипотеза была отвергнута из-за полного её несоответствия опыту. Это косвенно свидетельствует о том, что рассматриваемые в работе режимы виброобработки приводят к Стоксову закону сопротивления при трении деталей о движущиеся гранулы среды. В дальнейшем будем принимать $\alpha \sim 1/d$.

Осталось сделать предположение относительно коэффициента K и величины dC/dx - градиента концентраций по высоте загрузки среды в резервуаре. Как следует из предыдущих рассуждений, при выводе формулы (39) коэффициент K определяет «подвижность» частиц или среднюю кинетическую энергию их хаотического движения, что следует из выражения (16).

Исходя из физической сущности процесса, выдвинем гипотезу, что разброс частиц относительно среднего положения определяется амплитудно-частотной характеристикой, а именно амплитудой колебаний резервуара A и частотой его вибрации ω . Примем $K \sim A$. Взаимосвязь параметров ω и A исследована ранее и определена их рациональная величина.

Относительно величины dC/dx в формуле (39) можно заметить следующее. При ведении технологического процесса виброобработки перепад концентраций частиц по высоте загрузки резервуара в наибольшей степени зависит от конструктивного параметра b (ширины слоя среды). В первом приближении можно полагать, что dC/dx некоторая функция $f(b)$.

Изложенные физические представления относительно параметров, входящих в выражение (39), могут быть формализованы таким образом:

$$V = -\text{const}_1 \frac{Ad}{M} f(b) \text{const}_2 (1-M)(\rho_1 - \rho_2). \quad (40)$$

Установим взаимосвязь между весовым съемом металла Q в единицу времени и групповой скоростью \bar{V} массопереноса гранул среды. Пусть первоначальный вес деталей, подвергающихся виброобработке, будет W . Допускаем, что этот вес изменяется пропорционально \bar{V} , т.е.

$$\frac{dW}{dt} = -a\bar{V}, \quad (41)$$

где a - коэффициент пропорциональности.
Иначе говоря, имеем:

$$Q \approx \frac{dW}{dt} = -\text{const} \bar{V}. \quad (42)$$

С учетом уравнения (38) получим:

$$Q = \text{const}_3 \frac{Ad}{M} f(b) - \text{const}_4 (1 - M)(\rho_1 - \rho_2). \quad (43)$$

На основании априорной информации выдвинем гипотезу о том, что с изменением ширины слоя b среды величина Q съёма металла изменяется по закону гиперболы, т.е.

$$Q \sim \frac{1}{b + \text{const}}.$$

В этом случае $f(b)$ логично принять в виде:

$$f(b) = \frac{1}{b + \text{const}_5}.$$

Если плотности ρ и ρ_1 остаются неизменными, то формула (43) упрощается. Введем в неё для неизвестных констант обозначения θ , θ_1 и θ_2 . Кроме того, коэффициент загрузки резервуара связан с объёмом ν загрузки следующим образом:

$$M = \frac{\nu}{\nu_p},$$

где ν - объём загрузки резервуара, %;
 ν_p - полный геометрический объём резервуара, %.

Учитывая сказанное, получим теоретическую зависимость съёма металла при виброобработке, представленную уравнением:

$$Q = \theta_1 \frac{Ad}{M(b - \theta_2)} - \theta_3 (1 - M), \quad (44)$$

где A - амплитуда колебаний резервуара;
 d - размер (диаметр) гранул среды;
 M - коэффициент загрузки резервуара;
 b - ширина слоя среды;
 $\theta_1, \theta_2, \theta_3$ - неизвестные константы, подлежащие определению опытным путём.

Литература

1. Мицык В.Я. Аппаратурное оформлениe для оценки динамических свойств рабочей среды в резервуаре вибростанка // Ресурсозберігаючі технології вироб-

- ництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні. – Луганськ: вид-во СНУ, 2004. Ч. 1. – С. 105–110.
2. Мицык В.Я. Классификация резервуаров вибростанков отделочно-зачистной обработки по конструктивно-технологическим признакам // Сборник научных трудов национального горного университета. – Днепропетровск: изд-во НГУ, 2004. - № 19, том 4. – С. 43-48.
 3. Справочник по математике для научных работников и инженеров: Определения, теоремы, формулы / Г.Корн, Т.Корн. Пер. со 2-го амер. перераб. изд. И.Г.Арамановича и др.; Под общ. ред. И.Г.Арамановича. – 4-е изд. – М.: Машиностроение, 1977. – 831 с.
 4. Гольдфайн И.А. Векторный анализ и теория поля / Под ред. Р.С.Гутера. – 2-е изд. – М.: Наука, 1968. – 128 с.
 5. Ландау Л.Д., Лифшиц Е.М. Теоретическая физика: Учеб. пособие для ун-тов и втузов. – 3-е изд., перераб. – М.: Наука, 1986. Т. 6: Гидродинамика. – 736 с.
 6. Седов Л.И. Механика сплошной среды: Учебник для ун-тов и втузов. – 4-е изд., перераб. – М.: Наука, 1983. – 560 с.
 7. Лойцянский Л.Г. Механика жидкости и газа: Учеб. пособие для ун-тов и втузов. – 5-е изд., перераб. – М.: Наука, 1978. – 736 с.

УДК 621.914.02

Н.И.Покинтелица

ОПРЕДЕЛЕНИЕ НАПРЯЖЕНИЙ, ВОЗНИКАЮЩИХ В РЕЖУЩЕМ ДИСКЕ ПРИ ТЕРМОФРИКЦИОННОМ РЕЗАНИИ МЕТАЛЛОВ

Представлена методика определения напряжений в диске, вызванных как внешними, так и внутренними нагрузками. Полученные зависимости позволяют, задаваясь геометрическими параметрами инструмента и граничными условиями, построить эпюры напряжений, возникающих в теле диска, и на основании полученных данных сделать вывод о его работоспособности. Рис. 2. Ист. 3.

Внедрение и развитие новых способов, схем и инструментов для обработки металлов резанием приводит к необходимости проведения всесторонних исследований и проверок предлагаемых конструкций инструментов на предмет сохранения ими целостности и работоспособности.

Для обработки плоских поверхностей заготовок исследователями разработан способ термофрикционного резания металлов, характеризующийся силовым и тепловым воздействием на металл снимаемого припуска со стороны инструмента – режущего диска, выполненного из конструкционной стали [1].

Проведенные исследования позволили создать математические модели энергосиловых и тепловых процессов, происходящих с инструментом [2]. Были изучены процессы стружкообразования и стойкости, а также предложены перспективные конструкции дисков. Однако вопросу сохранения инструментом его целостности не было уделено должного внимания.

Изучение напряжений, возникающих в дисках и вызванных как внешними нагрузками (силами) от процесса резания, так и внутренними, связанными с вращением и воздействием центробежных сил, позволяет дать ответ на поставленный вопрос.

Работоспособность дисков для термофрикционного резания металлов определяется их стойкостью и долговечностью. Долговечность дисков можно

рассматривать как результат взаимодействия двух групп факторов, первая из которых определяет величину и характер приложения внешних нагрузок, вторая – обуславливает собственно несущую способность дисков. Долговечность дисков в значительной степени определяется величиной и характером приложения внешних нагрузок от сил резания и боковых сил. Напряжения, создаваемые этими силами, суммируются с напряжениями от инерционных массовых сил и полем тепловых напряжений, возникающих в диске вследствие перепада температур по радиусу от периферии к центру диска.

Как известно, инструмент для термофрикционного резания представляет собой стальной диск, быстро вращающийся вокруг собственной оси. В процессе резания на диск действуют внешние нагрузки (силы резания) и внутренние, объемные нагрузки, обусловленные центробежными силами. В общем случае такая схема нагружения может быть применена к любому быстро вращающемуся диску, и рассмотрение возникающих в нем напряжений будет аналогично рассмотрению напряжений в режущем диске.

Особенности возникновения и распределения напряжений, возникающих во вращающихся дисках, представлены в работах И.В.Демьянушкина и И.А.Биргера [3]. Из результатов проведенных ими исследований известно, что равномерно нагретые по толщине, симметричные относительно плоской срединной поверхности диски достаточно рассчитывать только на растяжение. Напряженное состояние в диске считается двумерным и осесимметричным (напряжениями в площадках, параллельных срединной поверхности, пренебрегают). Напряжения равномерно распределены по толщине. Принятые гипотезы о напряженном состоянии упрощают расчет, но вместе с тем вносят некоторые погрешности в его результаты. Эти погрешности тем меньше, чем меньше толщина диска по сравнению с его диаметром и чем плавнее она меняется в зависимости от радиуса.

Принятые допущения полностью соответствуют схеме нагружения диска при термофрикционной обработке плоских поверхностей и не будут вносить существенных погрешностей в результаты расчета напряжений в нем.

На рис. 1 показана схема нагружения режущего диска, которая принимается за расчетную.

Как известно из исследований [3], основное дифференциальное уравнение растяжения диска в перемещениях имеет вид:

$$\frac{d^2 u}{dr^2} + \frac{d}{dr} \left(\ln \frac{r h E}{1 - \mu^2} \right) \frac{du}{dr} + \left[\frac{\mu}{r} \frac{d}{dr} \left(\ln \frac{r h E}{1 - \mu^2} \right) + \frac{d}{dr} \left(\frac{\mu}{r} \right) - \frac{1}{r^2} \right] u = f(r),$$

где
$$f(r) = (1 + \mu) \alpha T \frac{d}{dr} \left(\ln \frac{r h E}{1 - \mu^2} \right) + \frac{d}{dr} [(1 + \mu) \alpha T] - \frac{(1 + \mu) \alpha T}{r} - q_r \frac{1 - \mu^2}{E}.$$

Применительно к режущему диску, используемому для термофрикционной обработки, который имеет практически постоянную толщину и постоянные параметры упругости ($E = \text{const}$, $\mu = \text{const}$, $h = \text{const}$), уравнение примет вид линейного неоднородного дифференциального уравнения 2-го порядка с переменными коэффициентами:

$$\frac{d^2 u}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{du}{dr} - \frac{1}{r^2} u = (1 + \mu) \frac{d(\alpha T)}{dr} - q_r \frac{1 - \mu^2}{E}. \quad (1)$$

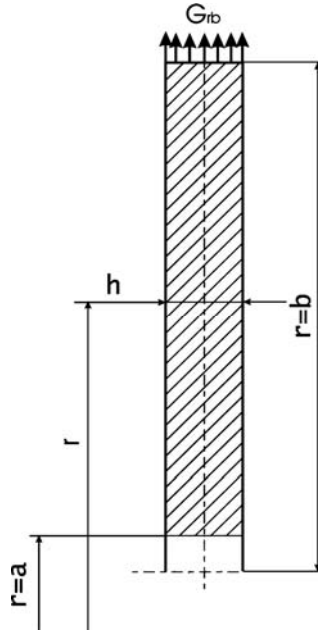


Рис. 1. Схема нагружения диска

Решение однородного уравнения имеет вид:

$$u_0(r) = K_1 r + K_2 \frac{1}{r}, \quad (2)$$

где K_1, K_2 – произвольные константы.

Тогда общее решение неоднородного уравнения имеет вид:

$$u(r) = K_1 u_1(r) + K_2 u_2(r) + u^*(r), \quad (3)$$

где $u^*(r)$ – частное решение, которое может быть найдено методом вариации произвольных постоянных.

По этому методу частное решение ищется в виде (2). При этом $K_1 = K_1(r), K_2 = K_2(r)$ – искомые функции:

$$\left. \begin{aligned} K_1'(r)u_1(r) + K_2'(r)u_2(r) &= 0; \\ K_1'(r)u_1'(r) + K_2'(r)u_2'(r) &= f(r). \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

Ввиду линейной независимости решений $u_1(r) = r$ и $u_2(r) = 1/r$ она может быть разрешена относительно $K_1'(r), K_2'(r)$. Интегрируя, найдем $K_1(r), K_2(r)$ и, подставляя в частное решение, получим решение уравнения (1), которое после нахождения функций $F_1(r) = F_{1\omega}(r) + F_{1T}(r), F_2(r) = F_{2\omega}(r) + F_{2T}(r)$ примет вид:

$$u(r) = \left[K_1 - \frac{1-\mu}{2E} \int_a^r q_r dr \right] r + \left[K_2 + \frac{1-\mu^2}{2E} \int_a^r q_r r^2 dr + (1+\mu) \int_a^r \alpha T r dr \right] \frac{1}{r}.$$

Подставляя функцию $u(r)$ и ее производную в уравнение окружных σ_θ и радиальных σ_r напряжений и произведя некоторые вычисления для упрощения, получим:

$$\sigma_{rb} = \sigma_r(b) = K_1^* - \frac{K_2^*}{b^2} - \frac{E}{b^2} \int_a^b \alpha T r dr - \frac{1}{2} \left(\frac{1-\mu}{b^2} \int_a^b q_r r^2 dr + (1+\mu) \int_a^b q_r dr \right),$$

$$\sigma_{ra} = \sigma_r(a) = K_1^* - \frac{K_2^*}{a^2} = 0,$$

откуда получаем:

$$K_1^* = \frac{K_2^*}{a^2}, \quad K_2^* = \frac{a^2 b^2}{b^2 - a^2} \left[\frac{E}{b^2} \int_a^b \alpha T r dr + \frac{1}{2} \left(\frac{1-\mu}{b^2} \int_a^b q_r r^2 dr + (1+\mu) \int_a^b q_r dr \right) + \sigma_{rb} \right].$$

С учетом действия объемной нагрузки константы интегрирования примут вид:

$$K_2^* = \sigma_{rb} \frac{a^2 b^2}{b^2 - a^2} + \frac{E a^2 b^2}{b^2 - a^2} \theta(b) + \frac{1-\mu}{8} a^2 \rho \omega^2 (b^2 + a^2) + a^2 b^2 \rho \omega^2 \frac{1+\mu}{4},$$

$$K_1^* = \sigma_{rb} \frac{b^2}{b^2 - a^2} + \frac{E b^2}{b^2 - a^2} \theta(b) + \frac{1-\mu}{8} \rho \omega^2 (b^2 + a^2) + \frac{1+\mu}{4} \rho \omega^2 b^2.$$

Учитывая найденные константы интегрирования, окончательно получаем:

$$\sigma_r(r) = \sigma_{rb} \frac{b^2}{b^2 - a^2} \left(1 - \frac{a^2}{r^2} \right) + E \left(\theta(b) \frac{b^2}{b^2 - a^2} \left(1 - \frac{a^2}{r^2} \right) - \theta(r) \right) + \frac{3+\mu}{8} \rho \omega^2 \left(b^2 + a^2 - r^2 - \frac{a^2 b^2}{r^2} \right),$$

$$\sigma_\theta(r) = \sigma_{rb} \frac{b^2}{b^2 - a^2} \left(1 + \frac{a^2}{r^2} \right) + E \left(\theta(b) \frac{b^2}{b^2 - a^2} \left(1 + \frac{a^2}{r^2} \right) + \theta(r) - \alpha T \right) + \frac{3+\mu}{8} \rho \omega^2 \left(b^2 + a^2 + \frac{a^2 b^2}{r^2} - \frac{1+3\mu}{3+\mu} r^2 \right).$$

На рис. 2 в относительных координатах показаны эпюры напряжений в диске постоянной толщины с центральным отверстием радиуса $r = a$. Штрихо-

выми линиями показаны напряжения σ_{rT} и $\sigma_{\theta T}$ от распределенной по радиусу температуры, штрихпунктирными линиями показаны напряжения $\sigma_{r\omega}$ и $\sigma_{\theta\omega}$ от центробежных сил, а сплошными линиями – $\sigma_{r\Sigma}$ и $\sigma_{\theta\Sigma}$, при одновременном действии температуры и центробежных сил от вращения диска. Радиальные напряжения при $r=a$ и $r=b$ соответствуют граничным условиям (здесь принято $\sigma_{rb} \neq 0$, $\sigma_{ra} = 0$).

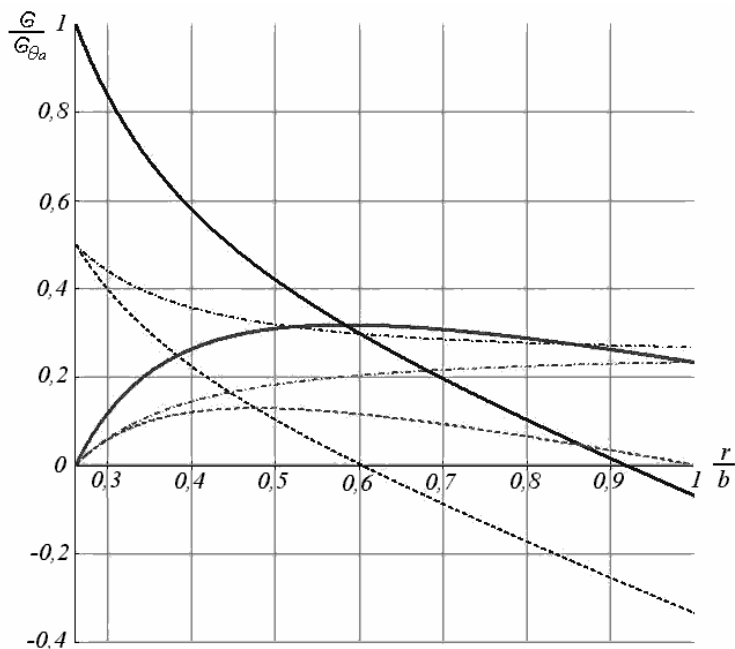


Рис. 2. Эпюра напряжений в диске

Вывод. Полученные зависимости позволяют, задаваясь геометрическими параметрами режущего диска и граничными условиями, построить эпюры напряжений, возникающих в теле диска, и на основании полученных данных сделать вывод о его работоспособности.

Литература

1. Зарубицкий Е.У., Костина Т.П., Покинтелица Н.И., Плахотник В.А. Определение длины контакта стружки с передней поверхностью инструмента при термофрикционном резании // Физические процессы при резании металлов. – Волгоград: ВолгГТУ, 1994. – С. 10 – 12.
2. Покинтелица Н.И., Плахотник В.А. Пластическое деформирование и температура в зоне резания при термофрикционной обработке материалов // Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні. Збірник наукових праць. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля. – В 2-х ч. – Ч.1, 2003. – С. 196 – 201.
3. Демьянушкин И.В., Биргер И.А. Расчет на прочность вращающихся дисков. – М.: Машиностроение, 1978. – 247 с.

Л.А.Бояршина, С.Н.Малков

ОБЛАСТИ ПРИМЕНЕНИЯ И ПЕРСПЕКТИВЫ РАЗВИТИЯ ПЛАЗМЕННОГО НАПЫЛЕНИЯ

В статье рассмотрены области применения, возможности, достоинства и недостатки плазменного напыления покрытий, как метода восстановления изношенных деталей и их изготовления с целью придания их рабочей поверхности специальных свойств. Показаны некоторые перспективы развития метода. Рис. 1. Ист. 9.

Определяя на рубеже веков перспективы дальнейшего развития прогрессивных направлений сварочной науки и техники, Президент НАН Украины академик Борис Евгеньевич Патон отметил, что к таким направлениям с уверенностью можно отнести плазменные технологии в сварочной и смежных с ней отраслях науки и техники [1].

По плотности энергии плазменный источник занимает промежуточное и самое выгодное положение между электродуговыми и лучевыми (электронный луч, лазер) источниками тепла. В сравнении с дугowymi источниками плазмотрон позволяет получить более высокую температуру и плотность теплового потока на обрабатываемом изделии. Лучевым же источникам он уступает по концентрации энергии, хотя значительно дешевле и доступнее их по техническому воплощению [2].

По существу плазменное оборудование по его стоимости и сложности изготовления вполне сопоставимо с электродуговым. И, что еще очень важно, его применение, так же как и электродугового, возможно в цеховых условиях, в ручных и механизированных процессах, на открытых площадках, в любых климатических условиях и даже под водой.

В то же время плазменные технологии в сравнении с дугowymi характеризуются более широкими возможностями регулирования параметрами плазменных дуг. Это объясняется тем, что в формировании плазменной дуги существенную роль играют геометрия плазмотрона, расход и направление потока плазмообразующего газа, его химический состав, протяженность открытой части столба дуги, состав и направление вторичного газа, место ввода в дугу присадочного материала и др. [3, 4].

В целом плазменные дуги характеризуются мощностью, плотностью теплового потока, среднемассовой температурой, газодинамическим напором и химико-металлургическим воздействием на обрабатываемое изделие.

Из всех плазменных технологий в современном машиностроении нанесение покрытий занимает особое место.

Защитные и износостойкие покрытия обеспечивают возможность создания новых изделий-композиций, сочетающих высокую долговечность (износостойкость, специальные свойства) с достаточной надежностью (трещиностойкостью); обеспечивают эксплуатационную стойкость деталей машин и инструментов по сравнению со стойкостью, достигаемой известными способами термической обработки; позволяют восстанавливать изношенную поверхность и, следовательно, снижают потребность в запасных частях. С помощью покрытий получают особые свойства рабочей поверхности, (например, жаростойкость, теплопроводность, заданный коэффициент трения); они дают экономию дефицитных и дорогостоящих материалов, использующихся для объемного легирования [5].

Плазменное напыление предназначено для нанесения покрытий различного назначения посредством распыления порошковых и проволочных материалов [6 - 8].

Обычная толщина покрытий равна 0,5...2,0 мм со средней разнотолщиной $\pm 20\%$. Могут быть получены покрытия и с большей толщиной.

Поскольку плазменная струя относится к высокотемпературным источникам нагрева, то могут быть получены плазменным напылением покрытия даже из самых тугоплавких материалов [9]. Желательна достаточно высокая разница в температурах плавления и кипения распыляемого материала. В первом приближении она составляет не более 473 К [3].

К основным достоинствам метода плазменного напыления относятся следующие:

- 1) Высокая производительность процесса: 2 - 8 кг/ч для плазмотронов мощностью 20...60 кВт и до 50...60 кг/ч при более мощных распылителях (150...200 кВт).
- 2) Универсальность по распыляемому материалу (проволока, порошок с различной температурой плавления).
- 3) Большое количество параметров, обеспечивающих гибкое регулирование процесса напыления.
- 4) Регулирование в широких пределах качества напыленных покрытий. Кроме того, - получение особо качественных покрытий при ведении процесса в условиях с общей защитой.
- 5) Высокие значения коэффициента использования напыляемого материала (КИМ): 0,7...0,85 при напылении проволочных материалов и 0,2...0,8 при напылении порошков.
- 6) Возможность комплексной механизации и автоматизации процесса.
- 7) Широкая доступность метода, достаточная экономичность и невысокая стоимость простейшего оборудования.

Наряду с достоинствами, характерными для плазменного напыления, ему присущи и некоторые недостатки, в направлении устранения или уменьшения которых работает современная наука:

- 1) Невысокие значения коэффициента использования энергии: 0,02...0,18 при напылении проволочных материалов и 0,001...0,02 при порошковом напылении.
- 2) Наличие пористости и других несплошностей (2...15%).
- 3) Сравнительно невысокая адгезионная и когезионная прочность покрытия. Максимальные значения составляют 80...100 МПа.
- 4) Высокий уровень шума (до 120 Дб) при открытом ведении процесса.

По мере совершенствования метода плазменного напыления количество недостатков и их уровень снижаются. Перспективны, например, разработки процесса напыления со сверхзвуковым истечением плазменной струи. Это дает возможность формировать без расплавления покрытия, находящиеся в вязкопластическом состоянии.

Исследования последних лет показали также, что более эффективна по сравнению с радиальной осевой подача распыляемого материала в дуговых плазменных распылителях.

Значительный интерес представляет плазменное напыление с использованием двух дуг или трехфазных плазмотронов, а также применение высокочастотных плазмотронов. В этих случаях получают плазму, не загрязненную материалами электродов. Упрощается осевая подача распыляемого материала.

В последнее время активно развиваются импульсные способы плазменного напыления. Для образования низкотемпературной импульсной плазмы ис-

пользуют электрический взрыв проводника, например, фольги или других материалов. Простейшая схема процесса показана на рис. 1, а. Продукты взрыва образуют гетерогенный поток плазмы с мельчайшими частицами материала фольги. При укладке на фольгу порошковых частиц гетерогенность потока возрастает. Наиболее высокую скорость в импульсном потоке имеет гомогенная часть потока плазмы, которая составляет $(10...30) \times 10^3$ м/с. Воздействуя на поверхность напыления, она подготавливает ее для последующего закрепления консервационных частиц в потоке. Их скорость может быть на порядок меньше. В аналогичных по конструкции установках получают высокотемпературную импульсную плазму (рис. 1, б).

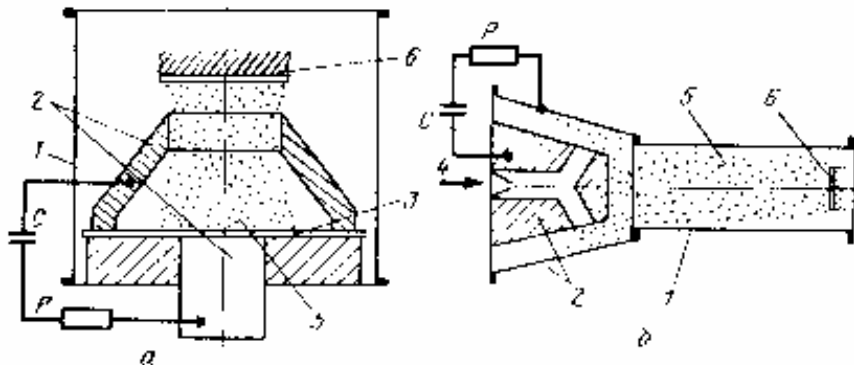


Рис. 1. Схемы процесса нанесения покрытий импульсной плазмой
а - низкотемпературной; б - высокотемпературной; 1 - камера; 2 - электроды;
3 - фольга; 4 - натекатель газа; 5 - плазма; 6 - обрабатываемое изделие

Этот способ используют в основном для облучения поверхностей и придания им аномальных свойств.

Как низкотемпературная, так и высокотемпературная импульсная плазма может быть использована для синтезирования в покрытиях различных соединений.

Одним из последних достижений является получение покрытий, нанесенных плазменным напылением из высокотемпературных сверхпроводящих оксидных материалов.

Литература

1. Бояршина Л.А. Перспективы плазменных технологий в производстве рельсового транспорта XX1 в. // Вестник Восточноукр. нац. ун-т им. В.Даля. - 2002. - № 6(52) - С. 140-143.
2. Matejka D., Benko B. Plasma Spraying of Metallic and Ceramic Materials. - Chichester, New York, Brisbane, Toronto, Singapore: John Wiley & Sons Ltd. 1995. - 280 p.
3. Кудинов В.В., Бобров Г.В. Нанесение покрытий напылением: Теория, технология, оборудование. - М.: Металлургия, 1992. - 432 с.
4. Клубникин В.С. Достижения в термическом напылении покрытий // Тяжелое машиностроение. - № 2. - 2001. - С. 13-16.
5. Тушинский Л.И., Плохов А.В. Исследование структуры и физико-механических свойств покрытий. - Новосибирск: Наука, 1986. - 200 с.
6. Бояршина Л.А. Восстановление и упрочнение деталей рельсового транспорта методами газотермического напыления // Вісник Східноукр. держ. ун-т. - 2000. - № 7(29). - С. 176-179.

7. Технология восстановления и упрочнения наружных и внутренних поверхностей тел вращения и плоских поверхностей плазменным напылением / Г.М. Русев, В.В. Овсянников, С.М. Киселев и др. // Автоматич. сварка. - 2000. - № 12. - С. 61-62.
8. Плазменное напыление поршневых штоков / Г.И. Артамонов, А.И. Грачев, В.М. Куклин и др. // Сварочное производство. - 2002. - № 1. - С. 32.
9. Щицын В.Ю. , Язовских В.М. Влияние полярности на тепловложение в сопло плазмотрона. // Свароч. производство. - 2002. - № 1. - С. 17-19.

УДК 621. 983

В.М.Дубасов, Г.В.Хинчагов, Е.П.Могильная

ИССЛЕДОВАНИЯ КАЧЕСТВА ОТЛИВОК ДЕТАЛЕЙ РЕДУКТОРОВ ИЗ РАЗЛИЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ ДЛЯ ХИМИЧЕСКИХ ПРОИЗВОДСТВ

Изложены исследования микролегирования низкоуглеродистой стали азотом и модифицирование ее лигатурой, содержащей РЗМ, а также возможности замены стальных деталей редукторов на чугунные. Рис. 1. Табл. 1. Ист. 8.

На химических предприятиях детали редукторов вентиляторов для производств концентрированной серной кислоты изготавливаются из стали 55Л. Эти отливки имеют целый ряд недостатков. Это - низкая эксплуатационная надёжность отливок из-за разбивания гнёзд подшипников и велик брак по ситовидной пористости, горячим трещинам. Наиболее трудно устранимыми дефектами являются горячие трещины, возникающие при высоких температурах и сложном взаимодействии отливки и формы. В работе [1] приводятся результаты исследований, направленные на устранение горячих трещин в отливках путём замены стали 55Л на сталь 35ГФЛ, микролегированную ванадием, модифицированную силикокальцием в форме с дополнительным введением железного порошка ПЖОС2. При изготовлении отливок "ходовое колесо" из этой стали в 2-3 раза уменьшился брак отливок по горячим трещинам. Недостатком предложенной технологии является её сложность, а, следовательно, и нестабильность. Учитывая это, нами проводились исследования по замене стали 55Л для отливок редукторов вентиляторов низкоуглеродистой сталью, легированной азотом и модифицированной СИТМИШ – I, а также параллельно велись исследования по использованию высокопрочного чугуна для деталей редукторов.

Анализ литературных источников показал, что в азотосодержащих сталях образуются нитриды алюминия, выделяющегося по границам зёрен при $T = 1000^{\circ}\text{C}$, что приводит к понижению пластических свойств стали. С целью устранения этого недостатка азотосодержащую сталь за рубежом раскисляют редкоземельными элементами. В странах СНГ разработана технология получения лигатур с РМЗ на базе кремния с незначительным количеством алюминия из дешевого и недефицитного сырья. Исследования по влиянию лигатур с РЗМ на структуру азотосодержащей стали являются весьма актуальными. Нами за основу принято микролегирование низкоуглеродистой стали азотом и модифицирование лигатурой СИТМИШ – I, имеющий химический состав в % : РЗМ – 30; в том числе Се – 10; It-2,5; Si-52; Al-4,2; остальное Fe. При порционной разливке стали из индукционной печи, в 20-ти килограммовый ковш добавлялось 0,15 %; 0,30 %; 0,45 % лигатуры. Азот в сталь вводили в виде азотированного ферромарганца.

Химический состав сталей и количество модифицирующих добавок приведены в табл.1.

Таблица 1

Химический состав сталей и количество вводимых добавок

№ п/п	Химический состав						Вводимые добавки		
	C	Si	Mn	S	P	Cr	N2	СИТМИШ-1 %	
1	0,38	0,4	0,43	0,025	0,014	0,32	-	-	Исходный
2	0,35	0,33	1,73	0,022	0,014	0,32	0,18	-	С азотом
3	0,30	0,47	1,68	0,023	0,014	0,32	0,21	0,16	С СИТМИШ-1
4	0,29	0,53	1,62	0,020	0,014	0,32	0,25	0,30	С СИТМИШ-1
5	0,32	0,47	1,65	0,023	0,014	0,32	0,20	0,45	С СИТМИШ-1

Исследована структура низкоуглеродистой стали модифицированной лигатурой СИТМИШ – I. Результаты исследований показали, что модифицирование низкоуглеродистой стали лигатурой СИТМИШ – I улучшило её структуру.

Исходная структура стали состояла из феррита и перлита, имеющих дендритное строение, а модифицированная сталь (содержание лигатуры 0,45 %) имела перлит сорбитообразный, а феррит располагался в виде разорванной сетки

Отлиты 2 комплекта опытных деталей редукторов, но, к сожалению, они имели дефекты по ситовидной пористости.

Поэтому в дальнейшем проводились исследования по вопросу замены стальных деталей редукторов на чугунные (высокопрочный чугун). При этом для подобных деталей используются высокопрочные чугуны со следующими механическими свойствами: $\sigma_B = 570-580 \text{ Н/мм}^2$, $\sigma_T = 350-400 \text{ Н/мм}^2$, $\delta = 6 \%$, $a_{10} = 25 \text{ Дж/см}^2$, $HV = 209$ – в литом состоянии; $\sigma_B = 600 \text{ Н/мм}^2$, $\sigma_T = 380 \text{ Н/мм}^2$, $\delta = 4,5 \%$, $a_{10} = 35 \text{ Дж/см}^2$, $HV = 187$ после нормализации.

В литейном цехе отлито 4 комплекта литых заготовок редукторов. Химический состав высокопрочного чугуна: 3,4-3,7 % C; 0,5-0,7 % Mn, 2,4-2,8 %.

Исследования качества отливок деталей редукторов из различных материалов для химических производств Si; 0,2-0,5 % Ni; 0,3-0,5 % Cu; P до 0,1 %; Cr до 0,2 %; S до 0,02 %.

Определены механические свойства высокопрочного чугуна: в литом состоянии $\sigma_B = 600 \text{ Н/мм}^2$, $\sigma_T = 460 \text{ Н/мм}^2$, $\delta = 6 \%$, $a_{10} = 30 \text{ Дж/см}^2$, $HV = 209$. После отжига в основном на ферритную основу $\sigma_B = 500 \text{ н/мм}^2$, $\delta = 12\%$; $a_{10}=90 \text{ Дж/см}^2$; $HV = 182$.

Исследована структура высокопрочного чугуна. Микроструктура чугуна после отжига приведена на рис. 1. В настоящее время опытные детали редукторов проходят производственные испытания.

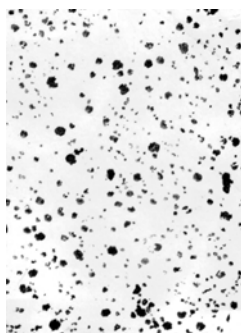


Рис.1. Микроструктура высокопрочного чугуна (после отжига)

Выводы. 1. Исследования показали, что модифицирование низкоуглеродистой стали лигатурой СИТМИШ-1 изменила структуру из феррито-перлитной на перлит сорбитообразный.

2. Исследован вопрос замены стальных деталей редукторов на высокопрочный чугун. Механические свойства выплавленных чугунов соответствуют свойствам применяемых чугунов.

Литература

1. Яковлев В.Н. Закономерности возникновения и развития горячих трещин в тонкостенных отливках из углеродистых и низколегированных сталей и разработка методов устранения их путем модифицирования и микролегирования сплава в литейной форме. Автореферат на соискание ученой степени кандидата технических наук. М. 1985. - 18с.
2. Давыдова Н.М. Улучшение служебных характеристик коррозионностойких сталей за рубежом. Москва. 1979. 30с.
3. Ващенко К.Н., Ростовцев Л.И., Аленкевич А.В. Безникелевые стали для отливок колонок холодильников цементных печей. Литейное производство № 6, 1973. – 47 с.
4. Гладкова С.А. Кристаль Н.Н. Грикуров Г.Н. Стойкость сталей 0X13AG20 и 0X13AG19 против общей межкристаллитной коррозии. Химическое и нефтяное машиностроение № 4, 1984. – С. 28-30.
5. Шумихин В.С., Литовко В.И., Шейко А.А. О расширении производства отливок из высокопрочного чугуна. Литейное производство №6. 1967. - С. 4-5.
6. Бондарев М.М., Худоков Д.Н., А.С. чугун №933779, СССР.
7. Гиршевич Н.Г. Тезисы докладов 2 Всесоюзного научно – технического съезда литейщиков. Производство и свойства отливок из рафинированного чугуна.
8. Абакумов Ю.Ф., Дубинин Н.П. Исследование износостойкости чугунов, заливаемые в металлические формы, М. МВТУ. 1971.

УДК 621.9.048 : 621.791 – 442.2

А.Б. Жидков, А.Н.Ткаченко, А.Н.Буйновский, А.А.Прищепа

ПРОЕКТИРОВАНИЕ И ОПТИМИЗАЦИЯ ЭЛЕМЕНТОВ ПОДВИЖНОГО СОСТАВА С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ МКЭ

Приведены результаты исследований конечно-элементной модели боковины рамы тележки дизель-поезда с целью определения ее оптимальной формы для случая статических и резонансных динамических нагрузжений. Рис. 7. Табл. 1. Ист. 5.

ХК «Лугансктепловоз» постоянно ведет работу по совершенствованию подвижного состава, одним из направлений которой является оптимизация конструкции его отдельных элементов на основе испытаний и аналитических исследований. Рама - это одна из наиболее ответственных конструкций, которая обеспечивает надежность работы дизель-поезда и безопасность пассажиров. Производственный опыт, приемочные испытания и исследования, проведенные совместно с кафедрой сварки ВНУ им. В. Даля (хоздоговор М-26-02) показали, что наиболее опасной зоной являются места резких перегибов балки, в которых концентрируются напряжения после сварки и имеется значительное локальное повышение жесткости [1]. При испытаниях в этих местах по металлу шва и основному металлу неоднократно возникали усталостные трещины. Термическая обработка, проводимая на ХК «Лугансктепловоз» для данных сталей не дает заметного повышения усталостной прочности, а вибрационная стабилизирующая обработка из-за особенности конструкции и отсутствия необходимого оборудования в серийном производстве не применяется [2, 3]. Основной проблемой при

вибрационной обработке балки являлось резкое повышение локальной жесткости именно в местах возникновения максимальных остаточных напряжений, что является препятствием для существенного снижения напряжений [4, 5]. Все вышесказанное заставило задуматься над оптимизацией конструкции боковины.

При классическом проектировании боковина рассматривается как балка с криволинейной осью и переменной жесткостью, которая нагружена силами и моментами, возникающими при передаче усилия от колесных пар к кузову вагона. Однако исследования показали, что поведение балки при динамических нагрузках существенно отличается от ее поведения при статическом нагружении, кроме того, динамические нагрузки существенно возрастают при резонансном режиме. Моделирование поведения реальной конструкции при этом возможно только с применением численных методов. В данном случае использовался МКЭ с реализацией в рамках модуля APM Structure 3D программного комплекса APM WinMasine версии 8.2.

Для моделирования создана трехмерная поверхностная модель боковины, к которой были приложены номинальные нагрузки от кузова – 15 т на одну боковину через 3 жесткие пружины, в качестве выступали места крепления колесных пар (рис. 1). Затем произвели разбивку модели на элементы (рис. 2) и задали толщины элементов и их механические свойства (BСтЗсп). Модель содержит 2858 конечных элементов (шаг разбивки 130 мм); получить большую детализацию не удалось, учитывая мощность вычислительной техники, а больший шаг разбивки не позволял учесть форму небольших накладок.

На первом этапе исследовали поведение боковины при приложении статической нагрузки. Расчет показал, что боковина имеет большой запас прочности для статического нагружения - максимальные эквивалентные напряжения в опасных участках составляли не более 1/6 предела текучести для данной стали. Необходимо отметить, что при моделировании фиксировались значительные контактные напряжения в месте приложения нагрузки, но т.к. они являются сжимающими и места их приложения усилены специальными накладками, то в дальнейшем их не учитывали.

Вторым этапом явилось определение собственных частот конструкции. Первые пять из них приведены в табл. 1.

Таблица 1

Резонансные частоты для боковины

№ частоты	1	2	3	4	5
Частота, гц	1,1601	29,2896	32,3926	34,8420	51,6494

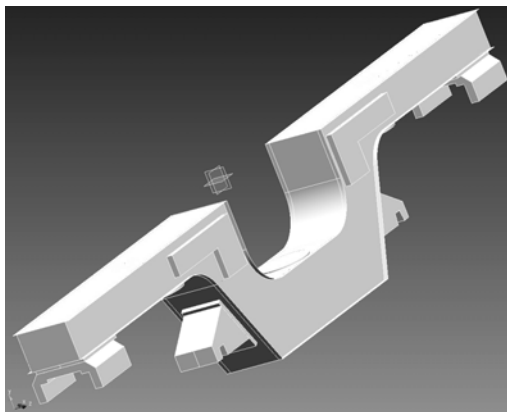


Рис. 1. Модель боковины

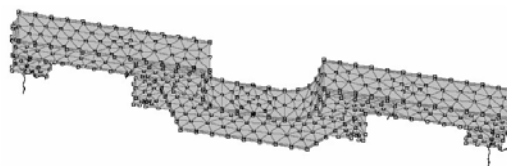


Рис. 2. Конечно-элементная сетка

Обращает на себя внимание то обстоятельство, что первые резонансные максимумы расположены в области низких частот, которые в процессе эксплуатации дизель-поезда боковина может проходить достаточно часто. Кроме того, 5 резонансная частота практически совпадает с частотой испытаний, которые проводятся на ХК «Лугансктепловоз» - 50 Гц, что говорит о высокой вероятности появления трещин при испытаниях. В дальнейшем все расчеты производили для первой резонансной частоты, которая дает наибольшую амплитуду колебаний. Закон изменения нагрузки задавали синусоидальным.

При расчете напряжений от колебаний на первой резонансной частоте в опасных зонах (рис. 3) были получены напряжения (рис. 4), сравнимые с пределом усталостной прочности для данной стали, что позволяет говорить о высокой вероятности появления трещин при эксплуатации в подобном режиме.

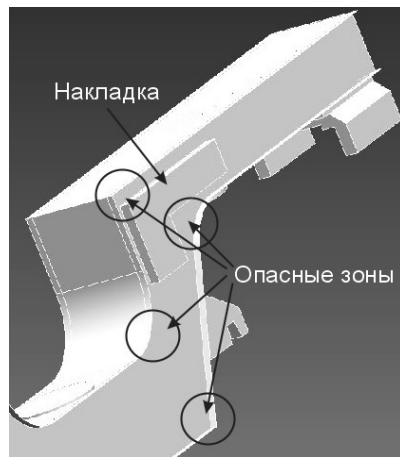


Рис. 3. Опасные зоны

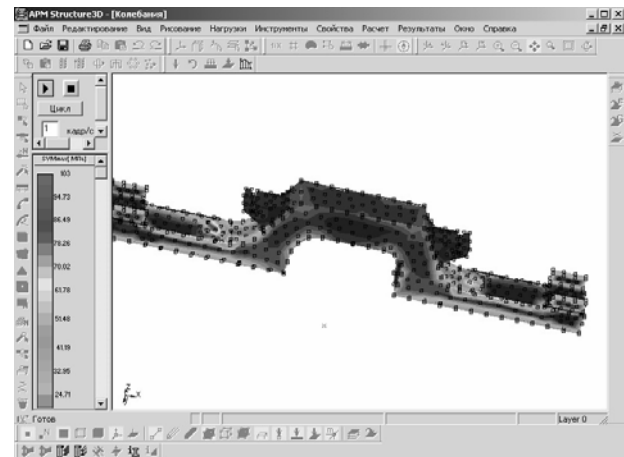


Рис. 4. Карта эквивалентных напряжений

Первым шагом по оптимизации конструкции было предложение сгладить резкие перегибы боковины. Помимо того, что данное решение было продиктовано тем соображением, что плавный перегиб снижает концентрацию напряжений, это позволило перенести сварные швы в менее нагруженное место. Подобное изменение конструкции не нарушает общую геометрию боковины и легко технологически осуществимо, т.к. на предприятии часть листов, входящих в состав боковины, изготавливаются с требуемым радиусом изгиба, т.е. имеется необходимое оборудование и наработана соответствующая технология.

Конечно-элементная сетка и поле напряжений при статическом нагружении для модифицированной боковины приведены на рис. 5 и 6.

Расчеты показали, что напряжения в опасных участках уменьшились при статическом нагружении в среднем на 30 %.

Далее определяли для модифицированной боковины резонансные частоты, которые практически не отличаются от частот для базовой конструкции, что является еще одним подтверждением того, что предложенные модификации не критичны.

Необходимо отметить, что предложенные изменения конструкции были приняты отделом главного конструктора ХК «Лугансктепловоз» и новые дизель-поезда изготавливаются с модифицированными боковинами.

Исследование напряженного состояния для динамического нагружения на первой резонансной частоте показало, что напряжения в опасных сечениях практически не снизились (уменьшение на 6 %). Следовательно, внесенные изменения не оказали ожидаемого положительного влияния.

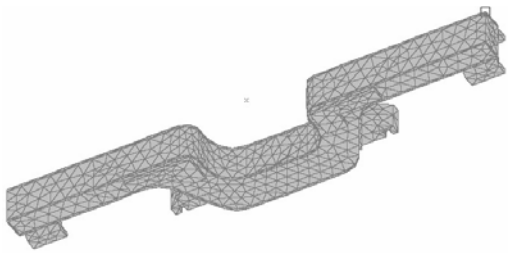


Рис. 5. КЭ сетка для модифицированной боковины

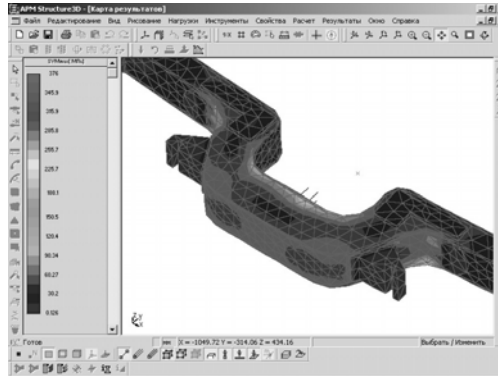


Рис. 6. Карта эквивалентных напряжений для модифицированной боковины

Далее были проведены исследования поведения боковины при удаленной накладке (рис. 3). Данная накладка служит для крепления элементов тормозной системы дизель-поезда. В процессе исследований было высказано предположение, что она негативно влияет на распределение поля напряжений. Кроме того, накладка приварена к боковому листу замкнутым сварным швом, который создает значительную концентрацию напряжений в данной зоне.

Расчет модифицированной боковины с удаленной накладкой показал, что напряжения в опасных участках снижаются примерно на 53 %, причем снижение напряжений произошло не только в области, непосредственно прилегающей к накладке, но и на участках, значительно удаленных от нее (рис. 7).

Такие результаты подтверждают предположение о том, что неудачное расположение вспомогательных элементов может значительно изменить прочность конструкции, особенно при динамических нагрузках. При этом нужно отметить, что изменение локальной жесткости в одном месте конструкции неизбежно приводит к значительному изменению характера колебаний и перераспределению поля напряжений от внешней нагрузки, это заключение хорошо согласуется и с другими результатами, полученными авторами [4].

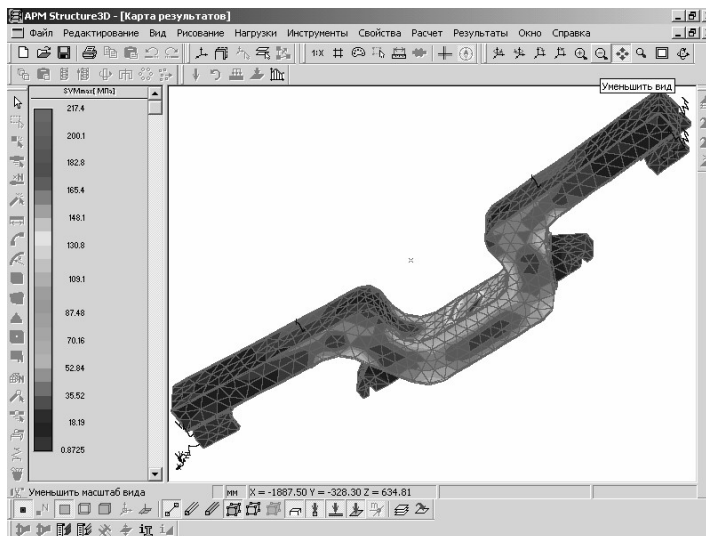


Рис. 7. Карта эквивалентных напряжений для модифицированной боковины без накладки

Однако изменение положения или формы данной накладки требует значительного изменения конструкции не только боковины, но и тормозной системы, что сопряжено со значительным объемом испытаний и согласований в МПС.

Поэтому в настоящее время при изготовлении боковины предложены технологические меры по увеличению усталостной прочности, в частности - аргонодуговая обработка сварных швов [3].

Выводы. 1. Условия работы сварных конструкций при резонансных колебаниях существенно отличаются от работы при статическом нагружении.

2. Локальное изменение жесткости в отдельных точках конструкции могут привести к значительному перераспределению напряжений при колебаниях.

3. Проектирование конструкций, работающих в условиях циклического нагружения, должно вестись для условий динамического нагружения, что возможно только при использовании численных методов.

Литература

1. Г.Г.Басов, О.М.Ткаченко, Р.М.Паненко, А.Б.Жидков. Обработка боковины рам тележек дизель-поезда с использованием вибрации // Вісник СНУ ім. В.Даля – 2003. - № 11. - С. 14 –19.
2. Отчет о научно-исследовательской работе «Исследование остаточных напряжений при изготовлении рам тележек электро- и дизель-поездов и разработка технологии их вибростабилизации» М-26-02, Луганск, 2003. - 101 с.
3. Современные и перспективные стали для сварных конструкций / Курс лекций для специалистов – сварщиков // Аснис А.Е. – Киев.: Наук. Думка, 1983. – 60 с.
4. А.Б. Жидков, А.Н. Буйновский, А.А. Прищепа. Исследование вынужденных продольных колебаний балок переменной жесткости // Вісн. Східноукр. нац. ун-ту ім. В.Даля, - 2003. - № 12. – С. 180 -184.
5. Жидков А.Б. Пути повышения эффективности виброобработки сварных металлоконструкций балочного типа // Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні: Зб. наук. пр. в 2-х ч. Ч.1 - Луганськ: Вид-цтво СНУ ім. В.Даля, 2004. - С. 207-210.

УДК 621.721.052:539.4.014

О.В.Прохоренко

АЛГОРИТМИ РОЗРАХУНКУ ДЕФОРМАЦІЙ МЕТОДОМ СКЛАДНИХ ПЕРЕРІЗІВ ПРИ НАГРІВАННІ ПОЗДОВЖНЬОГО ОКРАЙКА ШТАБИ

Дана адаптація методу складних перерізів [1, 2] для розрахунку деформацій при нагріванні поздовжнього крайка штаби прямокутного поперечного перерізу зварювальними джерелами тепла – потужним швидкодійним лінійним джерелом та рухомим лінійним джерелом. Рис. 5. Дж. 3.

Штаба з нагрітим поздовжнім крайком є класичною задачею в теорії напружень і деформацій при зварюванні. Кінетика деформацій і напружень в такому об'єкті заслуговує на увагу і розгляд, оскільки в багатьох відношеннях сприяє розумінню механізмів пружно-пластичного деформування при зварюванні в умовах асиметричного напружено-деформованого стану. Як самостійна одномірна конструкція в тому чи іншому вигляді штаба зустрічається при наплавленні зносостійким сплавом поздовжнього крайка лезових деталей дорожніх машин, при виготовленні газокисневим чи плазмовим різанням заготовок для поясків різного виду балок корпусу корабля тощо.

Суттєвим недоліком при виготовленні одномірних зварних конструкцій, до яких відноситься і штаба з нагрітим крайком, є утворення залишкового прогину поздовжньої осі від усадки металу зони пластичних деформацій скорочення.

Розрахунок напружено-деформованого стану штаби новим, більш точним, розрахунковим методом складних перерізів викликає зацікавленість фахівців відповідного профілю.

1. Нагрівання за схемою потужного швидкорухомого лінійного джерела

Розглянемо (рис.1) в системі координат XOY вертикально зорієнтовану штабу завдовжки L , з поперечним перерізом $B \times \delta$, лівий крайок якої нагрівається знизу вгору рухомих джерелом зі швидкістю v і погонною енергією q_n .

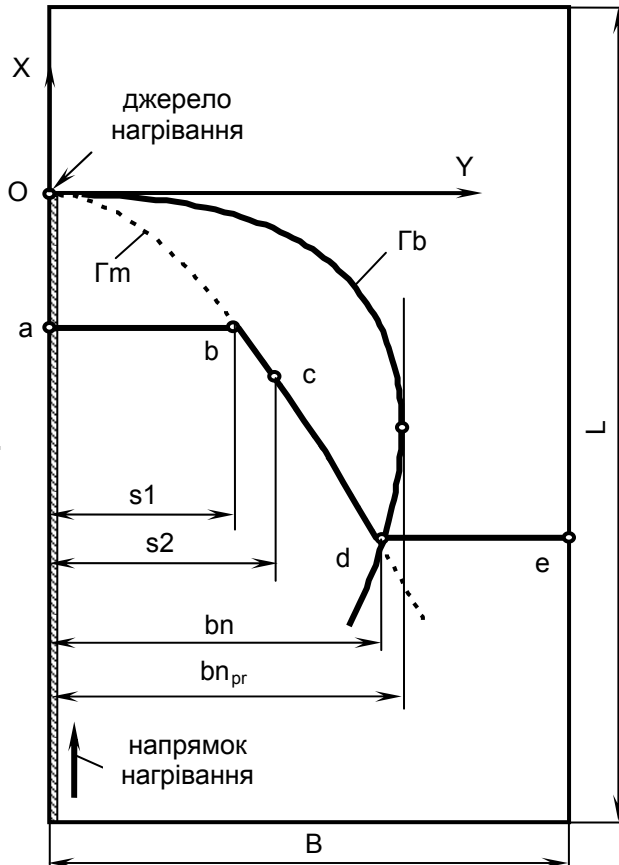


Рис.1. Схема розміщення складного розрахункового перерізу $abcde$ при нагріванні лівого крайка довгої штаби прямокутного поперечного перерізу $B \times \delta$

Оскільки штаба є одномірною конструкцією, напружено-деформований стан наближено можна вважати лінійним. Повна деформація на стадії нагрівання відповідає гіпотезі плоских перерізів і визначається залежністю $\epsilon_{fn}(y) = g \cdot y + d$, де параметри g та d мають різні значення для кожного поперечного перерізу в залежності від його координати вздовж осі X . Для поперечного перерізу, в якому криві [1] Γ^b і Γ^m перетинаються і в якому визначається ширина зони пластичних деформацій скорочення (ЗПДС) b_n , параметри g та d повної деформації по-

значимо відповідно як g_n та d_n . Відстані від осі шва s_1 та s_2 визначають максимальні температури відповідно 600 і 500°C , можуть бути визначені із формули для максимальних температур і вважаються відомими. Вибір конфігурації розрахункового перерізу [1] визначається можливістю представлення пружної деформації у його точках такою кількістю невідомих, які можна визначити розв'язуванням відповідної системи рівнянь. Виходячи з цього, обираємо складний ламано-криволінійний розрахунковий переріз $abcde$, як показано на рис.1.

Пружна деформація на горизонтальній ділянці ab дорівнює нулю з причини знеміцнення матеріалу внаслідок високих температур, на криволінійній ділянці bc змінюється від нуля до $-\varepsilon_T$ за лінійним законом залежно від координати y , на криволінійній ділянці cd дорівнює $-\varepsilon_T$, на горизонтальній ділянці de дорівнює різниці між повною і температурною деформаціями в залежності від координати y .

Крива Γ^b є геометричним місцем точок, в яких розпочинається поздовжня пластична деформація скорочення. Конфігурація кривої Γ^b залежить від повної деформації поперечних перерізів штаби на інтервалі від початку координат до перерізу з відрізком de і, можливо, є не зовсім точною, оскільки прийнято припущення про відповідність повної деформації закону прямої лінії, хоч і з різними її параметрами для різних поперечних перерізів на даному інтервалі. На рис. 1 крива Γ^b побудована за конкретними числовими розрахунками і видно, що „точне” значення ширини зони пластичних деформацій скорочення (ЗПДС) в межах прийнятих припущень визначається відрізком $b_{n_{pr}}$. В той же час, як показано в роботі [1], виходячи з можливості побудови алгоритму обчислення ширини ЗПДС, будемо вважати, що вона визначається дещо меншим (в межах до 3...5 %) відрізком b_n .

Визначення ширини b_n . З цією метою достатньо скласти і розв'язати для стадії нагрівання наведену нижче в загальному вигляді систему із 3-х рівнянь, яка містить 2 рівняння рівноваги – для осьової сили і згинального моменту та рівняння, що є умовою пластичності для граничних точок на межі ($y = b_n$) ЗПДС:

$$\begin{cases} \int_0^B \varepsilon e h(y) dy = 0, \\ \varepsilon e h(y = b_n) + \varepsilon_T = 0, \\ \int_0^B \varepsilon e h(y) y dy = 0. \end{cases} \quad (1)$$

Зауважимо, що з причини обмеженості обсягу даної роботи переважна більшість математичних залежностей наведені в загальному принциповому вигляді без конкретної і детальної алгебраїзації. Вважаємо, що читач має достатню математичну підготовку, знайомий з основами математичного пакету MathCAD і за необхідності для конкретної задачі зможе записати всі математичні залежності у розгорнутому вигляді.

Залежності для деформацій. Далі на основі розв'язування системи (1) необхідно з метою контролю процесу рішення задачі записати залежності для температурної $\varepsilon\theta(y)$ та пружної $\varepsilon e h(y)$ деформацій у точках перерізу $abcde$, а також повної деформації $\varepsilon f h(y)$ у точках поперечного перерізу по лінії de на стадії нагрівання і побудувати відповідні графіки розподілу деформацій.

Визначення координат розрахункових точок на кривій $\Gamma_m(y)$. Для визначення координат розрахункових точок на кривій $\Gamma_m(y)$ по ширині b_n округлене за допомогою функції ceil оболонки MathCAD до більшого цілого числа значення довжини відрізка $b_n - s_2$ ділимо рівномірно на малі інтервали. З цією метою приймаємо $y_k = s_2 + k \cdot \Delta s$ і знаходимо $\xi = \text{ceil}[(b_n - s_2) \cdot \Delta s^{-1}]$, яке є максимальним значенням поточного параметра $k = 0 \dots \xi$. Довжина інтервалу Δs загалом приймається довільно, але треба виходити з міркувань плавного вигляду кривих, які будуть побудовані на основі даних розрахунків. Величина y_k визначає час $t_k = \omega^{-1} \cdot (\sqrt{a^2 + \omega \cdot y_k^2} - a)$ від моменту перетину джерелом нагрівання перерізу з координатою $y_k = \text{const}$. Параметр $\omega = 4ab$.

Визначення значень поточних параметрів g_k, d_k і sn_k . З цією метою складаємо і розв'язуємо систему із 3-х рівнянь, використовуючи часову координату t_k :

$$\begin{cases} \int_0^B \varepsilon e h(y, t_k) dy = 0, \\ \varepsilon e h(sn_k, t_k) + \varepsilon_T = 0, \\ \int_0^B \varepsilon e h(y, t_k) y dy = 0. \end{cases} \quad (2)$$

Визначення повної деформації ε_{fhm} у розрахункових точках кривої Γ_m . Знайдені із системи (2) значення для g_k і d_k дають можливість створити вектори-стовпчики повної деформації ε_{fhm} у розрахункових точках кривої Γ_m , в яких крива Γ_m перетинається поточними поперечними перерізами, що мають поточні координати Γ_{m_k} . Отже, $\varepsilon_{fhm} = \vec{g} \cdot y + d$, де горизонтальна стрілка означає операцію векторизації матричної алгебри обчислювальної оболонки MathCAD.

Визначення максимальних температур T_{m_k} у розрахункових точках кривої b_n . Використовуючи залежність для максимальних температур у точках кривої Γ_m , наведену в роботі [1], і зазначені вище координати y_k цих точок, запишемо в кінцевому вигляді формулу для максимальних температур T_{m_k} на кривій Γ_m з урахуванням можливого їх підвищення у точках поблизу правого крайка штаби за рахунок відбиття від нього теплового потоку:

$$T_{m_k} = \frac{q_n \sqrt{\omega}}{\delta \sqrt{\pi \lambda c p}} \cdot \begin{bmatrix} \exp\left[\frac{1}{2} - \frac{2b(y_k)^2}{f(y_k)}\right] \cdot f(y_k)^{-\frac{1}{2}} + \\ \exp\left[\frac{1}{2} - \frac{2b(2B - y_k)^2}{f(2B - y_k)}\right] \cdot f(2B - y_k)^{-\frac{1}{2}} \end{bmatrix},$$

де $f(y_k) = \sqrt{a^2 + \omega \cdot (y_k)^2} - a$, $f(2B - y_k) = \sqrt{a^2 + \omega \cdot (2B - y_k)^2} - a$.

Визначення максимальної пластичної деформації скорочення ε_{ph} у розрахункових точках кривої Γ_m . Виходячи із загальноприйнятих уявлень про

складові повної деформації у точці, запишемо для розрахункових точок кривої Γ_m на інтервалі $y \in [s_2, b_n]$ вектори-стовпчики максимальної пластичної деформації скорочення у вигляді $\varepsilon_{ph} = \varepsilon_{fhm} - \alpha \cdot T_m + \varepsilon_T$.

Інтерполяція залежності для ε_{ph} : $R = \text{augment}(y, \varepsilon_{ph})$,

$$K = \text{cspline}(W^{(0)}, W^{(1)}), \quad y = W^{(0)}, \quad \text{fit}\varepsilon_{ph}(y) = \text{interp}(K, R^{(0)}, R^{(1)}, y).$$

Залишковий стан. Зазвичай припускаємо, що повні поздовжні залишкові деформації $\varepsilon_{fr}(y) = m \cdot y + n$ у будь-якому поперечному перерізі штаби відповідають закону прямої лінії. Розрахунок залишкового напружено-деформованого стану пов'язаний із складанням і розв'язуванням системи рівнянь з метою визначення значень невідомих параметрів m і n повної деформації та параметра sr , який є шириною зони пластичних деформацій видовження в околі крайка на стадії охолодження.

$$\begin{cases} \int_0^B \varepsilon_{er}(y) dy = 0, \\ \varepsilon_{er}(sr) - \varepsilon_T = 0, \\ \int_0^B \varepsilon_{er}(y) y dy = 0. \end{cases} \quad (3)$$

Залежності для деформацій в залишковому стані. На основі розв'язання системи (3.3) записуємо залежності для повної $\varepsilon_{fr}(y)$, пружної $\varepsilon_{er}(y)$ і пластичної $\varepsilon_{pr}(y)$ деформацій у точках поперечного перерізу штаби в залишковому стані, які необхідні для поточного контролю процесу рішення задачі шляхом побудови відповідних графіків розподілу деформацій у поперечному перерізі штаби в залишковому стані.

Для залишкового стану на основі відомих залежностей з курсу опору матеріалів можна також визначити величину усадочної сили P_{yc} , координату y_p точки прикладення усадочної сили до торців штаби, ексцентриситет e_p прикладення усадочної сили по відношенню до центра перерізу штаби, згинальний момент M_p усадочної сили, момент інерції I перерізу штаби, максимальний прогин f штаби на довжині L .

Наведемо результати розв'язування числової модельної задачі за викладеним алгоритмом. Нехай маємо штабу з розмірами $L = 1000$ см, $B = 20$ см, $\delta = 1$ см із сталі ВСт. Зсп, механічні та теплофізичні властивості якої добре відомі. Режим нагрівання: струм $I = 500$ А, напруга на дузі $U = 32$ В, к. к. д. дуги $\eta = 0,8$, швидкість руху джерела $v = 1$ см/с, що відповідає погонній енергії $q_n = 1,28 \times 10^4$ Дж/см. Результати розв'язку: $P_{yc} = 209$ кН, $y_p = 1,56$ см, $e_p = 5,94$ см, $M_p = 1,241 \times 10^3$ кН·см, $I = 281,25$ см⁴, $f = 26,73$ см. Поздовжнє скорочення штаби $\Delta L = P_{yc} L (EF)^{-1}$ по осьовій лінії на довжині $L = 1000$ см складає 0,663 см. Графіки розподілу деформацій по ширині штаби показані на рис. 2 і 3.

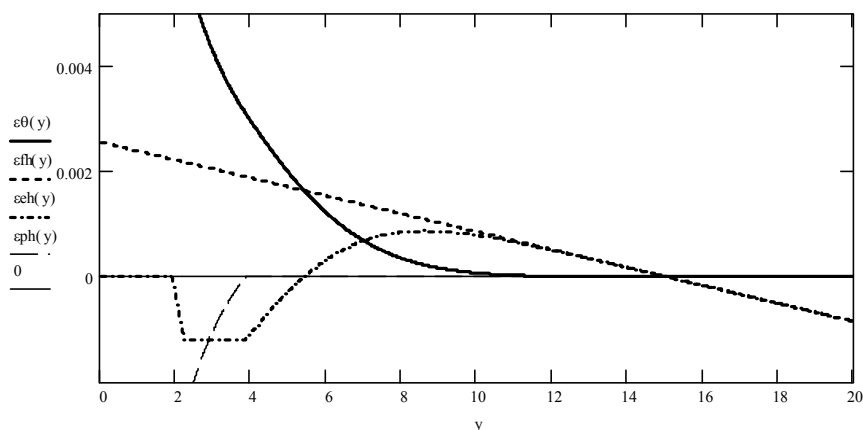


Рис. 2. Розподіл деформацій штаби на стадії нагрівання

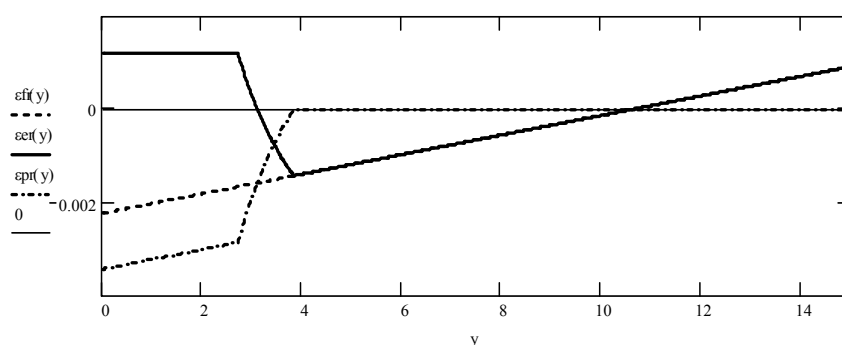


Рис. 3. Розподіл деформацій штаби у залишковому стані

2. Нагрівання за схемою рухомого лінійного джерела

Знаходження інтерполяційної залежності $\text{fit}\Gamma_m(y)$ для кривої $\Gamma_m(y)$. У принциповому відношенні алгоритм визначення даної залежності розроблений у роботі [2]. В ній використаємо його для розв'язування задачі про нагрівання окрайка штаби з урахуванням відбиття теплового потоку від протилежного окрайка штаби. З цією метою перепишемо у матричному вигляді формулу для температур [2] при нагріванні окрайка, відповідно доповнену для урахування відбиття теплового потоку від бічної сторони штаби, і виконаємо розрахунок температур для масиву точок в деякому околі джерела нагрівання, обравши належним чином границі зміни поточних індексів i, j та шаг зміни координат x_i, y_j точок у визначеній зоні розрахунку:

$$T_{i,j} = \Psi \cdot \begin{bmatrix} \exp\left(-\frac{v x_i}{2a}\right) \cdot K_0\left(\Omega \cdot \sqrt{x_i^2 + y_j^2}\right) + \\ \exp\left(-\frac{v x_i}{2a}\right) \cdot K_0\left(\Omega \cdot \sqrt{x_i^2 + (2B - y_j)^2}\right) \end{bmatrix}.$$

Кожному значенню координати y_j відповідає вектор-стовпчик значень T_i для різних координат x_i вздовж нагрітої частини окрайка. За допомогою матрич-

ної функції пошуку максимального значення серед елементів вектора-стовпчика знайдемо максимальні температури $T_{m_j} = \max(\Gamma^{(j)})$ по ширині штаби в межах вибраних значень y_j . За допомогою програми

$$T_{1_{i,j}} := \begin{cases} \Psi \cdot \left[\begin{array}{l} \exp\left(-\frac{vx_i}{2a}\right) \cdot K0(u_{i,j}) + \\ + \exp\left(-\frac{vx_i}{2a}\right) \cdot K0(c_{i,j}) \end{array} \right] & \text{if } \Psi \cdot \left[\begin{array}{l} \exp\left(-\frac{vx_i}{2a}\right) \cdot K0(u_{i,j}) + \\ + \exp\left(-\frac{vx_i}{2a}\right) \cdot K0(c_{i,j}) \end{array} \right] = T_{m_j} , \\ 0 & \text{otherwise} \end{cases}$$

де $u_{i,j} = \Omega \cdot \sqrt{x_i^2 + y_j^2}$, $c_{i,j} = \Omega \cdot \sqrt{x_i^2 + (2B - y_j)^2}$, виділимо із матриці T іншу матрицю $T1$, у якій всі елементи дорівнюють нулю, за виключенням тих, що мають максимальні температури T_m . Із значень поточного індексу i створимо елементи $H_i = i$ вектора-стовпчика H . За допомогою функції `augment` об'єднання двох матриць в одну створимо із векторів-стовпчиків H та $T1^{(j)}$ нову матрицю `augment(H, T1^{(j)})`, яку за допомогою функції `csort` відсортуємо за елементами першого стовпчика у порядку їхнього зростання зверху вниз

$$\text{csort} \left(\text{augment} \left(H, T1^{(j)} \right), 1 \right). \quad (4)$$

Оскільки індекс останнього ряду матриці (4) дорівнює значенню `last(H)` останнього елемента вектора-стовпчика H , то можна знайти значення $S_j = \left(\text{csort} \left(\text{augment} \left(H, T1^{(j)} \right), 1 \right)^{(0)} \right)_{\text{last}(H)}$ останнього елемента нульового стовпчика матриці (4), яке, у свою чергу, буде дорівнювати значенню поточного індексу i (по-іншому, координати x_s) для кожного індексу j (по-іншому, координати y_j), на перетині яких маємо деяке значення T_m . Елементи $\Gamma_{m_j} = x(s_j)$ вектора-стовпчика Γ_m є координатами x по ширині з'єднання, для яких маємо $T_m \neq 0$. Далі із векторів-стовпчиків y та Γ_m створюємо об'єднану матрицю $M = \text{augment}(y, \Gamma_m)$ відповідних значень координат y та функції $\Gamma_m(y)$ точок на кривій Γ_m .

$$\begin{aligned} \text{Інтерполяція кривої } \Gamma_m: \quad K &:= \text{cspline} \left(M^{(0)}, M^{(1)} \right), \quad y := M^{(0)}, \\ \text{fit} \Gamma_m(y) &= \text{interp} \left(K, M^{(0)}, M^{(1)}, y \right). \end{aligned}$$

Зіставлення кривої Γ_m , побудованої за таким алгоритмом для лінійного джерела нагрівання з погонною енергією $q_n = 1,833 \times 10^3$ Дж/см, що рухається зі швидкістю $v = 0,6$ см/сек вздовж лівого краю штаби із сталі ВСт.Зсп завдовжки $L = 100$ см, завширшки $B = 5$ см і завтовшки $\delta = 0,4$ см з інтерполяційною кривою `fitGamma(y)` показало, що вони повністю збігаються і це підтверджується також коефіцієнтом кореляції Пірсона векторів Γ_m та `fitGamma(y)`, який дорівнює одиниці (`corr[Gamma, fitGamma(y)] = 1`).

Знаходження інтерполяційної залежності $\text{fit}T_m(y)$. Алгоритм знаходження залежності $\text{fit}T_m(y)$ в загальному вигляді також розроблений у роботі [2]. Адаптуємо його до випадку нагрівання крайка штаби. Вектор-стовпчик $T_{m_j} = \max(T^{(j)})$ визначає розподіл максимальних температур T_m по поперечному перерізу штаби.

Із векторів-стовпчиків y та T_m створюємо матрицю $W := \text{augment}(y, T_m)$.

Інтерполяція кривої T_m : $K := \text{cspline}(W^{(0)}, W^{(1)}), \quad y := W^{(0)},$

$\text{fit}T_m(y) := \text{interp}(K, W^{(0)}, W^{(1)}, y)$.

Зіставлення розрахованої кривої T_m з інтерполяційною кривою $\text{fit}T_m(y)$ також показало їх повну збіжність, коефіцієнт кореляції Пірсона векторів T_m та $\text{fit}T_m(y)$ дорівнює одиниці ($\text{corr}[T_m, \text{fit}T_m(y)] = 1$).

Визначення параметрів b_n , g_n і d_n на стадії нагрівання. З цією метою складаємо і розв'язуємо наступну систему рівнянь, загальний вигляд якої співпадає з системою (1):

$$\begin{cases} \int_0^B \varepsilon h(y) dy = 0, \\ \varepsilon h(b_n) + \varepsilon_T = 0, \\ \int_0^B \varepsilon h(y) y dy = 0. \end{cases} \quad (5)$$

Залежності для деформацій на стадії нагрівання. Результати розв'язування системи (5) у вигляді знайдених невідомих b_n , g_n та d_n дають можливість записати математичні залежності для температурної $\varepsilon\theta(y)$ і пружної $\varepsilon h(y)$ деформації у точках перерізу $abcde$ та повної деформації $\varepsilon fh(y)$ у точках поперечного перерізу по лінії cd .

Визначення координат розрахункових точок на кривій $\Gamma_m(y)$. З цією метою знайдемо максимальне значення ξ поточного параметра k для прийнятого закону зміни координат y_k на кривій $\Gamma_m(y)$. Відповідні математичні залежності мають вигляд: $\xi = \text{round}(b_n, 1) \cdot \Delta s^{-1}$, $\Delta s = 0,1 \text{ см}$, $k = 0 \dots \xi$, $y_k = s_2 + k \cdot \Delta s$. Величина y_k визначає координату $x_k = \text{fit}\Gamma_m(y_k) = \text{const}$ по осі X для поточного поперечного перерізу з розташованим в ньому відрізком sn_k , який є аналогом відрізка b_n .

Визначення поточних параметрів g_k , d_k і sn_k . Для визначення поточних параметрів sn_k , g_k , d_k складаємо і розв'язуємо таку систему 3-х рівнянь у загальному вигляді, використовуючи поточну координату $x_k = \text{fit}\Gamma_m(y_k)$, де $y_k = s_2 + k \cdot \Delta s$, $k = 0 \dots \xi$, $\xi = \text{round}(b_n, 1) \cdot \Delta s^{-1}$, $\Delta s = 0,1 \text{ см}$:

$$\begin{cases} \int_0^B \varepsilon h(x_k, y) dy = 0, \\ \varepsilon h(x_k, sn) + \varepsilon_T = 0, \\ \int_0^B \varepsilon h(x_k, y) y dy = 0. \end{cases} \quad (6)$$

Значення поточних координат для кривих Γ_b та Γ_m по осі X відповідно $\Gamma_{b_k} = x_k$ та $\Gamma_{m_k} = \text{fit}\Gamma_m(y_k)$, по осі Y - s^{n_k} та y_k .

Визначення повної деформації ε_{fhm} у розрахункових точках кривої Γ_m . На основі знайдених із системи (6) параметрів повної деформації g_k, d_k , а також прийнятих вище значень $y_k = s_2 + k \cdot \Delta s$ створюємо вектори-стовпчики повної деформації $\varepsilon_{fhm} = \vec{g} \cdot y + d$ у розрахункових точках кривої Γ_m .

Визначення максимальних температур T_{m_k} у розрахункових точках кривої Γ_m . На основі інтерполяційної залежності $\text{fit}\Gamma_m(y)$ створюємо вектори-стовпчики максимальних температур $T_m = \text{fit}\Gamma_m(y)$ у розрахункових точках кривої Γ_m .

Визначення максимальної пластичної деформації скорочення ε_{ph} у розрахункових точках кривої Γ_m . З відомої залежності для повної деформації у точці тіла створюємо вектори-стовпчики максимальної пластичної деформації скорочення $\varepsilon_{ph} = \varepsilon_{fhm} - \alpha \cdot T_m + \varepsilon_s$ у точках кривої Γ_m .

Інтерполяція залежності $\varepsilon_{ph} = \varepsilon_{fhm} - \alpha \cdot T_m + \varepsilon_s$: $R = \text{augment}(y, \varepsilon_{ph})$,

$K := \text{cspline}(W^{(0)}, W^{(1)}), y := W^{(0)}, \text{fit}\varepsilon_{ph}(y) = \text{interp}(K, R^{(0)}, R^{(1)}, y)$.

Залишковий стан. Для будь-якого поперечного перерізу середньої частини по довжині штаби відповідно до гіпотези плоских перерізів повна деформація $\varepsilon_{fr}(y) = m \cdot y + n$. Загальний вигляд визначальної системи рівнянь:

$$\begin{cases} \int_0^B \varepsilon_{fr}(y) dy = 0, \\ \varepsilon_{fr}(y = sr) - \varepsilon_T = 0, \\ \int_0^B \varepsilon_{fr}(y) y dy = 0. \end{cases} \quad (7)$$

Результатом розв'язування системи (7) є значення параметрів m і n повної деформації в залишковому стані та параметра sr , який є шириною зони пластичних деформацій видовження в околі крайка на стадії охолодження.

Залежності для деформацій в залишковому стані. На основі розв'язання системи (7) можна записати залежності для повної $\varepsilon_{fr}(y)$, пружної $\varepsilon_{er}(y)$ і пластичної $\varepsilon_{pr}(y)$ деформацій у точках поперечного перерізу штаби в залишковому стані і побудувати відповідні графіки для деформацій $\varepsilon_{fr}(y)$, $\varepsilon_{er}(y)$, $\varepsilon_{pr}(y)$.

Для залишкового стану величина усадочної сили P_{yc} , координата y_p точки прикладення усадочної сили до торців штаби, ексцентриситет e_p прикладення усадочної сили по відношенню до центра перерізу штаби, згинальний момент M_p усадочної сили, момент інерції I перерізу штаби, максимальний прогин f штаби на довжині L визначаються залежностями, відомими з курсу опору матеріалів. Результати розв'язування числової модельної задачі: $P_{yc} = 22,596$ кН, $y_{P_{yc}} = 0,472$ см, $e_{P_{yc}} = 2,028$ см, $M_{P_{yc}} = 45,83$ кН·см, $I = 4,167$ см⁴, $f = 0,655$ см (на довжині $L = 100$ см). Поздовжнє скорочення штаби $\Delta L = P_{yc} L (EF)^{-1}$ по осьовій

лінії на довжині $L = 100$ см складає $0,054$ см. Графіки розподілу деформацій на стадії нагрівання і в залишковому стані показані на рис. 4 і 5.

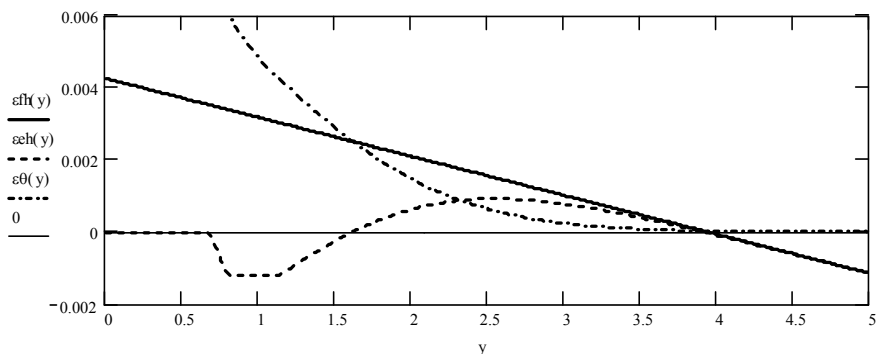


Рис. 4. Розподіл деформацій по ширині штаби на стадії нагрівання

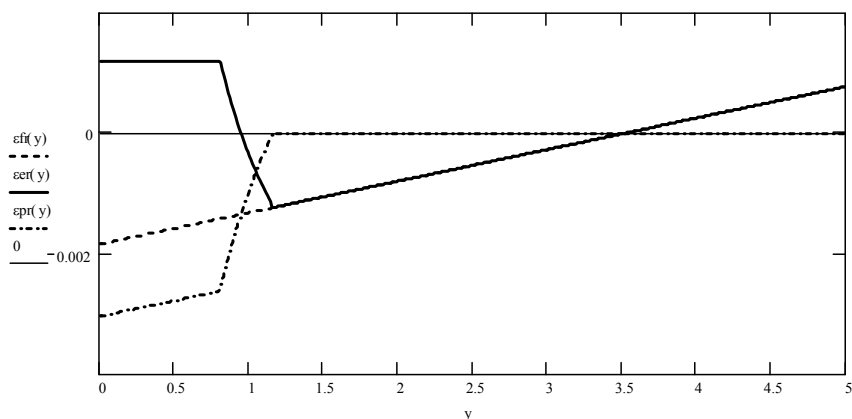


Рис. 5. Розподіл деформацій по ширині штаби в залишковому стані

Висновки: 1. Розроблено розрахункові алгоритми реалізації методу складних перерізів [1, 2] для розрахунку напружено-деформованого стану при нагріванні поздовжнього крайка штаби прямокутного перерізу зварювальними джерелами тепла – потужним швидкодіючим лінійним [1] та рухомим лінійним [2].

2. Розв'язування числових модельних задач за розробленими алгоритмами підтверджує їх працездатність і можливість зручного використання для практичних задач, в навчальному процесі та наукових дослідженнях.

Література

1. Прохоренко В.М., Карпенко А.С., Прохоренко Д.В. Расчет функции усадки при сварке одномерных конструкций. Сообщение 1. Нагрев мощным быстродействующим линейным источником // Технологические системы. – 2005. – № 4. – С. 49 – 55 .
2. Прохоренко В.М., Карпенко А.С., Прохоренко Д.В. Расчет функции усадки при сварке одномерных конструкций. Сообщение 2. Нагрев подвижным линейным источником // Технологические системы. – 2005. – №1 - 6. – С. 46 – 49 .
3. Рыкалин Н.Н. Расчеты тепловых процессов при сварке. – М.: Машгиз, 1951. – 296 с.

УДК 621.742.55

АНАЛИЗ СОДЕРЖАНИЯ СКРАПА В СМЕСИ ЛИТЕЙНЫХ ЦЕХОВ

Предложена методика определения содержания скрапа в смесях литейных цехов, позволяющая учитывать накопление металлических включений при постоянном обороте смесей. Рис. 2. Табл. 1. Ист. 2.

Изготовление отливок в песчаных формах (более 90% объема литья) требует обращения в литейном цехе 5–6 т. формовочной смеси на одну тонну годных отливок. Повторное использование отработанной формовочной смеси многократно снижает расход свежих формовочных материалов и затраты на них, но требует высокого качества регенерации смеси. Расход смесей на тонну годового литья при этом снижается до одной, в лучшем случае до 0,5–0,6 тонн. Это позволяет улучшить экологию, уменьшить потребление свежих песков, потери металла, размеры отвалов и занимаемые ими площади.

Установлено, что потери металла со смесями, вывозимыми в отвал, составляют от 2,5 до 20 % (редко больше) в зависимости от технологии сепарации.

По литературным данным, регенерируемые смеси содержат от 0,4 до 2,5% металла, причем по сведениям, приведенным в [1], доля шаровидных включений диаметром до 15 мм составляет 37%. Исследованиями установлено, что на предприятиях с эффективной системой сепарации смеси содержат только 0,4–0,7% металла, причем доля шаровидных включений не превышает 5%.

Такое существенное различие (37% и 5%), с одной стороны, указывает на несовершенство технологий и оборудования для сепарации смесей, а с другой – требует анализа применяемых методик исследования.

На схеме оборота единой смеси в литейном цехе, приведенной на рис. 1, показаны места образования скрапа и их взаимосвязь. В центральной части рисунка жирными стрелками выделен оборот единых смесей. Годные отливки, крупный брак литья и литники отделяется при выбивке и подаются на обрубку. При этом из оборота выводится часть смеси – пригар и остатки стержней. На обрубке из этого потока выделяют отливки, а остаток делят на две части – литники и брак подают на участок шихтовки, а смесь – на магнитную сепарацию. На ряде предприятий литники и брак литья с целью снижения затрат энергии при плавке очищают от пригара в галтовочных барабанах и подают в шихту, а остаток, содержащий мелкие металлические включения, удаляют в отвал. На большей части предприятий (особенно мелких) литники и брак литья используют в шихту без очистки, ухудшая экономику плавки. Пригар, осыпавшийся с литников и брака, накапливается на шихтовом дворе, покрывая часть шихты. При дозировании или транспортировке шихты грузоподъемными электромагнитами эта часть остается в смеси, (электромагниты не обеспечивают требуемых магнитных сил), а затем вывозится в отвал при уборке шихтового двора.

На ряде предприятий ком смеси с отливкой подается во вращающийся барабан, в выходной части которого выполнено барабанное сито. В барабане отливки охлаждаются и частично очищаются от смеси, а смесь усредняется по составу и свойствам, охлаждается, отделяется от отливок, литников, стержней и скрапа и подается на дальнейшую регенерацию.

Отливки окончательно очищают от пригара в дробеметных установках или галтовочных барабанах. Отходы очистки литья содержат до 20% металла в виде мелких частиц. Большой частью они вывозятся в отвал без сепарации.

Таким образом, основными видами скрапа и его источниками являются:

- переливы и брызги металла, образуемые при заливке в форму;
- части литниковых систем и отливок, заливки и др. – при выбивке;

- залиты под стержни и мелкий скрап – при обрубке;
- мелкий скрап, образующийся при очистке отливок;
- литейный скрап всех видов при уборке шихтового двора и цеха.

Потери металла и, следовательно, экономические потери, а также целесообразность проведения работ по модернизации систем сепарации могут быть оценены с применением статистических методов. При этом методика испытаний должна давать достоверные результаты, желательно при минимальных затратах труда и средств на проведение испытаний.

В [1] предложена методика, в которой объем пробной выборки никак не обоснован, хотя сильно влияет на окончательный объем выборки. Приведенная формула не позволяет задать точность оценки исследуемого параметра при выбранной надежности. Определяемая дисперсия характеризует процессы образования скрапа, а не различие пробных выборок. Кроме того, приведенные опытные гистограммы распределений скрапа по форме, и особенно по массе, явно не могут быть описаны нормальным законом распределения, что ставит под сомнение возможность применения этой методики.

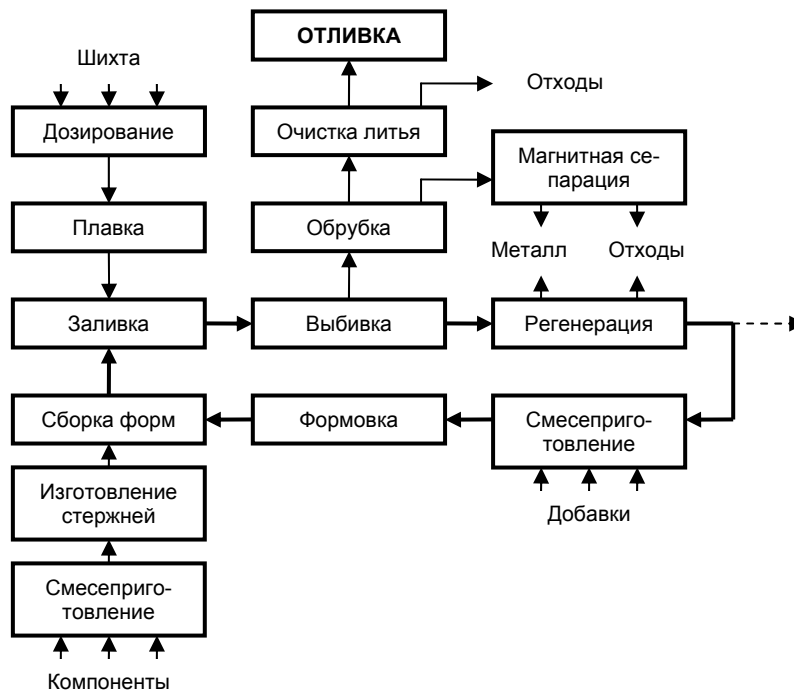


Рис. 1. Схема оборота смеси в литейном цехе

В предлагаемой методике для определения среднего содержания металла в смеси производится отбор случайных бесповторных выборок одинакового объема (12-15 литров или более). Смесь каждой выборки просеивается на сите с ячейкой 1,5 – 2,0 мм, и для каждой пробы определяется содержание металла. Количество выборок, необходимое для получения среднего содержания металла в смеси m с доверительной оценкой точности $|m - \bar{m}| < \varepsilon$ и заданной надежностью $P(t)$, определяется по выражению:

$$n \geq \left[\frac{t}{\varepsilon} \right]^2 \sigma^2, \quad (1)$$

где t – предел интегрирования, соответствующий интегралу вероятности, табулированные значения которого приведены, например, в [2]. В таблице надежности $P(t)$, равным 0,95 и 0,99, соответствуют t – 1,96 и 2,576.

Анализ влияния объема пробных выборок на суммарный объем выборки и, следовательно, затрат труда и средств на проведение работ по анализу содержания исследуемого компонента в смеси показал, что они остаются практически неизменными. Увеличение объема пробных выборок приводит к уменьшению дисперсии, и наоборот.

Оборот смесей в замкнутом цикле приводит к накоплению металла в смеси, участвующей в обороте. Для определения степени накопления металла в смеси в рассмотрение вводится передаточная функция системы регенерации, которая определяется через передаточные функции отдельных устройств и их систем. Передаточная функция определяется как отношение содержания фракций металла в смеси на выходе устройства или всей системы к их содержанию на входе. В результате устройство сепарации может быть представлено пропорциональным звеном с переменным коэффициентом усиления, зависящим от массы включений и их формы и изменяющимся в пределах от 0 до 1. Передаточная функция замкнутой системы определяется выражением:

$$W = \frac{X_{\text{ВЫХ}}}{X_{\text{ВХ}}} = \frac{W_{\text{с.р.}}}{1 - W_{\text{с.р.}}}, \quad (2)$$

где $X_{\text{ВЫХ}}$ и $X_{\text{ВХ}}$ – содержание металла в смеси на выходе системы и ее входе;
 W и $W_{\text{с.р.}}$ – передаточные функции замкнутой системы с положительной обратной связью и системы регенерации, в которой может быть одно или несколько устройств сепарации.

Накопление металла в оборотных смесях рассчитывается по выражению:

$$X_{\text{ВЫХ}} = \frac{W_{\text{с.р.}}}{1 - W_{\text{с.р.}}} X_{\text{ВХ}}. \quad (3)$$

На рис. 2 представлены передаточные функции устройств, извлекающих скрап из смеси, в системе регенерации линии SPO чугунолитейного цеха Авто-ВАЗа. Опытный подвесной электромагнитный сепаратор имеет намагничивающую силу катушек существенно больше, чем DNI/7. Грохот снабжен просеивающим полотном с отверстиями диаметром 20 мм. Шкивной электромагнитный сепаратор для ленты шириной 1200 мм. выполнен многополюсным.

Как видно из результатов испытаний, передаточные функции устройств сепарации существенно нелинейны и зависят от массы извлекаемых включений. Для включений массой, близкой к 0, передаточная функция равна 1 – включения не извлекаются, с ростом массы она уменьшается и становится равной нулю – включения извлекаются полностью.

Если для удобства рассмотрения задать мощность источника скрапа $X_{\text{ВХ}}=1$, то в зависимости от передаточной функции системы накопленное содержание скрапа на выходе (в системе смесеприготовления и на формовке – обозначено на рис.1 пунктирной стрелкой) будет равно значениям, приведенным в таблице 1.

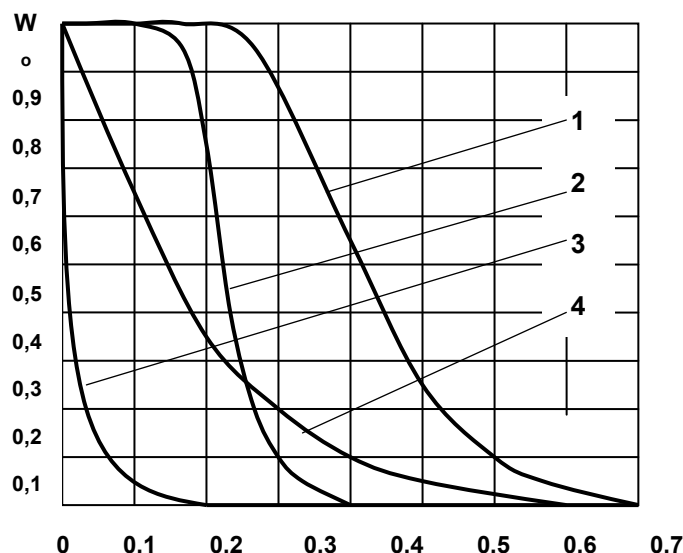


Рис. 2. Передаточные функции устройств сепарации:
 1– подвесной сепаратор DNI/7, 2 – грохот,
 3 – многополюсный шкивной сепаратор,
 4 - опытный подвесной сепаратор

Таблица 1

Накопление металла в замкнутых системах оборота смеси

Передаточная функция системы регенерации $W_{c.p.}$	Полнота извлечения металла $1-W_{c.p.}$	Передаточная функция замкнутой системы W (кратность накопления)	
		без освежения смеси	с 5% освежением смеси
0	1	0	0
0,01	0,99	0.0101	0,01
0,05	0,95	0.0526	0,0525
0,1	0,9	0.111	0,1105
0,2	0,8	0.25	0,2469
0,3	0,7	0.4286	0,4195
0,4	0,6	0.6667	0,645
0,5	0,5	1.0	0,9524
0,6	0,4	1.5	1.395
0,7	0,3	2.333	2.0896
0,8	0,2	4.0	3.333
0,9	0,1	9.0	6.207
1,0	0	∞	20,0

Передаточная функция устройства сепарации в первую очередь зависит от типа сепарирующего устройства (рабочего процесса сепарации, конструкции и размеров магнитной системы, намагничивающей силы катушек и др.), условий сепарации (толщина слоя и свойства смеси, скорость ее транспортировки и др.), а также от массы включений (реально от размеров, формы и свойств материала включений).

Анализируя передаточные функции устройств сепарации, можно сделать вывод – применение подвесных сепараторов типа DNI/7 для извлечения мелких включений (массой до 0,02 кг.) при традиционной их установке нерационально (даже бессмысленно), так как их содержание в смеси возрастет примерно в 20

раз. Более того, последовательная установка любого их числа даже с пересыпками на конвейерах приведет практически к такому же результату. Это объясняет появление в результате исследования, описанного в [1], двух групп металлических включений – шаровидных массой до 15 г (около 37%) в результате накопления и включений неправильной формы.

Удаление из смеси мелких металлических включений иногда представляет значительный интерес. Уменьшение количества смеси, обращающейся в литейном цехе, требует интенсификации процесса охлаждения. Так, для испарительного охлаждения смесь предварительно увлажняют, затем усредняют по влажности за счет перемешивания и продувают воздухом через отверстия в ленте конвейера (диаметр отверстий – 3 мм). Эффективность охлаждения существенно падает из-за наличия в смеси мелких шаровидных включений, не извлекаемых сепараторами и забивающих отверстия.

Разработана методика определения мощности источника скрапа в замкнутых системах приготовления смесей, представляющая интерес при проектировании систем и устройств сепарации и анализе распределения включений по различным параметрам. Методика испытаний может быть реализована в двух вариантах, представленных ниже.

Вариант 1

- Производится отбор нескольких проб смеси одинакового объема из потока смеси до и после системы регенерации.
- Пробы просеиваются на сите с ячейкой 1,5–2,0 мм, из надрешетного продукта магнитом отбирается металл и определяется содержание металлических включений в каждой из них.
- Определяется среднее содержание металла в смеси, оценивается его дисперсия, задается ошибка определения среднего и надежность оценки и рассчитывается необходимое число проб.
- Из смеси отбирается дополнительное число проб и определяется содержание в них металла.
- Включения разбивают на группы по массе и взвешивают их. При этом учитывают, что для мелких включений разбивка должна быть более мелкой.
- Определяется передаточная функция системы регенерации в зависимости от массы включений.
- По передаточной функции для каждой группы включений и соответствующей ей кратности накопления корректируется мощность источника скрапа для каждой группы путем деления массы (или содержания) скрапа данной группы на кратность накопления.
- Определяется мощность источника на единицу объема или массы регенерируемой смеси.
- Строятся необходимые гистограммы и определяются функции распределения включений.

Вариант 2

- Определяется структура системы регенерации смеси.
- Производится отбор нескольких проб смеси одинакового объема из потока регенерированной смеси.
- Пробы просеиваются на сите с ячейкой 1,5–2,0 мм, из надрешетного продукта магнитом отбирается металл и определяется содержание металлических включений в каждой из них.
- Определяется среднее содержание металла в смеси, оценивается его дисперсия, задается ошибка определения среднего и надежность оценки и рассчитывается необходимое число проб.

- Из смеси отбирается дополнительное число проб и определяется содержание в них металла.
 - Задаваясь объемом перерабатываемой смеси, существенно превосходящим ранее определенный объем суммарной выборки, отбирается металл, извлеченный устройствами сепарации за одно и то же время или из одинакового объема смеси.
 - Используя отобранный каждым устройством сепарации металл из равных объемов смеси, а также результаты анализа смеси после ее регенерации и структуру системы регенерации, определяют передаточные функции каждого устройства в отдельности, если это необходимо, и системы регенерации в разомкнутом и замкнутом состояниях.
 - Зная передаточную функцию для каждой группы включений по массе и соответствующую ей кратность накопления, корректируют мощность источника образования скрапа для каждой группы путем деления массы (или содержания) скрапа на кратность накопления.
 - Определяется откорректированное значение мощности источника на единицу объема или массы регенерируемой смеси.
 - Строится откорректированная функция распределения включений.
- Более удобной в применении (меньше объем работы при просеве смеси) и точной является вторая методика. Она неоднократно применялась при исследовании систем сепарации ряда литейных цехов.

Для определения содержания скрапа в смесях, вывозимых в отвал после обрубки и очистки литья, применима следующая методика:

- Производится отбор нескольких проб смеси одинакового объема из потока регенерированной смеси.
- Пробы смеси просеиваются на сите, магнитом отбирается из них металл и определяется содержание металлических включений в каждой из них.
- Оценивается среднее и дисперсия содержания включений металла в смеси, задается ошибка определения среднего и желаемая надежность и определяется необходимое число проб.
- Отбирается из смеси нужное число проб и по ранее описанной методике определяется содержание в них металла.
- Строится распределение включений по массе.

Выводы. 1. Разработана методика исследования систем сепарации с использованием передаточных функций устройств и систем сепарации.

2. Определены передаточные функции устройств сепарации смесей, установлена возможность их применения для решения задач сепарации.

3. Разработаны методики анализа содержания скрапа в смеси, отвечающие требованиям точности и надежности.

4. Установлены пределы накопления металлического скрапа в оборотных смесях литейных цехов.

Литература

1. Сумцов В.Ф. Электромагнитные железоотделители. – М.: Машиностроение, 1978. – 174 с.
2. Математическая обработка результатов эксперимента, Л.З. Румшицкий. – М.: Наука, 1971. – 192 с.

Л.М.Лубенская, Ю.Ю.Дегтярева, И.В.Волков

**ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ ИЗДЕЛИЙ НА ИХ
ОБРАБАТЫВАЕМОСТЬ ПРИ ВИБРАЦИОННОЙ ОБРАБОТКЕ**

Проведена оценка влияния параметров изделия на съём металла с его обрабатываемой поверхности путем использования образцов различной формы, массы, шероховатости поверхности и материала на вибростанках с U-образной формой контейнера с загрузкой образцов в рабочую среду, состоящую из совокупности единичных абразивных гранул, внавал. Рис. 2. Табл. 7. Ист. 3.

Как известно, достоинство виброабразивного метода обработки – это обработка всех поверхностей изделий, одновременно загруженных в контейнер вибростанка. Способ заключается в нанесении множества микроударов инструментом (представляющим собой совокупность единичных гранул с абразивным содержанием и химически активного раствора) по обрабатываемой поверхности изделий, помещенных в контейнер вибростанка внавал. На упругой подвеске (например, на пружинах) установлен контейнер, колебания которого осуществляются путем передачи силового импульса от вибровозбудителя, чаще всего дебалансного, установленного в нижней точке U-образного контейнера вдоль его продольной оси.

Виброобработка характеризуется полным отсутствием жесткой кинематической связи между элементами системы СПИЗ, что затрудняет получение требуемого качества поверхности обрабатываемого изделия, т.к. данный процесс в значительной мере можно считать стохастическим [1].

Получению качественной поверхности при данном способе обработки уделялось огромное внимание многими исследователями с момента появления данного метода [1, 2, 3]. Однако в первую очередь исследовали влияние на конечный технологический результат различных параметров вибростанка и самого инструмента. Полученные результаты позволили создать определенные типы станков с рациональным диапазоном их режимов, обеспечивающих получение заданных параметров на операциях как очистных, так и отделочных. Для осуществления этих же операций был разработан инструмент с различным количественным содержанием абразивной составляющей с различной зернистостью. Из характеристик обрабатываемых изделий оценивались в первую очередь их габариты (с целью возможности выбора размеров контейнера), физико-химический состав материала изделия (с целью выбора химически активного раствора и режимов оборудования) и частично конструктивные элементы изделия (например, наличие отверстий и их размеры с целью определения размеров гранул для обеспечения их свободного проникновения в эти отверстия) [1, 2, 3]. Однако применение полученных рекомендаций показало, что они не в полной мере охватывают все параметры, и их использование не всегда обеспечивает требуемый результат при изменении хотя бы одного из параметров, характеризующих само обрабатываемое изделие. Поэтому желание добиться эффективного результата, т.е. необходимых, заданных чертежом, требований (в том числе и шероховатости поверхности) потребовало проведения дополнительных экспериментальных исследований.

Целью экспериментальных исследований было определение роли и влияния характеристик самого изделия (детали) на эффективность его обработки.

Обработка проводилась при одних и тех же условиях на станке ВМИ-1003 (табл.1) на следующих режимах: амплитуда колебаний $A=1$ мм и частота колебаний $f=63$ Гц; в среде, состоящей из боя шлифовальных кругов АН-2 ТУ 2-036-159-80 и химически активного раствора (сода кальцинированная ГОСТ 5100-85 - 20 г/л, триэтаноламин ТУ 6-09-2448-66 - 15 мл/л, олеиновая кислота ТУ 6-09-3306-66 - 30 мл/л) в объеме 1,5л. В качестве имитаторов деталей использовались образцы трех разновидностей: цилиндр диаметром $d=10$ мм, длиной $L=50$ мм; пластина с размерами (10×30×50) мм; параллелепипед с размерами (15×15×50)мм из различных материалов (табл.2) с различной шероховатостью поверхности.

Таблица 1

Параметры станка ВМИ-1003

Параметры станка	Диапазон величины
1. Объем контейнера V, л	15
2. Амплитуда колебаний A, мм	0,5-2,0
3. Частота колебаний f, Гц	35, 63
4. Мощность N, кВт	0,7
5. Масса m, кг	200

Таблица 2

Химический состав материалов обрабатываемых образцов

Материал	Химический состав	Твердость	
		На поверхности заготовки	На линии среза
Сталь 20	0,2% C; 0,6% Mn; 0,23% Si; 0,022% S; 0,024% P	HB 120	HB 130
Сталь 3пс	0,17% C; 0,50% Mn; 0,14% Si; 0,025% S; 0,030% P	HB 93	HB 98
Сталь 40	0,4% C; 0,72% Mn; 0,29% Si; 0,020% S; 0,028% P	HB 209	HB 252
Сталь 45	0,45% C; 0,72% Mn; 0,29% Si; 0,020% S; 0,028% P	HB 234	HB 240
Алюминий АЛ2	99,2% Al	HB 47	HB 50
Латунь Л62	6,2% Zn	HB 50	HB 53

Обработка проводилась в течение 10 часов с взвешиванием образцов через каждые 30 минут и последующим определением величины съема металла с обрабатываемой поверхности и ее шероховатости.

В соответствии с поставленной целью производился многофакторный эксперимент и сравнивались коэффициенты регрессии. По их пропорциональности можно судить о влиянии того или иного параметра на эффективность обработки.

При планировании эксперимента использовалась следующая методика, состоящая из нижеприведенных этапов.

1) Принята гипотеза о возможности описания роли параметров изделия уравнением регрессии (степенным рядом определенного порядка). Учитывая, что производительность виброобработки пропорциональна съему металла в единицу времени с поверхности обрабатываемой детали, то можно считать, что производительность является функцией четырех факторов:

$$Y = f(Ra, HB, S, m),$$

где Ra – шероховатость поверхности;
 HB – твердость материала;
 S – площадь обрабатываемой поверхности;
 m – масса изделия.

В дальнейшем принимаем следующие обозначения:

$$Y=f(x_1, x_2, x_3, x_4),$$

где x_1 – шероховатость поверхности, x_2 – твердость материала, x_3 – площадь обрабатываемой поверхности, x_4 – масса изделия.

2) В соответствии с этой гипотезой планировался и проводился эксперимент. Уровни факторов, их интервалы варьирования приведены в табл. 3.

Таблица 3

План проведения ПФЭ типа 24

Факторы	Уровень факторов		
	-1	0	+1
x_1	3,2	14,1	25
x_2	93	106,5	120
x_3	1727	3450	4600
x_4	25	54,5	84

Выбор уровней основывался на оценке границ областей определения факторов и на априорной информации. При выборе нулевого уровня исходили из условия, что координата нулевого уровня должна находиться внутри области определения.

Матрица планирования представляет собой поле 24. Уравнение регрессии имеет вид:

$$Y=b_0+b_1x_1+b_2x_2+b_3x_3+b_4x_4+(b_{12}x_1x_2+b_{13}x_1x_3+b_{14}x_1x_4+b_{23}x_2x_3+b_{24}x_2x_4+b_{34}x_3x_4+b_{123}x_1x_2x_3+b_{124}x_1x_2x_4+b_{134}x_1x_3x_4+b_{234}x_2x_3x_4+b_{1234}x_1x_2x_3x_4).$$

3) По результатам эксперимента определялись коэффициенты регрессии.

$$b_i = \frac{\sum_{i=1}^N x_{in} \cdot y_{in}}{N}, \quad (1)$$

$$b_{ij} = \frac{\sum_{i=1}^N x_{in} \cdot x_{jn} \cdot y_{in}}{N}, \quad (2)$$

где x_{in} - значение переменной в соответствующем столбце;

- i – номер фактора;
- j – номер фактора, отличного от i ;
- y_{in} – результат i -го опыта;
- N – общее число опытов;
- n – номер варианта опыта.

Подставив полученные коэффициенты, получили уравнение регрессии следующего вида:

$$Y=251,25+13,33x_1+1,25x_2+40x_3-74,7x_4+(-18,8x_1x_2+83,8x_1x_3-21,6x_1x_4-42,5x_2x_3-143x_2x_4+102x_3x_4+124,42x_1x_2x_3+33,417x_1x_2x_4-98,33x_1x_3x_4-134,08x_2x_3x_4-116,167x_1x_2x_3x_4).$$

4) Осуществлялся анализ адекватности уравнения действительному влиянию того или иного фактора или их совокупности на обрабатываемость изделия.

На основании обработанных результатов эксперимента по коэффициентам уравнения регрессии заметно ранее предполагаемое и обоснованное влияние на процесс четырех факторов: x_1 , x_2 , x_3 , x_4 и нескольких сочетаний многофакторных зависимостей $x_1x_2x_3$, $x_1x_3x_4$, $x_2x_3x_4$. Все перечисленные факторы в количественных соотношениях являются величинами одного порядка.

Влияние факторов и их взаимодействие соответственно располагаются в такой последовательности: x_4 , x_5 , x_1 , x_2 , $x_2x_3x_4$, $x_1x_2x_3x_4$, $x_1x_3x_4$.

Это подтверждается результатами экспериментальных исследований, которые показали, что одним из немаловажных показателей эффективности процесса виброабразивной обработки (характеризуемого съемом металла Q , т.е. снятием припуска) является масса изделия.

Так, при обработке образцов массой 25г (АЛ2) с твердостью НВ 47...50 съем металла составляет 43 мг/час, а для образцов из латуни Л62 (той же формы и размеров), незначительно отличающихся по твердости (в 1,06 раз), массой в 3,36 раз больше, - съем увеличивается в 2,3 раза (табл.4). Это подтверждает необходимость наличия в процессе обработки проскальзывания «деталь - гранула» при их движении в контейнере, что возможно только при их различных массах.

Таблица 4

№	Форма	Материал	НВ	Масса, г	Q, мг/ч	Q/S, мг/(мм ² ·ч)
1	цилиндр	АЛ2	47	25	43	0.024899
2	цилиндр	Л62	50	84	99	0.057

Как известно, детали и частицы рабочей среды в процессе обработки совершают два вида движений: взаимно относительные колебания и медленное вращение всей массы загрузки (циркуляционное движение). Силовой импульс от стенок рабочего контейнера передается прилегающим слоям рабочей среды, которые сообщают его следующим слоям и т.д. В процессе обработки детали (изделия) занимают различные положения в рабочей среде в объеме контейнера, что обеспечивает достаточно равномерную обработку всех их поверхностей и это является обязательным условием, так как известно, что обработка в различных зонах контейнера различна [2].

Колебания деталей и абразивных гранул складываются из вынужденных и собственных, а последние зависят от массы колеблющихся тел и их связей. Поэтому результирующие движения будут различны, хотя общий характер их сохранится (т.е. будут различия по амплитуде и частоте колебаний, скоростям и ускорениям движения). Однако форма траектории в общем случае сохранится, поскольку она определяется вынужденными колебаниями системы [2].

В процессе виброобработки возможны различные варианты движения гранул инструмента и обрабатываемых деталей (рис. 1).

В первом случае направление, в котором может перемещаться абразивная гранула относительно детали, совпадает с направлением колебаний (рис. 1, а).

Для снятия стружки с поверхности деталей необходимо некоторое добавочное усилие, которое прижимало бы абразивную гранулу к поверхности дета-

ли. Такое усилие создается статическим давлением окружающей среды, и величина его незначительна.

На рис. 1, б направление, в котором гранула может перемещаться относительно детали, перпендикулярно направлению колебаний. В этом случае происходит ее удар по детали с определенной скоростью.

Несмотря на небольшую массу гранулы (например, 20...30г), удар происходит со значительной силой, которая создается давлением окружающих слоев среды, вызванным инерционными силами. В результате на поверхности детали образуются микроскопические забоины, иногда четко различимые глазом. При этом металл с поверхности почти не снимается, а качество последней ухудшается.

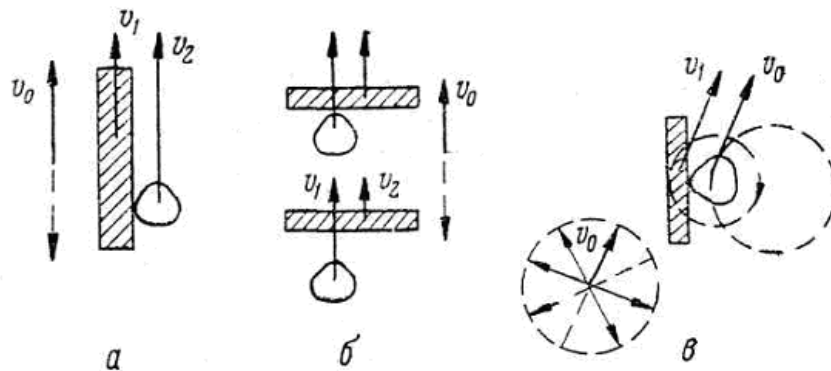


Рис. 1. Траектория колебательного движения детали и абразивной гранулы при виброобработке

Если колебания детали и гранулы происходят по окружности или эллипсу (рис. 1, в), абразивная гранула почти всегда встречается с поверхностью детали по касательной без удара, но с большой силой прижима, создаваемой воздействием соседних слоев среды. В этом случае происходит наиболее интенсивное снятие металла, уменьшается шероховатость поверхности, так как в первую очередь снимаются наиболее выступающие неровности. Вероятность повторного прохода абразивной частицы по оставленному на поверхности детали следу практически чрезвычайно мала, поэтому риски на поверхности остаются наименьшими (зависят от величины зернистости применяемого абразива).

Рассмотренные варианты позволяют сделать выводы, которые подтверждаются экспериментальными исследованиями.

Интенсивность обработки увеличивается с увеличением скорости относительного перемещения детали и гранулы. Увеличить же разность их скоростей можно, если масса детали будет в несколько раз превышать массу абразивной гранулы.

Медленное вращательное движение всей загрузки (как уже говорилось ранее) является необходимым условием равномерной обработки поверхностей, так как оно способствует активному перемешиванию всей загрузки и ее перемещению вдоль стенок контейнера. Эти скорости зависят от амплитуды и частоты колебаний, заполнения контейнера, массы загрузки и ряда других факторов.

В вибростанках наиболее эффективной зоной обработки является нижняя часть контейнера, где по сравнению с верхней частью съем металла в 1,5-2 раза больше [2].

Рассмотрим влияние начальной шероховатости поверхности изделия на конечный результат. В результате экспериментальных исследований [1, 2, 3] установлено, что при виброобработке происходит первоначальный съём вершин микронеровностей, шероховатость поверхности детали изменяется с течением времени по экспоненциальной зависимости до определенных пределов, а при дальнейшем продолжении процесса обработки остается без изменений. А именно, как известно, чем ниже начальная шероховатость, тем больше величина съема металла.

Результаты опытов, проведенных в НИЛ ОСА ВНУ им. Владимира Даля, показали, что при обработке цилиндрических образцов (одинаковой массы и твердости) из стали 40 с шероховатостью $Ra=3,2\text{мкм}$ съём металла составляет 61 мг/час. В то же время для образцов с шероховатостью в 7,8 раз больше (для той же стали), съём увеличивается в 10,8 раза (табл.5). При этом после длительной обработки (уже через 3 часа) шероховатость поверхности уменьшается до 0,63мкм в обоих случаях, что подтверждают результаты исследований, изложенные в [2].

Таблица 5

№	Материал	Масса, г	Rz, мкм	Q, мг/ч	Q/S, мг/(мм ² ·ч)
1	Сталь 40	78	3.2	61	0.035
2		78	25	660	0.3822

Рассмотрим влияние твердости материала на съём металла изделия.

Воспользуемся для этого образцами из стали 3 и стали 20, имеющих одинаковую форму, размеры, шероховатость поверхности и массу, отличающихся по твердости на 30 единиц.

При обработке образцов из стали 20 съём металла составляет 443 мг/час, для стали 3 съём увеличивается на 30% (табл.6). Это подтверждает то, что виброабразивная обработка характеризуется теми же зависимостями процессов резания, свойственными точению и шлифованию, однако скорость взаимодействия «деталь - гранула» не имеет того преобладающего значения, как при традиционных методах. В первую очередь влияние оказывают: величина силового импульса и число контактов «деталь - гранула» при (как указывалось выше) наличии взаимного проскальзывания.

Таблица 6

№	Форма	Материал	Масса, г	НВ	Q, мг/ч	Q/S, мг/(мм ² ·ч)
1	цилиндр	Сталь 3	78	93	580	0.3358
2	цилиндр	Сталь 20	78	120	443	0.2565

Что касается площади обрабатываемой поверхности, то при обработке образцов (одинаковых по массе) из одного и того же материала (АЛ2), но различной формы (цилиндр и пластина) соотношение площадей выглядит следующим образом (табл.7), съём в 1,88 раза больше с образца, имеющего форму пластины.

Таблица 7

Форма образца	Материал	Площадь обрабатываемой поверхности, мм ²	Соотношение площадей	Съём металла Q, г/ч	Соотношение съёмов
Цилиндр	АЛ2	1727	1	0,043	1
Пластина	АЛ2	3296	1,9	0,081	1,88

Можно предположить, что это связано с увеличением площади контакта, т.е. с возможностью укладки большего количества гранул на подлежащую обработке поверхность.

Цилиндрические образцы контактируют по образующим, по линиям, а пластины – по поверхности. При этом съем металла с плоской поверхности будет всегда более независим от формы гранулы. Можно предположить, что для плоских изделий желателен инструмент, имеющий плоские грани. Для цилиндрических изделий форма гранул будет иметь значение только тогда, когда обрабатываемая цилиндрическая поверхность будет достаточно велика, т.е. ее можно будет рассматривать как плоскую по сравнению с размерами самих гранул.

На базе полученных результатов была разработана номограмма «площадь обрабатываемой поверхности – масса изделия – твердость материала – шероховатость поверхности – производительность процесса (съем металла) – время обработки», представленная на рис. 2.

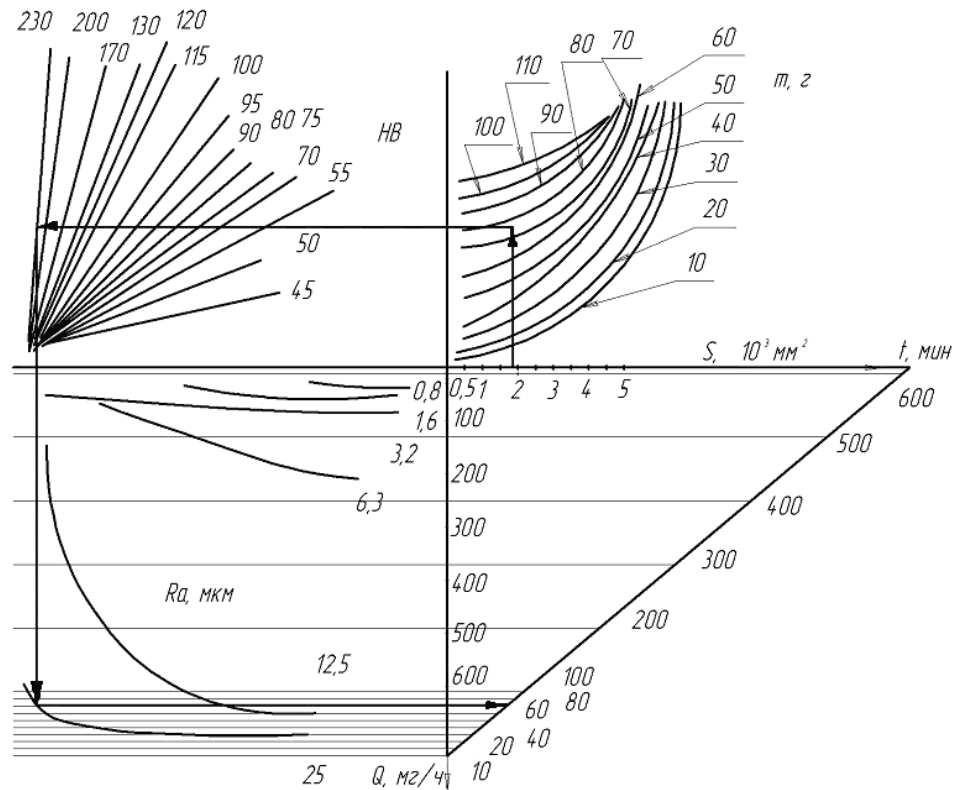


Рис. 2. Номограмма «площадь обрабатываемой поверхности – масса изделия – твердость материала – шероховатость поверхности – производительность процесса (съем металла) – время обработки»

Например, для стали 45 при $S=1727\text{мм}^2$, $m=78\text{г}$, $\text{HB}=230$, $Ra=25\text{мкм}$ - $Q=660\text{ г/ч}$, $t=80\text{ мин}$ (обход по стрелке).

Выводы. В ходе исследований было установлено, что в диапазонах изучаемых параметров изделия – шероховатость поверхности – Ra , твердость материала – HB , площадь обрабатываемой поверхности – S , масса изделия – m и их межфакторные зависимости оказывают превалирующее влияние на конечный технологический результат – обрабатываемость изделия. Характер этого влия-

ния и его степень установлены с помощью коэффициентов уравнения регрессии и подтверждены экспериментально.

Построенная номограмма дает возможность определять производительность обработки (величину съема и время) для различных типов изделий, которую можно использовать для нормирования операций виброобработки. Соединение данной номограммы с номограммами по выбору оборудования и инструмента, разработанные в [1, 2, 3], позволит не только нормировать операции виброобработки, но и более объективно производить выбор инструмента и оборудования для осуществления обработки вышеупомянутых изделий.

Литература

1. Бабичев А.П. Вибрационная обработка деталей.- М.: Машиностроение, 1974. - 136 с.
2. Карташов И.В. и др. Обработка деталей свободными абразивами в вибрирующих резервуарах. К.: В. школа, 1975. - 188 с.
3. Гах В.М., Хаеи Л.Г., Казакова Т.В. Нормирование операций виброабразивной обработки твердосплавного инструмента // Вибрации в технике и технологиях.- 1996.- №1 (3). - С. 21-23.

УДК 621.791.75.052

А.И.Гедрович, В.А.Овчаркин

ИССЛЕДОВАНИЕ ОСОБЕННОСТЕЙ ТЕПЛОТВОДА ПРИ СТРУЙНОМ ОХЛАЖДЕНИИ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ В ПРОЦЕССЕ СВАРКИ

В работе исследуется характер теплоотвода охлаждающей жидкости при струйном охлаждении снизу горизонтально расположенного сварного соединения. Рис. 3. Ист. 5.

Известны технологии сварки с применением искусственного охлаждения [1, 2]. Искусственное охлаждение применяется по разным направлениям: уменьшение напряженно-деформированного состояния сварной конструкции, получение благоприятных структур при сварке легированных сталей.

При сварке теплоотвод может осуществляться от шва, зоны 2Вп; ЗТВ или сварного шва и зоны 2Вп одновременно. Для получения благоприятных структур при сварке легированной стали возможно при обработке ЗТВ по схеме ускоренного охлаждения. Для уменьшения напряженно-деформированного состояния необходимо отбирать "паразитное" тепло, поступающее от шва в основной металл [3]. Желательно эту процедуру осуществлять за линией сплавления в ЗТВ.

Искусственное охлаждение сварного соединения при сварке - технология многофакторная. Поэтому считается, что разработка технологии сварки с искусственным охлаждением - сложная процедура. Внедрение таких технологий тормозится недостатком информации об особенностях теплоотвода различными охладителями, поведении охладителя на изделии, расположения его и сварного соединения (горизонтальное, вертикальное), режимов сварки и т.д.

В работе рассматривается охлаждение струйными охладителями. Форсунка располагалась под сварным соединением.

Для обеспечения требуемых режимов охлаждения необходимо исследовать эффективность теплоотвода от свариваемого изделия при обработке ЗТВ и зоны 2Вп струйным охладителем.

Целью работы является исследование температуры пластины при искусственном ее струйном охлаждении.

Работа выполнялась экспериментально. Коэффициент теплоотдачи определяли, как локальную характеристику интенсивности процесса и рассчитывали по локальному значению плотности теплового потока на охлаждаемой поверхности определяли в зоне 2Вп возле сварного шва.

Из теории сварочных процессов [4] известно, что температурное поле охлаждаемой пластины зависит от толщины пластины, ее теплофизических свойств и других факторов.

При сварке элементов небольшой толщины теплоотвод обратной поверхности воспринимается лицевой поверхностью, которую контролировали термопарами. В экспериментах локальный коэффициент теплоотдачи принимали равным [4]:

$$\alpha(x) = \frac{q(x)}{[T_0(x) - T_{\infty}]}$$

Термопары - хромель-алюминиевые. Относительная погрешность при измерении локальной плотности теплового потока ~3-7%. Тарировку термопар осуществляли в интервале 10-900°C. При измерении $T > 900^\circ\text{C}$ применяли аппроксимацию. Точность измерения 2,5°C. Измерение термо-ЭДС производили ампервольтметром Р-386 с точностью 0,01 мВ, т.е. с погрешностью < 0,3°C. В интервале температур более 300°C погрешность составляла ~3°C.

Точность измерения температуры охлаждающей жидкости 0,5°C. Схема эксперимента представлена на рис. 1.

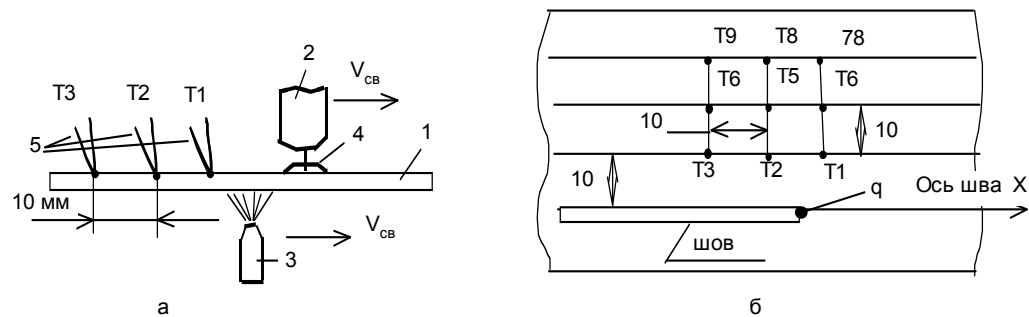


Рис. 1. Схема эксперимента:

а - схема процесса: 1 - изделие, 2 - сварочная горелка, 3 - форсунка для охлаждения, 4 - сварочная дуга, 5 термопары; б - план расположение термопар

Сварку выполняли неплавящимся электродом в среде аргона. Охлаждение осуществляли технической водой $\dot{O}_o = 20^\circ\text{C}$. Интенсивность охлаждения оценивали плотностью потока жидкости $j = \text{кг}/\text{м}^2 \cdot \text{с}$. Температурный напор на основной металл $\Delta \dot{O} = T_e - \dot{O}_o$ (T_e - температура соединения в данной точке). Теплоотдача с поверхности $\alpha(y) \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot ^\circ\text{C})$.

Тепло с поверхности свариваемых элементов уходит за счет конвективной теплоотдачи или за счет искусственного охлаждения. Задача теплоотвода усложняется тем, что тепло необходимо отводить за линией сплавления, чтобы оно не распространялось в основном металле. В работе [5] показано, что коэф-

коэффициент теплоотдачи $\alpha(y)$ зависит от температурного напора ΔT и значения плотности потока жидкости (рис. 2).

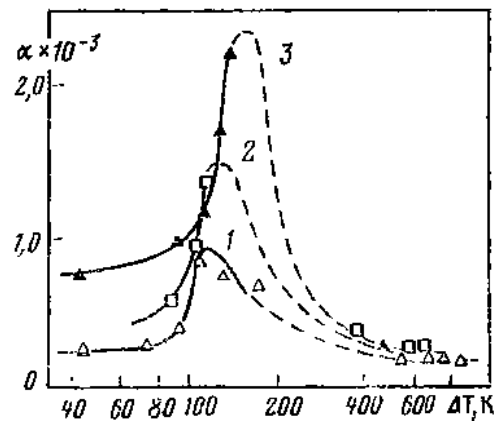


Рис. 2. Зависимость коэффициента теплоотдачи $\alpha(x)$, Вт/(м² · К), от температурного напора $\Delta T = T_c - T_{ж}$ при различных значениях плотности жидкости

1 - среднее значение плотности потока жидкости $j=0,06$ кг/м² · с ; 2 - $j=0,14$ кг/м² · с ;
3 - $j=0,25$ кг/м² · с

Общий характер изменения интенсивности теплоотдачи в зависимости от основных параметров состоит из трех этапов. В области малых значений ΔT имеет место конвективный отвод теплоты от охлаждаемой поверхности пленкой жидкости. С увеличением ΔT в пленке возникает пузырьковое кипение и растет теплоотдача. Затем при увеличении ΔT теплоотдача резко снижается. На поверхности появляются сухие пятна с ухудшенной теплоотдачей. Следовательно, при увеличении теплового напора выше 150 Вт/(м² · °С) необходимо увеличивать интенсивность орошения охлаждаемой поверхности, а форсунка должна быть регулируемой.

При сварке за границей линии сплавления после прохождения источником тепла данного сечения можно наблюдать три схемы охлаждения. Это определяется режимом сварки, теплофизическими свойствами металла, плотностью потока жидкости.

На рис. 3 представлено влияние расхода охлаждающей воды на теплоотдачу с горизонтально расположенной поверхности. Из рис. 3 видно, что при плотности теплового потока от 130 до 140 кВт/м² и ниже интенсивность теплоотдачи возрастает с увеличением расхода охлаждающей воды, а затем практически не зависит от этой величины.

Таким образом, при струйном охлаждении диспергированной жидкостью горизонтальной поверхности с потолочным расположением форсунки могут наблюдаться различные механизмы теплоотдачи: пленочный, пузырьковое кипение, сглаживание, а несмачивание. При разработке технологии сварки изделий с искусственным охлаждением необходимо этот факт учитывать для достижения оптимального результата.

Выводы. 1. Проектирование технологического процесса сварки с искусственным охлаждением требует достаточно полной информации об эффективности теплоотвода в тех или иных условиях.

2. Недостаточно изучено влияние геометрических размеров (толщина и др.) сварного соединения на интенсивность теплоотвода.

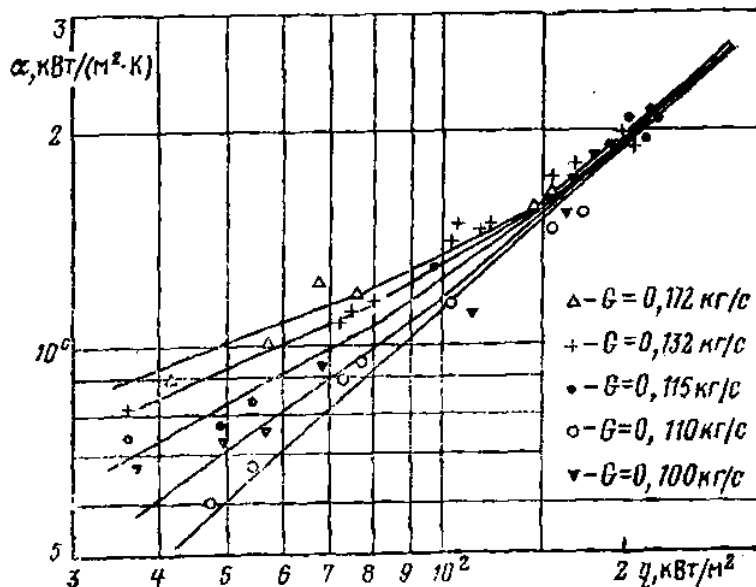


Рис. 3. Влияние расхода охлаждающей воды (G) на теплоотдачу горизонтальной поверхности

Литература

1. 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.
2. В.Ю.Скульский и др. Сварка стали O2X8H22C6 с ускоренным охлаждением. - Автоматическая сварка, 1988, № 7. - С. 56-59.
3. Калиткин Б.С., Прохоренко В.М., Чертов И.М. Напряжения и деформации при сварке. - К.: Вища школа, 1977. - 346 с.
4. Петров Г.Л., Гумарев А.С. Теория сварочных процессов - М.: Вища школа, 1977. - 390 с.
5. Шеленко В.П., Кушнырев В.И. Струйное охлаждение. - М.: Энергоатомиздат, 1984. - 216 с.

УДК 622.640

Ю.Г.Сёмин, Т.А.Бондарь

АНАЛИЗ ПРИГОТОВЛЕНИЯ ВОДОУГОЛЬНОГО ТОПЛИВА В ШАРОВОЙ МЕЛЬНИЦЕ

Проведен анализ основных критериев влияющих на приготовление водоугольного топлива, в шаровых мельницах, с необходимыми реологическими, седиментационными и энергетическими параметрами. Табл. 2. Ист. 3.

Ограниченность запасов энергетических ресурсов в мире требует поиска альтернативных источников, одним из которых является водоугольное топливо, так как запасы угля среди органических топлив нефти и газа намного больше.

Создание высококонцентрированной угольной суспензии – сложный технологический процесс, в котором основным звеном является измельчительное оборудование, к которому относятся вращающиеся, вибрационные и струйные мельницы.

Вращающиеся мельницы с мелющими телами являются наиболее распространенным типом измельчителей. Многие особенности этих мельниц свойственны также вибрационным и планетарным шаровым мельницам.

Получение водоугольного топлива после измельчения в шаровой мельнице с необходимыми реологическими (динамическая вязкость $\eta_d=1$ Па.с), седиментационными и энергетическими свойствами – многокритериальная задача и выражается зависимостью при условии, что целевой функцией является реологический параметр, динамическая вязкость:

$$\eta_d = f(V_m, V_\phi, V_{угл}, n, d, V_v, V_{х.д.}, t_{вр}),$$

где V_m – объем мельницы и ее геометрические параметры (длина, диаметр);

V_ϕ – объем шаров, загруженных в мельницу с учетом гранулометрического состава;

$V_{уг}$ – объем угля, загруженного в мельницу;

n – число оборотов мельницы в минуту;

d – диаметр кусков угля, загружаемого в мельницу;

$V_{х.д.}$ – объем химических добавок, подаваемых в мельницу;

V_v – объем воды, подаваемой в мельницу;

$t_{вр}$ – время приготовления суспензии с необходимыми реологическими и энергетическими параметрами.

На плотность упаковки водоугольного топлива оказывает влияние гранулометрический состав угля. Установлено, что для получения водоугольного топлива (ВУТ) с высокой концентрацией угля по массе $C=65\%$ и более необходимо иметь бимодальный гранулометрический состав угля, где $30\div40\%$ твердого вещества составляют частицы мелких классов со средним размером частиц 10 мкм, а $60\div70\%$ частиц со средним размером в 7-10 раз больше, т.е. $70\div100$ мкм. При этом стремится к тому, чтобы частицы промежуточных классов отсутствовали [3].

Получения бимодального гранулометрического состава можно добиться подбором грансостава шаров и их соотношения при загрузке в шаровую мельницу, временем измельчения и химическими добавками.

Диаметр шаров, применяемых в практике измельчения полезных ископаемых, составляет $40\div125$ мм.

Для определения диаметра шаров предложено несколько формул. К.А.Разумов связал диаметр шара D с крупностью кусков d исходного материала зависимостью [1]:

$$D = i \cdot d, \text{ мм}, \quad (1)$$

где i – коэффициент, зависящий от твердости материала ($i = 13\div32,5$).

Взяв предельные значения крупности исходного материала и измельченного продукта, а также предельные размеры шаров, применяемых на практике, формула принимает вид:

$$D = 28\sqrt[3]{d}, \quad (2)$$

где D – диаметр шара, мм;

d – средний размер исходного материала, мм.

Вычисляемые по этой формуле значения оптимального диаметра шаров для исходного материала различной крупности приведены в табл. 1.

При загрузке мельницы шарами эффективность измельчения и производительность мельницы снижаются. Поэтому наряду с шарами большого диаметра должны содержаться шары меньшего диаметра, что позволяет получать бимодальный грансостав на выходе готового водоугольного топлива.

Т а б л и ц а 1

Оптимальный диаметр шара для измельчения исходного материала различной крупности

Крупность исходного материала, мм	0,075÷0,1	0,15÷0,2	0,3÷0,42	0,6÷0,8	1,2÷1,7	2,4÷3,3
Диаметр шара, мм	12,5	16,0	20,0	25,0	31,0	40,0
Крупность исходного материала, мм	4,7÷6,7	6,7÷9,5	13,0÷19,0	38÷53		
Диаметр шара, мм	49	57	70	100		

Так как крупные шары измельчают крупные куски угля ударным действием, а среднего и малого диаметров истирают мелкие куски до тонких фракций, необходимо рационализировать шаровую загрузку, состоящую из шаров различного диаметра, правильное соотношение которых и определяет эффективную работу мельницы.

Петров В.А. и Бранда В.Ю. в некоторых случаях рекомендуют следующее соотношение шаров разного диаметра, табл. 2:

Т а б л и ц а 2

Соотношение шаров различных диаметров в мельнице, %

Диаметр шаров, мм	Загрузка шаров по массе, %, при максимальной крупности исходного материала	
	24-60	3-13
65	-	10
75	10	20
90	20	40
105	30	30
125	40	-

Данное соотношение шаров в основном применимо для руды, поэтому для получения водоугольного топлива необходимо провести исследования для рационализации соотношения грансостава шаров при загрузке мельницы.

Для сокращения общего цикла измельчения и получения водоугольного топлива используется способ одностадийного мокрого измельчения угля. Это исключает операцию сухого измельчения, дает возможность получить предельную концентрацию водоугольного топлива и одновременно с помолом провести гомогенизацию выходящего из мельницы топлива.

Сущность данного метода заключается в следующем. Предварительно дробленный уголь (до 6 мм) без промежуточного сухого измельчения подвергается непосредственно мокрому помолу в шаровой мельнице для получения во-

доугольного топлива. Уголь по мере измельчения постепенно переходит из кускового в состояние суспензии, при этом плотность суспензии возрастает и приближается к расчетной. Находящаяся в I начальный период помола вода, рассчитанная для достижения определенной плотности топлива, является в начале избыточной, так как уголь находится в виде кусков. По мере измельчения угля вода смачивает вновь образующиеся при помоле поверхности. Плотность суспензии в процессе измельчения возрастает, а мелющая способность мелющих тел постепенно уменьшается, т.е.

$$\Delta\rho = \rho_{\text{м.т}} - \rho_{\text{с}},$$

где $\rho_{\text{м.т}}$ – плотность мелющих тел, кг/м³;

$\rho_{\text{с}}$ – плотность угольной суспензии, кг/м³.

Кроме того, по мере увеличения вязкости угольной суспензии при помоле ударный механизм измельчения переходит в истирающий.

Повышение температуры при измельчении способствует уменьшению прочности водных слоев из-за большей подвижности ионов, что должно приводить к уменьшению количества связанной и увеличению свободной воды в суспензии. Повышение температуры угольной суспензии способствует лучшей дефлокуляции и лучшему удалению захваченного воздуха. Доказательством вышеприведенного является значительно меньшая вязкость суспензий, полученных по одностадийному методу, по сравнению с двухстадийным при одинаковых значениях влажности.

На производительность мокрого измельчения в шаровых мельницах влияют следующие факторы: скорость вращения мельницы, количество мелющих тел; размер, форма и плотность мелющих тел; количество, крупность и свойства измельчаемого угля; количество воды и химических добавок; степень заполнения объема мельницы. Основными величинами, которые характеризуют помол, являются степень заполнения и грансостав мелющих тел в мельнице – $\varphi_{\text{м}}$, суммарное заполнение – $\varphi_{\text{с}}$. Под последним понимается отношение суммы объемов мелющих тел и суспензии ($V_{\text{ш}}, V_{\text{с}}$) к объему барабана мельницы – $V_{\text{б}}$ т.е.

$$\varphi_{\text{с}} = \frac{V_{\text{ш}} + V_{\text{с}}}{V_{\text{б}}}. \quad (4)$$

Соотношение в загрузке материала и мелющих тел характеризуют показателем активной зоны измельчения α , соответствующим отношению объема пустот между мелющими телами к объему суспензии:

$$\alpha = \frac{\left(\frac{G_{\text{ш}}}{\rho_{\text{нас}}} - \frac{G_{\text{ш}}}{\rho_{\text{ш}}} \right)}{V_{\text{с}}}, \quad (5)$$

где $G_{\text{ш}}$ – масса мелющих тел;

$\rho_{\text{нас}}, \rho_{\text{ш}}$ – насыпная и объемная масса мелющих тел;

$V_{\text{с}}$ – объем суспензии, который равен:

$$V_{\text{с}} = \frac{G_{\text{у}}}{\rho_{\text{у}}} + V_{\text{в}}, \quad (6)$$

где G_y, ρ_y – масса и плотность угля;
 V_B – объем воды.

Л.Б.Левенсон предлагает определять наибольшую массу шаровой загрузки по формуле:

$$G_{ш} = \varphi \mu \rho_{м.т.} \pi R^2 L, \text{ кг} \quad (7)$$

где φ – коэффициент заполнения мельницы (не более 0,4);
 μ – коэффициент разрыхления плотной массы шаров в неподвижной мельнице (для цилиндрической мельницы $\mu = 0,65$);
 $\rho_{м.т.}$ – плотность измельчающей среды, кг/м^3 ;
 R – радиус мельницы, м;
 L – длина мельницы, м.

Исследованиями установлено [1], что наивыгоднейшая угловая скорость шаровой мельницы равна 75÷80% критической скорости.

$$n = \frac{32...37}{\sqrt{D}}, \quad (8)$$

где D – диаметр мельницы, м.

Выводы: анализ технологии приготовления водоугольного топлива в шаровой мельнице с необходимыми реологическими, седиментационными и энергетическими параметрами показал:

- процесс приготовления – многокритериальная задача, основными из которых являются: степень заполнения барабана мельницы мелющими телами - φ_m ; гранулометрический состав шаровой загрузки; степень заполнения мельницы углем, водой и химическими добавками; суммарное заполнение мельницы;
- необходимость определения грансостава мелющих тел для получения бимодального состава водоугольного топлива;
- для решения поставленной задачи необходимо создание математической модели;
- необходимость экспериментального исследования приготовления водоугольного топлива при одностадийном методе мокрого измельчения угля.

Литература

1. Польшкин С.И., Адамов Э.В. Обогащение руд цветных и редких металлов. – М.: Недра, 1975. - 461 с.
2. Пивинский Ю.Е., Ромашин А.Г. Кварцевая керамика. – М.: Металлургия, 1974. 264 с.
3. Брагин Б.Ф., Коломиец О.С. и др. Трубопроводный гидротранспорт твердых материалов. Учебное пособие. – К.: ИСДО, 1993. 400 с.

УДК 656.073

В.Э.Парунакян, А.В.Маслак, А.А.Водолазский

МОДЕЛИРОВАНИЕ ТРАНСПОРТНО-ГРУЗОВОГО ПРОЦЕССА В ЛОГИСТИЧЕСКИХ ТЕХНОЛОГИЯХ ПРЕДПРИЯТИЙ

Производственно-транспортный комплекс предприятия рассматривается как логистическая система с множеством взаимодействующих модулей, которые можно рассматривать как системы массового обслуживания. Рис. 1. Ист. 4.

В современных условиях повышение эффективности технологических схем пропуска и переработки грузовых потоков для своевременной доставки сырья и вывоза готовой продукции производственных цехов предприятий может быть достигнуто только на основе применения логистических принципов. При этом производственно-транспортный комплекс предприятия рассматривается как логистическая транспортно-грузовая система (ЛТГС), представляющий собой совокупность модулей, взаимосвязанных и взаимодействующих в транспортном процессе [1,2].

В качестве модуля принимается функционально обособленный элемент транспортно-грузовой системы, не подлежащий дальнейшей декомпозиции в рамках цели, поставленной системой и выполняющей локальную задачу. В модулях ЛТГС грузовые и сопутствующие им потоки могут сходить, разветвляться, изменять свое содержание, параметры и т.д. К ним могут быть отнесены: производственные цехи, станции, объекты грузовой работы и т.д.

Множество модулей ЛТГС, линейно упорядоченных по грузовому, информационному и документальному потокам, представляют собой логистические технологии (логистические цепи). Они выделяются путем структуризации транспортной схемы предприятия по виду и объему груза, маршруту его движения, наличию взаимосвязи производственных и транспортных операций, а также возможности формализации комплекса технологических операций.

К логистическим технологиям (ЛТ) металлургических комбинатов относятся грузопотоки: подачи сырья, отгрузки готовой продукции, а также технологические перевозки, осуществляемые по контактными графикам[3].

В этой связи приобретают важное значение вопросы моделирования логистических технологий и в первую очередь разработка модели функционирования модуля ЛТ применительно к транспортной системе металлургических предприятий, где доминирующее положение занимает железнодорожный транспорт.

Любую логистическую технологию можно рассматривать как последовательность

$$M_1, M_2, M_3, \dots, M_n,$$

где n – число модулей в логистической технологии.

Учитывая структуру пропускного и перерабатываемого грузопотока, производственно-транспортную систему (ПТС) предприятия можно представить как множество логистических технологий, проводящих эти грузопотоки, т.е. ПТС рассматривается как система следующего вида:

$$S = S\{A_{ij}; x_{ij}; y_{ij}; z_{ij}\}, \quad (1)$$

где A_{ij} – i -ая логистическая технология j функционального назначения;

x_{ij} – входной грузопоток i -ой логистической технологии;

j – функционального назначения;

y_{ij} – выходной грузопоток i -ой логистической технологии j -го функционального назначения;

z_{ij} – состояние i -ой логистической технологии j -го функционального назначения.

Поскольку грузопотоки предприятия характеризуются случайным характером параметров, которые в каждый момент времени принимают определенную величину с известной степенью вероятности, то есть носят стохастический характер, выражение (2) можно записать в виде

$$S = S\{A_{ij}, x_{ij}(t), y_{ij}(t), z_{ij}(t)\}, \quad (2)$$

Рассматривая логистические технологии как упорядоченное множество логистических модулей, необходимо выявить функциональное взаимодействие модулей по пропуску грузопотока.

В формализованном виде переход из одного состояния модуля в другое может быть описан следующей системой уравнений функционального взаимодействия модулей, характерного для системы массового обслуживания [4]:

$$\left\{ \begin{array}{l} Z(t_i = 1) = V[x(t_i = 1), z(t_i)], \end{array} \right. \quad (3)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} Z(t_i = 1) = U[x(t_i = 1), z(t_i), y(t_i = 1)], \end{array} \right. \quad (4)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} Z(t_i = 1) = G[z(t_i), y(t_i = 1)], \end{array} \right. \quad (5)$$

где выражение (3), пользуясь терминами теории массового обслуживания, означает, что заявка поступила в модуль на обслуживание;

- выражение (4) означает, что заявка поступила в модуль на обслуживание и одна заявка вышла из модуля;

- выражение (5) означает, что одна заявка вышла из модуля, а новая не поступила в него.

Таким образом, оператор V характеризует поступление заявки в модуль, оператор U – завершение обслуживания одной заявки при поступлении на обслуживание последующей, оператор G – выход заявки из модуля. В рассматриваемом случае под заявкой понимается грузопоток в виде поезда, группы вагонов, вагона или одной отправки груза в зависимости от функционального назначения логистической технологии и соответствующего модуля.

Нагрузка на модуль в виде грузопотока x_1, x_2, \dots, x_n , информации u_1, u_2, \dots, u_n или документов g_1, g_2, \dots, g_n может быть задана для модуля $M(S)$ в виде выражений:

$$\left. \begin{array}{l} X_j^s = (t, x_1, x_2, \dots, x_n) \\ U_j^s = (t, u_1, u_2, \dots, u_n) \\ G_j^s = (t, g_1, g_2, \dots, g_n) \end{array} \right\}, \quad (6)$$

При этом нагрузка на модуль задается как в количественной форме, так и в виде законов распределения величин X_j^s, U_j^s, G_j^s .

Обслуживающее устройство характеризуется числом обслуживающих каналов, их мощностью и надежностью функционирования. Приведенные выражения показывают, что состояние модуля определяется количеством заявок, ожидающих обслуживания, числом обслуживающих заявок и ожидающих выхода из модуля. В общем виде на основе выражений (3, 4 и 5) это состояние отражается вектором

$$\beta^s = (t, d, \beta_1, \beta_2, \beta_3), \quad (7)$$

где $t \in T$;

d – номер задачи, решаемой модулем;

$\beta_1, \beta_2, \beta_3$ – соответственно количество заявок, ожидающих обслуживания в модуле, обслуживаемых и ожидающих выхода из логистического модуля.

Схема функционирования логистического модуля в соответствии с принятыми обозначениями, приведена на рис. 1.

Функционирование модуля определяется вектором входа I^s , вектором выхода, работой каналов устройства обслуживания $m_{об}$ и местами ожидания обслуживания и выхода из модуля $n_{ож.об}$ и $n_{ож.в}$.

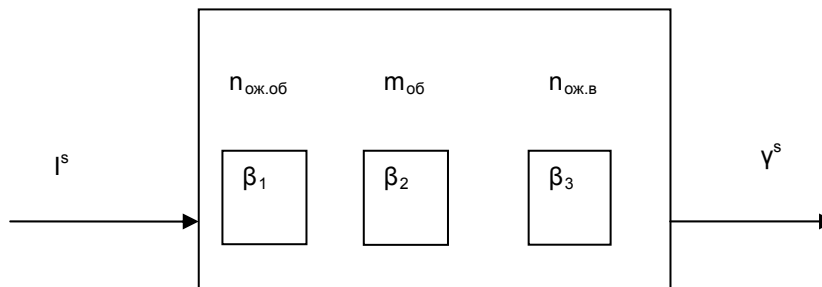


Рис. 1. Общая схема функционирования логистического модуля $M(S)$: I^s – входящий поток требований (заявок); $\beta_1, \beta_2, \beta_3$ – соответственно количество заявок, ожидающих обслуживание в модуле, обслуживаемых и ожидающих выхода из модуля; $m_{об}$ – пост обслуживания; $n_{ож.об}, n_{ож.в}$ – соответственно места ожидания обслуживания и выхода из модуля; Y^s – выходящий из модуля поток

Таким образом, имеются все основания считать, что логистический модуль представляет собой систему массового обслуживания, которая функционирует в соответствии с операторами V, U, G уравнений (3,4 и 5). При этом могут использоваться различные распределения входного потока заявок и времени их обслуживания.

Литература

1. Концепция повышения эффективности управления вагонопотоками на предприятии. // В.Э.Парунакян, В.А.Бойко, Ю.В.Гусев // Вестник ПГТУ: Сб. науч. тр. Вып. 13 – Мариуполь, 2003.
2. Логистические транспортно-грузовые системы: Учебник для студ. высш. учеб. заведений / В.И.Апатцев, С.Б.Лёвин, В.М.Николашин, Издательский центр «Академия», 2003. – 304 с.
3. Логистический подход к транспортному обслуживанию производственных цехов металлургических предприятий при отгрузке готовой продукции.//В.Э. Парунакян, А.В.Головченко // Вестник ПГТУ: Сб. науч. тр. Вып. 14 – Мариуполь, 2004.
4. Новиков О.А., Петухов С.И. Прикладные вопросы теории массового обслуживания. М., Изд-во «Советское радио», 1969. – 400 с.

УДК 621.952.5

О.С.Кроль, Е.В.Синдеева

ОПТИМИЗАЦИЯ КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ ШПИНДЕЛЬНЫХ УЗЛОВ МНОГООПЕРАЦИОННЫХ СТАНКОВ

Изложена задача нахождения оптимального соотношения размеров консольной и межопорной частей шпинделя станка, обеспечивающего минимальное значение степени деформации проектируемого узла. Рис. 2. Ист. 5.

Эффективность процесса конструирования металлорежущего станка зависит от проработанности формообразующих узлов. Шпиндельный узел (ШУ) являющийся конечным звеном привода главного движения и частью несущей системы многооперационного станка, оказывает самое существенное влияние на точность, надежность и производительность всего станка, поэтому к нему предъявляют особые требования. Регламентировать точность шпиндельного узла нужно с учетом той доли, которую вносит ШУ в суммарную погрешность обработки. В формировании показателей точности взаимного расположения поверхностей и точности формы доля шпиндельного узла составляет соответственно 0,5 ...0,8 и 0,6 ...0,9 в общем балансе точности станка. К определяющим характеристикам шпиндельного узла, от которых непосредственно зависит его качество и технологические возможности, относятся нагрузочная способность, точность и быстроходность. Кроме того, имеются дополнительные характеристики работоспособности ШУ: жесткость, динамические и тепловые характеристики.

Статическая жесткость ШУ $j = P/\delta$, где P – сила, приложенная к переднему концу шпинделя; δ – прогиб переднего конца шпинделя. Эта характеристика определяет величину упругих деформаций шпинделя под нагрузкой и зависит от типа опор и размеров шпинделя. Существенное влияние на жесткость ШУ оказывает вылет l_1 шпинделя, поэтому при проектировании всегда необходимо стремиться к его уменьшению [1, 2].

Известны работы, посвященные определению жесткости формообразующих узлов обрабатывающих центров среднего типоразмера [3], упругой системы "патрон-деталь" в токарных прутковых автоматах [4].

Автор [3] дает экспериментальную оценку вариации жесткости в пространстве детали и пространстве инструмента и ее связь с факторами компоновки и типоразмера. Такая оценка получена для фиксированного варианта наладки главного привода и не отражает влияние типа оснастки на анизотропность базисной жесткости, что характерно для многоцелевых станков. Не рассмотрены также вопросы влияния основных конструктивных параметров шпинделя на жесткость формообразующего узла.

Самые распространенные конструкции шпинделей монтируются на двух опорах качения, поскольку дополнительные опоры хотя и повышают несколько жесткость и виброустойчивость станка, но сильно при этом усложняют конструкцию, технологию изготовления и сборку шпиндельного узла. На эффективность такой конструкции наибольшее влияние оказывают размеры консольной l_1 и межопорной l части.

Для решения такой задачи возникает необходимость построения математической модели конструкции ШУ, представленной в виде системы выражений, связывающие различные переменные и управляющие поведением узла.

Целью данной работы является повышение эффективности процесса конструирования формообразующих узлов многооперационного станка за счет построения математической модели, отражающей влияние основных конструктивных параметров на оптимальную жесткость проектируемого шпиндельного узла.

Шпиндель на двух опорах при нагружении на консоли силой P смещается из-за собственного прогиба и из-за упругой податливости опор. Смещения конца шпинделя, обусловленные деформацией его опор, можно представить в виде [5]:

$$y_1 = \delta_a \left(1 + \frac{l_1}{l}\right) + \delta_b \frac{l_1}{l}, \quad (1)$$

где δ_a, δ_b - деформации соответственно передней и задней опор шпинделя.

Введя обозначения $\lambda = \frac{l}{l_1}$, характеризующее относительную длину пролета, деформации опор записать как

$$\delta_a = \frac{P(\lambda + 1)}{\lambda \cdot j_a}; \quad \delta_b = \frac{P}{\lambda \cdot j_b},$$

где j_a, j_b - жесткости соответственно передней и задней опор.

Тогда выражение (1) принимает вид:

$$y_1 = \frac{P}{j_a} \frac{(\lambda + 1)^2}{\lambda^2} + \frac{P}{j_b} \frac{1}{\lambda^2}.$$

Прогиб конца шпинделя как упругой балки можно представить в виде:

$$y_2 = \frac{Pl_1^2}{3EJ_1} + \frac{Pl_1^3}{3EJ_2} = \frac{P}{j_0} \left(1 + \lambda \frac{J_2}{J_1}\right),$$

где $j_0 = \frac{3EJ_2}{l_1^3}$ - условная жесткость консольной части шпинделя.

Суммируя упругие смещения конца шпинделя, получим общую податливость шпиндельного узла

$$\delta = \frac{1}{j} = \frac{(\lambda + 1)^2}{j_a \lambda^2} + \frac{1}{j_b} \frac{1}{\lambda^2} + \frac{1}{j_0} \left(1 + \lambda \frac{J_2}{J_1}\right).$$

Для шпинделей на подшипниках качения вводят дополнительные ограничения на наименьшее расстояние между опорами ($\lambda_{\min} \geq 2,5$) в связи с тем, что биение подшипников при дальнейшем уменьшении межопорного расстояния усиливает биение конца шпинделя [4]. Кроме того, для подшипников качения, исходя из обеспечения их нормальной работой, необходимо жесткость шпинделя в пролете предусматривать не ниже 250...500, Н/мкм. Это ограничения по жесткости позволяет использовать ориентировочное соотношение между диаметром пролетной части D_0 шпинделя и его межопорным расстоянием $D_0 = \sqrt[4]{(0,05...0,1)l^3}$. Здесь меньшие значения в скобках принимают для станков нормальной точности, а большие - для станков повышенной и высокой точности. Рассмотрим процедуру определения оптимального соотношения длин консольной и межопорной части для достаточно типового представителя многооперационных станков фрезерно-сверлильного-расточного типа. Шпиндельный узел этого станка нагружен консольной силой $P = 400$ Н и представляет полый вал ($d = 65$ мм; $d_0 = 28$ мм) со стандартным концом шпинделя (фланцевые типа А ГОСТ 12595). Упругие передняя и задняя опоры характеризуются соответствующими характеристиками податливости:

линейные – $A_p = A_z = 4,17 \cdot 10^{-6}$ мм/Н;

угловые – $a_p = 0,38 \cdot 10^{-8}$, 1/Нмм; $a_z = 0,48 \cdot 10^{-8}$ 1/Нмм.

Используя ядро символьной математики системы MAPLE, определим смещения конца шпинделя, обусловленные деформацией его опор, которое можно представить в виде:

$$y_1 = \frac{0,001668(\lambda + 1)^2}{\lambda^2} + \frac{0,001668}{\lambda^2}.$$

Прогиб конца шпинделя как упругой балки можно представить в виде:

$$y_2 = 0,0008533 + 0,000547 \lambda.$$

Общая податливость шпиндельного узла, приведенная к консольной части, составит:

$$\delta = \frac{0,001668(\lambda + 1)^2}{\lambda^2} + \frac{0,001668}{\lambda^2} + 0,0008533 + 0,000547 \lambda.$$

Составляющие податливости и общая податливость проектируемого шпиндельного узла представлена на рис.1.

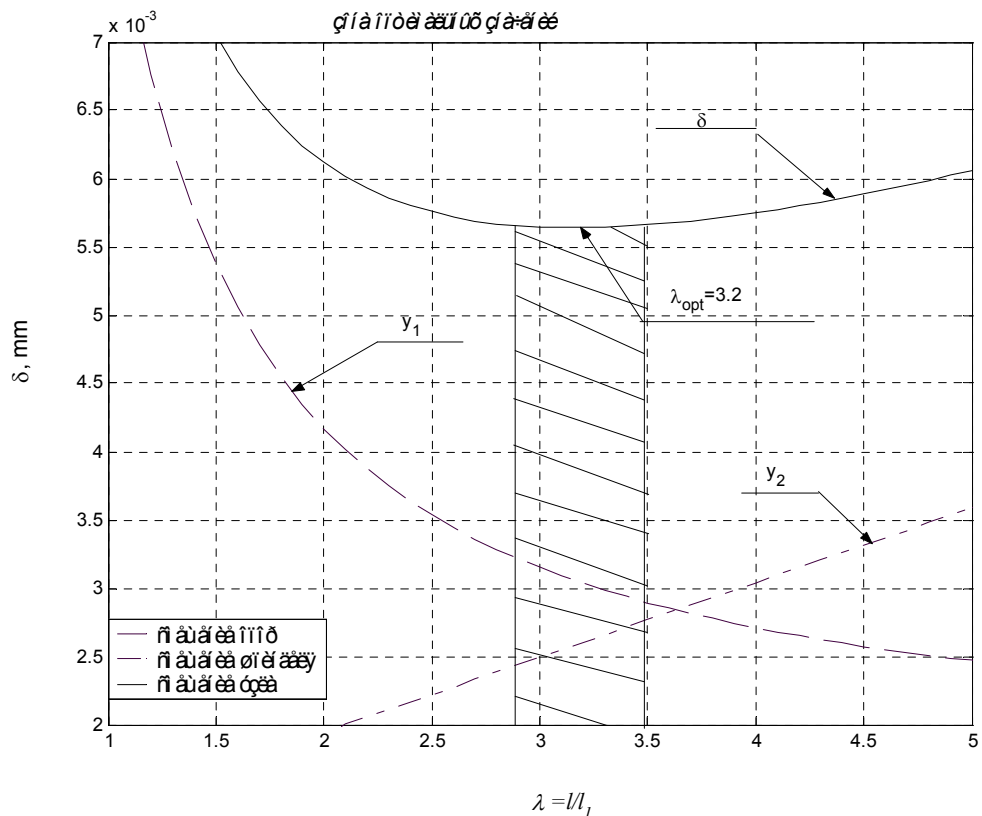


Рис.1. Оптимальные соотношения между размерами шпинделя

Вышеприведенная рекомендация ($\lambda_{\min} \geq 2,5$) является ограничением, а конструктору необходимо принять оптимальное решение. В данном случае оптимальным соотношением в соответствии с рис.1 является $\lambda_{\text{opt}} = 3,2$. Вместе с

тем, конструктору часто приходится идти на технический компромисс, поэтому важно наряду с точным значением оптимума, предоставить и диапазон значений, в котором общая податливость будет превышена незначительно. Полученный результат позволяет сформировать рациональный диапазон значений соотношений между линейными характеристиками $2,6 \leq \lambda \leq 3,9$.

Рассмотрим, каким образом изменяется величина смещения шпинделя с увеличением межопорного расстояния, используя модуль Shaft системы автоматизированного проектирования APM WinMachine. На основе полученной эпюры (рис.2) можно оценить вид упругой линии шпинделя и степень деформации при $\lambda = 3,2$. При увеличении λ на 20% (с 3,2 до 4) величина перемещения шпинделя на консоли возрастает приблизительно на 8% (с 0,0052 до 0,0056 мм).

Перемещения в вертикальной плоскости

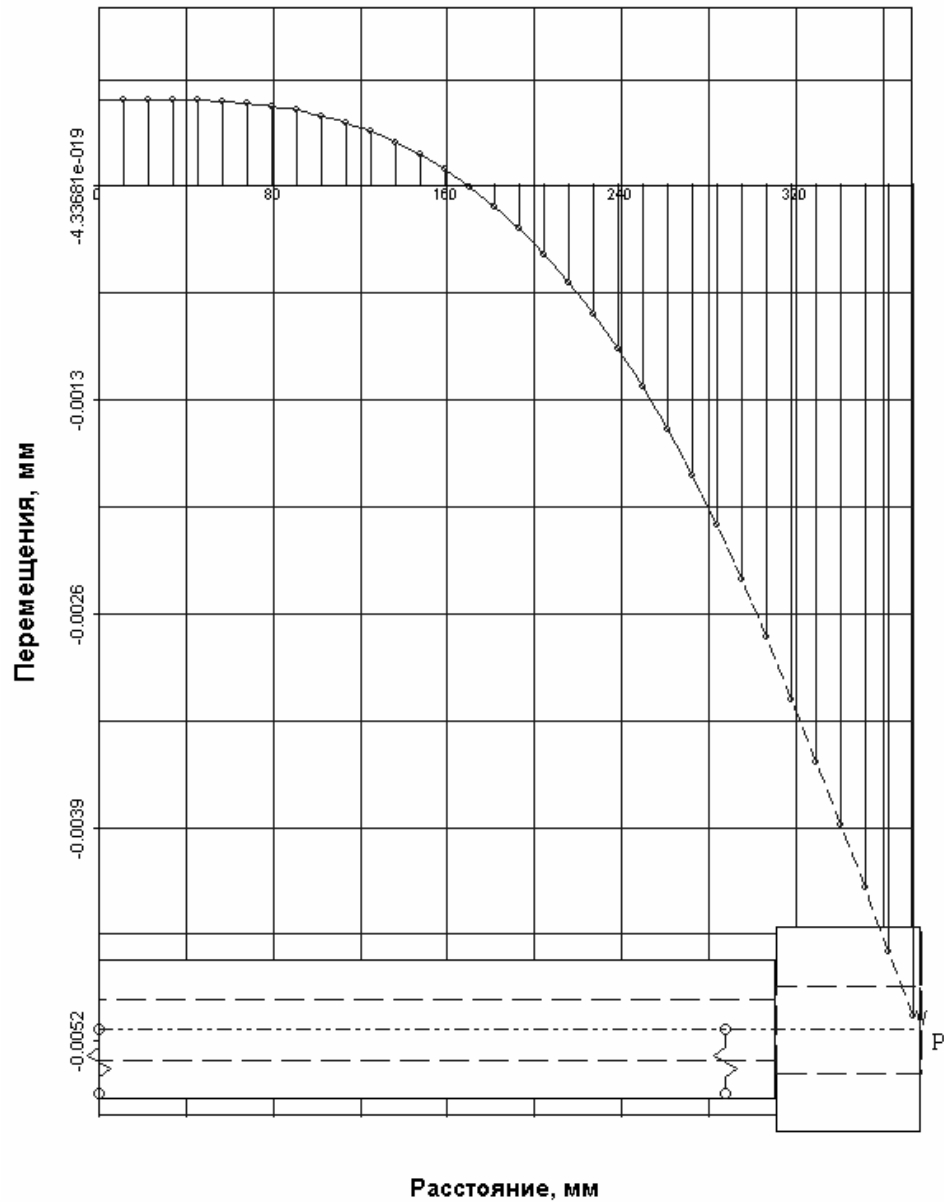


Рис.2. Податливість шпинделя при $\lambda = 3.2$

Вместе с тем, необходимо отметить, что с уменьшением длины консольной части значение оптимального соотношением λ_{opt} возрастает. В этих случаях оптимальной стратегией будет увеличение межопорного расстояния, которое может быть ограничено из конструктивных соображений.

В данной работе представлен инструментарий проектирования формообразующего шпиндельного узла многооперационного станка фрезерно-сверлильно-расточного типа. Подтверждено положение о существовании оптимального соотношения между размерами консольной и межопорной частью. Получена модель податливости шпиндельного узла, позволяющая на стадии эс-

кизного проектирования оценить габариты конструируемого узла и оптимальные соотношения. Приведены численные значения оптимального соотношения между линейными размерами и соответствующие значения степени деформации.

Литература

1. Пуш А.В. Шпиндельные узлы. Качество и надежность.- М.: Машиностроение, 1992. - 288 с.
2. Угринов П. Жесткость обрабатывающих центров среднего типоразмера // Автоматизация и управление в машиностроении. - 2001, № 5. - С. 7-13.
3. Кузнецов Ю.Н. Анализ динамической системы шпиндель - патрон - деталь токарного автомата // Вестник машиностроения . - 1990, № 8. - С. 42-47.
4. Пуш А.В., Зверев И.А. Шпиндельные узлы. Проектирование и исследование. – Монография. - М.: Изд-во «Станкин», 2000. – 197 с.
5. 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.

УДК 676.163.022;62-932;658, 688.

Г.И.Нечаев, Г.И.Камель, А.Г.Яковлева

ПРИБОРЫ ДЛЯ ИЗМЕРЕНИЯ УРОВНЯ МАСС В РЕЗЕРВУАРЕ НЕПРЕРЫВНОЙ ВАРКИ КАМЮР

В данной работе приведена конструкция и принцип действия механических и электрических уровнемер для контроля уровня щелока в емкостях. Рис. 2. Ист. 1.

Исследования влияния точности измерения уровня в бассейнах и резервуарах щелока и воды оказывает существенное влияние на соблюдение технологических параметров варки целлюлозы контрольно-измерительными приборами является актуальной задачей, так как от их точности зависит надежность работы оборудования и качество получаемой целлюлозы. Анализ литературных источников показал, что надежность работы приборов для измерения уровня массы на разных предприятиях различна.

Цель статьи - это решение таких задач: классификация и принцип действия механических и электрических уровнемеров; целесообразность использования для измерения температуры, их преимущество и недостатки; целесообразность использования поплавкового типа уровнемеров их преимущества и недостатки; использование и принцип работы электрических уровнемеров.

Приборы для измерения уровня. Для измерения уровня массы в бассейнах и резервуарах воды и щелока в мерниках применяют уровнемеры различной конструкции. Особой простотой и надежностью отличаются уровнемеры, по показаниям которых определяют объем жидкости, находящейся в емкостях, или приборы, поддерживающий объемы этих жидкостей постоянными. В первом случае прибор определяет уровень жидкости от дна резервуара до положения уровнемера.

Во втором случае измерение уровня с целью его стабилизации в резервуаре ограничивается узкими пределами, не превышающими 150— 200 мм. По принципу действия уровнемеры делятся на механические и электрические. Механические уровнемеры в свою очередь делятся на визуальные для непосред-

ственного наблюдения за положением уровня и наиболее распространенные поплавковые (буйковые) и пьезометрические.

В качестве указателя уровня в визуальных уровнемерах служит обычное смотровое уровнемерное стекло или поплавково-реечное устройство. За смотровым стеклом помещают проградуированную шкалу, по изменению показателя уровня на которой определяют объем жидкости в резервуаре. При применении поплавково-реечного устройства в резервуаре опускают пустотелый металлический поплавок, плавающий на поверхности жидкости и перемещающийся вместе с изменением её уровня. Перемещение поплавка посредством гибкого троса или шнура и системы роликов передается указателю, перемещающемуся вдоль проградуированной линейки, расположенной снаружи резервуара. Показания этих уровнемеров не являются достаточно точными, так как при опускании поплавка большая часть тросика опускается вместе с ним, уменьшая его плавучесть, что приводит к занижению показателя объема измеряемой жидкости по сравнению с действительным.

Более совершенными приборами для определения уровня жидкости в открытых или закрытых резервуарах являются выпускаемые отечественной промышленностью поплавковые (буйковые) уровнемеры, изготавливаемые в виде буйковых бесшкальных датчиков уровня с унифицированными выходными сигналами, которые используются в комплекте со вторичными приборами и регуляторами, а также с информационными и управляющими системами. Эти уровнемеры построены по блочному принципу с использованием унифицированных игловых преобразователей и основаны на силовой компенсации усилия, развиваемого буйковым чувствительным элементом.

На рис. 1 показан другой тип поплавкового уровнемера, имеющего дистанционную передачу на вторичный прибор. Чувствительным элементом этого прибора является поплавок 1 цилиндрической формы, погружаемый в резервуар с жидкостью. Максимальный ход поплавка 1 мм. Перемещение поплавка передается устройству пневматической дистанционной передачи через эластичный вывод в виде гибкой стальной трубки 2, которую поплавок скручивает своей массой. В зависимости от степени погружения поплавка в жидкость изменяется усилие, действующее на трубку. Трубка, скручиваясь, воздействует на стержень 3, который своим свободным концом связан с заслонкой 4. Поворачиваясь вместе с свободным концом стержня, заслонка прикрывает или открывает отверстие сопла 5, через которое выходит струя воздуха.

Вследствие изменения давления в камере 8 изменяется и положение золотника 9, через который воздух поступает к измерительному устройству 7 вторичного прибора. Диапазон измерения давления воздуха, поступающего к вторичному прибору при максимальном ходе поплавка, регулируется при помощи клапана 6. На линии подвода воздуха к пневматическому устройству устанавливается фильтр 11 и редуктор 10. Отсчет ведется по показаниям измерительного устройства.

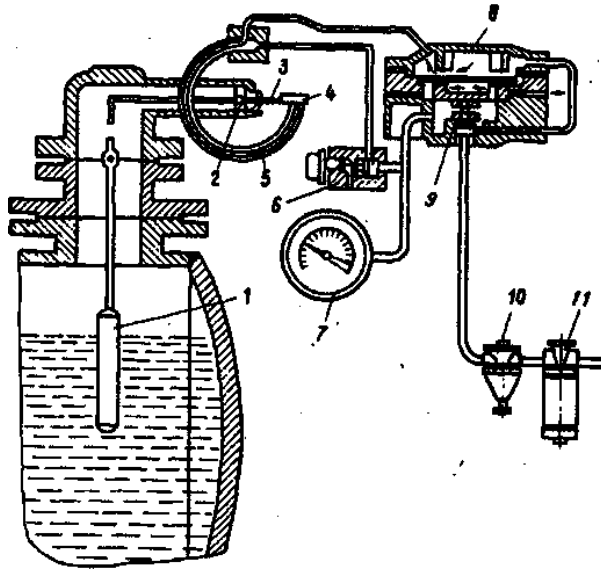


Рис. 1. Пневматический регулятор уровня:

1 - поплавок; 2 - гибкая стальная трубка; 3 - стержень; 4 - заслонка; 5 - сопло; 6 - клапан;
7 - измерительное устройство; 8 - камера; 9 - золотник; 10 - редуктор; 11 - фильтр

Пьезометрические уровнемеры основаны на измерении высоты столба жидкости (газа). В пьезометрических уровнемерах измеряется давление столба жидкости (такие уровнемеры называют гидростатическими) или давление воздуха, продуваемого через столб жидкости, - эти уровнемеры называют барботажными или пьезометрическими. Гидростатические и пьезометрические уровнемеры широко используются при измерении жидкости или суспензии. Для дистанционного измерения уровня применяются датчики манометров и дифманометров, которые имеют стандартные пьезометрические или электрические сигналы.

Электрические уровнемеры. Наибольшее распространение получили емкостные или радиоактивные измерители уровня, применяемые в первую очередь для измерения и сигнализации уровня в закрытых и труднодоступных для измерения сосудах. Принцип действия электрических (емкостных) уровнемеров основан на различии диэлектрической проницаемости в водных растворах солей, кислот и щелочей и диэлектрической проницаемости воздуха и водяных паров.

Радиоактивные уровнемеры предназначены для бесконтактного контроля уровня в закрытых сосудах, когда из-за высокого давления в них, температуры, агрессивности среды проникновение в сосуд и контакты с измеряемой средой невозможны. Поэтому радиоактивные уровнемеры, особенно гамма-реле, нашли широкое применение в целлюлозном производстве. Гамма-реле состоит из радиоактивного датчика и электронного блока. В качестве радиоактивного излучателя применяют кобальт 60 и цезий 137. Источник излучения помещается в защищенную чугунную оболочку, залитую свинцом. В оболочке излучателя имеется отверстие, через которое гамма-лучи (при рабочем положении источника) проникают в сосуд и попадают в датчик. Источники радиоактивного излучения расположены с внешней стороны сосуда на одном уровне с приемником-датчиком. Порядок пользования этими приборами обуславливается специальной конструкцией.

Специальные уровнемеры. Из специальных уровнемеров большой интерес представляют измерители уровня щепы, применяемые для определения уровня как в бункерах, так и в варочных котлах. Для измерения уровня щепы в

бункере используются визуальные, электрические (емкостные), радиоактивные, а также пьезометрические непрерывного действия уровнемеры и сигнализаторы уровня. Однако в связи с тем, что щепка обладает свойством образовывать своды, прилипать к стенкам, слеживаться и зависать на стенках бункеров, для наблюдения за уровнем заполнения варочного котла щепкой часто применяют визуальный контроль, осуществляемый с помощью установки промышленного телевидения.

Процесс измерения уровня щепы в питательной трубе установки прерывной варки типа Камюр характеризуется высокой динамичностью. Поэтому требования к надежности и эффективности работы системы измерения и регулирования уровня щепы в питательной трубе достаточно жесткие. Для измерения уровня щепы в питательной трубе и подачи сигнала в случае его превышения устанавливаются источники радиоактивного излучения, в качестве которых используются кобальт-60, и детектор-счетчик, располагаемые с внешней стороны в противоположной друг к другу стороне. Имеющиеся в электронном блоке два переключателя служат для контроля верхнего и нижнего уровней щепы в трубе. Точная настройка внутри диапазона чувствительного прибора осуществляется с помощью переменного сопротивления.

В режиме контроля верхнего уровня исполнительное реле на выходе блока обеспечивается при полном прекращении или уменьшении интенсивности облучения детектора не менее чем на 15 %. Нормально закрытые контакты реле используются для подачи сигнала на центральную панель сигнализации, расположенную на щите контрольно-измерительных приборов установки. При достижении щепой и щелоком контролируемого уровня одновременно с сигнальным срабатывает также дополнительное реле, и его контакты, размыкаясь, останавливают электродвигатель, приводящий во вращение винт пропарочной камеры и заблокированный с ним электродвигатель дозатора щепы.

На рис. 2 показана схема уровнемера, применяемого для контроля уровня щепы в варочном котле установки непрерывной варки типа Камюр. В случае снижения уровня щепы в котле ниже нормального ротор уровнемера не встретит сопротивления своему движению. Силой упругости торсионной трубки вал ротора будет повернут до упора поперечного стержня в ограничителе, а подвижный контакт прижат к неподвижному контакту нижнего уровня.

Когда щепка в котле достигнет верхнего уровня, сопротивление, оказываемое щепкой, заставит ротор, преодолевая упругость торсионной трубки, повернуться в сторону, обратную движению винта. При этом повернется также контактный стержень и подвижный контакт отойдет от контакта нижнего уровня. В этом случае на мнемосхеме загорится лампа нормального уровня. При дальнейшем повышении уровня щепы угол поворота ротора окажется настолько большим, что подвижный контакт соединится с неподвижным контактом верхнего уровня. На мнемосхеме загорится лампочка, указывающая, что уровень щепы превысил свое верхнее положение.

Выводы. 1. Для осуществления контроля уровня щелочи в питательной трубе широко используют радиоактивные уровнемеры.

2. Для контроля уровня щелочи в варочном котле или резервуаре хорошо себя зарекомендовали специальные уровнемеры (визуальные, электрические, сигнальные).

3. Процесс измерения уровня щепы в питательной трубе установки Камюр характеризуется высокой динамичностью. Поэтому требования к надежности и эффективности работы системы измерения достаточно жесткие.

4. В перспективе необходимо повышать надежность и срок службы измерительных приборов для определения уровня щелочи в питательной трубе и резервуаре.

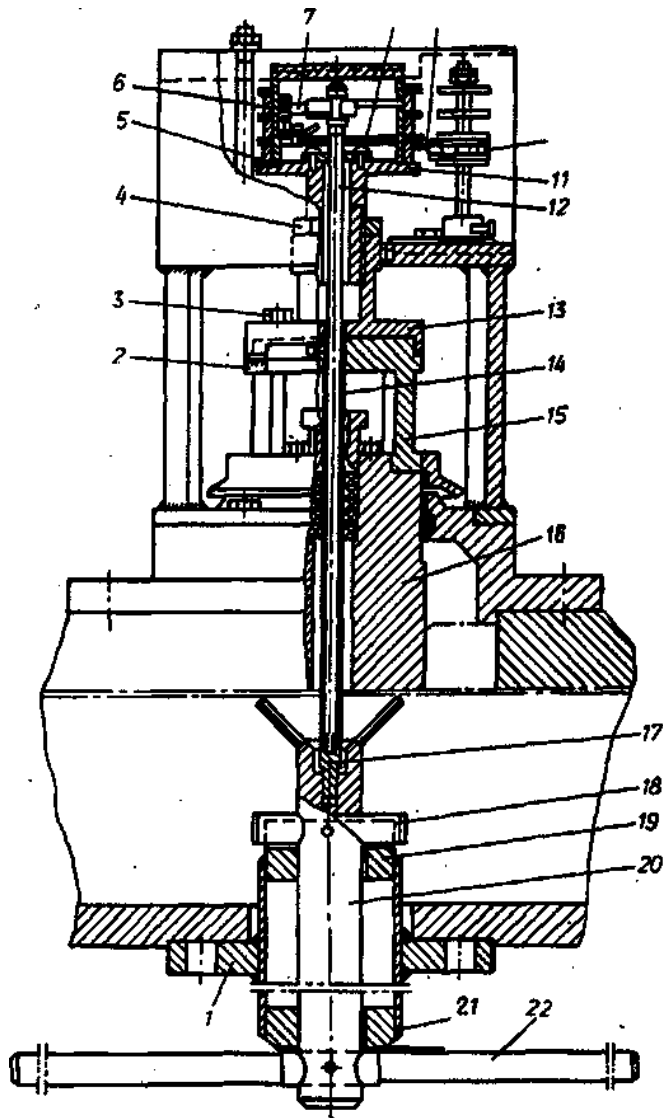


Рис. 2. Схема позиционного уровнемера щепы в варочном котле типа Камюр:
 1 - фланец опорной трубы; 2 - шкала угла скручивания; 3 - фиксирующий болт; 4 - контргайка; 5 - изолирующие кольца; 6 - контактные кольца; 7 - подвижный контакт;
 8 - неподвижный контакт; 9 - щетки; 10 - сеткодержатель; 11 контактная головка;
 12 - контактный стержень; 13 - фланец; 14 - торсионная трубка; 15 - опора фланца;
 16 - вал винта; 17 - наконечник торсионной трубки; 18 - поперечный стержень; 19 - опора вала ротора; 20 - вал ротора; 21 - опорная труба; 22 - ротор

Литература

1. Камель Г.И. Повышение надежности и производительности роторных питателей непрерывной варки на базе системного анализа их функционирования // Дисс. док. тех. Наук. - Санкт-Петербург: СПбГТУРГ.1995. - 386 с.

К.В.Воронков

АБСОРБЦИЯ ГАЗА МЕТАЛЛОМ ИЗ ДУГОВОЙ ПЛАЗМЫ С УЧЕТОМ РАДИАЛЬНОГО РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ И КОНЦЕНТРАЦИЙ

Описана физическая модель процесса абсорбции газа металлом из дуговой плазмы, учитывающая: 1) непрерывность распределения параметров процесса по поверхности ванны; 2) локальные равновесия газ - металл и 3) неравномерность плазмы в пограничном слое. Дана схема расчета абсорбции газа. Расчеты выполнены для абсорбции азота нержавеющей сталью. Ист. 13.

При металлургической обработке концентрированными источниками энергии (дугой, плазмой, электронным лучом) расчеты реакций, протекающих между металлом и окружающей средой, затрудняются неоднородностью полей температур и химических потенциалов у поверхности расплава и, как следствие, неприменимостью понятия равновесия к ванне в целом.

Для учета неравномерного распределения параметров ванны по ее площади используется в настоящее время, как первое приближение, модель с двумя участками с равномерным распределением параметров в пределах каждого из них; усреднение на каждом участке проводится с помощью косвенных соображений и опытных данных [1, 2]. В настоящей работе учитывалось непрерывное распределение параметров вдоль радиуса ванны, т. е. к учету локальных равновесий в каждой точке поверхности ванны. Были разработаны физическая модель и отвечающая ей расчетная схема абсорбции газа на поверхности ванны, в которых приняты экспериментальные распределения температур металла и газовой фазы.

1. Физическая модель. Физическая модель абсорбции газа, учитывающая неоднородность поверхности ванны в тепловом и физико-химическом отношении, включает следующие основные положения.

С плоской поверхностью ванны жидкого металла радиуса R взаимодействует вертикальный осесимметричный поток дуговой плазмы, в котором исходное содержание реагирующего газа принимается одинаковым по всему сечению. Это обеспечивает постоянство исходной концентрации газа по поверхности пограничного слоя.

Рассматривается локальное равновесие газ - металл, отвечающее температурным условиям в данной точке поверхности металла. Интегрирование локальных значений равновесной концентрации дает ее среднее по поверхности значение, которое может быть использовано для расчетов реакций, идущих в неоднородном температурном поле. Температуры газового потока и поверхности металла принимаются распределенными по некоторым законам вдоль радиуса ванны. Учитывается неравномерность плазмы в пограничном слое, а также возможность торможения абсорбции газа на участке под дугой в зоне опорных пятен дуги при наличии интенсивного потока паров металла, могущего затруднить доступ газа к поверхности металла. Коэффициент массопереноса газа принимается одинаковым для всего приповерхностного слоя. Рассматриваются стационарный и квазистационарный процессы.

2. Расчетная схема. Распределение температуры в газовом потоке дуги. По данным спектроскопических исследований участков дуги, удаленных от поверхности металла, радиальное распределение температуры в дуге принимают гауссовым [3, 4] либо параболическим [5]. Данные о распределении температуры газа у поверхности металла (на верхней границе газового пограничного

слоя) отсутствуют. Примем его гауссовым, не зависящим от переплавляемого металла и диаметра ванны (в диапазоне обычных режимов плавки на плазменно-дуговой печи):

$$T_G(r) - T_0 = (T_{\max} - T_0) \exp(-ar^2),$$

где $T_{\max} = 12000$ К, $T_0 = 4000$ К и $a = 0,4$ см⁻².

Таким образом,

$$T_G(r) = 8000 \exp(-0,4r^2) + 4000. \quad (1)$$

Распределение температуры на поверхности ванны было найдено экспериментально методом яркостной пирометрии (с помощью фотометрирования плотности почернения пленки с изображением ванны).

Обработка данных для разных металлов, газовых атмосфер и диаметров ванны при нагреве дугой постоянного тока привела к универсальному распределению следующего вида:

$$y = 0.48 \exp(-44,3 x^2) + 0.543 \exp(-3,18 x^2) - 0,023, \quad (2)$$

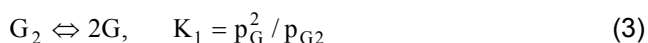
где $y = (T - T_s) / (T_{\max} - T_s)$, $x = r/R$.

В случае подачи дополнительно переменного тока на электроды дуга раскручивается электромагнитными силами, в центральной части поверхности ванны температура выравнивается и образуется круглое пятно радиуса 1 см с постоянной температурой T_{\max} , а вне его распределение также описывается уравнением (2), т. е.

$$y = \begin{cases} 1 & \text{при } x \leq 0, \\ 0.48 \exp(-44,3 x^2) + 0,543 \exp(-3,18 x^2) - 0,023 & \text{при } 0 \leq x \leq 1, \end{cases}$$

где $x = (r - 1) / (R - 1)$, а $y = (T - T_s) / (T_{\max} - T_s)$.

Локальные равновесия. Для данной точки поверхности металла на расстоянии r от оси дуги с известной температурой (принимая, что в пограничном газовом слое достигается равновесие) равновесная концентрация находится из уравнений диссоциации газа (рассматривается двухатомный газ):



и растворения атомов



Расчет удобнее вести на атомарный газ, а не на молекулярный, что термодинамически равноправно.

Равновесная концентрация газа в металле согласно (4):

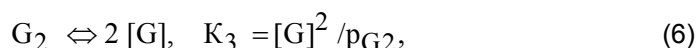
$$C_e = K_2 p_G.$$

Значение p_G может быть выражено через исходную концентрацию газа $p_{G_2}^0$ из балансового уравнения для общего числа атомов, диссоциированных и недиссоциированных при данной температуре

$$p_G + 2p_G^2 / K_1 - 2p_{G_2}^0 = 0,$$

$$p_G = \frac{K_1}{4\left(\sqrt{1 + 16p_{G_2}^0 / K_1} - 1\right)}. \quad (5)$$

Температурная зависимость константы K_1 реакции диссоциации обычно известна, чего нельзя сказать о реакции растворения атомного газа (константа K_2). Поэтому воспользуемся более изученной реакцией растворения молекулярного газа:



и выразим константу K_2 через K_1 и K_3 что нетрудно сделать из сопоставления (3), (4) и (6):

$$K_2 = \sqrt{K_3 / K_1}. \quad (7)$$

Заметим, что константа K_1 относится здесь к температуре газа на нижней границе пограничного слоя, принимаемой равной температуре поверхности металла.

Учет неравновесности плазмы. Сверхравновесное поглощение газов при дуговом нагреве [1, 2, 7] говорит о том, что при охлаждении газа в пограничном слое релаксационные процессы не успевают пройти полностью и с металлом взаимодействует частично замороженная плазма, содержащая атомы [7], либо возбужденные молекулы, обладающие избыточной энергией [2]. Число их, очевидно, тем больше, чем больше разность между степенями диссоциации газа при температуре его на верхней α_D^G и нижней α_D^{Me} границах пограничного слоя (т. е. в газовом потоке и на поверхности металла).

Учтем неравновесность плазмы коэффициентом γ , корректирующим равновесное значение p_G в сторону его увеличения:

$$C_b(r) = \gamma c_e(r) = \gamma K_2 p_G = K_2 \exp b(\alpha_D^G - \alpha_D^{Me}), \quad (8)$$

где b - эмпирический коэффициент, не зависящий от r и характеризующий влияние условий в пограничном слое на растворимость газа в данном металле.

Следует подчеркнуть сходство и различие между концентрациями c_b и c_e . Обе концентрации являются равновесными в том смысле, что рассчитываются при локальном равновесии в условиях, которые имеют место на поверхности раздела металл - плазма. Однако при определении c_b принимается неравновесное состояние плазмы в пограничном слое (в какой-то степени ее

“замороженность”), тогда как при определении c_e плазма считается равновесной во всем пограничном слое.

Степень диссоциации, очевидно, равна:

$$\alpha_D \frac{1}{2} n_G / n_{G_2}^0 = \frac{1}{2} p_G / p_{G_2}^0.$$

Тогда с учетом (5)

$$\gamma = \exp \frac{b}{8p_{G_2}^0} \left[K_1^G \sqrt{16p_{G_2}^0 / K_1^G + 1} - K_1^{Me} \sqrt{16p_{G_2}^0 / K_1^{Me} + 1} - (K_1^G - K_1^{Me}) \right]. \quad (9)$$

Здесь константа K_1^G относится к температуре газа на верхней границе пограничного слоя, а K_1^{Me} — к температуре газа на нижней границе пограничного слоя, принимаемой, как указывалось, равной температуре поверхности металла.

Заменив в (8) K_2 на K_3 согласно (7), подставив значение p_G из (5) и взяв γ согласно (9), получим выражение для равновесной концентрации газа в точке r с учетом частичной замороженности пограничного слоя:

$$c_b(r) = \frac{1}{4} \sqrt{K_1^{Me} K_3} \left(\sqrt{1 + 16p_{G_2}^0 / K_1^{Me}} - 1 \right) \times \\ \times \exp \frac{b}{8p_{G_2}^0} \left[K_1^G \sqrt{1 + 16p_{G_2}^0 / K_1^G} - K_1^{Me} \sqrt{1 + 16p_{G_2}^0 / K_1^{Me}} - (K_1^G - K_1^{Me}) \right]. \quad (10)$$

Содержание газа в металле в случае стационарной ванны берется равным его средней равновесной концентрации c_{Me} , пренебрегая возможной неравномерностью распределения газа по глубине ванны. В случае переплавного процесса (квазистационарная ванна) используется известная формула, полученная ранее для однородной поверхности [1] с подстановкой в нее c_b вместо c_e :

$$c_{Me} = k' \frac{c_0 g + \beta \rho F_b \bar{c}_b}{k' g + \beta \rho F_b}, \quad (11)$$

где c_0 — концентрация газа в металле, поступающем в ванну;

g — массовая скорость наплавления слитка;

ρ — плотность жидкого металла;

β — коэффициент массопереноса;

k' — коэффициент, учитывающий распределение газа между твердым и жидким металлом.

3. Расчет абсорбции азота. Предложенная модель была использована для расчета абсорбции азота сталью X18H10T.

Расчеты были выполнены для нескольких размеров ванны. Во всех случаях распределение температуры в газовой фазе рассчитывалось по (1), на поверхности металла согласно (2).

При этом были приняты следующие значения T_{\max} (по экспериментальным данным) и T_s (по [8]):

Металл $T_s, K T_{\max}, K$
Сталь X18H10T17002770

Температурная зависимость константы равновесия реакции диссоциации азота K_1 [9] (Тор):

$$K_1 = 760 \exp(1,14 - 119000/T), \quad (12)$$

где T - температура поверхности металла;

K_3 - зависит от вида металла.

Поскольку температура поверхности исследованной стали не превышает $5000^\circ K$, а степень диссоциации азота при этой температуре ничтожно мала в выражении (8) $\alpha_D^{Me} \approx 0$. В результате выражение (10) несколько упростилось:

$$c_b(r) = \gamma c_e(r) = \frac{1}{4} \sqrt{K_1^{Me} K_3} \left(\sqrt{1 + 16p_{G_2}^0 / K_1^{Me}} - 1 \right) \times \\ \times \exp \frac{bK_1^G}{8p_{G_2}^0} \left(\sqrt{1 + 16p_{G_2}^0 / K_1^G} - 1 \right).$$

Для нержавеющей стали X18H10T, согласно [10]:

$$K_3 = 0,02 \exp \left(-7,414 + \frac{7714}{T} \right), \quad (\text{ат.}\%)^2 / \text{Тор}. \quad (13)$$

Выводы. 1. Предложена физическая модель процесса абсорбции газа металлом из плазмы, учитывающая непрерывное распределение температуры и других параметров на поверхности ванны.

2. При расчете абсорбции газа принимаются во внимание локальные равновесия металл—газ.

3. В расчетах принята во внимание неравновесность плазмы в пограничном слое. В результате получено удовлетворительное согласие расчетных и экспериментальных данных.

4. Распределение температуры поверхности металла по радиусу взято из экспериментальных данных и не является гауссовым. Температура газовой фазы принята гауссовой.

Литература

1. Ерохин А.А. Плазменно-дуговая плавка металлов и сплавов. - М.: Наука, 1975. - 188 с.
2. Лакомский В. И. Плазменно-дуговой переплав. - Киев: Техника, 1974. - 336 с.
3. Рыкалин Н.Н., Кулагин И.Д. Тепловые параметры сварочной дуги. Сб. "Тепловые процессы при сварке", Вып. 2. Изд-во АН СССР, 1953. № 10.
4. Мечев В.С., Ерошенко Л.С. Радиальное распределение температуры электрической дуги в аргоне. Автоматическая сварка, 1975, № 3.
5. Бобровская Р.С., Бортничук Н.И., Воропаев А.А. и др. Параметры открытой дуги, стабилизированной продольным потоком аргона. Ж. прикл. мех. и техн. физ., 1973, № 1. - С. 66.

6. Рыкалин Н. Н. Плазменные процессы в металлургии и обработке материалов, Физ. и хим. обраб. материалов, 1967, № 2.
7. Стомахин А.Я. О взаимодействии металлического расплава с азотом в электрической дуге. Изв. вузов, Черная металлургия, 1970, № 4.
8. Свойства элементов. Ч.1. Физические свойства. / Под ред. Г.В.Самсонова. - М.: Металлургия, 1976. - 600 с.
9. Термодинамические свойства индивидуальных веществ. - М.: Изд-во АН СССР, 1962.
10. Лакомский В.И., Торхов Г.Ф. О расчете растворимости азота в жидких высоколегированных сталях. Физ. и хим. обраб. материалов, 1971, № 4.
11. Pemsler T. Thermodynamics of the interaction of niobium and tantalum with oxygen and nitrogen at temperature near the welding point/J Elektrochem. Soc., 1961, No. 8.
12. Козина Л.Н., Ревякин А.В., Самарин А.М. Растворимость азота в жидких ниобии и молибдене. Докл. АН СССР, 1969, № 2, С. 84.
13. Ерохин А.А., Ревякин А.В., Козина Л.Н. и др. Поглощение азота молибденом и его сплавами при индукционном и плазменно-дуговом нагреве. Изв. АН СССР. Металлы, 1976, № 5, С. 36.

УДК 629. 073

А.С.Красулин, М.Э.Слободянюк

АНАЛИЗ ТРАНСПОРТНОГО ОБСЛУЖИВАНИЯ ПРОИЗВОДСТВЕННЫХ ОБЪЕКТОВ С ОГРАНИЧЕННЫМИ ВАГОНПОТОКАМИ

Рассмотрена проблема транспортного обслуживания производственных объектов с ограниченными вагонопотоками, отмечена необходимость повышения эффективности обслуживания с применением новых технологий. Рис. 2. Ист. 2.

Специфика промышленного транспорта характерна тем, что он является неотъемлемой частью производственного процесса предприятий.

В различных отраслях народного хозяйства имеется значительное число предприятий с ограниченными вагонопотоками (10-20 вагонов в сутки), широкой номенклатурой и мелкопартионностью грузов. К ним относятся предприятия стройиндустрии, АПК, машиностроительные предприятия, строительные организации, отдельные районы порта и др.

В настоящее время при обслуживании таких производственных объектов железнодорожный транспорт является основным видом транспорта. При его использовании на указанных перевозках не в полной мере обеспечивается требуемый технологический ритм и заданный объем, а его эффективность низка, поскольку не используются в полной мере как по мощности, так и по времени.

Анализ показывает, что для обслуживания таких предприятий необходимо применение локомотивов небольшой мощности (400-600 л.с.). В большинстве же случаев в рассматриваемых условиях применяются тепловозы мощностью 800-1200 л.с., при этом большую часть рабочего времени такие локомотивы простаивают, а при обслуживании нескольких производственных объектов совершают большие холостые пробеги. При этом непроизводственные простои тепловозов составляют до 35% продолжительности рабочих смен (см. рис. 1.).

Приведенная диаграмма показывает, что мощности тепловозов используются весьма нерационально, при этом значительным является расход топлива [1].

Для достижения поставленной цели необходим анализ и количественная оценка работы транспорта на этих объектах, а также оптимизация транспортного обслуживания таких производственных объектов на основе применения более

экономичных транспортных средств и совершенствования организации и управления перевозочным процессом.

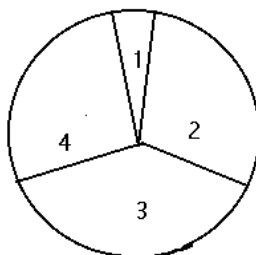


Рис. 1. Использование рабочего времени тепловоза в течение суток:

- 1 - экипировка тепловоза;
- 2 - общее время хода тепловоза по участку;
- 3 - непроизводительные простои тепловоза;
- 4 - работа тепловоза за пределами станции

Одним из направлений повышения эффективности транспортного обслуживания может быть создание активного транспортного средства, трансформируемого для использования на железнодорожных и автомобильных перевозках.

Указанное даёт основание считать, что трактор ХТЗ-158 является хорошей базовой машиной для создания маневрового тягача. Он достаточно просто оборудуется автосцепкой, на постановку которой достаточно около 20 минут. При необходимости после снятия автосцепки трактор может быть использован в качестве автотягача. Колея передних и задних колес у трактора ХТЗ-158 совпадает с колеей железнодорожного пути, в связи с чем нет необходимости вносить изменения в конструкцию трактора.

Тяговые усилия тягача развиваются в результате сцепления ведущих пневматических колес с рельсами [2]. Величина тягового усилия зависит от сцепного веса, состояния рельсов (сухие, мокрые) и степени загрязнения протектора пневмоколёс. Сцепной вес у такого тягача используется лучше, чем у обычных мотовозов, так как коэффициент сцепления колес с рельсами выше, чем коэффициент сцепления металлических колес с рельсами.

Предварительные исследования и расчёты показывают, что сцепной массы и мощности двигателя достаточно для выполнения маневровых работ (рис. 2).

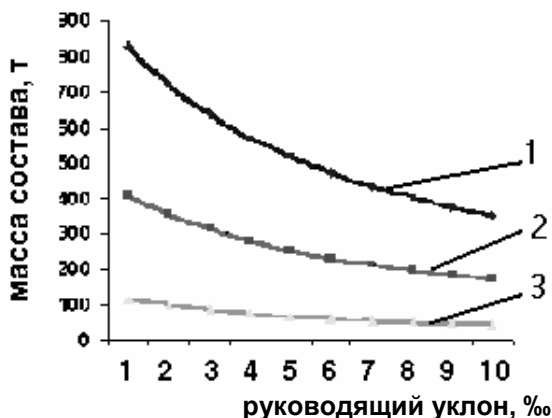


Рис. 2. Зависимость массы состава при условии трогания с места на подъёме:
1 - для сухих рельсов; 2 - для мокрых рельсов; 3 - для заснеженных рельсов

В целом следует отметить, что маневровые тягачи, позволят принципиально по-новому решать транспортные схемы предприятий и значительно улучшить технологию маневровых работ, сократить время формирования и расформирования составов, своевременно производить доставку грузов как на железнодорожном, так и на пневмоходу, сократить порожние пробеги, расходы горюче-смазочных материалов. Применение такой прогрессивной транспортной машины имеет широкую перспективу в народном хозяйстве Украины.

Выводы. 1. Недостатки существующей системы транспортного обслуживания производственных объектов приводят к значительным простоям транспортных средств, порожним перепробегам, снижению их производительности, увеличению рабочих парков, расходу энергоресурсов и негативному влиянию на экологию. Поэтому внедрение прогрессивных транспортных технологий на промышленном транспорте при обслуживании производственных объектов с ограниченными вагонопотоками в современных условиях является весьма актуальным.

2. Оптимальное решение транспортного обслуживания может быть найдено с применением новых транспортных технологий и микрологистических систем. При этом одним из перспективных решений является внедрение транспортных технологий с применением маневровых тягачей. Вопрос о технологическом режиме и условиях их применения необходимо решать на основе проведения дополнительных теоретических и экспериментальных исследований.

Литература

1. Бабушкин Г.Ф., Проблемы управления процессами межцеховых перевозок. // Автошляховик України, 2001. - № 3. - С. 10-11.
2. Бардышев О.А., Кудряшов А.В., Тэттер В.И. Машины на комбинированном ходу. / Бардышев О.А., Кудряшов А.В., Тэттер В.И. / М.: Транспорт, 1975. - 136 с.

УДК 621.9.048.6

П.В.Колодяжный, С.В.Корнеев, С.Н.Ясуник

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ПОВЕРХНОСТНО-АКТИВНЫХ ВЕЩЕСТВ ПРИ ВИБРОАБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКЕ СТАЛЕЙ В КИСЛЫХ ЭЛЕКТРОЛИТАХ

В статье изложены результаты исследований по определению влияния поверхностно-активных веществ на эффективность процесса вибрационной абразивной обработки деталей в кислых электролитах. Рис. 4. Табл. 2. Ист. 6.

Интенсивность виброабразивного шлифования сталей в химически активных растворах зависит от скорости двух сопряженных реакций, идущих на поверхности сплава: анодной, связанной с растворением металла, и катодной [1, 2].

При протекании анодного процесса с большой скоростью в местах концентрации напряжений в кислых электролитах возможно развитие коррозии. Известно, что предотвращению этого явления способствует введение в агрессивную среду ингибиторов [3, 4].

Целью настоящей работы является исследование влияния поверхностно-активных веществ (ПАВ) на процесс формирования микрорельефа поверхности сталей при виброабразивной обработке. Выбор этих веществ обусловлен способностью их абсорбироваться как на поверхности концентраторов напряжений, так и на заряженной поверхности обработанного металла.

В качестве исследуемых ПАВ были выбраны органические вещества, обладающие поверхностной активностью, смачивающим действием и относящихся к различным группам: анионоактивным (сульфанол), катионоактивным (алкамон), неионогенным (бетаналь).

В качестве исследуемого материала использовалась сталь 3, молибденовая сталь 18Х2Н4МА и нержавеющая сталь Х18Н9Т.

Электрохимические исследования проводили с помощью потенциостата П-58-48. Поляризационные кривые снимались на образцах различных марок сталей со значений потенциала, установившегося в течение 30 мин со скоростью поляризации электрода 0,16 В/мин. Анодные потенциодинамические кривые снимали в присутствии различных групп ПАВ. Измерения проводили в смеси 2% HNO_3 с 0,5% HCl при следующих концентрациях добавок: 0,05; 0,2; 0,5%. Анодные поляризационные кривые стали 3 в растворе кислот (HNO_3 - 2% и HCl - 0,5%) в присутствии добавок ПАВ приведены на рис. 1.

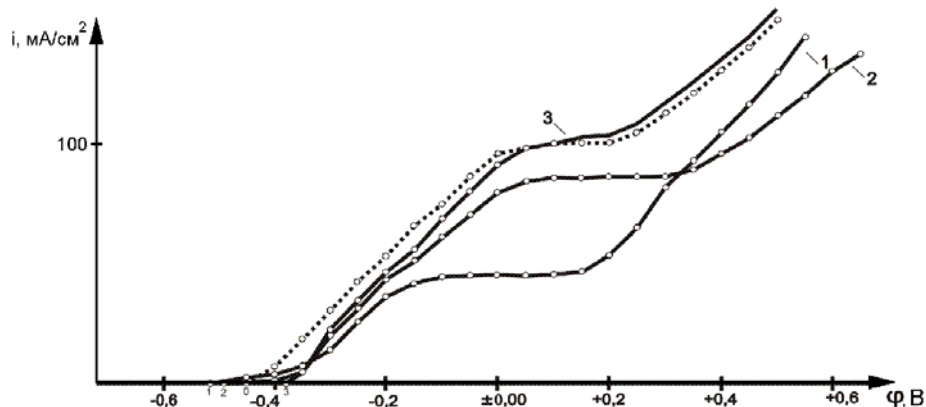


Рис. 1. HNO_3 (2%) и HCl (0,5%) + ПАВ (5 г/л): 1 – сульфано́л; 2 – бетаналь; 3 – алкамон

Из поляризационных кривых следует, что наибольшее тормозящее действие на процесс растворения оказывает анионоактивная добавка - сульфано́л. Стационарный потенциал стали 3 в смеси кислот HNO_3 - 2% и HCl - 0,5% ($\varphi_{\text{ст}} = -0,53\text{В}$). Заряд поверхности положителен, поэтому вероятно более интенсивно происходит адсорбция анионоактивной добавки. При смещении потенциала в положительную область на перезаряженной поверхности происходит десорбция. При потенциале больше чем +0,1В происходит резкое возрастание тока растворения. Следовательно, тормозящее действие на процесс растворения стали 3 анионоактивной добавкой - сульфано́лом осуществляется в области активного растворения до потенциала - 0,1В. В этом интервале происходит максимальная адсорбция сульфано́ла. Поэтому представляют интерес исследования по влиянию концентрации сульфано́ла на эффективность торможения анодного растворения стали 3.

Анодные поляризационные кривые стали 3 в растворе HNO_3 - 2% и HCl - 0,5% в присутствии сульфано́ла в количестве: 0,01; 0,05; 0,5% представлены на рис. 2.

Из поляризационных кривых видно, что исследуемая добавка - сульфано́л оказывает влияние на ход анодной поляризационной кривой в области потенциалов активного растворения. Это проявляется в снижении тока растворения, причем с ростом концентрации сульфано́ла до 0,5% торможение процесса растворения усиливается. Однако при потенциале ($\varphi = +0,1\text{В}$) наблюдается эффект активирования процесса растворения стали за счет десорбции анионов сульфано́ла. Таким образом, скорость восстановления анионов хлора резко

снижается с увеличением концентрации анионоактивной добавки до потенциала +0,1В.

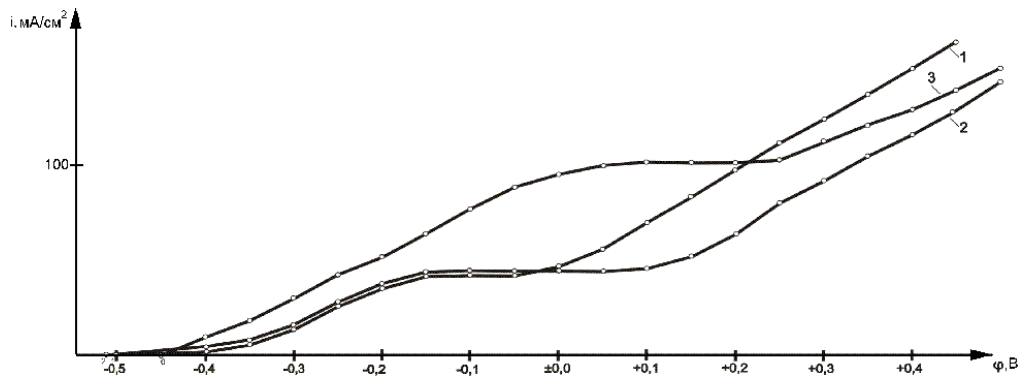


Рис. 2. Анодная кривая растворения Ст 3 в $\text{HNO}_3 + \text{HCl}$ с добавками сульфанола: 1 – 0,1 г/л; 2 – 0,5 г/л; 3 – 5 г/л

С целью выявления возможного влияния химического состава стали на эффективность тормозящего действия ПАВ были сняты анодные поляризационные кривые для молибденовой стали 18Х2Н4МА в растворе 1% нитратной кислоты и нержавеющей стали Х18Н10Т в растворе на основе смеси кислот HNO_3 - 2% и HCl - 0,5% с добавками ПАВ, представленные на рис. 3 и рис. 4.

Как видно из анодных поляризационных кривых (рис.3), тормозящего эффекта растворению стали Х18Н10Т от воздействия ПАВ в области перепассивации не наблюдается, однако для сульфанола наблюдается незначительное снижение тока растворения до 70 mA/cm^2 .

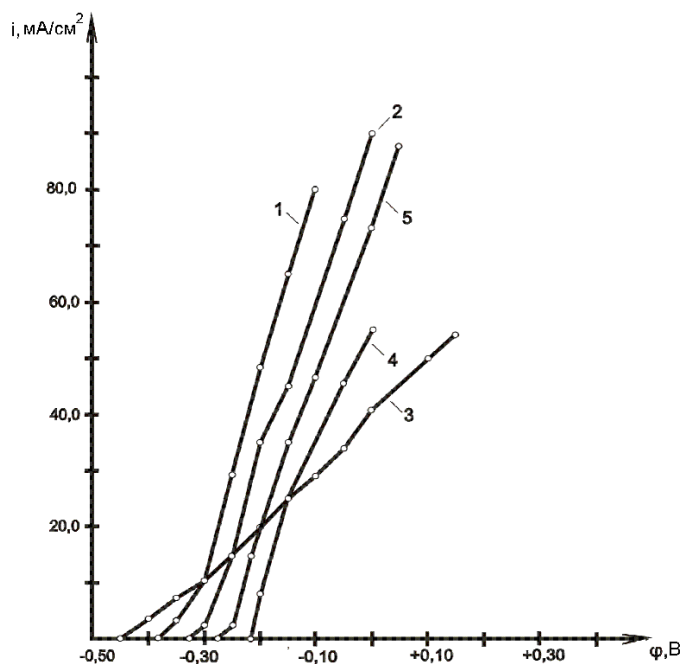


Рис. 3. Зависимость плотности тока растворения стали 18Х2Н4МА от потенциала в кислых растворах в присутствии ионов хлора (5 г-ион/л): 1 - H_3PO_4 ; 2 - HNO_3 ; 3 - H_2SO_4 ; 4 - сульфанола; 5 - алкамон

Тормозящий эффект растворению стали 18Х2Н4МА от действий ПАВ более ярко выражен и подобен эффекту для стали 3, что хорошо видно из анодной поляризационной кривой (рис. 4).

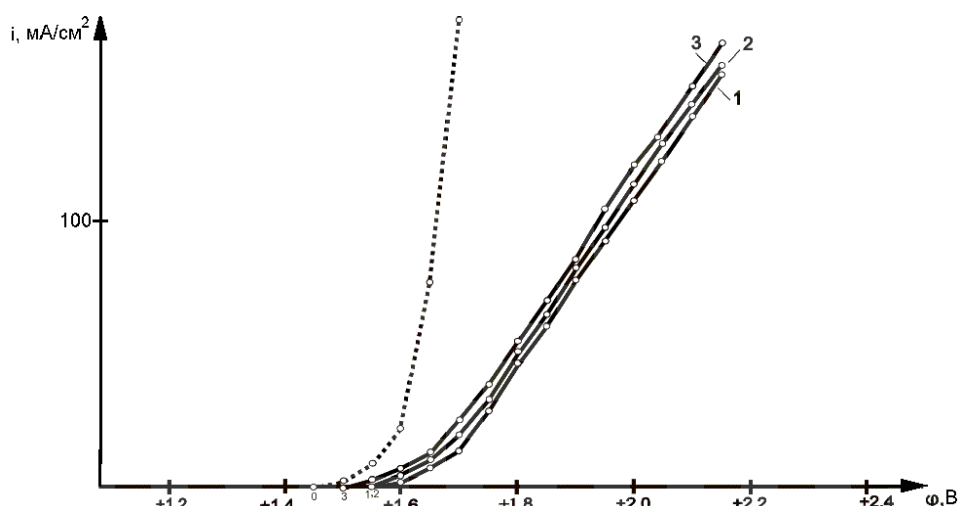


Рис. 4. Влияние ПАВ (5 г/л) на растворение стали X18H10T в $\text{HNO}_3 + \text{HCl}$:
1 – сульфанола; 2 – бетаналь; 3 – алкамон

Приведенные в табл. 1 и 2 данные по удельному съему металла при виброабразивной обработке различных марок сталей в растворах как HNO_3 , так и на основе смеси кислот $\text{HNO}_3 - 2\%$ и $\text{HCl} - 0,5\%$ с добавкой ПАВ, а также поляризационные кривые свидетельствуют об эффективности использования ПАВ в качестве ингибиторов кислотной коррозии сталей.

Таблица 1

Результаты виброабразивной обработки сталей в растворе на основе смеси кислот $\text{HNO}_3 - 2\%$ и $\text{HCl} - 0,5\%$ с добавкой ПАВ

Сталь	Съем металла, $\text{мг/см}^2\text{ч}$			
	$\text{HNO}_3 - 2\%$ $\text{HCl} - 0,5$	С добавкой сульфанола	С добавкой алкомона	С добавкой бетаналья
Сталь 3	11,9	1,04	1,74	4,98
X18H10T	0,38	0,08	0,15	1,30
18X2H4MA	12,14	2,15	9,91	11,87

Таблица 2

Результаты виброшлифования стали 18Х2Н4МА в 1% растворе HNO_3 с добавлением ПАВ

Класс ПАВ	Название	Съем металла ($\text{мг/см}^2\text{ч}$) при различной концентрации ПАВ, %		
		0,01	0,05	0,2
Анионоактивный	Сульфанола	11,14	5,41	2,15
Неионогенный	Алкамон	12,01	10,27	9,91
Катионоактивный	ОС-2О	12,0	12,1	11,87
Без добавок	1% раствор HNO_3	12,14		

Анализ данных, полученных при исследовании роли ПАВ при виброабразивной обработке образцов из стали 3, X18H10T и 18Х2Н4МА в кислых электролитах, позволяет сделать следующие выводы:

1. Исследуемые поверхностно-активные вещества являются достаточно сильными ингибиторами кислотной коррозии в области потенциалов активного растворения сталей.

2. Эффект тормозящего действия от анионоактивной добавки наиболее явно проявляется для сталей 3 и 18Х2Н4МА. Для стали Х18Н10Т этот эффект выражен гораздо слабее и проявляется только в области перепассивации, что обусловлено активацией растворения никеля.

3. Влияние ПАВ на процесс растворения сталей при виброабразивной обработке - следствие адсорбции молекул поверхностно-активных веществ в зависимости от потенциала обрабатываемого металла в кислой среде.

4. Эффект анодного торможения растворения сталей 3 и 18Х2Н4МА увеличивается с увеличением концентрации анионоактивной добавки. Ингибирующая способность ПАВ обусловлена их адсорбцией на поверхности обрабатываемого материала, в результате чего на нем формируется пленка органического происхождения, изменяющая строение двойного слоя, а, следовательно, и кинетику электрохимического растворения.

Литература

1. Бабичев А.П., Бабичев И.А. Основы вибрационной технологии. - Ростов-на-Дону, 1999. - 622 с.
2. Кулаков Ю.М., Хрульков В.А. Отделочно-зачистная обработка деталей. - М.: Машиностроение, 1979. - 216 с.
3. Скорчеллетти В.В. Теоретическая электрохимия. - Л., 1974. - 235 с.
4. Лихтман В.И., Щукин Е.Д., Ребиндер П.А. Физико-химическая механика материалов. - М., 1982. - 324 с.
5. Ингибиторы коррозии металлов. - М., 1982. - 156 с.
6. Иванов Е.С., Кардаш Н.В., Балезин С.А. Защита металлов. - 1977. - Т.13, № 4. - 459 с.

УДК 621.793

Ю.А. Харламов, А.В. Шевченко

ОСОБЕННОСТИ НАГРЕВА И ПЛАВЛЕНИЯ В ПЛАЗМЕННОЙ СТРУЕ ПОРОШКОВ ИЗ ШЛАМОВ И СТРУЖКИ ВАЛКОВЫХ ЧУГУНОВ

Исследованы закономерности плазменного нагрева порошков, полученных из шлифовальных шламов и стружки валковых чугунов, с учетом особенностей гетерогенного строения напыляемых частиц. Рис. 4. Табл. 1. Ист. 10.

Перспективными материалами для получения недорогих и недефицитных порошков являются отходы механической обработки чугунов [1]. Плазменные покрытия из порошков на основе стружки серых чугунов систем Fe-C-Si, Fe-C-Si-B, Fe-C-Si-Al, Fe-C-Si-Ni, Fe-C-Si-Cu, Fe-C-Si-B-Cu, Fe-C-Si-Ti-Cr характеризуются сравнительно низкой пористостью (2,5...4%), удовлетворительной прочностью сцепления (30...60 МПа для основы из нормализованной стали 40Х), низким уровнем внутренних напряжений [2]. Однако они не нашли широкого применения ввиду ограниченных объемов стружки, пригодной для производства порошков стабильного химического состава и структуры. Кроме того, при измельчении серых и высокопрочных чугунов не обеспечивается полное удаление включений графита, оказывающих отрицательное влияние на технологические свойства порошков и прочность сцепления газотермических покрытий.

В настоящее время в литературе отсутствуют сведения о пригодности для газотермического напыления износостойких покрытий шлифовальных шламов легированных белых чугунов. Не исследовано влияние структуры и морфологии частиц порошков на закономерности их нагрева и плавления при напылении.

Для плазменного напыления покрытий использовались порошки фракции 60...100 мкм из шлифовальных шламов и стружки хромоникелевых чугунов прокатных валков (3,2 % С; 1,2 % Cr; 3 % Ni; 1,0 % Mo). Особенности структуры порошков исследованы в работах [3,4]. Порошки, полученные многоцикловым измельчением стружки в дезинтеграторе, образованы частицами со структурой мартенсита и вторичного цементита и содержат 1,8...1,9 мас. % С. Порошки из шламов содержат в основном частицы со структурой ледебурита: 4,2...4,4 мас. % С, 66 об. % Fe₃C. Частицы в порошках из стружки и шламов валковых чугунов имеют форму равноосных осколков размером 70...100 мкм с коэффициентом несферичности 0,9...0,95. Для математического моделирования процессов их ускорения, нагрева и плавления в плазменной струе использовалась система дифференциальных уравнений [1]:

$$\frac{\partial T_p}{\partial t} = a_p \left[\frac{\partial^2 T_p}{\partial r_p^2} + \frac{2}{r_p} \frac{\partial T_p}{\partial r_p} \right]; \quad (1)$$

$$v_p \frac{dv_p}{dl} = \frac{3C_d \rho_g}{8\rho_p r_p} \left| v_g - v_p \right| (v_g - v_p); \quad (2)$$

$$\rho_p L_{pm} \frac{d\varepsilon}{dt} = \left[\lambda_p^{(2)} \cdot \frac{\partial T_p^{(2)}}{\partial r_p} \right] - \left[\lambda_p^{(1)} \cdot \frac{\partial T_p^{(1)}}{\partial r_p} \right]; \quad (3)$$

$$T_p^{(1)}(\varepsilon) = T_p^{(2)}(\varepsilon) = T_{pm}; \quad (4)$$

$$\lambda_p \frac{\partial T_p}{\partial r_p} = \alpha (T_g - T_p); \quad (5)$$

$$T_p(r_p, t = 0) = T_{p0}; (\partial T_p / \partial r_p)_{t=0} = 0, \quad (6)$$

где T_p – температура в точке частицы, находящейся на расстоянии r_p от ее геометрического центра, в момент времени t ; T_{p0} – начальная температура частицы; a_p , λ_p , c_p , ρ_p – соответственно температуропроводность, теплопроводность, теплоемкость и плотность напыляемых материалов; v_p – скорость частицы на расстоянии l от среза сопла плазмотрона; C_d – коэффициент аэродинамического сопротивления частицы; R_p – радиус частицы; v_g , ρ_g – текущие значения скорости и плотности плазменного потока; L_{pm} , T_{pm} – теплоты и температуры плавления материала частицы; ε – координата фронта плавления ($\varepsilon = 0...R_p$), индексы 2 и 1 относятся соответственно к параметрам жидкого и твердого состояний; α – коэффициент конвективного теплообмена в системе “газ-частица”; T_g – температура плазмы.

Плотность, теплоемкость, температура и скрытая теплота плавления порошков принимались по данным работы [5].

Теплопроводность чугунных порошков определялась из уравнения [6] с учетом особенностей их гетерогенного строения (табл. 1):

$$\lambda = \lambda_2 \left(\frac{\lambda_1}{\lambda_2} - \frac{3m_2\lambda_1(\lambda_1 - \lambda_2)/\lambda_2}{3\lambda_1 - (\lambda_1 - \lambda_2)/(1 - m_2)} \right), \quad (7)$$

где λ - теплопроводность гетерогенного материала; λ_1 и λ_2 - соответственно теплопроводности матрицы и включений; m_2 - объемное содержание включений.

Таблица 1

Структура и теплопроводность (λ_p) чугунных порошков

Материал	Структура	Матричная фаза	λ_p , Вт/(м·К)
Стружка (60...100 мкм)	мартенсит, вторичный цементит (25...28 об.%)	мартенсит	46,4
Шлам (60...100 мкм)	эвтектический цементит: мартенсит, 66 об. % Fe ₃ C	цементит	10,3
литой материал	мартенсит, вторичный и эвтектический цементит (~ 45 об. %)	мартенсит	40,7

В частицах порошков, полученных из чугунной стружки, матричной фазой является мартенсит, в котором равномерно распределены вторичные карбиды (Fe, Me)₃C. Объемное содержание карбидов составляет ~ 25 %. В частицах порошков, полученных из шламов, матричной фазой является цементит. Частицы представляют собой осколки ледебуритных колоний, в которых крупные цементитные кристаллы пронизаны тонкими мартенситными прослойками; объемное содержание цементита составляет ~ 66 %. Теплопроводность цементита принималась равной 8,5 Вт/(м·К), мартенсита – 50 Вт/(м·К) [7].

В качестве исходных данных для решения системы уравнений (1-6) использовались осевые профили температуры и скорости аргоно-азотных плазменных струй электрической мощностью 14 кВт (плазмообразующий газ Ar, I = 450А, U = 30В), 22 кВт (плазмообразующий газ Ar + 20 мас. % N₂, I = 450А, U = 50В) и 28 кВт (плазмообразующий газ Ar + 30 мас. % N₂, I = 450А, U = 62В) при расходе плазмообразующего газа 40 л/мин и диаметре сопла плазмотрона 5 мм. Температурные зависимости теплопроводности (λ_g), динамической вязкости (μ_g), плотности (ρ_g) и теплоемкости (с_g) плазмы Ar и N₂ принимались по данным [8].

Температура и скорость частиц определялись на двух участках плазменной струи – начальном и основном. На начальном участке температура и скорость плазмы принимались постоянными и равными соответствующим значениям на срезе сопла плазмотрона. Коэффициент теплопередачи между частицей и плазмой определялся из критериальной зависимости [8]: $\alpha \approx \lambda_g \cdot Nu(Re, Pr)/2r_p$, Nu – критерий Нуссельта; Re – критерий Рейнолдса, $Re = 2 \cdot \rho_g \cdot |v_g - v_p| \cdot r_p / \mu_g$; Pr – критерий Прандтля.

Для определения числа Нуссельта использовалась зависимость, учитывающая изменение условий теплообмена между частицей и газом в пограничном

слое [8]: $Nu = 2 \cdot k_1 + k_2 \cdot f(Re, Pr)$, где $k_1 = \lambda_c / \lambda_g$; $k_2 = (\rho_g \mu_g / \rho_c \mu_c)^{0,2}$; $f(Re, Pr) = 0,6 Re^{0,5} \cdot Pr^{0,33}$; $Pr = c_g \cdot \mu_g / \lambda_g$. Индексами "с" и "g" обозначены соответственно теплофизические характеристики плазмы при температуре поверхности частицы и температуре набегающего потока.

Для определения температуры частиц на начальном участке плазменной струи использовались аналитические решения уравнения (1) с граничными и начальными условиями (5, 6) при $\alpha = \text{const}$ [9]. Полученные распределения температур в частицах являлись начальными условиями для численного решения системы уравнений (1-6) на основном участке плазменной струи.

Для численного решения системы уравнений (1-6) использовалась неявная разностная схема Кранка-Николсона [10]. Участок плазменной струи, длина которого соответствует дистанции напыления (L) 100...140 мм, разбивался на изотермические зоны протяженностью 2 мм, в пределах которых скорость, температура, теплопроводность, вязкость, плотность и теплоемкость плазмы принимались постоянными. По найденным значениям ν_g , T_g , λ_g , c_g , μ_g , ρ_g рассчитывались величины критериев Re , Nu , Pr и коэффициента теплоотдачи в системе "газ-частица". На каждом изотермическом участке по разностной схеме рассчитывалось изменение температурного поля в частице. При этом распределение температуры по сечению напыляемой частицы, полученное для предыдущего участка, рассматривалось как начальное условие для численного решения системы (1-6) на последующем изотермическом участке.

Время нахождения частицы на заданном участке плазменной струи определялось интегрированием зависимости $v_p(L)$. Для численного решения уравнения движения частицы (2) использовался итерационный алгоритм Рунге-Кутты с ошибкой интегрирования, пропорциональной Δx^4 (Δx – шаг итерации).

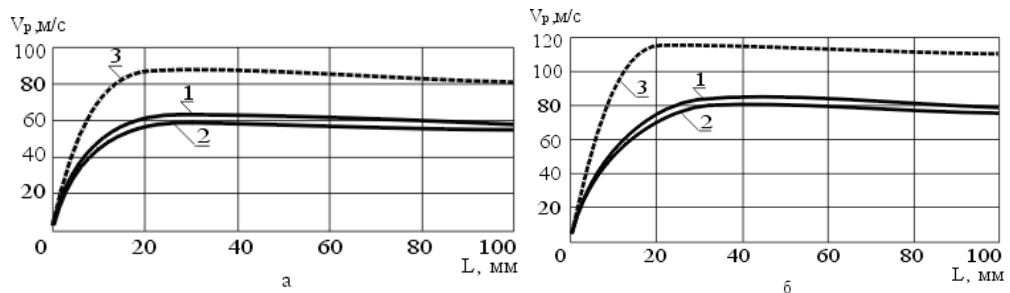


Рис. 1. Скорость частиц хромоникелевых чугунов в плазменной струе электрической мощностью 14 кВт - а и 28 кВт - б:
1 – диаметр частиц 80 мкм, 2 – 100 мкм, 3 – 60 мкм

Коэффициент аэродинамического сопротивления C_d частиц определялся по стандартной кривой $C_d(Re)$, аппроксимированной в диапазоне значений $Re \approx 0,1...400$ степенной функцией вида $C_D \approx 1 / (k \cdot Re^m)$, где $k \approx 0,032$; $m = 0,75$ [8]. Расчетная скорость частиц чугунных порошков диаметром 60...100 мкм в момент соударения с поверхностью основы составляет 70...120 м/с (рис. 1). На участке дистанции напыления 0...40 мм происходит интенсивный разгон частиц до максимальной скорости. Далее скорость частиц стабилизируется и на участке дистанции напыления 40...100 мм практически не изменяется.

Численный анализ системы уравнений (1-6) показывает, что частицы диаметром 80 мкм со структурой мартенсита и вторичного цемента в плазменной струе аргона электрической мощностью 14 кВт полностью не проплавляют-

ся. На расстоянии 100 мм от среза сопла плазмотрона температура на поверхности частиц составляет 1000...1050°C, в их центре – 950...1000°C (рис. 2, а). При электрической мощности плазмотрона 22 кВт и содержании азота в плазмообразующем газе 20 мас. % частицы проплавляются полностью по всему объему. В момент соударения с основой температура на поверхности частиц составляет 1700...1800°C, в центре частиц – 1650...1700°C (рис. 2, б).

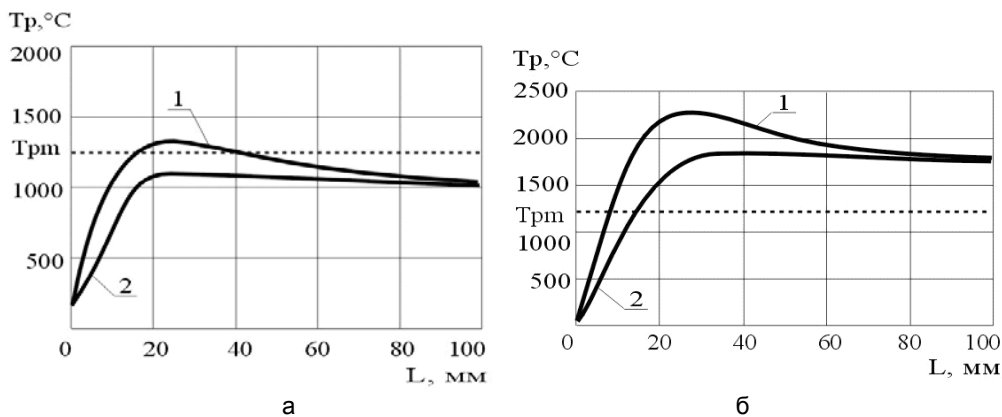


Рис. 2. Температура частиц диаметром 80 мкм со структурой мартенсита и вторичного цементита в плазменной струе электрической мощностью 14 кВт - а и 22 кВт - б:
1 – $r = R_p$ (внешняя поверхность частицы), 2 – $r = 0$ (центр частицы)

Частицы хромоникелевых чугунов диаметром 80 мкм со структурой эвтектического цементита в аргоно-азотной плазменной струе электрической мощностью 14...22 кВт при содержании азота в плазмообразующем газе 0...20 мас. % по всему объему не проплавляются (рис. 3, а, б). Степень их проплавления (ξ), определенная из выражения $\xi = 1 - (RTB / RP)$ через отношение радиуса твердого нерасплавленного ядра (RTB) к радиусу частицы (RP), изменяется в пределах 0,15...0,5. При электрической мощности плазмотрона 28 кВт и содержании азота в плазмообразующем газе 30...35 мас. % расчетная степень проплавления частиц составляет 1,0 (частицы проплавляются по всему объему) (рис. 3,в). Неполное проплавление крупных чугунных частиц с исходной структурой ледебурита в аргоно-азотной плазменной струе электрической мощностью 14...22 кВт (0...20 мас. % N₂) обусловлено их низкой теплопроводностью (табл. 1).

Корректность результатов математического моделирования процессов нагрева и плавления чугунных порошков в плазменной струе проверялась экспериментально их распылением в воду. Микроскопическим анализом устанавливалась степень сфероидизации порошков (отношение количества сфероидизированных частиц к общему числу исследуемых частиц), металлографическим анализом шлифов распыленных чугунных порошков – степень проплавления частиц. Электрическая мощность дугового разряда изменялась в пределах 12...28 кВт: ток дуги 420А, напряжение на дуге 30...65В, плазмообразующий газ – Ar + 0...35 мас. % N₂, дистанция распыления – 200 мм. Напряжение на дуге регулировалось изменением содержания азота в плазмообразующем газе. Для плазменного распыления использовались порошки фракции 63...100 мкм из стружки и шламов отбеленного слоя хромоникелевых (ЛПХН-63, ЛПХНМ-73) прокатных валков.

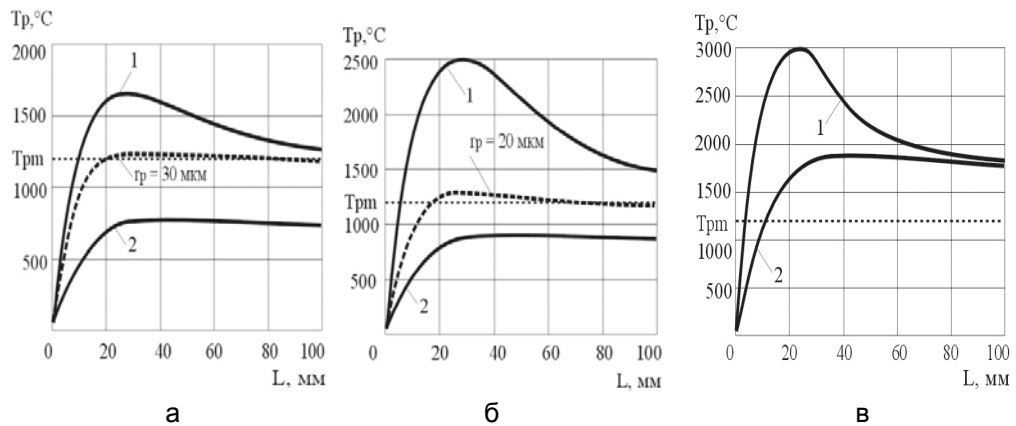


Рис. 3. Температура частиц хромоникелевого чугуна диаметром 80 мкм с исходной структурой эвтектического цементита в плазменной струе электрической мощностью 14 кВт - а, 22 кВт - б и 28 кВт - в:
1- $r_p = R_p$ (внешняя поверхность частицы), 2 - $r_p = 0$ (центр частицы)

При электрической мощности плазмотрона 12 кВт (плазмообразующий газ – аргон) степень проплавления частиц размером 60...100 мкм с исходной структурой мартенсита и вторичного цементита (порошки фракции 63...100 мкм из стружки хромоникелевых валковых чугунов) составляет 0,1...0,15 (частицы не проплавлены) (рис. 4, кривая 2). С ростом концентрации азота в плазмообразующем газе увеличивается энтальпия плазменной струи и степень проплавления частиц. При электрической мощности плазмотрона 18 кВт и содержании азота в плазмообразующем газе 15 мас. % частицы со структурой мартенсита и вторичного цементита проплавляются полностью по всему объему (рис. 4, кривая 2).

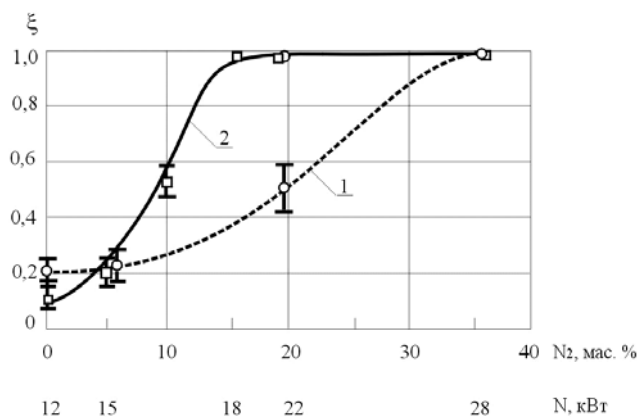


Рис. 4. Степень проплавления в плазменной струе порошков хромоникелевых валковых чугунов (эксперимент, фракция 63...100 мкм, ток дуги 420А): 1 – порошки из шламов со структурой эвтектического цементита; 2 – порошки из стружки со структурой мартенсита и вторичного цементита

В порошках из шламов валковых чугунов частицы оскольчатой формы размером 70...100 мкм с исходной структурой ледебурита при электрической мощности плазменной струи 12...22 кВт и концентрации азота в плазмообразующем газе 0...20 мас. % полностью не проплавляются и содержат твердое нерасплавленное ядро из эвтектического цементита с расплавленной внешней

оболочкой. При электрической мощности дугового разряда 12...15 кВт и концентрации азота в плазмообразующем газе 0...5 мас. % объемное содержание твердой фазы в частицах составляет 70...90 %, при $W = 22$ кВт (20 мас. % N_2) – 40...50 %. Проплавление частиц по всему объему достигается при электрической мощности плазменной струи 27...28 кВт и содержании азота в плазмообразующем газе 30...35 мас. % (рис. 4, кривая 1).

Удовлетворительное совпадение расчетных и экспериментально определенных значений степени проплавления в плазменной струе чугуновых частиц различной структуры подтверждает корректность результатов математического моделирования процессов плазменного нагрева и плавления порошков валковых чугунов с учетом их структурной и химической неоднородности.

Выводы. При разработке технологии плазменного напыления покрытий порошками из стружки и шлифовальных шламов доэвтектических хромоникелевых валковых чугунов необходимо учитывать влияние их структурной неоднородности на теплофизические свойства и степень проплавления частиц.

Литература

1. Глухов В.В., Некрасова Т.П. Экономика производства деталей из порошков. – Л.: Машиностроение, 1990. – 144 с.
2. Борисов Ю.С., Коржик В.Н., Панько М.Т. Разработка процесса получения порошков для газотермического напыления из стружки серого чугуна // Автоматическая сварка. – 1995. – № 6. – С.7-12.
3. Харламов Ю.А., Шевченко А.В., Юдицкий С.А. Порошки для газотермического напыления из отходов производства прокатных валков // Автоматическая сварка. – 2001. – № 10.
4. Харламов Ю.А, Будагьянц Н.А, Шевченко А.В. Структура и свойства порошков из отходов обработки легированных чугунов // Тематический сборник «Материалы, технологии и оборудование для упрочнения и восстановления деталей машин» – С. 260 - 262. – Минск: Технопринт – 2003.
5. Самсонов Г.В. Тугоплавкие соединения / Справочник. – М.: Металлургия, 1976. – 558 с.
6. Кулик А.Я., Борисов Ю.С. Газотермическое напыление композиционных порошков. - Л.: Машиностроение, 1985. - 197 с.
7. Карслоу Г., Егер Д. Теплопроводность твердых тел. – М.: Наука, 1964. – 487 с.
8. Донской А.В., Клубникин В.С. Электроплазменные процессы и установки в машиностроении. – Л.: Машиностроение, 1979. – 222 с.
9. Лыков А.В. Теория теплопроводности. - М.: Высш. школа, 1967. – 599 с.
10. К.Эберт, Х.Эдерер. Компьютеры. Применение в химии. Пер. с нем. – М.: Мир, 1988. – 411 с.

УДК 621.791.72

В.А.Шевченко, Ю.И.Статьвка, А.И.Гедрович, А.Ю.Статьвка

ОБРАЗОВАНИЕ КОРНЕВЫХ ДЕФЕКТОВ ПРИ ЭЛЕКТРОННО-ЛУЧЕВОЙ СВАРКЕ С ВНЕШНИМ ВОЗДЕЙСТВИЕМ

Рассматривается влияние частоты механических колебаний и продольного сканирования электронного пучка на образование корневых дефектов шва при ЭЛС с несвязным проплавлением. Рис. 4. Ист. 8.

Расширение промышленного использования электронно-лучевой сварки (ЭЛС) сдерживается не только сравнительно высокой стоимостью оборудования и требованиями высокой технической культуры производства, но и низкой вос-

производимостью качества формирования соединений, проявляющейся в нестабильности глубины проплавления, образовании пустот, пор и других дефектов в корне шва. Эти дефекты, характерные и для других способов сварки высококонцентрированными тепловыми источниками, снижают несущую способность и усталостную прочность сварных изделий и их работоспособность.

Опыт показывает, что методы борьбы с дефектами, принятые в практике дуговой сварки, эффективны и при электронно-лучевой технологии, но в последнем случае наблюдается и образование специфических дефектов, таких как корневые дефекты (неравномерность глубины проплавления, пористость, пустоты и несплавления в корневой части шва, «спайсы», паровой мешок или ложный канал и др.) [1,2,3,4]. Для борьбы с этими дефектами необходимы рациональное конструирование соединений и выбор оптимальных режимов сварки и управляющих воздействий [5]. Установлено, что образование специфических дефектов обусловлено формированием волн на границе раздела расплавленного металла и паровой фазы канала проплавления [1,2,4,5].

Проведенные различными исследователями работы [1,4,6] показали возможность значительного уменьшения дефектов формирования швов путем сканирования электронного луча по различным траекториям или его фокального пятна относительно поверхности свариваемого металла, двойным лучепреломлением, вибрационным воздействием на сварочную ванну и т. д. По своей физической сущности воздействия на сварочную ванну с целью повышения её гидродинамической устойчивости все известные способы используют периодическое возмущение, достигаемое изменением распределения удельной мощности луча в канале проплавления. Обоснованы частоты такого воздействия. Исследованиями [1,6,7] установлен факт существования широкого спектра частот колебаний расплава в сварочной ванне, что хорошо согласуется с чешуйчатостью шва.

Для правильного выбора режимов сварки актуально установить критерии выбора частоты управляющего воздействия на формирование бездефектного сварного шва и соответствующего ему напряженно – деформированного состояния соединений при ЭЛС с несквозным проплавлением.

Целью работы является изучение влияния частоты внешнего управляющего воздействия на образование корневых дефектов шва при ЭЛС с несквозным проплавлением. В качестве управляющего воздействия на сварочную ванну использовались механические колебания, вводимые в направлении сварки, и продольное сканирование электронного пучка.

В работе электронно-лучевая сварка стали ВСт 5сп и алюминиевого сплава Д-16 выполнялась на образцах размером 150×100×30 мм на установке с энергокомплексом ЭЛА-15/60. Для введения в сварочную ванну регулярных возмущений в виде механических колебаний различной частоты использовался созданный вибрационный стенд с электродинамическим вибратором ВЭДС-10А. Диапазон изменения частоты вибрации находился в интервале $4,5 \dots 4 \cdot 10^4$ Гц с постоянной амплитудой 0,6 мм. Механические колебания вводились в образец вдоль направления сварки для воздействия на расплав сварочной ванны с целью уменьшения пульсации глубины проплавления. На рис. 1, а это направление обозначено символом М.

Влияние частоты продольных колебаний электронного пучка на сварочную ванну и стабильность глубины проплавления исследовалось в диапазоне частот 60...90 Гц с шагом 2,5 Гц. Частота отклонения электронного пучка задавалась низкочастотным генератором сигналов ГЗ-118 при амплитуде отклонения 0,3...0,5 мм. На рис. 1, б направление отклонения электронного пучка обозначено символом f .

Режим ЭЛС подбирался из условия получения несквозного проплавления и удовлетворительного формирования сварного шва. Сварку производили в вакууме с остаточным давлением газов $6,6 \cdot 10^{-3}$ Па.

Перед сваркой образцы обезжиривались и собирались на сварочном столе установки. Для предотвращения раскрытия стыка детали предварительно прихватывались ЭЛС двумя прихватками по краям образцов.

Образование корневых дефектов оценивалось по продольным макрошлифам сварных соединений, на которых выделялись наиболее характерные участки протяженностью порядка 20 мм, которые и подлежали анализу. Количество выявленных корневых пор усреднялось по пяти образцам с определением их среднего арифметического значения.

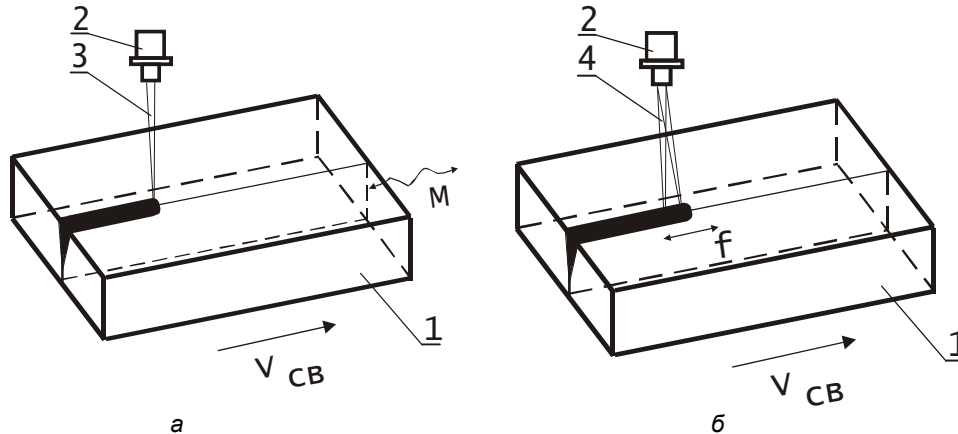


Рис. 1. Схема процесса сварки с управляющим воздействием:

- а - с механическими колебаниями; б - с отклонением электронного пучка в продольном направлении; 1 - свариваемый металл; 2 - электронная пушка; 3 - электронный пучок; 4 - отклоняемый электронный пучок; $V_{св}$ - направление сварки; f - направление отклонения (осцилляции) электронного пучка; M - направления введения механических колебаний в образец

Экспериментально установлено, что образование корневых несплавлений в швах зависит как от частоты вибрационного воздействия, так и от частоты продольных колебаний электронного пучка. На рис. 2 приведены зависимости среднего количества несплавлений в корне шва от частоты механических колебаний (линией 1 указано их количество при сварке без воздействия на сварочную ванну). Установлено, что существуют частоты вибрационного воздействия на сварочную ванну, снижающие образование корневых несплавлений в 3...4 раза. В случае неправильного выбора частоты внешнего воздействия образование корневых несплавлений в шве может увеличиться в 1,2...1,8 раз.

Известно, что для сварки в вакууме ответственных конструкций обычно используют материалы с пониженным газосодержанием и минимальным количеством элементов с большой упругостью пара. Такие материалы подвергают в процессе изготовления вакуумному переплаву. Установленное экспериментально существенное образование корневых дефектов в виде пор при сварке стали ВСт 5сп (см. рис. 2, а) объясняется также и тем, что она при выплавке не проходит вакуумной обработки и содержит значительное количество остаточных газов.

Данные рис. 2, б при ЭЛС сплава Д-16 свидетельствуют об аналогичных закономерностях образования корневых дефектов, как и на стали ВСт 5сп. Некоторое изменение частотных зависимостей можно объяснить различием тепло-

физических характеристик стали и алюминиевого сплава, меньшим тепловложением при сварке сплава Д-16 и различием геометрических параметров сварочной ванны.

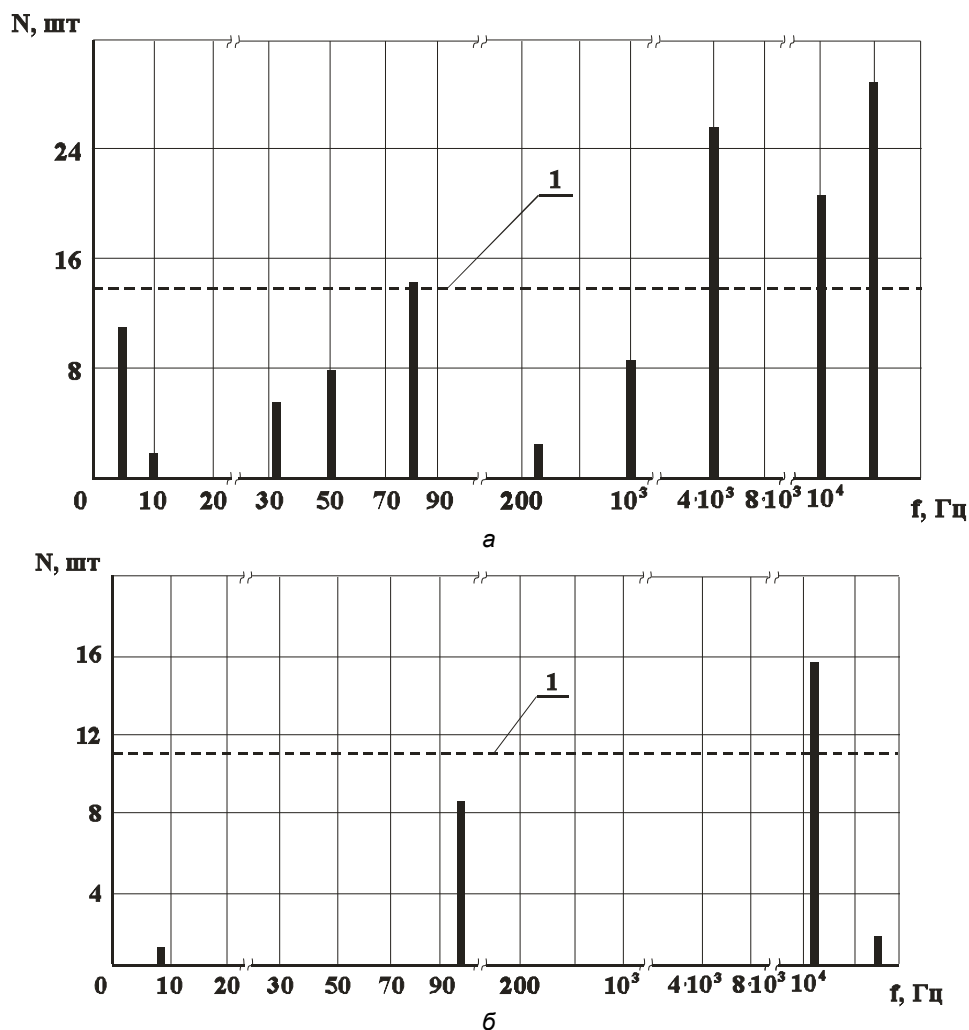
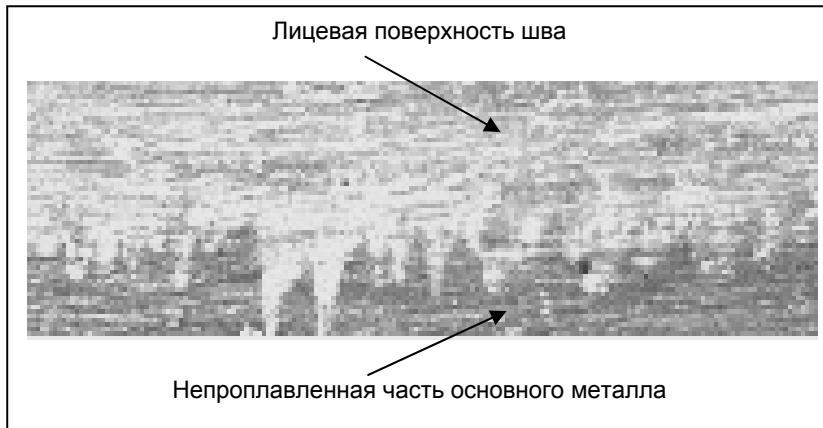


Рис. 2. Зависимости среднего количества несплавлений в корне шва N от частоты механических колебаний f : а – для стали ВСт 5сп; б – для сплава Д-16

На рис. 3 и 4 представлены фотографии продольных макрошлифов сварных швов, выполненных при ЭЛС с продольным отклонением электронного пучка.

Установлено аналогичное влияние осцилляции электронного пучка на образование корневых несплавлений в шве, как и в случае воздействия механических колебаний. Обращает на себя внимание негативное влияние значения частоты осцилляции электронного пучка $f = 60$ Гц на количество корневых дефектов при ЭЛС стали ВСт 5сп и алюминиевого сплава Д-16.

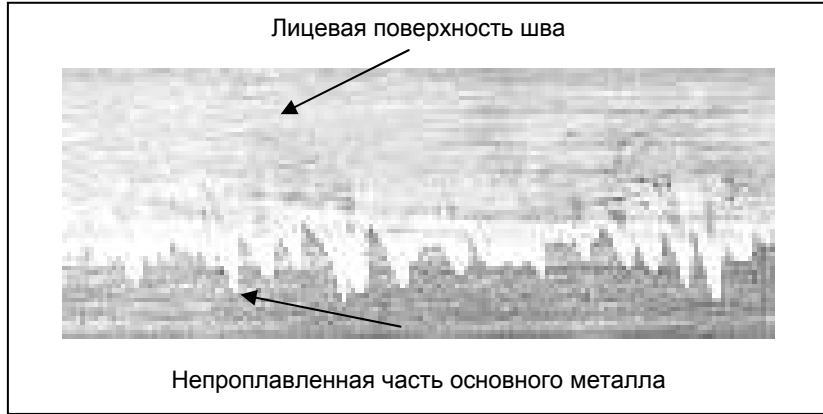
Приведенные данные свидетельствуют о возможности эффективного управления процессом образования корневых несплавлений, которое взаимосвязано с неравномерностью глубины проплавления.



а



б



в

Рис. 3. Продольные макрошлифы корневой части сварных швов на стали ВСт 5сп:
 а – без осцилляции пучка; б – частота осцилляции пучка $f = 60$ Гц;
 в – частота осцилляции пучка $f = 65$ Гц



а



б



в

Рис. 4. Продольные макрошлифы корневой части сварных швов алюминиевого сплава Д-16: а – без осцилляции пучка; б – частота осцилляции пучка $f = 60$ Гц; в – частота осцилляции пучка $f = 65$ Гц

Вероятно, это достигается повышением гидродинамической устойчивости сварочной ванны, уменьшением амплитуды образующихся волн на поверхности расплава и снижением вероятности экранирования дна канала проплавления этими волновыми возмущениями. Каждая из устойчивых мод собственных колебаний сварочной ванны может быть усилена внешним управляющим воздействием тем более эффективно, чем ближе частота этого воздействия к частоте этой моды [7,8].

В дуговых технологиях сварки пористость в швах обусловлена химическими процессами раскисления металла и дегазацией расплава, а при ЭЛС в условиях высокого вакуума дополнительным фактором являются гидродинамические условия металлопереноса в сварочной ванне.

Представляется целесообразным оценить влияние корневых дефектов на прочностные характеристики сварных соединений. Такая методика, к сожалению, до настоящего времени не разработана, но была бы полезной в инженерной практике для оценки свойств сварных соединений и градации

Вывод. Механические колебания, вводимые в сварочную ванну, и продольная осцилляция электронного пучка при ЭЛС с несквозным проплавлением обеспечивают существенное снижение количества корневых несплавов только в случае правильного выбора параметров управляющего воздействия. Выбор этих параметров определяется гидродинамическими процессами в сварочной ванне. Целесообразно разработать методику оценки условий формирования сварных соединений, позволяющую определять в процессе сварки корневые дефекты швов и оценивать напряженно-деформированное состояние изделий.

Литература

1. Электронно-лучевая сварка / О.К.Назаренко, А.А.Кайдалов, С.Н.Ковбасенко и др.; Под ред. Б.Е.Патона.— Киев: Наук. думка, 1987.— 256 с.
2. Патон Б.Е., Лесков Г.И., Живага Л.Н. Специфика образования шва при электронно-лучевой сварке //Автомат. сварка. – 1976. - №3.- С. 1-5.
3. Шиллер З. и др. Электронно-лучевая технология: Пер. с нем. / З.Шиллер, У.Гайзиг, З.Панцер. - М.: Энергия, 1980. – 528 с.
4. Лазерная и электронно-лучевая обработка материалов: Справочник /Н.Н.Рыкалин, А.А.Углов, И.В.Зуев, А.Н.Кокора. - М.: Машиностроение, 1985. – 496 с.
5. Системы контроля и управления формированием проплавления при электронно-лучевой сварке. Акопьянц К.С., Емченко-Рыбко А.В., Непорожний В.Ю., Шилов Г.А. – В кн.: «Автомат. упр. технол. процессом электронно-луч. сварки». – К., 1987.- С. 22-29.
6. Нестеренков В.М., Кравчук Л.А. Выбор параметров вращения пучка по окружности и их влияние на геометрию шва при электронно-лучевой сварке //Автомат. сварка. – 1981. - №10. С. 25-28.
7. Бен Ламин Мохамед Насер. Управление формированием сварного шва при ЭЛС путем воздействия на жидкую фазу канала проплавления: Автореф. дис. канд. техн. наук (05.03.06) /НТУУ "КПИ". - К., 1992. - 15 с.
8. Стативка Ю.І. Зменшення нерівномірності глибини проплавлення шляхом вибору оптимальних параметрів режимів електронно-променевого зварювання. Автореф. дис. канд. техн. наук (05.03.06) /НТУУ "КПИ". - К., 2004. - 20 с.

Б.Б.Игнатъев, А.Б.Игнатъев

**АНАЛИЗ СИЛ С УЧЕТОМ ДИНАМИЧЕСКИХ ФАКТОРОВ,
ДЕЙСТВУЮЩИХ НА НИТЬ В ПРОЦЕССЕ ПРОШИВКИ**

Приводится методика определения усилий, действующих на легкоповреждаемую прошивочную нить при прошивке. Показано, что в этом случае необходим учет динамических факторов, возникающих при взаимодействии волокон прошивочного материала с прошивочным инструментом. Рис. 1. Ист. 4.

Обобщенный анализ работ, посвященных вопросам прошивки различных материалов нитями [1, 2], позволяет сделать вывод о хорошей изученности основных механизмов взаимодействия элементов материал – инструмент и проведенной большой работе по оптимизации и совершенствованию прошивочного инструмента – иглы в зависимости от условий работы и назначения.

В то же время при прошивке полуфабрикатов композиционных материалов возникает ряд моментов, связанных со специфическими особенностями структуры прошивочного материала и его физико-механическими свойствами [3].

Прошивочный материал, как правило, представляет собой высокомолекулярную тонковолокнистую, слабо закрученную нить, жгут или ровницу, поэтому их волокна легко повреждаются при любых силовых воздействиях.

При прошивке на волокна прошивочного материала воздействуют, в основном, три вида сил [1]:

Сила предварительного натяжения прошивочной нити или жгута, задаваемая специальными натяжными устройствами.

Силы инерции, возникающие при ускоренном движении прошивочного материала.

Силы давления и трения, возникающие между иглой и волокнами прошивочного материала.

Сила предварительного натяжения при прошивке без механического замыкания стежка обычно мала и служит только для устранения провисания и запутывания прошивочного материала в процессе переработки.

При механическом замыкании стежка эта сила служит целям выравнивания верхнего основания и нижней петли стежка, а также уплотнению прошиваемого материала. Усилие предварительного натяжения – $P_{пр}$ является технологическим параметром и должно регулироваться по мере необходимости в заданных пределах. При использовании легкоповреждаемых, высокомолекулярных волокнистых материалов $P_{пр}$ становится соизмеримой с динамической составляющей действующих сил и зависит от кинематических параметров процесса прошивки – закона движения иглы при прокалывании прошиваемого материала, скорости и ускорения движения нити или жгута.

Большинство законов движения, обычно используемых при проектировании механизмов, связано с наличием тех или иных видов ударных нагрузок. Так изменение значений ускорений на конечную величину скачкообразно или за малый промежуток времени (линейный, параболический, косинусоидальный и т.п. законы движения) вызывает явление так называемого «мягкого» удара [4]. Этот вид удара считается допустимым, и подобные законы движения часто используются в механизмах различного вида. Такое же изменение скорости является «жестким» ударом и при работе механизмов недопустимо.

Одним из наиболее безударных законов движения является синусоидальный закон изменения ускорения. Именно такой закон обычно и применяется

в прошивочных устройствах, связанных с переработкой волокнистых легкоповреждаемых материалов. Однако, несмотря на это, ударные нагрузки при прошивке все-таки имеют место.

При движении иглы в верхнее положение ушко иглы скользит по нитке, которая остается в этот момент практически неподвижной. При перемещении иглы вниз нить или жгут некоторое время движется вместе с иглой и ее скорость соответствует и практически равна скорости иглы. После прокалывания иглой материала, в начале проведения нити через материал, игла выбирает верхнюю нитку, как со стороны подводящего желобка, так и со стороны отводящего. Избыток нити со стороны отводящего желобка образован от слабину верхнего основания стежка. Одновременно при этом происходит процесс затягивания нижней петли вокруг иглы, которая в этот момент уже находится внутри петли. Скорость движения нити сквозь ушко при этом плавно нарастает и в момент заклинивания иглой нити верхнего основания стежка достигает величины в два раза большей скорости иглы (рис.1, а).

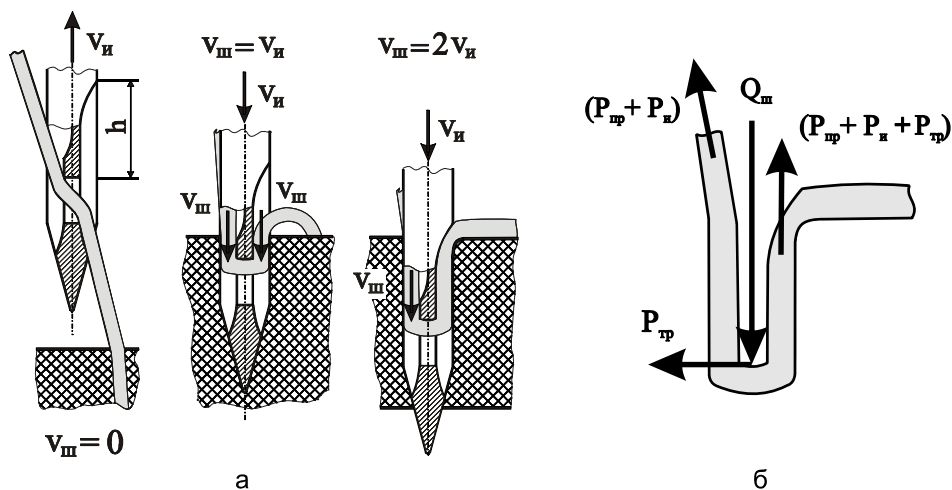


Рис. 1. Кинематические (а) и силовые (б) факторы, действующие на прошивочную нить
При синусоидальном законе движения

$$x = \frac{H}{2} \sin \omega t, \quad (1)$$

где H – величина полного хода иглы;

$$\omega = \frac{\pi n}{30} \text{ – круговая частота;}$$

n – скорость вращения главного вала прошивочного устройства.

Чтобы не было явления «жесткого» удара, в конструкции иглы обычно предусматривается специальная выемка, величина которой – h , и обеспечивает необходимое время нарастания скорости, а, следовательно, и величину ускорения

$$t = \frac{1}{\omega} \arcsin \frac{2h}{H}. \quad (2)$$

Фактический закон изменения скорости нити установить затруднительно, поэтому при расчете полагаем, что изменение скорости происходит по линейному закону. Тогда величина ускорения постоянная и равна

$$a_{cp} = \frac{2V}{t} = \frac{H\omega}{t} = \frac{H\omega^2}{\arcsin \frac{2h}{H}}. \quad (3)$$

Динамическая составляющая усилия натяжения нити определится из выражения

$$P_{и} = m_{ш} a_{cp} = \rho_{ш} F_{ш} L_{сш} a_{cp} = \frac{TL_{сш} a_{cp}}{g} \cdot 10^{-6}. \quad (4)$$

где $F_{ш} = \frac{T}{\gamma_{ш}} \cdot 10^{-6}$ (м²) – суммарная площадь волокон;

T – линейная плотность, выраженная в текс (вес 1 км волокнистого материала в граммах);

$\gamma_{ш}$ – удельный вес материала нитей или жгутов, кг/м³;

$L_{сш}$ – длина свободной части, от натяжного устройства до ушка иглы, шовного материала;

g – ускорение свободного падения.

При огибании нитью или жгутом кромки ушка иглы на нее действуют силы трения (рис. 1, б), величина которых может быть определена по формуле Эйлера

$$P_{тр} = (P_{пр} + P_{и}) \cdot e^{\alpha f}, \quad (5)$$

где $\alpha = \pi$ – угол обхвата нитью или жгутом кромки ушка иглы,

f – коэффициент трения пары прошивочный материал – игла.

Тогда полное усилие, которое должно быть приложено к прошивочному материалу со стороны иглы для обеспечения его движения, будет равно

$$Q_{ш} = (P_{пр} + P_{и}) \cdot (2 + e^{\pi f}). \quad (6)$$

Это усилие может привести к разрушению волокон прошивочного материала от сдвига, поскольку прикладывается перпендикулярно волокнам, т.е. является для них поперечной силой. При этом условие прочности должно быть записано в следующем виде:

$$\tau_{max} = \frac{Q_{ш} \gamma_{ш} \cdot 10^6}{T} \leq \tau_{ш}^0. \quad (7)$$

Из этого условия может быть определено предельно допускаемое усилие предварительного натяжения прошивочных нитей или жгутов

$$P_{np} = \frac{T\tau_{ш}^0 \cdot 10^{-6}}{\gamma_{ш}(2 + e^{\pi f})} - P_{и} \quad (8)$$

Поскольку усилие $Q_{ш}$ со стороны прошивочного материала приложено и к игле, то оно должно быть добавлено к усилиям прокалывания при определении полного усилия сопротивления движению иглы.

Вывод. Разработана методика расчета усилий и давлений, возникающих в паре игла – прошивочный материал, позволяющая производить расчет предварительного натяжения легкоповреждаемых прошивочных нитей или жгутов с учетом динамических и кинематических факторов процесса прошивки.

Литература

1. Проектирование и расчет машин обувных и швейных производств. / Под ред. А.И.Комиссарова – М.: Машиностроение, 1970. – 431 с.
2. Машины и агрегаты текстильной и легкой промышленности. / Под ред. И.А. Мартынова // Расчет и конструирование машин // Машиностроение: Энциклопедия в 40 т-х. Т. 4. – М.: Машиностроение, 1997. – 608 с.
3. Игнатьев Б.Б., Игнатъева В.Б., Бурлаков С.Ю. Определение давлений при прошивке плетеных материалов на основе высокомолекулярных волокон / Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні – Луганськ, СНУ ім. В. Даля, 2002. – С. 140 – 147.
4. Артоболовский И.И. Теория механизмов и машин – М.: Наука, 1988. – 720 с.

УДК 621.974.4-752(043.3)

О.А.Ткачук

ПРИМЕНЕНИЕ ЭЛЕКТРОННЫХ ТАБЛИЦ MS EXCEL ДЛЯ РАСЧЁТА ПАРАМЕТРОВ КОЛЕБАНИЙ ШАБОТА ШТАМПОВОЧНОГО МОЛОТА

На основе разработанной методики расчёта подшаботной виброизоляции штамповочных молотов с односторонним демпфированием [1] с помощью электронных таблиц MS Excel определены параметры колебаний для гаммы паровоздушных штамповочных молотов с м.п.ч. от 160 до 20000 кг. Рис. 2. Табл. 1. Ист. 4.

Задача снижения уровня вибраций, возникающих в процессе работы кузнечно-штамповочного оборудования, является важной составляющей глобальной социально-экологической проблемы [2] и актуальна для любого машиностроительного предприятия. Поскольку штамповочные молоты принадлежат к основному источнику вибраций в кузнечно-штамповочном производстве [3], особое внимание уделяется созданию эффективной конструкции подшаботной виброизоляции, отвечающей всем требованиям современного производства.

Целью данной статьи является определение параметров колебаний штамповочного молота с помощью электронных таблиц MS Excel по разработанной методике расчёта подшаботной виброизоляции штамповочных молотов с односторонним демпфированием [1].

Повышение эффективности виброизоляции достигается за счёт применения в качестве виброгасителя гидравлического демпфера [4], что позволяет осуществить гашение колебаний силами сопротивления жидкости взамен сил трения, используемых ранее. Применение электронных таблиц MS Excel позво-

ляет значительно упростить произведение расчётов и сократить время обработки полученных результатов.

Для определения параметров колебаний шабота необходимы следующие данные:

$m_1, m_2, m_{ш}, m_{ф}$ – массы падающих частей молота, молота, шабота и фундамента соответственно, кг;

V_1 – скорость падающих частей молота, м/с;

E – коэффициент отскока, $E=0,5$ – для штамповочных молотов;

$F_{ш}, F_{ф}$ – площади опорных поверхностей шабота и фундамента, m^2 ;

l, b – габариты подошвы фундамента, м;

$[V]$ – среднеквадратичное значение виброскорости, регламентируемое по ДСН 3.3.6.039-99 [46], м/с;

N – количество ударов молота в минуту; $P_{ж}$ – давление жидкости, на которое настраивается предохранительный клапан, Па, $P_{ж}=1...2$ МПа;

вид грунта – глина, песок, суглинок и т.п.

Разработанная методика позволяет определить количество колебаний n_f , совершаемых шаботом после удара молота, амплитуды A и силу торможения P_d , создаваемую гидравлическим демпфером, необходимую для остановки шабота к моменту следующего удара.

Пример вычисления параметров колебаний штамповочного молота с м.п.ч. 1000 кг средствами электронных таблиц MS Excel представлен на рис.1.

A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L	M	N	O	P	Q	R	S	U	
2	Nп/п	m1	mш	m2	mф	mф	Fш	Fф	l	b	V1	[V]	E	N	p	Kг	Kг	P0	Kп	T1
3		кг	10 ⁴ кг	10 ⁴ кг	10 ⁵ кг	10 ⁴ кг	м ²	м ²	м	м	м/с	м ²		уд/мин	Н/м ²	10**7Н/м	10**9Н/м		10**7Н/м	
4	1	160	0,32	0,5	0,1	1	0,84	5,6	2,8	2	7	0,2	0,5	136	5,26	73,91813	0,739181	1680	1,2	0,1262

Рис.1. Пример расчёта параметров колебаний штамповочного молота средствами электронных таблиц MS Excel

Результаты расчёта для гаммы паровоздушных штамповочных молотов с м.п.ч. от 160 до 20000 кг сведены в табл. 1.

Таблица 1

Параметры колебаний шабота

	М.п.ч.,кг	$K_г$ *10 ⁹ ,Н/м	$K_п$ *10 ⁷ ,Н/м	T, c	n_f	ω_1, c^{-1}	P_d, H	A_1 *10 ⁻³ ,М	A_2 *10 ⁻³ ,М	A_3 *10 ⁻³ ,М	A_4 *10 ⁻³ ,М	A_{n+1} *10 ⁻³ ,М
1	160	0,739	1,239	0,126	4	49,8	16353	10,54	8	5	3	0
2	250	0,807	1,212	0,151	3	41,6	28542	12,62	8	3	0	0
3	1000	2,767	4,899	0,163	5	38,5	64804	12,39	10	7	4	0
4	2000	4,942	8,221	0,173	5	36,4	118067	14,42	12	9	6	0
5	3150	4,049	5,724	0,239	4	26,3	170965	23,76	18	12	6	0
6	4000	6,001	10,626	0,221	5	28,4	174103	14,8	12	8	5	0
7	5000	6,840	11,523	0,232	4	27,1	199595	15,5	12	9	5	0
8	6000	6,968	8,101	0,252	4	25,0	202996	21,39	16	11	6	0
9	6300	8,050	11,244	0,240	5	26,2	242744	19,43	15	11	6	0
10	16000	13,923	20,403	0,291	4	21,6	620299	24,84	19	13	7	0
11	20000	25,156	47,107	0,242	5	26,0	622185	14,28	12	9	6	0

Технические возможности MS Excel позволяют представить полученные результаты в виде графиков (рис. 2).

Анализируя результаты, можно отметить затухание колебаний – снижение амплитуды колебаний и полную остановку шабота за время двойного хода падающих частей молота. Амплитуда последнего колебания для всей гаммы молотов равна нулю:

$$A_{n+1} = 0.$$

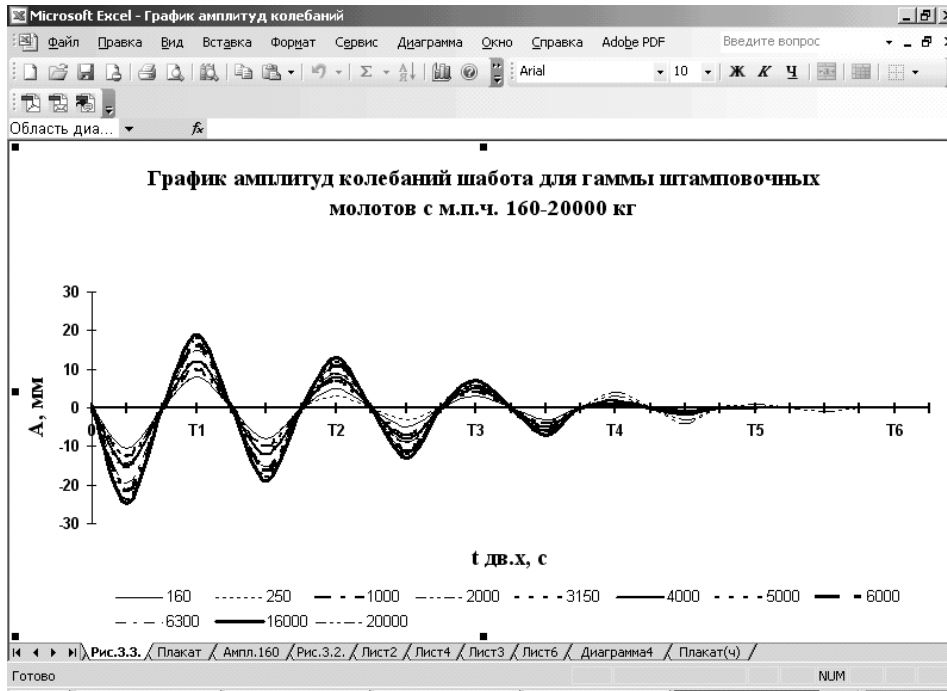


Рис. 2. График амплитуд колебаний шабота

Вывод. Применение электронных таблиц MS Excel позволило определить основные характеристики колебательного процесса штамповочного молота с применением подшаботной виброизоляции с односторонним демпфированием, значительно упростить вычисление и анализ полученных результатов, повысить наглядность их представления.

Литература

1. Ткачук О.А. Методика расчёта и проектирования подшаботной виброизоляции молотов с односторонним демпфированием колебаний // Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні: Зб. наук. пр. – Луганськ: Вид-во СНУ, 2001. – С. 182–187.
2. Ткачук О.А. Соціально-екологічні аспекти роботи кузнечно-штамповочного виробництва // Вісник Кременчуцького державного політехнічного університету: Наук. пр. – Кременчук, 2002. – №5/(16). – С. 35–38.
3. Кошелёв В.П. Демпфирование виброизолированных молотов // Кузнечно-штамповочное производство. – 1997. – №4. – С. 25-29.
4. Пат. 38111А Україна, МПК 7 В 21 J 13/00. Підшаботна віброізоляція молотів / О.А.Ткачук, Р.І.Рей, Ю.І. Гутько (Україна). - № 2000053073; Заявлено 30.05.00.; Опубл. 15.04.01, Бюл. №4. – 2 с.

А.А.Забродин, Г.В.Короп, Н.А.Пительгузов

ОСОБЕННОСТИ ТРАНСПОРТНО-ИНФОРМАЦИОННОЙ СИСТЕМЫ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИХ ПРЕДПРИЯТИЙ ПРИ ОБРАБОТКЕ ВАГОНОВ ОБЩЕГО ПОЛЬЗОВАНИЯ

Рассмотрены существующие транспортно-информационные системы металлургических предприятий. Проанализированы структура и характер поступающей и используемой информации. Определены основные задачи совершенствования транспортного обслуживания предприятия путём внедрения в существующих системах элементов оперативного планирования работы железнодорожного транспорта. Рис. 1. Ист. 8.

Введение

Как известно, более 80% грузопотока железных дорог зарождается и погашается на промышленных предприятиях, где вагоны проходят сложный технологический цикл на станциях и грузовых фронтах, включающих технический и коммерческий осмотры вагонов, поездов, маневровые операции, выгрузку, очистку, подборку и подачу в пункты погрузки, погрузку, взвешивание, накопление, формирование, сдачу на внешнюю сеть и др.

Параллельно с обработкой вагонов и грузов зарождается поток информации, отображающей ход транспортного процесса с фиксацией его результатов, которая содержится в перевозочных документах, сопровождающих вагоны и груз. В этих документах приведены полные сведения о вагоне, грузе, поставщике, получателе, времени отправления груза и тарифе на его перевозку и другие данные.

Постановка задачи исследования

Для вышеприведенных целей создаётся транспортно-информационная система с использованием вычислительной техники и электронных информационных коммуникаций на промышленном железнодорожном транспорте обеспечивающих своевременное, качественное и полное удовлетворение запросов производственных подразделений предприятия и служб маркетинга повышения экономической эффективности работы промышленного транспорта.

Логистическая система управления грузовыми перевозками на металлургических предприятиях в целом предназначена для получения полной, достоверной, оперативной информации о состоянии и ходе перевозочного, погрузочно-выгрузочного и других процессов прогнозирования эксплуатационных ситуаций на подъездном пути предприятия. К её новым функциональным задачам, которые следует развивать в системах следующего поколения следует отнести: подготовку данных для оптимизационных решений по оперативному управлению работой промышленного транспорта, повышению динамичности системы управления, реализации принципа упреждающего регулирования, повышению точности и оперативности учетных и статистических данных о ходе перевозочного процесса.

В то же время как показывает практика, информационно-логистические системы в условиях железнодорожного транспорта промышленного предприятия позволяет получить значительный технико-экономический эффект. Поэтому стратегия развития логистических систем на современном этапе предусматривает опережающее развитие информационной системы, которая должна обеспечить достижение многих из перечисленных выше задач и в то же время создать прочный фундамент для автоматизации функций принятия решений.

Результаты исследований

В рамках информационно-транспортной системы в настоящий момент автоматизируются следующие основные функции:

-учет наличия, дислокации, использования и простоев подвижного состава (итоговые сведения о приеме, сдаче, наличии, погрузке, выгрузке вагонов внешней сети, продолжительности их простоя на предприятии, заводских станциях и в производственных цехах);

-учет поступающих и отправляемых грузов по роду, поставкам и получателям (как внешним, так и внутриводским). Он тесно связан с учетом, ведущимся в нетранспортных подразделениях (отделах сырья и топлива, снабжения, маркетинга и др.);

-учет и контроль выполнения плановых заданий (использование вагонов внешнесетевого парка, прием и отправление грузов, в том числе загрузка готовой продукции);

-расчёты между управлением железнодорожного транспорта предприятия (УЖДТ) и организациями " Укрзалізниці ", между УЖДТ и производственными цехами предприятия за использование подвижного состава, перевозку грузов и выполнение других транспортных услуг;

-составление ряда форм статистической отчетности.

В настоящий момент многие крупные промышленные предприятия, активно использующие промышленный железнодорожный транспорт, имеют информационную систему следующей структуры, предназначенную для обеспечения персонала оперативной информацией о нахождении на предприятии внешнесетевых вагонов, их использовании, формировании и передачи пользователям сообщений о движении поездов, накоплении учётных сведений (рис.1). Для этого в систему с помощью операторов вводится оперативная информация об отправляемых с предприятия вагонах, грузах, внутриводских перемещениях вагонов, выполнении технологических операций. В последнее время на „Укрзалізниці” внедрена комплексная система электронного обмена данными «КСЭОД», содержащая информацию о составе поездов, сведения об отправителях и получателях, роде груза, сопроводительной документации на него, порядке расстановки вагонов составе и др. При налаженном взаимодействии и обмене данными между информационно-транспортной системой предприятия и «КСЭОД» появляется возможность заранее получать подробные данные о поступающих на предприятие составах. Что в свою очередь повышает достоверность и упрощает ввод информации в базу данных предприятия, позволяет планировать оперативную и маневровую работу по расформированию состава ещё до его прибытия на станцию примыкания. Для управления транспортом используют и другие оперативные сведения, например, о наличии груза на складах в пунктах погрузки и свободных емкостей в пунктах выгрузки, но для выполнения перечисленных ранее функций информационно-справочной системы эта информация достаточна.

Сведения о прибывающих на предприятия вагонах и грузах поступают из пункта выполнения приемно-сдаточных операций и соответствуют содержанию натуральных листов и накладных. Сообщения о прибывающих вагонах и грузах, как и сообщения остальных типов, содержат общепоездную и повагонную информацию. К первой относятся дата и время прибытия, номер и тип поезда, внутриводская станция назначения (для грузов маршрутного прибытия). В состав повагонной информации, содержащейся в натуральных листах поездов, входят порядковый и инвентарный номера вагона и признак неисправности, коды внутриводской станции назначения (для немаршрутных грузов) и цеха-получателя. Могут быть и некоторые дополнительные данные, например, число и номера прибывших контейнеров, дата и время зачисления вагонов на простой пред-

приятія (если они различаются от времени прибытия). Сообщение-накладная, как и натурный лист, содержит номер вагона, а также номер накладной, сведения о грузе (его код, масса, наименование и дополнительно, например, качественные характеристики), его отправителя (коды предприятия-поставщика и станции отправления), дальность и длительность перевозки, провозную плату. Вся информация, кроме трех последних реквизитов, по которым определяются итоги коммерческой работы, вводится в информационную систему в режиме реального времени; коммерческие же сведения можно готовить и вводить в информационно-транспортную систему в другом пункте (например, непосредственно в ВЦ или в службах УЖДТ после поступления туда накладных "Укрзалізниці").

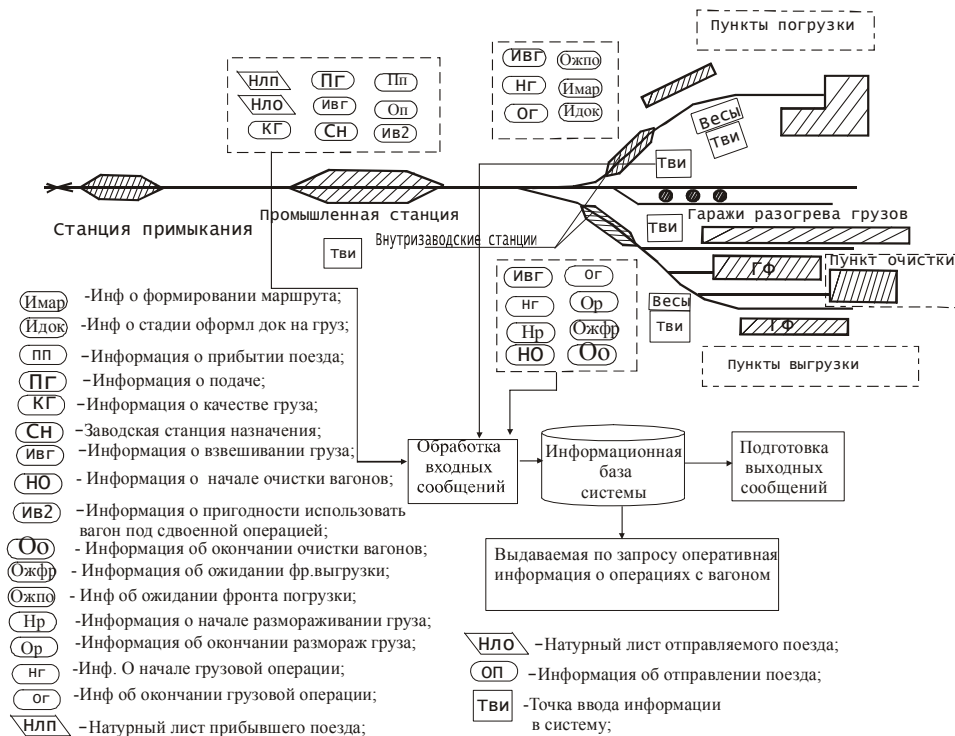


Рис. 1. Структура информационной системы железнодорожного транспорта предприятия

Сведения об отправляемых с предприятия вагонах и грузах поступают в систему в виде сообщений трех типов: натурного листа, накладной и квитанции на отправленный груз. Общепоездная часть этих сообщений — дата и время отправления поезда, его номер и тип. Повагонная информация натурного листа на отправленный с предприятия поезд содержит порядковые и инвентарные номера вагонов, код их владельца и признак неисправности, признак порожнего вагона, дату и время снятия вагонов с простоя предприятия (если они не совпадают с датой и временем отправления). Если вагон или группу вагонов включают в поезд или исключают из него, в строках повагонной информации натурного листа указывают соответствующий признак. В сообщении-накладной на отгруженную продукцию наряду с номерами вагонов содержатся те же сведения о грузе, что и в сообщении-накладной на прибывший груз, коды цеха-отправителя и дороги назначения, а также номер заказа, по которому отгружается продукция. Наконец, в сообщении-квитанцию наряду с номерами вагона и накладной вклю-

чают код груза, коды станции назначения и предприятия-получателя, расстояние перевозки и провозную плату.

Технология подготовки каждого из трех сообщений об отправляемых вагонах и грузах различна. Сообщение-накладную готовят одновременно с выпиской накладных на отгружаемую продукцию в пунктах погрузки. Сообщения-накладные могут также готовить на станции, обслуживающей пункты погрузки, или станции сдачи вагонов на внешнюю сеть, причем последние варианты целесообразны при большом числе пунктов погрузки, передача данных из которых требует разветвленной информационной сети. Сообщения вводят в информационно - логистическую систему в режиме реального времени из пунктов подготовки или из ближайших к ним пунктов, оборудованных устройствами ввода.

На основе оперативной информации о прибывающих на предприятие и отправляемых на внешнюю сеть вагонах формируются базовые массивы системы. Сообщения остальных типов в повагонной части в основном содержат лишь сведения об операции с вагоном, месте и времени ее выполнения. В общепоездную часть их включают номер поезда или передачи, коды внутризаводской станции назначения или грузового фронта; может быть указан также номер локомотива. Внутризаводские перемещения вагонов сопровождаются сообщениями двух типов: об отправлении поезда (группы вагонов) на заводскую станцию (грузовой фронт) и прибытии в пункт назначения. В состав повагонной информации сообщений первого типа входят порядковый и инвентарный номера вагонов, а также сведения, необходимые для корректировки состава поезда при прицепке к нему или отцепке от него группы вагонов. Последняя группа сообщений содержит информацию о ходе и результатах выполнения различных технологических операций с вагонами. Таковы, в частности, сообщения, поступающие из системы диспетчерского контроля грузовых работ (номер вагона, время и операции).

Массив информации (N, 6) имеет вид:

$$\left(\begin{array}{cccccc} N_1, & GN_1 & PN_1 & SN_1 & TN_1 & T_1 \\ N_2, & GN_2 & PN_2 & SN_2 & TN_2 & T_2 \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ N_n, & GN_n & PN_n & SN_n & TN_n & T_n \end{array} \right)$$

где N_i — номер вагона;

GN_i — вид груза;

PN_i — вид операции, выполняемой с вагоном;

SN_i — наименование внутризаводской станции предприятия, на которой в данный момент находится вагон;

TN_i — степень выполнения операции с данным вагоном;

T_i — время состояния выполнения отдельной операции или ожидания данного вагона в интересующий момент времени.

Основными пользователями информационно-логистической системы являются диспетчера, дежурные по станциям промпредприятий, начальники коммерческой службы, зам начальники железнодорожных цехов по оперативной работе.

Выводы

В настоящее время очень сложно создание и внедрение абсолютно новой, принадлежащей следующему поколению информационно-аналитической системы, оснащенной всеми необходимыми техническими средствами, позволяющими с высокой степенью достоверности автоматизированно снимать и перерабатывать информацию о состоянии транспортного комплекса. Это обуслов-

лено в первую очередь как высокой стоимостью самой новой системы, так и отсутствием на данном этапе выработанных стандартов и общепринятых систем и устройств автоматизированного учёта местонахождения подвижного состава.

Поэтому в основном на базе существующей информационной системы по мере появления необходимых условий должна создаваться интеллектуальная система, обеспечивающая оптимальное использование ресурсов, которыми располагает промышленный транспорт предприятия.

Интеллектуальная система для управления грузовыми перевозками представляет собой комплекс взаимосвязанных подсистем технического учёта и нормирования организации вагонопотоков, использования локомотивов и сменно-суточного планирования работы, которая должна выполнять следующие функции:

- аналитическое исследование и учёт показателей работы транспорта за предыдущие периоды времени;
- суточное планирование и моделирование оперативной обстановки на транспорте предприятия, используя информационные данные о текущем состоянии транспортной системы по двухчасовому интервалу времени и принятию решений в различной ситуации за предыдущий период времени.

Литература

1. Абрамов С.А. Основы построения автоматизированной системы управления железнодорожным транспортом (АСУЖТ) : Учеб. пособие — М. : МИИТ, 1981. — 93 с. : ил.; 20 с.
2. М.И. Шмулевич. Е.П. Юшевич. Информационное взаимодействие железнодорожного транспорта и предприятий – М: Транспорт. 1984. - 240 с.
3. Терюкова Л.И. Анализ работы технических систем промышленного железнодорожного транспорта в промузле: Автореферат диссертации на получение научной степени кандидата технических наук (05.22.12): Государственная академия строительства – Ростов-на-Дону, 1996. - 30 с.
4. Нечаев Г.И. Технология и организация работы транспортно-складских систем. – Луганск: Издательство СНУ, 1999. - 230 с.
5. Короп Г.В. Анализ и пути совершенствования транспортного обслуживания промышленного предприятия. – Вісник Східноукраїнського національного університету ім. В.Даля. Науковий журнал. Технічні науки. Серія Транспорт. №10[68] Частина 2. – Луганськ, 2003. - С 66-72.
6. Цвирицько И. К структуризації методів і моделей логістики – журнал «Логістика» № 2-03. – Москва, 2003. - С 16-19.
7. Промышленная логистика. – СПб.: Политехника, 1994. – 165 с.
8. Логистика: Учебник / Под ред. Б.А.Аникина. – М.: ИНФРА-М, 2004. –183 с.

УДК 621.833

В.О.Малашенко, О.І.Сороківський, І.Є.Кравець, П.В.Філь

СПРАЦЮВАННЯ ЗУБЦІВ ВЕЛИКОГАБАРИТНОЇ ПРИВІДНОЇ ПАРИ МЛІНІВ

Розглядається методика проведення вимірювання товщини зубців великогабаритної відкритої передачі. Виконано побудову профілів зубців за допомогою комп'ютера. Наведені результати дозволили оцінити величину спрацювання зубців шестірні та колеса. Дж. 7. Рис. 5. Табл. 4.

Постановка проблеми. Складовою частиною механічного привода барабанного млина типу ШБМ є відкрита зубчаста пара з прямозубими зубчастими колесами великих габаритів, яка разом з муфтами часто лімітують термін роботи

всього кінематичного ланцюга установки. Тому збільшення терміну їх роботи є актуальною проблемою [1, 2, 5].

Шестірня цієї передачі розміщена на валу, що спирається на два підшипники кочення, розташованих в окремому корпусі. Зубчастий вінець колеса складається з чотирьох сегментів, що закріплюються на корпусі барабана млина. Згідно існуючої технічної документації шестірня виготовляється зі сталі 45 з об'ємним гартуванням до твердості зубців 240...280 НВ, а кожна частина зубчастого вінця колеса окремо відлита із ливарного чавуну.

Проведення дослідів виконано для передачі з основними геометричними параметрами зубців і зубчастих коліс, розрахованих за відомими формулами та наведених в табл. 1 [1, 6, 7].

Експериментальні дослідження проведено для зубців шестірні приводної відкритої передачі, що безперервно працювали без реверсування 3600 годин, а колесо також працювало без реверсування, але інша сторона профілів його зубців була вже спрацьована. Візуальний аналіз стану робочих поверхонь зубців шестірні та колеса показав, що їхні профілі за наведений термін роботи дістали значне спрацювання, яке було нерівномірним за висотою та довжиною зубців. Тому для установлення причин цього явища проведено вимірювання не тільки величини спрацювання профілів зубців, а й ступеня рівномірності їх зношування за висотою та довжиною.

Враховуючи великі габарити зубців ($m=20$ мм), прийнято раціональну методику визначення величини спрацювання робочих поверхонь шляхом вимірювання дійсної товщини зубців в різних її перерізах. Нижче наведено запропоновану методику проведення дослідів безпосередньо у виробничих умовах.

1. Методика проведення вимірювання товщини зубців великогабаритної відкритої передачі

Розміри зубців шестірні та колеса зубчастої передачі уможливають вимірювання їх товщини за допомогою штангенциркуля з точністю до 0,1 мм та набору вимірювального інструменту у вигляді стандартних плиток, що розміщувалися на поверхнях виступів зубців. Під час дослідів застосовувалось бічне підсвічування з допомогою спеціального ліхтаря, що дозволило покращити точність прилягання інструментів до поверхонь зубців. Підвищення точності результатів здійснювалось також за рахунок вимірювання, по меншій мірі, трьох зубців шестірні та колеса, що рівновіддалені один від одного.

Після ретельного вимірювання товщини відмічених зубців 3...4 рази визначалось його середнє значення, що також підвищувало точність кінцевих результатів. Такі вимірювання проводилися в трьох паралельних до торців зубчастих коліс площинах по довжині зубців шестірні та колеса (рис.1). Причому середня площина II, на якій проводились вимірювання, була розташована на віддалі 210 мм від торця колеса та на віддалі 215 мм від торця шестірні. Дві крайні I і III – на віддалі – 15 мм від торців шестірні та колеса.

Товщина зубців вимірювалась в різних перерізах з кроком 5 мм за висотою зубців шестірні та колеса (рис. 2) з допомогою наборів прецизійних плиток необхідної товщини, які по черзі накладалися на поверхню виступів зубців. Це вимагало проведення достатньо великої кількості замірів в кожній з трьох визначених площин зубців шестірні та колеса.

Для зручності практичного використання та більшої наочності одержані результати вимірювань зведено в табл. 2.

Одержані експериментальним шляхом результати табл.2 підтверджують зроблені раніше теоретичні висновки щодо нерівномірного спрацювання зубців шестірні та колеса [4]. Причому, це явище має місце як за висотою, так і довжиною зубців. Для оцінки кількісного показника цього процесу проведено порівня-

льний аналіз розмірів зубців стандартного профілю з відповідними розмірами зубців спрацьованих зубчастих коліс. Для цього зручно застосувати методику комп'ютерної побудови профілів зубців за рівняннями, що описують аналітичну форму евольвенти. Зміст цієї методики та одержані результати наведено нижче.

Таблиця 1
Параметри зубців і зубчастих коліс приводної зубчастої пари

Назва геометричного параметру	Шестірня	Колесо
Висота головки зуба, мм	$h_{a1} = (h_a + x_1)m = (1+0,6) \cdot 20 = 32$	$h_{a2} = (h_a + x_2)m = (1-0,6) \cdot 20 = 8$
Висота ніжки зуба, мм	$h_{f1} = (h_a + c + x_1)m = (1 + 0,25 - 0,6) \cdot 20 = 13$	$h_{f2} = (h_a + c - x_2)m = (1+0,25+ 0,6) \cdot 20 = 37$
Висота зуба, мм	$h = h_{a1} + h_{f1} = h_{a2} + h_{f2} = 32 + 13 = 8 + 37 = 45$	
Радіальний зазор, мм	$c = c \cdot m = 0,25 \cdot 20 = 5$	
Коефіцієнт зміщення	$x_1 = 0,6$	$x_2 = -0,6$
Ділильні діаметри, мм	$d_1 = mz_1 = 20 \cdot 29 = 580$	$d_2 = mz_2 = 20 \cdot 220 = 4400$
Діаметри вершин, мм	$d_{a1} = mz_1 + 2h_{a1} = 20 \cdot 29 + 2 \cdot 32 = 644$	$d_{a2} = mz_2 + 2h_{a2} = 20 \cdot 220 + 2 \cdot 8 = 4416$
Діаметри впадин, мм	$d_{f1} = mz_1 - 2h_{f1} = 20 \cdot 29 - 2 \cdot 13 = 554$	$d_{f2} = mz_2 - 2h_{f2} = 20 \cdot 220 - 2 \cdot 37 = 4326$
Крок зачеплення, мм	$t = \pi m = 3,14 \cdot 20 = 62,8$	
Товщина зубців на ділильних діаметрах, мм	$S_1 = 0,5t + 2x_1m \operatorname{tg} \alpha = 0,5 \cdot 62,8 + 2 \cdot 0,6 \cdot 20 \operatorname{tg} 20^\circ = 40,136$	$S_2 = 0,5t + 2x_2m \operatorname{tg} \alpha = 0,5 \cdot 62,8 - 2 \cdot 0,6 \cdot 20 \operatorname{tg} 20^\circ = 40,136$

Примітка. * Розмір для шестірні дорівнює 215 мм

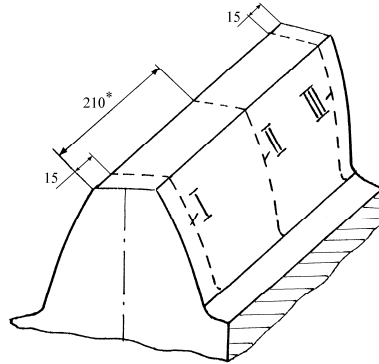


Рис. 1. Площини вимірювання

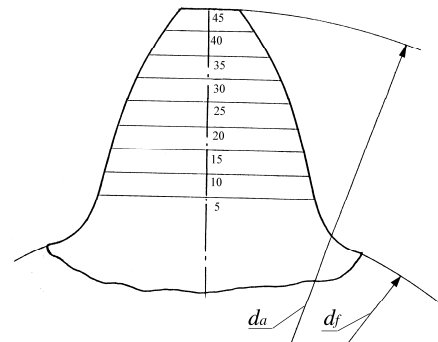


Рис. 2. Рівні вимірювань товщини зубців

Таблиця 2

Результати вимірювань

Висота зубця, мм	Площина I		Площина II		Площина III	
	Колесо	Шестірня	Колесо	Шестірня	Колесо	Шестірня
5	–	43,6	–	43,7	–	43,9
10	–	36,4	–	36,2	–	36,1
15	26,5	32,8	26,8	32,4	27,2	32,5
20	22,8	30,0	23,6	29,3	24,0	30,2
25	17,2	26,3	19,4	25,9	19,2	27,2
30	14,6	22,2	15,5	21,8	15,6	23,1
35	14,0	17,2	13,8	16,8	13,9	18,1
40	9,9	10,9	11,8	10,8	11,3	11,8
45	3,1	4,8	5,3	4,7	5,3	5,6
13	–	34,4	–	34,1	–	35,0
37	13,3	–	13,4	–	13,3	–

2. Комп'ютерна побудова профілів зубців

Спочатку розраховувалось дійсна товщина неспрацьованих зубців, що є можливим після побудови стандартних їх профілів. Відомо, що стандартні профілі зубців відповідають евольвентам основних кіл зубчатих коліс [3]. У даному випадку це основних кіл шестірні та колеса відкритої зубчастої передачі млина Ш-12, евольвенти яких в Декартових координатах мають вигляд:

$$\begin{aligned}x &= r_b \cos \varphi + r_b \varphi \sin \varphi; \\y &= r_b \sin \varphi - r_b \varphi \cos \varphi.\end{aligned}\quad (1)$$

Для комп'ютерної побудови профілів зубців рівняння (1) необхідно звести до вигляду:

$$\begin{aligned}x &= r_b (\cos(\varphi - \delta) + \varphi \sin(\varphi - \delta)); \\y &= r_b (\sin(\varphi - \delta) - \varphi \cos(\varphi - \delta)),\end{aligned}\quad (2)$$

де r_b – радіус початкового кола;

φ – кут нахилу відрізка, що проведений від осі зубчастого колеса до дотичної початкового кола;

δ – кут нахилу евольвенти до осі x .

Значення кута δ для шестірні та колеса вибирались методом підбору. Його величина контролювалася товщиною зубця, що визначалось за другим рівнянням залежностей (2), і порівнювалася з технічними характеристиками, наведених в кресленнях шестірні і колеса, тобто на відстані від вершини зубця шестірні $h_1 = 32,7$ мм довжина хорди повинна знаходитись в межах $S_1 = 39,76 \dots 39,92$ мм, а для зубчастого колеса на відстані від вершини зубця $h_2 = 4,36$ мм довжина хорди повинна знаходитись в межах $S_2 = 18,73 \dots 19,03$ мм. Внаслідок цього для шестірні отримано кут $\delta = 4,847^\circ$, а для колеса – $\delta = 1,136^\circ$.

Таблиця 3

Результати комп'ютерних обчислень профілю зубців шестірні і колеса

Шестірня		Колесо	
Висота зубця, мм	Ширина зубця, мм	Висота зубця, мм	Ширина зубця, мм
0	45,515	0	45,931
5	43,934	5	42,923
10	41,645	10	39,828
13	39,979	15	36,647
15	38,755	20	33,381
20	35,323	25	30,032
25	31,382	30	26,600
30	26,955	35	23,088
35	22,054	37	21,661
40	16,687	40	19,496
45	10,855	45	15,824

В табл. 3 жирним шрифтом виділено значення результатів комп'ютерних обчислень профілю зубців шестірні та колеса на їх ділільних діаметрах. Результати вимірювань та обчислень дозволили побудувати графіки профілів стандартних евольвентних та профілі спрацьованих поверхонь зубців шестірні (рис. 3) та колеса (рис. 4).

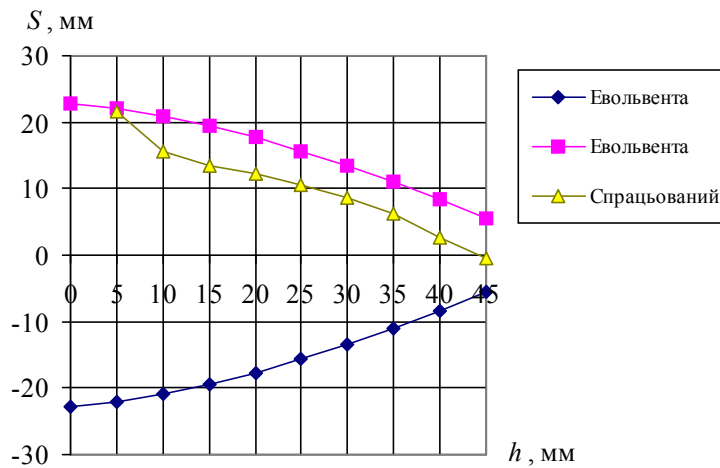


Рис. 3. Стандартні та спрацьований профілі зубця шестірни

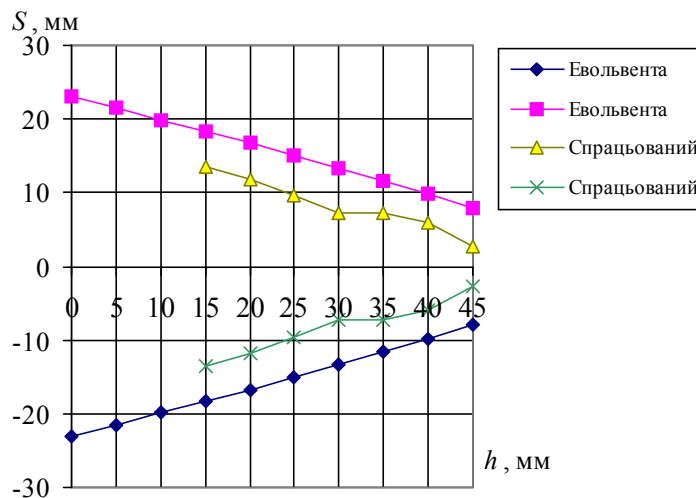


Рис. 4. Стандартні та спрацьовані профілі зубця вінця колеса

За рис. 3, 4 можна легко оцінити величину спрацювання зубців шестірни та колеса, як різницю між наведеними профілями. Верхня і нижня криві – це теоретичні профілі зубця, а крива (чи дві криві) між ними – робоча поверхня спрацьовано зубця. Розбіжність між теоретичними підрахунками глибини спрацювання профілів зубців і експериментальними значеннями не перевищує 7...9%.

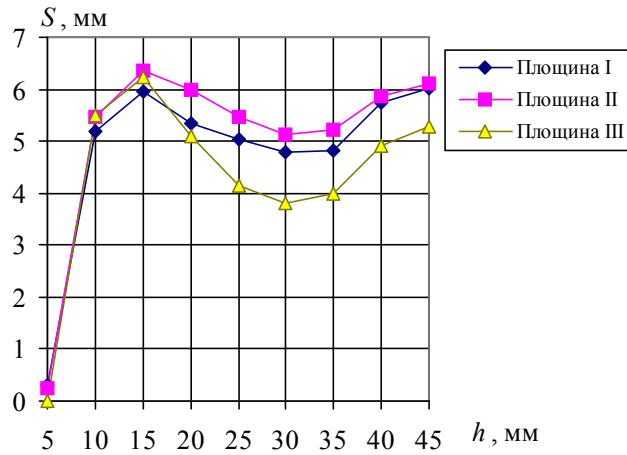
Величиною спрацювання зубців шестірни та колеса є різниця обчисленої та вимірної товщин зубців. Одержані значення спрацювання профілів зубців шестірни та колеса занесено в табл. 4.

Висновки

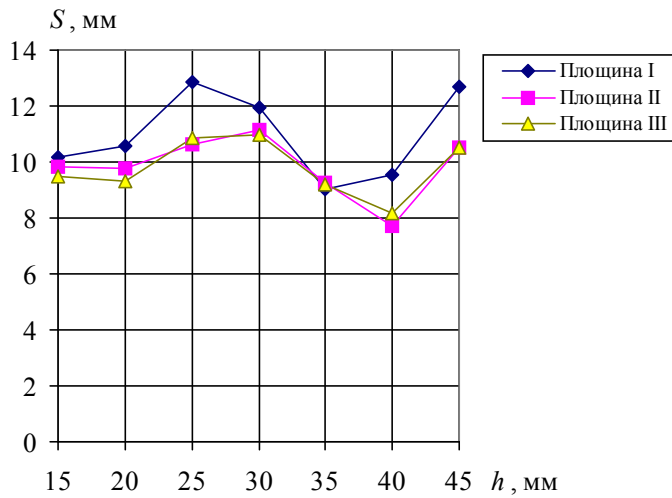
За узагальненими результатами побудовано графіки спрацювання робочих профілів зубців шестірни і колеса (рис.5), з яких очевидно, що профіль зубців шестірни більше спрацьовується посередині довжини зубця (площина II, рис.1), а профіль зубців колеса – на площині I (рис.1), що підтверджує теоретичні положення [4], наведені вище.

Величина спрацювання профілів зубців

Висота зубця, мм	Шестірня			Колесо		
	Початок	Середина	Кінець	Початок	Середина	Кінець
5	0,301	0,267	0,001	–	–	–
10	5,212	5,478	5,512	–	–	–
15	5,955	6,355	6,222	10,180	9,847	9,480
20	5,356	5,990	5,090	10,581	9,781	9,348
25	5,049	5,482	4,149	12,865	10,632	10,832
30	4,789	5,122	3,822	11,967	11,134	10,967
35	4,821	5,221	3,988	9,055	9,255	9,222
40	5,754	5,854	4,920	9,562	7,696	8,196
45	6,022	6,122	5,288	12,691	10,491	10,491
13 (37)	5,612	5,846	5,012	8,328	8,228	8,394



а



б

Рис. 5. Спрацювання профілів зубців: а - шестірні; б - колеса

Окрім того одержані графіки дозволяють установити залежності величини спрацювання зубців за їх висотою та довжиною. Вони підтверджують теоретичні положення стосовно більш інтенсивного спрацювання зубців шестірні біля їх кореня та біля вершин, в той час як зубці зубчастого вінця колеса більш інтенсивно спрацюються біля полюса зацеплення та вершин. Це підтверджується також оглядом інших пар зубчастих коліс млинів Ш-12, що відпрацювали свій термін.

Результати проведених досліджень є підґрунтям для розробки та здійснення заходів щодо більш рівномірного спрацювання профілів зубців і збільшення терміну роботи великогабаритної передачі вуглерозмелювальних млинів.

Література

1. Литвин Ф.Л. Теория зубчатых зацеплений. - М., 1968. – 584 с.
2. Кириченко А.Ф. Экспериментальное исследование условий контактирования зубьев цилиндрических зубчатых колес/ Вестник Машиностроения, 1980, №2. - С. 8-10.
3. Кириченко А.Ф., Павлов А.И., Чайка Э.Г. Компьютерное построение эвольвентного зацепления / Вісник Харківського державного технічного університету сільського господарства. - Вип. 18, Харків, 2003. - С. 160-163.
4. Малащенко В.О., Куновський Г.П., Петренко П.Я., Сороківський О.І. Визначення глибини спрацювання зубців великогабаритної прямозубої передачі млинів/ Львів, Збірник наукових праць асоціації „Автобус”. Вип. 4, 2000. - С. 67-70.
5. Носко П.Л., Муховатый А.А., Шишова Н.В. Критерии работоспособности прямозубых цилиндрических передач с геометрией зубьев общего вида/ Луганск, Вісник СУНУ, науковий журнал, №12 (70), 2003. - С.19-26.
6. Утутов Н.Л. Уравнительные зубчатые передачи. Луганск: изд-во ВУГУ, 1997. – 112 с.
7. Шишов В.П. Теория, математическое обеспечение и реализация синтеза высоконагруженных передач зацеплением для промышленного транспорта / Дис. докт. техн. наук. - Луганск, 1994. - 525 с.

УДК 621.742

С.П.Чередниченко, Ю.И.Гутько, П.С.Чередниченко

МОДЕЛИРОВАНИЕ УСТРАНЕНИЯ ДЕФЕКТОВ В СТАЛЬНЫХ ОТЛИВКАХ, ПОЛУЧАЕМЫХ ПРИ ЛИТЬЕ ПО ГАЗИФИЦИРУЕМЫМ (ПОЛИСТИРОЛЬНЫМ) МОДЕЛЯМ

Рассмотрено моделирование устранения дефектов в стальных отливках, получаемых при литье по газифицируемым (полистирольным) моделям. Определены составляющие факторы, влияющие на устранение дефектов. Ист. 3.

При производстве низко- и среднеуглеродистых стальных отливок по газифицируемым (полистирольным) моделям вследствие газификации возникают следующие дефекты: газовые раковины и пятнистое науглероживание частей массива отливки. Причем науглероживание происходит неравномерное, прирост углерода скачет от 0,05 до 0,60 %, что при дальнейшей термической обработке отливки приводит к ее разрушению.

Целью работы является исследование и определение составляющих факторов системы, влияющих на устранение указанных выше дефектов: полистирольный блок моделей - антипригарная краска - сыпучий наполнитель (мытый песок) - опока - герметичность опоки - площадь и геометрия размещения вакуумирующих окон в опоке - объем вакуумирующего рессивера - производительность вакуумного насоса - время заливки металла.

1. Рассмотрим главный фактор дефектообразования – полистирольный блок. При заливке металла полистирол газифицируется. Объем образовавшегося газа $V_{\text{газ}}$, л:

$$V_{\text{газ}} = \frac{M_{\text{п.б.}}}{m} \cdot 22,4, \quad (1)$$

где $M_{\text{п.б.}}$ - масса полистирольного блока, г;

m - масса одного грамма Моля полистирола, г.

2. Время газифицирования – это время заливки металла $t_{\text{зал}}$ в сек.

3. Скорость газообразования $N_{\text{газ}}$ в л/сек:

$$N_{\text{газ}} = \frac{V_{\text{газ}}}{t_{\text{зал}}}. \quad (2)$$

4. Газопроницаемость антипригарной краски $\mu_{\text{кр}}$, в $\frac{\text{л} \cdot \text{дм}^2}{\text{сек}}$ - величина постоянная и определяется в лаборатории перед применением.

5. Площадь окрашенной поверхности полистирольного блока $F_{\text{кр}}$ в дм^2 .

6. Газопроницаемость окрашенной поверхности полистирольного блока $N_{\text{кр}}$ в л/сек:

$$N_{\text{кр}} = \frac{F_{\text{кр}}}{\mu_{\text{кр}}}. \quad (3)$$

7. Газопроницаемость сыпучего наполнителя опоки $\mu_{\text{нап}}$ в $\frac{\text{л} \cdot \text{дм}^2}{\text{сек}}$.

8. Площадь неокрашенной поверхности полистирольного блока $F_{\text{н.кр}}$ в дм^2 .

9. Газопроницаемость неокрашенной поверхности полистирольного блока $N_{\text{н.кр}}$ в л/сек:

$$N_{\text{н.кр}} = \frac{F_{\text{н.кр}}}{\mu_{\text{нап}}}. \quad (4)$$

10. Газопроницаемость сетки вакуумирующих окон опоки $\mu_{\text{сет}}$ в $\frac{\text{л} \cdot \text{дм}^2}{\text{сек}}$.

11. Площадь вакуумирующих окон опоки $F_{\text{оп}}$ в дм^2 .

12. Газопроницаемость вакуумирующих окон опоки $N_{\text{оп}}$ в л/сек:

$$N_{\text{оп}} = \frac{F_{\text{оп}}}{\mu_{\text{сет}}}. \quad (5)$$

13. Герметичность опоки (отсутствие подсоса воздуха) – η , при отсутствии подсоса воздуха из – под пленки, принимаем $\eta = 1,0$.

14. Объем вакуумирующего рессивера $V_{\text{рес}}$ в л.

15. Давление вакуума на рессивере в МПа.

16. Производительность вакуумного насоса $N_{в.н.}$ в л/сек.

Составим зависимость, показывающую возможность устранения дефектов:

$$N_{газ} \leq N_{кр} + N_{н.кр} \leq N_{оп} \leq N_{в.н.}, \quad (6)$$

Эта зависимость показывает, что скорость газообразования $N_{газ}$ должна быть ниже газопроницаемости полистирольного блока:

$$N_{п.б.} = N_{кр} + N_{н.кр}, \quad (7)$$

ниже газопроницаемости опоки $N_{оп}$, а также ниже производительности вакуумного насоса и должна иметь вид:

$$N_{газ} \leq N_{п.б.} \leq N_{оп} \leq N_{вн.} \quad (8)$$

В некоторых случаях время газификации не совпадает со временем заливки, так как температура газификации гораздо ниже температуры жидкого металла и поэтому необходимо ввести поправочный коэффициент $q=0,3$ в зависимость (2) и теперь она примет вид:

$$N_{газ} = \frac{V_{газ}}{q \cdot t_{зал}}. \quad (9)$$

Отсюда видно, что $N_{газ} \Rightarrow V_{газ}$.

В большинстве случаев скорость газификации $N_{газ}$ будет больше производительности вакуумного насоса, поэтому в системе «вакуумная опока – вакуумный насос» необходимо устанавливать ресивер с $V_{рес} \geq V_{газ}$, тогда наше выражение примет вид:

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{M_{п.б.} \cdot 22,4}{m \cdot q \cdot t_{зал}} \leq \eta \left(\frac{F_{кр}}{\mu_{кр}} + \frac{F_{н.кр}}{\mu_{нап.}} \right) \leq \frac{F_{оп}}{\mu_{сет}} \leq N_{в.н.} \\ \frac{M_{п.б.} \cdot 22,4}{m} \leq V_{рес} \end{array} \right. \quad (10)$$

Вывод. Рассмотрено моделирование устранения дефектов в стальных отливках, получаемых при литье по газифицируемым (полистирольным) моделям. Определены составляющие факторы, влияющие на устранение дефектов. Разработана математическая модель расчета устранения дефектов.

Литература

1. Иванов В.Н. Словарь – справочник по литейному производству. - М.: Машиностроение, 1990. - 384 с.
2. Аксенов П.Н. Оборудование литейных цехов. Учебник для машиностроительных вузов. Изд. 2-е, перераб. и доп. - М.: Машиностроение, 1977. - 509 с.
3. Краткий политехнический словарь.- М.: Гос. изд. технико–теоретической литературы, 1955. - 1136 с.

Л.М.Зуева, В.Н.Черномаз

**ФОРМАЛИЗАЦИЯ ПРОЦЕССА МЕХАНИЧЕСКОЙ
ОБРАБОТКИ ПРОКАТНЫХ ВАЛКОВ**

Изложен подход к формализации процесса механической обработки деталей типа вал с использованием теории массового обслуживания. Рис. 2. Ист. 4.

Объектом исследования является технологическая система (ТС) для обработки деталей типа вал, элементами которой являются универсальный токарный станок с наибольшим диаметром устанавливаемого изделия $D_s \geq 1000$ мм, приспособления, режущий инструмент, станочник. Таким образом, рассматривается ТС как человеко-машинная технологическая система (ТСЧМ).

Необходимость такого рассмотрения вызвана тем, что в последние годы уделялось большое внимание диагностике состояния технической части технологической системы, но не учитывался наиболее сложный и тонкий для диагностики элемент технологической системы – человек. Состояние станочника зависит от надежности ТС и, вместе с тем, оказывает на нее большое влияние, особенно на обеспечение качества продукции.

Для последующей оптимизации ТС все изучаемые явления желательно представить в виде математических моделей.

Перспективным является использование феноменологических моделей. Они отражают явления «как есть», как это дано в опыте, не раскрывая физические закономерности, но при необходимости помогая их объяснению. Такой подход соответствует задаче оптимизации механообработки.

В качестве математического аппарата формализации использовалась теория массового обслуживания. В терминах этой теории наша технологическая система описывается как система массового обслуживания (СМО), состоящая из $L \geq 1$ взаимосвязанных и взаимодействующих элементов-приборов обслуживания (каналов) P_1, \dots, P_i . Таким образом, СМО могут быть одноканальными и многоканальными. Исследуемая ТС представляет собой одноканальную систему, в которой прибором обслуживания является рабочий.

Прибор обслуживания состоит из накопителя заявок H_i , в котором могут одновременно находиться I_i заявок ($0 \leq I_i \leq m_i$), и канала K_i обслуживания заявок. На каждый элемент прибора P_i поступают потоки событий. В накопитель H_i – поток заявок, на канал K_i – поток обслуживаний. Заявки, обслуженные каналом K_i , и заявки, покинувшие прибор P_i необслуженными, образуют выходной поток, являющийся выходным сигналом СМО. Источниками заявок в исследуемой СМО являются: станок, инструмент, деталь. Обслуживание заявки продолжается – случайное время $T_{об}$, после чего канал (рабочий) освобождается и готов к приему следующей заявки. Заявка, пришедшая в момент, когда канал занят, не уходит, а становится в очередь и ждет обслуживания. Например, рабочий производит измерение детали на ходу и одновременно появляется необходимость удаления сливной стружки из зоны резания.

Процесс работы исследуемой СМО представляет собой случайный процесс с дискретными состояниями и непрерывным временем. При анализе СМО учитывается «дисциплина обслуживания». В исследуемой системе заявки обслуживаются либо в порядке поступления, либо с приоритетом – некоторые заявки обслуживаются вне очереди. В нашем случае приоритет абсолютный, то есть заявка с более высоким приоритетом вытесняет из под обслуживания заявку с низшим, но после окончания обслуживания заявки-захватчика вытесненная

заявка дообслуживается. Заявки с приоритетом - это смена инструмента или приспособления вследствие отказа, настройка на переход.

Процессы, протекающие в исследуемой СМО, не удается свести к модели Маркова, так как потоки в рассматриваемой ТС обладают последствием и, как следствие этого, нестационарны. Во-первых, последствие обусловлено зависимостью вероятности отказа элементов системы (станка, инструмента) от того, сколько времени они уже проработали и когда был последний ремонт или переточка. Во-вторых, вероятность появления ряда событий зависит от стадии обработки детали. Таким образом, последствие приводит к зависимости вероятностных характеристик системы от времени, а, значит, - к нестационарности потоков.

Рассмотрим случайные потоки (рис.1):

-поток заявок v – последовательность интервалов времени между моментами поступления требований и образует подмножество неуправляемых переменных СМО;

-поток обслуживания u – последовательность интервалов времени между моментами начала и окончания обслуживания требований и образует подмножество управляемых переменных ;

-выходной поток y – последовательность интервалов времени между моментами выхода требований из системы.

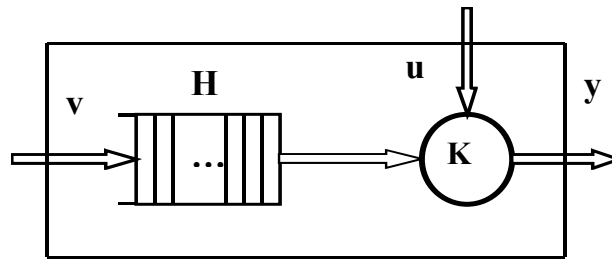


Рис.1 Структурная модель ТСЧМ

Законы распределения случайных величин v , u определены экспериментально в производственных условиях. Распределение случайной величины v - Вейбулла с параметрами a, b . Случайная величина u имеет логнормальное распределение с параметрами σ, μ .

Объединим параметры обоих потоков и рассмотрим в качестве вектора параметров системы вектор:

$$\theta = \begin{pmatrix} \theta_1 \\ \theta_2 \\ \theta_3 \\ \theta_4 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} a \\ b \\ \sigma \\ \mu \end{pmatrix}$$

Показателями эффективности функционирования системы являются средние значения таких величин, как коэффициент вариации стойкости резцов S_1 , величина информационной нагрузки на рабочего S_2 , производительность обработки S_3 , определяемая как величина, обратная неполному штучному времени на обработку поверхности. В качестве оценок этих показателей будем использовать статистики $\{S_i\}$ вычисляемые по результатам прогонов имитационной модели для интервала моделирования $[0, T]$.

$$S_i = \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n s_i^k,$$

где s_k – значение i -го показателя эффективности в массиве из n данных, полученных на интервале моделирования $[0, T]$.

Процесс функционирования анализируемой ТС – это процесс изменения состояний ее компонент во времени. Состояние системы в момент времени $t \in [0, T]$ будем описывать вектором:

$$x(t) = \begin{pmatrix} x_1(t) \\ x_2(t) \end{pmatrix},$$

где $x_1(t)$ – длительность пребывания системы в одном из возможных состояний, $0 \leq x_1(t) \leq T$ (рис. 2)

$$x_2(t) = \begin{cases} 0, & \text{если канал К свободен,} \\ 1, & \text{если канал К занят.} \end{cases}$$

Целью имитационного моделирования системы является нахождение оценок S_1, S_2, S_3 при некотором фиксированном значении θ .

Для построения моделирующего алгоритма использовалась методика построения диаграмм переходов состояний (STD диаграмма) (рис. 2).

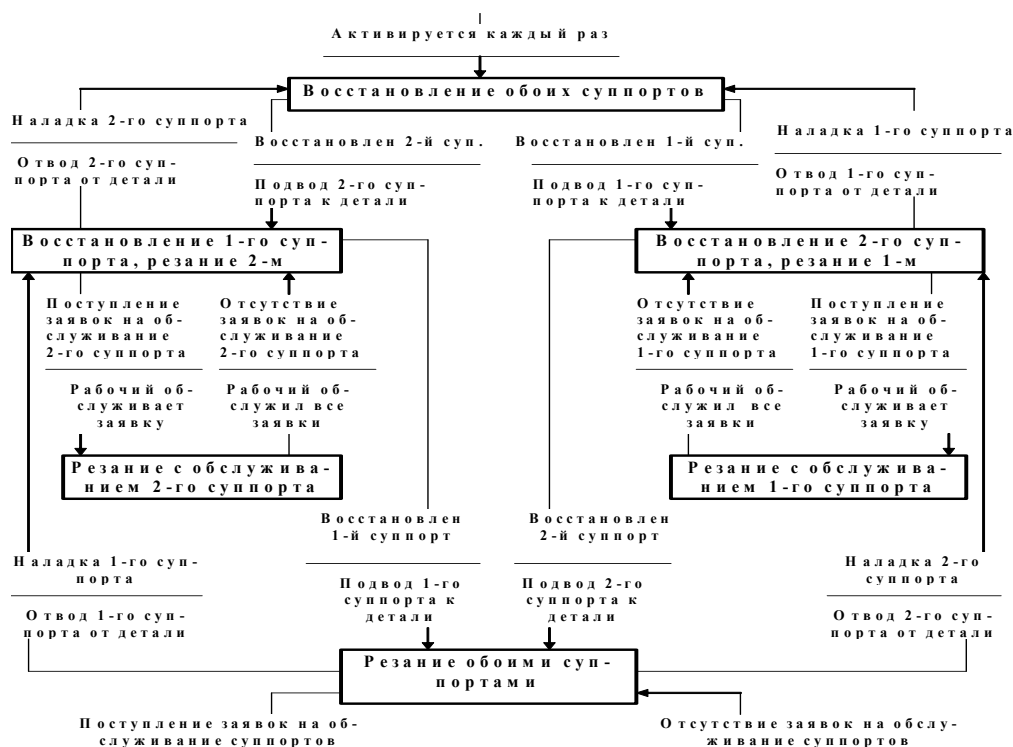


Рис.2 Диаграмма состояний ТСЧМ для двухсупортной обработки

Выводы. Приведенная формализация ТС как системы массового обслуживания позволила создать модель для последующего имитационного моделирования транзактным способом, что позволило в результате имитационного эксперимента получить зависимости производительности ТС от показателей ее надежности и напряженности труда станочников, модели зависимости напряженности труда станочников от времени восстановления и обслуживания, а также от технологических факторов с целью дальнейшей многокритериальной оптимизации режимов резания.

Литература

1. Клейнрок Л. Теория массового обслуживания / Пер. с англ. И.И.Грушко; Под ред. В.М.Неймана.- М.: Машиностроение,1979. - 431с.
2. Вагнер Г. Основы исследования операций: Сборник.-3 т./ Пер. с англ. Б. Т.Вавилова.- М.: Мир, 1973. – 500 с.
3. Шеннон Р. Имитационное моделирование систем - искусство и наука.- М.: Мир,1978.- 418с.
4. Гейн К., Сарсон Т. Системный структурный анализ: средства и методы. - М.: «Эйтекс», 1992. – 97 с.

УДК 621.51; 621.768

В.О.Кузьмін, П.Я.Крауїньш, Д.О.Сомов, О.М.Гапонюк

НИЗЬКОЧАСТОТНИЙ ЕЛЕКТРОГІДРАВЛІЧНИЙ ВІБРОМОДУЛЬ ДЛЯ ВІБРАЦІЙНОГО ПРОСВІЧУВАННЯ ЗЕМЛІ

В даній роботі розглядається одна із можливих схем вібраційного модуля для вібраційного просвічування Землі, де як пружні елементи виконавчого механізму застосовуються гідравлічні рукава високого тиску з попередньою радіальною деформацією. Розглянуті динамічні характеристики вібромодуля. Рис. 3. Дж. 5.

Для надійної експлуатації будинків, споруд, тунелів необхідно вивчення будівельних властивостей ґрунтів, їх мінливість в період будівництва та експлуатації. Знання механіки ґрунту дозволяє проектувальнику та будівельнику приймати раціональні конструкції фундаментів, аналізувати сумісну роботу споруди з основою в період будівництва та експлуатації, оцінювати взаємний вплив існуючих і можливих несприятливих геодинамічних процесів, розробляти методи інженерного захисту територій та споруд.

Для вивчення властивостей ґрунтів та їх напружено-деформованого стану широко використовують теоретичні, лабораторні та польові (натурні) методи з використанням інших наукових дисциплін. Одним з напрямків розвитку сучасної механіки ґрунтів є створення нових приладів для вивчення їх властивостей.

Одним з можливих варіантів використання низькочастотного вібраційного модуля є вібраційне просвічування землі (ВПЗ) з амплітудним значенням зусилля понад 1000 т – „розпірне” джерело [1]. У даній роботі розглядається одна з можливих схем такого вібраційного модуля, де як пружні елементи виконавчого механізму застосовуються гідравлічні рукава високого тиску з попередньою радіальною деформацією [2, 3, 4]. Даний пружний елемент, разом з компактністю і повною герметичністю, дозволяє розподілити навантаження на породу більш рівномірно у порівнянні з гідравлічними циліндрами. Крім того, при радіальній віссиметричній деформації у стінках оболонки рукава практично відсутні втрати на

сухе тертя, що також істотно для передачі неспотвореного гармонійного сигналу до породи. Для формування зусилля, що змінюється за синусоїдальним законом, необхідно у пружних елементах створювати змінний тиск. Це досягається за допомогою застосування спеціального об'ємного гідравлічного генератора коливань, що створює змінний об'єм рідини, яка підводиться до виконавчого механізму на підтиснених оболонках високого тиску. Приводом генератора коливань служить силовий електропривод з понижуючим редуктором. Схема такого приводу показана на рис. 1.

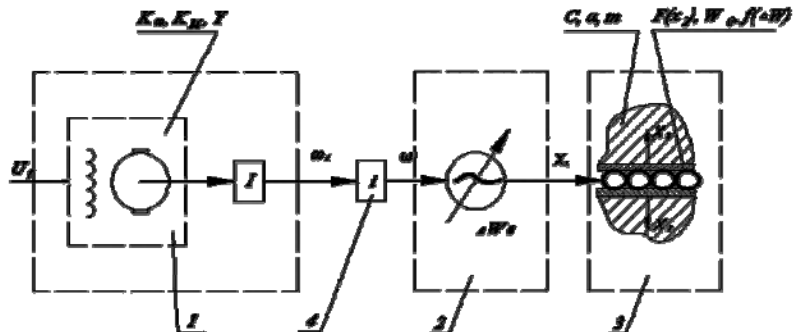


Рис. 1. Схема приводу генератора коливань

Розглянемо динамічні характеристики електрогідравлічного вібраційного модуля з врахуванням наступних припущень:

1. Навантаження зі сторони породи на виконавчий механізм носить, в основному, характер зосередженої пружності (жорсткості) C , низького опору α , а у випадку виникнення стоячих хвиль як результат відбиття від глибинних чи поверхневих шарів – і приведеною масою m . Масою рухомих частин через велику жорсткість пружних елементів і високої власної частоти знехтуємо.

2. Характеристики пружного елемента $C_0, f(\Delta w)$ лежать в лінійній зоні.

3. Амплітудне значення породи C у всьому діапазоні частот не перевищує заданого розрахунком рівня.

4. Площа підтиснення рукавів $F_2(X_2)$ приймається постійною і незалежною від X_2 .

5. Характеристики приводного двигуна апроксимовані коефіцієнтами підсилення за швидкістю K_w , моментом K_M , моментом інерції I і швидкісним опором b .

6. Зворотній зв'язок за швидкістю K_0 приймається одиничним.

З врахуванням вищевикладеного структурна схема вібраційного модуля на підтиснених оболонках високого тиску представлена на рис. 2.

Цікаво відмітити наявність складного зворотного зв'язку „гідросистема – приводний двигун” [5]. Розглянемо деякі варіанти навантаження приводного двигуна коливальною системою середовища.

В загальному випадку момент навантаження на приводний двигун $M(\varphi, P)$ визначається зсувом фази Θ між пульсуючим тиском P і поточним кутом двигуна φ :

$$M(\varphi, P) = f[\varphi(t)] \psi_1 P(t, \Theta). \quad (1)$$

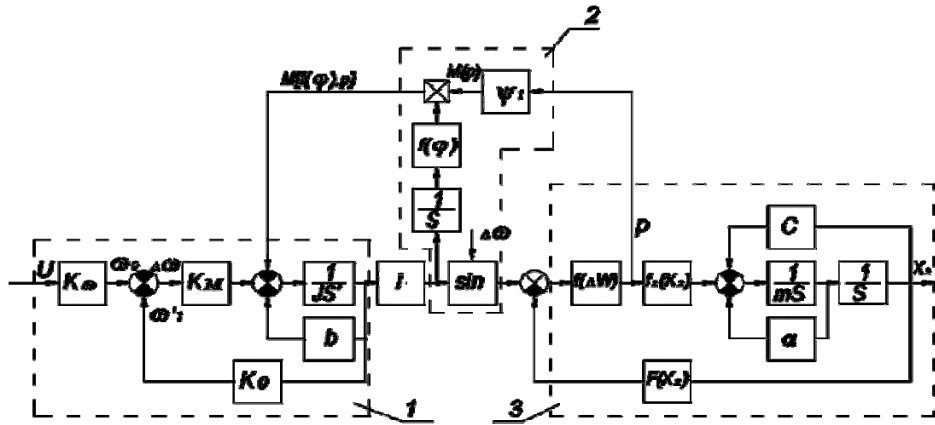


Рис. 2. Структурна схема вібраційного модуля: 1, 2, 3 – відповідно елементи вібраційного модуля: приводний двигун разом з системою управління, генератор коливань з редуктором і виконавчий механізм разом з навантаженням (рис. 1)

Середнє за період значення моменту визначається інтегралом

$$M_0(\varphi, P) = \psi_1 \int_{t_0}^{t_0+T} f[\varphi(t)] P(t, \Theta) dt . \quad (2)$$

Для встановленого режиму роботи функції $f[\varphi(t)]$ і $P(t, \Theta)$, та для визначеної кінематики генератора з врахуванням припущень лінійності пружної характеристики, які відомі, можна обчислити інтеграл (2)

$$M_0(\varphi, P) = \bar{P} \psi_1 \Phi[2\omega, \Theta(\omega)] , \quad (3)$$

де \bar{P} - амплітудне значення тиску в гідросистемі;

$\Theta(\omega)$ - фазова характеристика тиску в гідросистемі.

Оскільки функція $\Phi[2\omega, \Theta(\omega)]$, періодична, то максимальне і мінімальне значення моменту визначиться її модулем

$$M_{0_{\max}}^{\min} = \pm \bar{P} \psi_1 |\Phi| = \pm \bar{P} \psi_1 . \quad (4)$$

Таким чином, середній момент M_0 в залежності від характеру навантаження на привід з сторони породи може бути додатнім, від'ємним і нульовим значенням. Складний вид зворотного зв'язку за моментом навантаження на двигун у випадку, коли коефіцієнт зворотного зв'язку $K_0 \equiv 1$, не веде до суттєвих особливостей, тільки для дорезонансного режиму в контурі гідроприводу і навантаження.

В зарезонансному режимі через незначність коефіцієнта в'язкого навантаження α можливе виникнення статичної нестійкості. При відомих параметрах навантаження такі режими легко виявляються по амплітудно-частотній характеристиці гідроприводу. При наявності більш складного зв'язку в контурі приводного двигуна, коли його передаточна функція апроксимується коливальною ланкою, в дорезонансному режимі також не існує особливих режимів. Якщо ж привід пра-

цює з частотами, що лежать в зарезонансній області, то можливе виникнення режиму модуляцій. Такий режим виникає в зарезонансній області завжди, коли коливальна система двигуна добротна і в'язкі втрати в навантаженні малі. Зменшення добротності коливальної системи двигуна дозволяє суттєво зменшити модуляцію, а при штучному збільшенні в'язкості навантаження α виключити її повністю. Потрібно відмітити, що режим модуляцій характеризується розв'язкою частот генератора коливань і коливальної системи з навантаженням, що приводить до періодичних змін функції $\Theta(\omega)$, а, відповідно, і вільному обміну енергіями між приводним двигуном і коливальною системою через генератор коливань і редуктор.

На наш погляд, практичний інтерес представляє можливість використання режиму модуляцій для ефективного переводу приводу на інші частоти з наступною стабілізацією його на новій частоті. На рис. 3 приведений приклад осцилограми режиму модуляцій X_2 для макету електрогідравлічного вібраційного модуля на оболонках високого тиску.

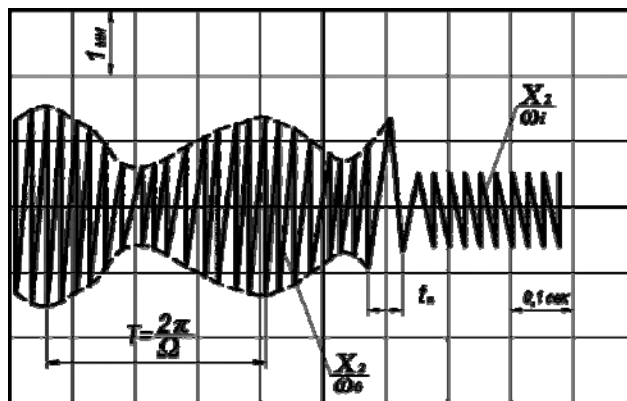


Рис.3. Приклад осцилограми режиму модуляцій

Даний макет мав наступні параметри: власна частота приводу $\Omega = 18$ рад/с. Добротність приводу $d_1 = 16$ дБ, власна частота навантаження $\omega_0 = 250$ рад/с, добротність контуру навантаження $d_2 = 21$ дБ, задана частота коливань $\omega_1 = 270$ рад/с. Перевід на частоту ω_1 здійснювався ступінчатою зміною добротності d_2 навантаження. При цьому час переходного процесу $t_n \ll \frac{2\pi}{\Omega}$, що підтверджує можливість розробки системи швидкого переводу вібрмодуля на різні частоти і в тому випадку, коли навантаження апроксимується коливальною системою з високою добротністю.

Висновки. Розроблений низькочастотний електрогідравлічний вібраційний модуль на оболонках високого тиску дозволяє проводити вібраційне просвічування землі з амплітудними значеннями зусилля понад 1000 т для вивчення властивостей ґрунтів та їх напружено-деформованого стану. Практичний інтерес представляє можливість використання режиму модуляцій для ефективного переводу приводу на інші частоти, з наступною стабілізацією його на новій частоті.

Література

1. Чичинин Н.С. Частотный метод вибрационного сейсмического зондирования (Автореферат докторской диссертации). Новосибирск, 1978.

2. Крауиньш П.Я., Кузьмин В.А. Особенности расчета объемных гидравлических вибраторов с упругими элементами // Гидропривод и системы управления, Новосибирск, 1986.
3. Сомов Д.О., Рудь В.Д., Кузьмін В.А. Дослідження жорсткості і пружних зв'язків виконавчого механізму об'ємного гідроприводу на підтиснених оболонках // Наукові нотатки (Луцький державний технічний університет), 1996. – С. 136–147.
4. Сомов Д.О. Модуль об'ємної пружності оболонок високого тиску з металевим обплетенням // Наукові нотатки (Луцький державний технічний університет), 1996. – С. 147–160.
5. В.О.Кузьмін, Д.О.Сомов, Експериментальний комплекс для дослідження вібраційних процесів при пресуванні порошкових матеріалів // Восточно-европейский журнал передовых технологий. № 5 (17). С. 41–44.

ANNOTATIONS

1. Smirnyj M.F., Andreev A.A., Kuznetsova M.N., Kuznetsov D.N. About one way of perfection of edges bolts apertures of railway rails. // Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university, - 2006. - N 6 (100) . - P. 6-11.

The analysis of influence of geometry of edges Bolts apertures of railway rails on an intense condition and durability is stated. Fig. 3. Source. 2.

2. Ray R.I., Sumskey V.I. Determination of the reaction of the mechanical system of anvil-block hammer. // Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university, - 2006. - N 6 (100) . - P. 11-15.

The hammer was examined as the mechanical system with two degrees of freedom. As a result the dependences for calculations of amplitudes, frequencies and pressures on the ground and under-anvil block vibration isolation are given. Source. 2.

3. Kasyanov N.A., Ray R.I., Suharevskaja O.N., Symonova Y.Y. Basic bases of influence of protection of work on the purpose of the enterprise. // Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university, - 2006. - N 6 (100) . - P. 16-19.

The circuit of a contour of regulation of a status of protection of work in technical system is offered. Fig. 2. Source. 7.

4. Basov G.G., Gribanov V.M., Malov V.A., Kasyanov N.A., Pitelguzov N.A. Research of sound insulation of designs of protections of the passenger rolling-stock HK "Luganskteplovoy". // Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university, - 2006. - N 6 (100) . - P. 19-23.

The results of researches of sound insulation of materials and designs used on the passenger rolling-stock, issued by the holding company "Luganskteplovoy" with use of special installation and sounding of the motor - car of a diesel engine - train are given. Fig. 1. Source. 3

5. Stoyanov A.A. The estimation of interaction of dislocations with the pores at deformation of porous material in the conditions of longitudinal shear. // Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university, - 2006. - N 6 (100) . - P. 23-30.

The analysis of interaction between a rectilinear screw-shaped dislocation and macropore of parabolic shape was completed with the use of methods of complex variable function theory. The equations for strain energy and force of dislocation representation in the vicinity of the macropore were obtained. It is shown that the relationships of interaction of dislocations with the pores determine the conditions of hardening of powder bodies in the process of cold plastic deformation. Fig. 5. Source. 8.

6. Roganov M.L. Perfection and creation of the workable machines on the basis of system approach. // Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university, - 2006. - N 6 (100) . - P. 31-35.

In this article the possibility of use of the system approach to determine the ways of perfection of the workable mechanisms and machines is studied. Fig. 3. Source. 4.

7. Yavtushenko A.V., Glebenko A.V., Vassylchenko T.A. Kinematics analysis of toothed-lever main executive mechanism of specialized press. // Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university, - 2006. - N 6 (100) . - P. 35-44.

The solution of analytic dependences to determine the displacement laws, speed and teeth mechanism specialized press acceleration is shown. Fig. 10. Source. 2.

8. Ryabicheva L.A., Usatyuk D.A. Using a method of thermomechanical coefficients to analysis of stress-strain condition during hot upsetting // Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university, - 2006. - N 6 (100) . - P. 45-49.

The calculation of resistance to deformation of metal with using a method of thermomechanical coefficients observed. The application of calculated values of mechanical proper-

ties with a purpose of stress-strain condition analysis during hot upsetting by finite element method is shown. Fig. 5. Source. 8.

9. Ray M.R. The influence of the strengthen in crank hot-forging press on the energetic losses of a working stroke // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*, - 2006. - N 6 (100) . - P. 49-55.

The methodology of calculation and the analysis of influence of the strengthen in crank hot-forging press on the energetic losses of a working stroke are proposed. Fig. 2. Tab. 1. Source. 6.

10. Melnikov Y.V. Technical and economic indices of forging in four-die forging device // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*, - 2006. - N 6 (100) . - P. 55-57.

Technical and economic indices of forging in four-die forging device have been considered. Results of comparative analysis of forging in four-die forging device and in carved dies have been shown. Fig. 1. Source. 2.

11. Abramova L.N., Roganov M.L. Investigations of the controlled slotted sleeves-seals of hydraulic cylinders of press-forging equipment and machinery // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*, - 2006. - N 6 (100) . - P. 58-61.

In the article the characteristic properties of slotting sleeves-seals for hydraulic pneumatic cylinders are examined, the designing scheme of the experimental installation is given for the investigation of seals and the methods of research. Fig. 1. Source. 4.

12. Tarasov A.F., Burley P.A. The influence of parameters of static – dynamic loading on green compact bending resistance // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*, - 2006. - N 6 (100) . - P. 61-67.

An experimental research of the influence of static – dynamic loading parameters on green compact bending resistance are executed. Fig. 4. Tab. 2. Source.8.

13. Makoveckiy A.V. The Experimental studies of the mechanism to deformation in rotary process of the processing by pressure // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*, - 2006. - N 6 (100) . - P. 67-72.

In article are considered problems of the experimental determination deformation is kneaded-house делительных nets. They are offered other forms deformed element. They are executed experimental studies, is organized comparison with existing forms element. Fig. 4. Source. 7.

14. Lutsenko V.A. Determination of the optimal conditions of steel-titanium bimetal // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*, - 2006. - N 6 (100) . - P. 72-76.

The conditions of cooling of steel-titanium bimetal are examined taking into account the distinction of coefficients of linear expansion, providing a reduction of the level of residual stresses in the stock-produced two-layer sheet and as a result improving the quality of a joint of layers. Source. 4.

15. Gubacheva L.A. Methodic researches of the tensely-deformed state and pruzhynnyya at the bend of sheet purveyance in a hob // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*, - 2006. - N 6 (100) . - P. 77-81.

The simulation of rolling up process after preliminary two-angled bending of the plate into a bushing is studied. The stress-strained state of the process is investigated, the computations of elastic deformation and residual stresses of the rolling-up process is conducted. Fig. 6. Source. 5.

16. Mitsyk V.J. Mathematic simulation of processing by loose abrasives in vibration reservoir // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*, - 2006. - N 6 (100) . - P. 81-92.

The mathematical model, describing theoretical dependence of removal of metal by loose abrasives in vibration reservoir on the basic technological parameter of the process is proposed. Source. 7.

17. Pokintelitsa N.I. Defining of strain, arising in cutting disc under thermofriction cutting of metals // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*, - 2006. - N 6 (100) . - P. 92-96.

The method of determination of the tensions in a disk, caused by both external and internal loads, is represented. The got dependences are allowed, set by the geometrical parameters of instrument and scope terms, to build epure tensions arising up in the body of disk and on the basis of findings to do a conclusion about his capacity. Fig. 2. Source. 3.

18. Bojarshina L.A., Malkov S.N. The Applications and prospects of the development plasma evaporations // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*, - 2006. - N 6 (100) . - P. 97-100.

In article are considered application, possibility, value and defect plasma evaporations covering, as method of the recovering the worn-out details or their fabrications for the reason giving worker to surfaces special characteristic. Some prospects of the development of the method are Shown. Fig. 1. Source. 9.

19. Dubasov V.M., Khynchagov G.V., Mogilnaya E.P. Research of quality of foundings of details of reducing gears from different materials for chemical productions // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*, - 2006. - N 6 (100) . - P. 100-102.

Researches are expounded microalloy of low-carbon steel nitrogen and modification by its ligature, containing RLM, and also possibilities of replacement of steel details of reducing gears on cast-iron. Fig. 1. Tab. 1. Source. 8.

20. Zhidkov A.B., Tkachenko A.N., Buinovskiy A.N., Prischepa A.A.. Designing and optimization of elements of the rolling-stock with use finite-element method // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*, - 2006. - N 6 (100) . - P. 102-106.

This article tells about researches of finite-element model of the lateral part of a frame of the carriage of a diesel engine - train with the purpose of definition of its optimum form for a case static and resonant dynamic loadings. Fig. 7. Tab. 1. Source. 5.

21. Prokhorenko D.V. The algorithms of strains calculation by method of Complicated sections under heating of longitudinal edge bar // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*, - 2006. - N 6 (100) . - P. 106-115.

The adaptation method of complicated sections for calculation strains under heating of longitudinal edge bar by welding heat sources – powerful fast moving linear and mobile linear sources is considered in this paper. Fig. 5. Source. 3.

22. Shishkin A.A. Analysis of the contents scrap in burnt sand of foundry // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*, - 2006. - N 6 (100) . - P. 116-121.

The offered methods of the determination of the contents scrap in mixture of foundry shop, allowing take into account the accumulation of the metallic scrap under turn of the mixtures. Fig. 2. Tab. 1. Source. 2.

23. Lubenskaya L.M., Degtyaryova J.J., Volkov I.V. The influence of article parameters on it processable capacity while vibration processing // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*, - 2006. - N 6 (100) . - P. 122-129.

Estimation of the influence of blank parameters on removal of the metal from it surface while experimental researches on vibration tool with U-figurative form of the container is made in article. During researches used samples of the different form, mass, roughness and material. The workspace is collection of the single abrasive granules. Samples piled up in workspace. Fig. 2. Tab. 7. Source. 3.

24. Gedrovich A.I., Ovcharkin V.A. Examines of special warm by cooling fluid weld formations in process of welding // Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university, - 2006. - N 6 (100) . - P. 129-132.

In work examines the nature of special warm by cooling fluid with down trickle cooling of horizontal weld formation. Fig. 3. Source. 5.

25. Semin Y. G., Bondar T.A. The analysis of water – coal full preparation in a ball mill // Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university, - 2006. - N 6 (100) . - P. 132-136.

The analysis of main criteria influencing the preparation of water – coal full in a ball mile with necessary reological, sedimentational and energetical characteristics. Tab.2. Source. 3.

26. Parunakjan V.E., Maslak A.V., Vodolazskiy A.A. Design of transport-freight process in logistic technologies of enterprises // Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university, - 2006. - N 6 (100) . - P. 136-139.

The Manufacturing -transport complex of firm is esteemed as a logistics system with set of interacting modules, which one can be esteemed as a system of queuing. Fig. 1. Source. 4.

27. Krol O.S., Sindeeva E.V.. The Optimization constructive parameter of spindel's bearing of the NC machining // Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university, - 2006. - N 6 (100) . - P. 139-144.

The problem of the finding of the optimum correlation of the sizes console and inter-base of a parts of the spindel tool, providing minimum importance degree to deforming the designed element is described. Fig. 2. Source. 5.

28. Nechaev G.I., Kamel G.I., Jakovleva A.G. Devices for measuring of level of the masses in reservoir of the continuous cooking kamyur // Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university, - 2006. - N 6 (100) . - P. 144-148.

This work present the construction and principle of the mechanical and electrical level measuring instrument functions for the control of the alkali level in the tanks. Fig. 2. Source. 1.

29. Voronkov K.V. Gas absorption by metal from arc-plasma taking into account the radial temperature and concentration influence // Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university, - 2006. - N 6 (100) . - P. 149-154.

Physical model of gas absorption process by metal from arc-plasma, has been described. Such parameters as: 1) the continuity of parameters distribution on the bath surface; 2) yes-metal local balance; 3) plasma disbalance are taken into account. The calculation scheme of gas absorption is presented. The calculation for nitrogen absorption with stainless steel are fulfil. Source. 13.

30. Krasulin A.S., Slobodjanuk M.E. Analysis of transport service of manufacturing objects with restricted car traffic volumes is reviewed // Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university, - 2006. - N 6 (100) . - P. 154-156.

The problem of transport service of manufacturing objects with restricted car traffic volumes is reviewed, the necessity of increase of efficiency of service with applying of new know-hows is marked. Fig. 2. Source. 2.

31. Kolodyagniy P.V., Korneev S.V., Jasunik S.N. Research of influencing of surface-active agents at vibration abrasive to processing of steels in acidic electrolytes/ P. 156- 160/

In the article the outcomes of researches on definition of influencing of surface-active agents on efficiency of process of processing of parts in acidic electrolytes are set up. Fig. 4. Tab. 2. Source. 6.

32. Kharlamov Y.A., Shevchenko A.V. Plasma coatings from powders produced from the waste in processing rolling rolls // Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university, - 2006. - N 6 (100) . - P. 160-166.

It considers for the first time the effect of structural heterogeneity of cast iron powders on conditions of their plasma heating. Fig.4. Tab.1. Source.10.

33. Shevchenko V.A., Statyva Yu.I., Gedrovych A.I., Statyva A.Yu. Forming of seam's root defects in electron-beam welding upon external influence. // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*, - 2006. - N 6 (100) . - P. 166-172.

The influence of the frequency of the mechanical fluctuations and longitudinal scan of the electron beam on forming of seam's root defects under EBW in non-burning penetration is considered. Fig. 4. Source. 8.

34. Ignatyev B.B., Ignatyev A.B.. The analysis of forces in view of the dynamic factors working on a string during an stitching // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*, - 2006. - N 6 (100) . - P. 173-176.

The technique of definition of the efforts working on easily damaged string at an stitching is resulted. It is shown, that the account of the dynamic factors arising at interaction of fibres of a material for stitching with the tool for stitching in this case is necessary. Fig. 1. Source. 4.

35. Tkachuk O.A. Application of spreadsheets MS Excel for account of parameters of fluctuations of the anvil block of the blacksmith's // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*, - 2006. - N 6 (100) . - P. 176-178.

On the basis of the developed technique of account of the underanvil block vibroisolation of the blacksmith's hammers with unilateral damping [1] with the help of spreadsheets MS Excel the parameters of fluctuations for scale of the blacksmith's hammers from 160 up to 20000 kg. Fig. 2. Tab. 1, Source. 4.

36. Zabrodin A., Korop G., Pitel'guzov N. Transport and information system peculiarities of metallurgical enterprises during the mechanical treatment of the common usage carriages // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*, - 2006. - N 6 (100) . - P. 179-183.

In this article are considered existing transport and information systems of the metallurgical enterprises. The structure and the character of coming and using information are analyzed. There are determined the main improvement problems of the transport service of the enterprise due to invention into the functioning systems in the railway transport work of the operative planning elements. Fig. 1. Source. 5.

37. Malashenko V.O., Sorokivsky O.I., Kravets I.E, Fil P.V. Wear of a large-sized gears teeth of a mills // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*, - 2006. - N 6 (100) . - P. 183-189.

The method of fulfillments of measurements of thickness of gear teethes of the open gear drive is esteemed. The construction of a profile of gear teethes is computer-aided made. The reduced results have allowed to evaluate value of wearing of gear teethes of gear wheels. Fig. 5. Tab. 4. Source. 7.

38. Cherednychenko S.P., Gutko Y.I., Cherednichenko P.S.. The simulation of removal of the defects in steel castings, obtained at the process of gasified (polystyrened) casting // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*, - 2006. - N 6 (100) . - P. 189-191.

The simulation of removal of the defects in steel casting, obtained at gasified (polystyrened) casting, has been examined. The component factors influencing on the defects removal have been determined. Source. 3.

39. Zujeva L.M., Chernomaz V.N.. Formalizing of the process of machining job of mill rolls // *Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university*, - 2006. - N 6 (100) . - P. 192-195.

The object of researching is technological system (TS) for work up detail like shaft the elements of which is the universal lathe devices, cutting tool, turner. So examine (TS) as human- machining technological system. As mathematical apparatus formalisation use theory mass service. The researching TS presents itself one-canal system in which searching appara-

tus is a worker. The process of the work the researching system mass service (SMO) presents itself accidental process with fixing condition and continuous time. Fig. 2. Source. 4.

40. Kuzmin V.A., Krauin'sh P.Ja., Somov D.A., Haponyuk A.N.. Low-frequency electro-hydraulic vibrating modulus x-raying of Earth // Visnik of the Vladimir Dal East Ukrainian national university, - 2006. - N 6 (100) . - P. 195-199.

One of the eventuality diagram of vibrating modulus for purposes of the Earth vibrating examining is considered in the work, where some hydraulic hoses of high pressing with previous radical deformation are used as elastic elements of executive mechanism. Dynamics vibrating modulus characteristics are considered. Fig. 3. Source. 5.

АНОТАЦІЇ

1. Смирний М.Ф., Андреев О.О., Кузнецова М.М., Кузнецов Д.М. Про один засіб удосконалення кромки болтових отворів залізничних рейок // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.6-11.

Викладено аналіз впливу геометрії кромки болтових отворів залізничних рейок на напружений стан та довговічність. Рис. 3. Дж. 2.

2. Рей Р.И., Сумской В.И. До визначення реакцій механічної системи шаботного молота // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.11-15.

Молот розглянуто як механічну систему з двома ступенями свободи, надані залежності для розрахунку амплітуд, частот, тиску на ґрунт і підшаботну віброізоляцію. Дж. 2.

3. Касьянов М.А., Рей Р.И., Сухаревська О.М., Симонова Ю.Ю. Принципові основи впливу охорони праці на цілі підприємства // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.16-19.

Запропоновано схему контуру регулювання стану охорони праці в технічній системі. Рис. 2. Дж. 7.

4. Басов Г.Г., Грибанов В.М., Малов В.А., Касьянов М.А., Пітельгузов М.А. Дослідження звукоізоляції конструкцій огорожень пасажирського рухомого складу ХК «Луганськтепловоз» // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.19-23.

Наведено результати досліджень звукоізоляції матеріалів і конструкцій, які застосовуються на пасажирському рухомому складі, що випускається Холдинговою компанією «Луганськтепловоз» з використанням спеціальної установки і прозвучуванням моторвагона дизель-поїзду. Рис. 1. Дж. 3.

5. Стоянов О.А. Оцінка взаємодії дислокацій з порами при деформації пористого матеріалу в умовах поздовжнього зсуву // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.23-30.

Виконано аналіз взаємодії між прямолінійною гвинтовою дислокацією та макropорою параболічної форми з використанням методів теорії функції комплексної змінної. Отримані рівняння до енергії деформації та сили зображення дислокації біля макropори. Показано, що закономірності взаємодії дислокацій з порами визначають умови зміцнення порошкових тіл в процесі холодної пластичної деформації. Рис. 5. Дж. 8.

6. Роганов М.Л. Удосконалення та створення обробних машин на основі системного підходу // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.31-35.

У даній статті розглянута можливість застосування системного підходу для визначення шляхів удосконалення обробляючих механізмів та машин. Рис. 3. Дж. 4.

7. Явтушенко О.В., Глебенко А.В., Васильченко Т.О. Кінематичний аналіз головного виконавчого механізму, зубчато-важільного спеціалізованого преса // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.35-44.

Приводиться виведення аналітичних залежностей для визначення законів переміщення, швидкості та прискорення виконавчого механізму, зубчато-важільного спеціалізованого кривошипного преса. Рис. 10. Дж. 2.

8. Рябічева Л.О., Усатюк Д.А. Застосування методу термомеханічних коефіцієнтів до аналізу напружено-деформованого стану при гарячій осадці // Вісник Східноукраїнсько-

го національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СХУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.45-49.

Розглянуто визначення опору деформуванню металу при обробці тиском методом термомеханічних коефіцієнтів. Показано застосування одержаних значень механічних властивостей для аналізу напружено-деформованого стану методом кінцевих елементів при гарячій осадці. Рис. 5. Дж. 8.

9. Рей М.Р. Вплив жорсткості кривошипного горячештампувального преса на втрати енергії за робочий хід // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СХУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.49-55.

Запропоновано методику розрахунку та виконано аналіз впливу жорсткості кривошипного горячештампувального преса за робочий хід. Рис. 2. Табл.1. Дж. 6.

10. Мельников Ю.В. Техніко-економічні показники кування в чотирихобйковому кувальному пристрої // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СХУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.55-57.

Розглянуто техніко-економічні показники кування в чотирихобйковому кувальному пристрої. Наведено результати порівняльного аналізу кування в чотирихобйковому кувальному пристрої та у вирізних бойках. Рис.1. Дж. 2.

11. Абрамова Л.М., Роганов М.Л. Дослідження регульованих щілинних втулок-ущільнень гідроциліндрів ковальсько-пресового і верстатного устаткування // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СХУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.58-61.

У статті розглянуто особливості щілинних втулок-ущільнень для гидронефмоциліндрів, наведено конструктивну схему експериментальної установки для досліджень ущільнень і методика досліджень. Рис.1. Дж. 4.

12. Тарасов О.Ф., Бурлей П.О. Вплив параметрів статикодинамічного навантаження на міцність неспечених пресовок // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СХУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.61-67.

У статті виконано експериментальне дослідження впливу параметрів статикодинамічного навантаження на міцність неспечених пресовок. Рис. 4. Табл. 2. Дж. 8.

13. Маковецький А.В. Експериментальні дослідження механізму деформації в ротаційних процесах обробки тиском // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СХУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.67-72.

В статті розглянуто проблеми експериментального визначення деформацій методом сіток, що ділять. Запропоновані інші форми елементів, що деформуються. Виконано експериментальні дослідження, проведено порівняння з існуючими формами елементів. Рис. 4. Дж. 7.

14. Луценко В.О. Визначення оптимальних умов охолодження біметалу сталь-титан // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СХУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.72-76.

Розглянуто умови охолодження біметалу сталь-титан з урахуванням відмінності коефіцієнтів лінійного розширення, які забезпечують зниження рівня залишкових напруг в готовому двошаровому листі і в результаті підвищення якості з'єднання шарів. Дж. 4.

15. Губачева Л.О. Методика дослідження напружено-деформованого стану і пружинення при згині листової заготовки у втулку // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.77-81.

Запропоновано методику моделювання процесу згортки після попереднього двохкутового згинання заготовки у втулку з метою визначення пружної деформації і залишкових напруг процесу згортки. Рис. 6. Дж. 5.

16. Міцик В.Я. Математичне моделювання процесу обробки вільними абразивами у вібруючому резервуарі // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.81-92.

Наведена математична модель, що описує теоретичну залежність зйому металу вільними абразивами у вібруючому резервуарі від основних технологічних параметрів процесу. Дж. 7.

17. Покінтелиця М.І. Визначення напруг, що виникають у різальному диску при термофрикційному різанні металів // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.92-96.

Представлено методику визначення напруг у диску, викликаних як зовнішніми, так і внутрішніми навантаженнями. Одержані залежності дозволяють, задаючись геометричними параметрами інструменту і граничними умовами, побудувати епюри напруг, що виникають у тілі диску, і на підставі одержаних даних зробити висновок про його працездатність. Рис. 2. Дж. 3.

18. Бояршина Л.О., Малков С.М. Области застосування та перспективи розвитку плазмового напилення // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.97-100.

У статті розглянуто галузі застосування, можливості, достоїнства та недоліки плазмового напилення покриттів, як метода відновлення спрацьованих деталей або їх виготовлення з метою надання робочій поверхні спеціальних властивостей. Показані деякі перспективи розвитку метода. Рис. 1. Дж. 9.

19. Дубасов В.М., Хінчагов Г.В., Могильна Е.П. Дослідження якості виливків деталей редукторів з різноманітних матеріалів у хімічній промисловості // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.100-102.

Викладено дослідження мікрولةгування низьковуглецевої сталі азотом та модифікування її лігатурою, що мають РЗМ, а також наявність заміни сталейних деталей редукторів на чавунні. Рис. 1. Табл. 1. Дж. 8.

20. Жидков А.Б., Ткаченко А.М., Буйновський А.М., Прищепя А.О. Проектування та оптимізація елементів рухомого складу з використанням МКЕ // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.102-106.

Наведено результати досліджень кінцево-елементної моделі бічної частини рами візка дизель-потяга з метою визначення оптимальної форми для випадку статичних і резонансних динамічних навантажень. Рис. 7. Табл. 1. Дж. 5.

21. Прохоренко Д.В. Алгоритмы расчета деформаций методом сложных сечений при нагреве продольной кромки полосы // Вестник Восточноукраинского национального университета имени Владимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганск: из-во ВНУ им. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.106-115.

Дана адаптация метода сложных сечений для расчета деформаций при нагреве продольной кромки полосы прямоугольного поперечного сечения сварочными источниками тепла – мощным быстро движущимся линейным и подвижным линейным источниками. Рис. 5. Дж. 3.

22. Шишкін О.О. Аналіз вмісту скрапу у суміші ливарних цехів // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.116-121.

Запропоновано методику визначення вмісту скрапу у сумішах ливарних цехів, яка дозволяє враховувати накопичення металевих часток при постійному обороті сумішей. Рис. 2. Табл. 1. Дж. 2.

23. Лубенська Л.М., Дегтярьова Ю.Ю., Волков І.В. Вплив параметрів виробу на його оброблюваність при вібраційній обробці // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.122-129.

Проведено оцінку впливу параметрів виробу на з'йом металу з його оброблюваної поверхні при експериментальних дослідженнях шляхом використання зразків різної форми, ваги, шорсткості та матеріалу на віброверстатах із U-подібною формою контейнера зі завантаженням зразків у робоче середовище, що складається з сукупності одиничних абразивних гранул внавал. Рис. 2. Табл. 7. Дж. 3.

24. Гедрович А.І., Овчаркин В.А. Дослідження особливостей тепловідводу при струминному охолодженні зварних з'єднань у процесі зварювання // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.129-162.

У роботі досліджується характер тепловідводу охолоджуючої рідини при струминному охолодженні знизу горизонтально розташованого зварного з'єднання. Рис. 3. Дж. 5.

25. Сьомін Ю.Г., Бондар Т.А. Аналіз приготування водовугільного палива в кульовому млині // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.132-136.

Проведено аналіз основних критеріїв, які впливають на приготування водовугільного палива в кульових млинах, з необхідними реологічними, седаментативними та енергетичними параметрами. Табл. 2. Дж. 3.

26. Парунакян В.Е., Маслак А.В., Водолазський О.О. Моделювання транспортно-вантажного процесу в логістичних технологіях підприємств // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.136-139.

Виробничо-транспортний комплекс підприємства розглядається як логістична система з безліччю взаємодіючих модулів, яку можна розглядати як систему масового обслуговування. Рис. 1. Дж. 4.

27. Кроль О.С., Сіндєєва О.В. Оптимізація конструктивних параметрів шпindelних вузлів багато операційних верстатів // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.139-144.

Викладено задачу знаходження оптимального співвідношення розмірів консольної й міжопорної частин шпінделя верстата, що забезпечує мінімальне значення ступеня деформації проектованого вузла. Рис. 2. Дж.5.

28. Нечасв Г.І., Камель Г.І., Яковлєва А.Г. Прилади для вимірювання рівня мас в резервуарі безперервного варіння Камюр // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.144-148.

В даній роботі наведено конструкцію і принцип дій механічних та електричних рівнів для контролю рівня щолоку в ємностях. Рис. 2. Дж. 1.

29. Воронков К.В. Абсорбція газу металом з дугової плазми з урахуванням радіального розподілу температури й концентрацій // Вісник Східноукраїнського національного

університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.149-154.

Описано фізичну модель процесу абсорбції газу металом з дугової плазми, що враховує: 1) безперервність розподілу параметрів процесу по поверхні ванни; 2) локальні рівноваги газ - метал; 3) нерівновноважність плазми в приграничному шарі. Дано схему розрахунку абсорбції газу. Розрахунки виконані для абсорбції азоту нержавіючою сталлю. Дж. 13.

30. Красулі А.С., Слободянюк М.Е. Аналіз транспортного обслуговування виробничих об'єктів з обмеженими вагонопотоками // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.154-156.

Розглянуто проблему транспортного обслуговування виробничих об'єктів з обмеженими вагонопотоками, відзначено необхідність підвищення ефективності обслуговування із застосуванням нових технологій. Рис. 2. Дж. 2.

31. Колодяжний П.В., Корнєєв С.В., Ясунік С.М. Дослідження впливу поверхнево-активних речовин при віброабразивній обробці сталей у кислих електролітах // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.156-160.

У статті викладено результати досліджень з визначення впливу поверхнево-активних речовин на ефективність процесу вібраційної абразивної обробки деталей у кислих електролітах. Рис. 4. Табл. 2. Дж. 6.

32. Харламов Ю.О., Шевченко О.В. Особливості нагрівання і плавлення у плазмовому струмені порошоків із шламів та стружки валкових чавунів // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.160-166.

Досліджено закономірності плазмового нагрівання порошоків із шліфувальних шламів та стружки валкових чавунів з урахуванням особливостей гетерогенної структури чавунних часток. Рис. 4. Табл.1. Дж.10.

33. Шевченко В.О., Статівка Ю.І., Гедрович А.І., Статівка Г.Ю. Утворення кореневих дефектів при електронно-променевому зварюванні із зовнішнім впливом // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.166-172.

Розглядається вплив частоти механічних коливань та поздовжнього сканування електронного променя на утворення кореневих дефектів шва при ЕПЗ з ненаскрізним проплавленням. Рис. 4. Дж. 8.

34. Ігнат'єв Б.Б., Ігнат'єв А.Б.. Аналіз сил з урахуванням динамічних факторів, що діють на нитку в процесі прошивання // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.173-176.

Наведено методику визначення зусиль, що діють на легкоушкоджену прошивальну нитку при прошиванні. Показано, що у цьому випадку необхідне урахування динамічних факторів, виниклих при взаємодії волокон прошивального матеріалу із прошивальним інструментом. Рис. 1. Дж. 4.

35. Ткачук О.А. Використання електронних таблиць MS Excel для розрахунку параметрів коливань шабштампувального молота // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.176-178.

На базі розробленої методики розрахунку підшаботної віброізоляції штампувальних молотів з однобічним демпфіруванням [1] за допомогою електронних таблиць MS Excel визначено параметри коливань для гамми пароповітряних штампувальних молотів с м.п.ч. від 160 до 20000 кг. Рис. 2. Табл. 1. Дж. 4.

36. Забродін А.А., Короп Г.В., Пітельгузов М.А. Особливості транспортно-інформаційної системи металургійних підприємств при обробці вагонів загального користування // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.179-183.

Розглянуто існуючі транспортно-інформаційні системи металургійних підприємств. Проаналізовані структура, та характер інформації, що надходить та використовується. Визначені головні завдання вдосконалення транспортного обслуговування підприємства, шляхом впровадження у діючі системи елементів оперативного планування роботи залізничного транспорту. Рис. 1. Дж. 8.

37. Малащенко В.О., Сороківський О.І., Кравець І.Є., Філь П.В. Спрацювання зубців великогабаритної приводної пари млинів // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.183-189.

Розглядається методика проведення вимірювання товщини зубців великогабаритної відкритої передачі. Виконано побудову профілів зубців за допомогою комп'ютера. Наведені результати дозволили оцінити величину спрацювання зубців шестірні та колеса. Рис. 5. Табл. 4. Дж. 7.

38. Чередниченко С.П., Гутько Ю.І., Чередниченко П.С. Моделювання усунення дефектів в сталевих відливках, що одержуються при литві по газифікованим (полістирольним) моделям // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.189-191.

Розглянуто моделювання усунення дефектів в сталевих відливках, що одержуються при литві по газифікованим (полістирольним) моделям. Визначено складові чинники, що впливають на усунення дефектів. Дж. 3.

39. Зуєва Л.М., Черномаз В.М. Математична модель процесу механічної обробки деталей типу вал // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.192-195.

Об'єктом дослідження є технологічна система (ТС) для обробки деталей типу вал, елементами якої є універсальний токарний верстат, пристосування, різальний інструмент, верстатник. Таким чином, розглядається ТС як людино-машинна технологічна система. Як математичний апарат формалізації використовувалася теорія масового обслуговування. Досліджувана ТС являє собою одноканальну систему, у якій приладом обслуговування є робітник. Процес роботи досліджуваної СМО являє собою випадковий процес з дискретними станами і безупинним часом. Показниками ефективності функціонування системи є середні значення таких величин як коефіцієнт варіації стійкості різців, величина інформаційного навантаження на робітника, продуктивність обробки. Рис. 2. Дж. 4.

40. Кузьмін В.О., Крауїньш П.Я., Сомов Д.О., Гапонюк О.М. Низькочастотний електрогідролічний вібрмодуль для вібраційного просвічування землі // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. В 2-х ч. Ч. 1. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В.Даля, 2006. – № 6 (100). – С.195-199.

В даній роботі розглянуто одну з можливих схем вібраційного модуля для вібраційного просвічування Землі, де в якості пружних елементів виконавчого механізму застосовуються гідравлічні рукава високого тиску з попередньою радіальною деформацією. Розглянуті динамічні характеристики вібрмодуля. Рис. 3. Дж. 5.

ВІДОМОСТІ ПРО АВТОРІВ

- Абрамова Л.Н. - г. Краматорск, ДГМА, ассистент кафедры ОКММ.
- Андреев А.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Теоретическая и прикладная механика», доц., к.т.н.
- Басов Г.Г. - ХК «Лугансктепловоз», технический директор, к.т.н.
- Бондарь Т.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, инженер кафедры «Металлорежущие станки и инструменты»
- Бояршина Л.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Сварка», доц., к.т.н.
- Буйновский А.Н. - «Луганская база механизации», инженер.
- Васильченко Т.А. - Запорожский национальный технический университет, студент.
- Водолазский А.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, ассистент кафедры «Транспортные технологии».
- Волков И.В. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, научный сотрудник НИЛ САПР кафедры «Технология машиностроения».
- Воронков К.В. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, старший преподаватель кафедры «Сварка».
- Гапонюк А.Н. - г. Луцк, начальник термического участка ОАО ЛПЗ в составе «SKF».
- Гедрович А.И. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, зав. кафедрой «Сварка», проф., д.т.н.
- Глебенко А.В. - Запорожский национальный технический университет, ассистент.
- Грибанов В.М. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, зав. кафедрой «Прикладная математика», проф., д.т.н.
- Губачева Л.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Теоретическая и прикладная механика», доц., к.т.н.
- Гутько Ю.И. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, зав. кафедрой «Художественное и промышленное литье», проф., д.т.н.
- Дегтярева Ю.Ю. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, магистрант кафедры «Технология машиностроения».
- Дубасов В.М. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Прикладное материаловедение», доц., к.т.н.
- Жидков А.Б. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Сварка», доц., к.т.н.
- Забродин А.А. - Алчевский металлургический комбинат, заместитель генерального директора по транспорту.
- Зуева Л.М. - г. Краматорск, Донбасская государственная машиностроительная академия, ассистент кафедры «Компьютерные информационные технологии».

- Игнатьев А.Б. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, студент.
- Игнатьев Б.Б. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Теоретическая и прикладная механика», доц., к.т.н.
- Камель Г.И. - Запорожский национальный технический университет, доцент, д.т.н.
- Касьянов Н.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, зав. кафедрой «Охрана труда и безопасность жизнедеятельности», доц., к.т.н.
- Колодяжный П.В. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, студент.
- Корнеев С.В. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, студент.
- Короп Г.В. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, ассистент кафедры «Транспортные технологии».
- Красулин А.С. - Приазовский государственный технический университет, старший преподаватель кафедры «Промышленный транспорт».
- Кравец И.Е. - Добротворская ТЭС, инженер.
- Крауинш П.Я. - Россия, г. Томск, Томский политехнический университет, зав. кафедрой «Автоматизация и роботизация в машиностроении», проф., д.т.н.
- Кроль О.С. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Металлорежущие станки и инструменты», доц., к.т.н.
- Кузнецов Д.Н. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, студент.
- Кузнецова М.Н. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, ассистент кафедры «Теоретическая и прикладная механика», магистр.
- Кузьмин В.А. - Луцкий государственный технический университет, доцент кафедры «Автоматизированное управление производственными процессами», к.т.н.
- Лубенская Л.М. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Технология машиностроения», доц., к.т.н.
- Малашенко В.А. - Национальный университет «Львовская политехника», заместитель зав. кафедрой «Детали машин», проф., д.т.н.
- Малков С.Н. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, студент.
- Малов В.А. - ХК «Лугансктепловоз», заместитель технического директора.
- Мельников Ю.В. - г. Запорожье, Украинский государственный научно-исследовательский институт специальных сталей, сплавов и ферросплавов, научный сотрудник.
- Маслак А.В. - Приазовский государственный технический университет, аспирант кафедры «Промышленный транспорт».

- Мицьк В.Я. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Технология машиностроения», доц., к.т.н.
- Могильная Е.П. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Прикладное материаловедение», доц., к.т.н.
- Нечаев Г.И. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, директор Учебно-научного института транспортных технологий, проф., д.т.н.
- Овчаркин В.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, зав. лаб. кафедры «Сварка».
- Парунакян В.Э. - Приазовский государственный технический университет, зав. кафедрой «Промышленный транспорт», проф., д.т.н.
- Пительгузов Н.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, профессор кафедры «Охраны труда и безопасности жизнедеятельности», к.т.н.
- Покинтелица Н.И. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, профессор кафедры «Металлорежущие станки и инструменты», доц., к.т.н.
- Прищела А.А. - ХК «Лугансктепловоз», инженер.
- Прохоренко Д.В. - г. Киев, НТУУ „КПИ”, кафедра сварочного производства, ст. преп.
- Рей М.Р. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, аспирант кафедры «Художественное и промышленное литье».
- Рей Р.И. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, зав. кафедрой «Оборудование для обработки металлов давлением», проф., д.т.н.
- Роганов М.Л. - г. Краматорск, ДИТМ МНТУ, старший преподаватель кафедра «Менеджмент», к.т.н.
- Рябичева Л.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, зав. кафедрой «Прикладное материаловедение», проф., д.т.н.
- Сёмин Ю.Г. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Транспортные технологии», доц., к.т.н.
- Симонова Ю.Ю. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, аспирант кафедры «Охрана труда и безопасность жизнедеятельности».
- Синдеева Е.В. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, аспирант кафедры «Металлорежущие станки и инструменты».
- Смирный М.Ф. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, проректор, проф., д.т.н.
- Сорокивский О. И. - Национальный университет «Львовская политехника», доцент кафедры «Эксплуатация и ремонт автомобильной техники», к.т.н.
- Сомов Д.А. - Луцкий государственный технический университет, доцент кафедры «Автоматизированное управление производственными процессами», к.т.н.

- Слободянюк М.Е. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, инженер кафедры «Транспортные технологии».
- Статывка А.Ю. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, магистр.
- Статывка Ю.И. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Информатика», доц., к.т.н.
- Стоянов А.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Оборудование для обработки металлов давлением», доц., к.т.н.
- Сумской В.И. - Запорожский национальный технический университет, доцент, к.т.н.
- Сухаревская О.Н. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, ассистент кафедры «Охрана труда и безопасность жизнедеятельности».
- Ткаченко А.Н. - ХК «Лугансктепловоз», главный сварщик.
- Ткачук О.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Компьютерные системы и сети», к.т.н.
- Усатюк Д.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, аспирант кафедры «Прикладное материаловедение».
- Филь П.В. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Машиноведение», доц., к.т.н.
- Харламов Ю.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, профессор кафедры «Сварка», проф., д.т.н.
- Хинчагов Г.В. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, ассистент кафедры «Художественное и промышленное литье».
- Чередниченко П.С. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, студент.
- Чередниченко С.П. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Металлорежущие станки и инструменты», доц., к.т.н.
- Черномаз В.Н. - г. Краматорск, Донбасская государственная машиностроительная академия, зав. кафедрой «Прикладная математика», доцент, к.ф.-м.н.
- Шевченко А.В. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Прикладное материаловедение», к.т.н.
- Шишкин А.А. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, доцент кафедры «Художественное и промышленное литье», доц., к.т.н.
- Явтушенко А.В. - Запорожский национальный технический университет, зав. кафедрой ОМД, доц., к.т.н.
- Яковлева А.Г. - Запорожский национальный технический университет, аспирант.
- Ясуник С.Н. - Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, старший преподаватель кафедры «Технология машиностроения», к.т.н.

ВІСНИК

Східноукраїнського національного університету
імені ВОЛОДИМИРА ДАЛЯ

№ 6 (100) 2006

Науковий журнал

Частина 1

Відповідальний за випуск
Відповідальний секретар випуску
Технічний секретар випуску
Літературні редактори

Технічний редактор
Коректор
Оригінал-макет

Рей Р.І.
Осенін Ю.І.
Матусевич І.І.
Андропова З.І.
Морозова І.О.
Дроговоз Т.М.
Мартинцева О.О.
Погорелова Т.В.

Підписано до друку 08.08.2006.

Формат 70 x 108 ¹/₁₆. Папір офсетний. Гарнітура Arial Суг.
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 18.12.03р.

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
