

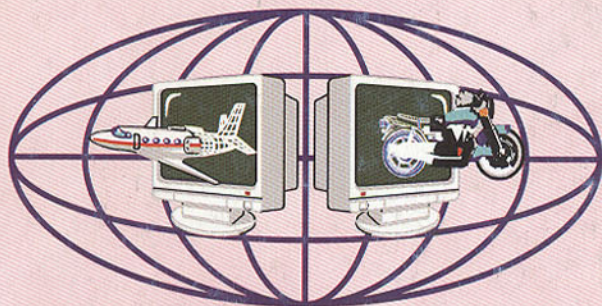


**ДОНЕЦКИЙ
ГОСУДАРСТВЕННЫЙ
ТЕХНИЧЕСКИЙ
УНИВЕРСИТЕТ**

ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И СИСТЕМЫ МАШИНОСТРОЕНИЯ

**Международный
сборник научных трудов**

ВЫПУСК 17



ДОНЕЦК - 2001

**ДОНЕЦКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ
УНИВЕРСИТЕТ**

**ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И
СИСТЕМЫ МАШИНОСТРОЕНИЯ**

**Международный
сборник научных трудов**

Выпуск 17

ДОНЕЦК - 2001

Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонГТУ, 2001. Вып. 17. – 270 с.

ISBN 966-95622-9-5

В международном сборнике научных трудов представлены некоторые вопросы теории и практики обработки изделий прогрессивными методами, показаны достижения и пути развития технологического оборудования, оснастки и металлорежущего инструмента. Рассмотрены отдельные аспекты автоматизации производственных процессов и надежности технологического оборудования. Освещены современные проблемы материаловедения в машиностроении.

В данном сборнике публикуются ученые и ведущие специалисты из Украины, стран ближнего и дальнего зарубежья. Предназначен для научно-технических работников, ИТР и специалистов в области машиностроения.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Минасв А.А. (председатель, Украина), Михайлов А.Н. (зам. председателя, Украина), Ищенко А.Л. (секретарь, Украина), Богуславский В.А. (Украина), Бутенко В.И. (Россия), Бухач А. (Польша), Войнаровский Ю. (Польша), Гавриш А.П. (Украина), Горобец И.А. (Украина), Гусев В.В. (Украина), Данек Я. (Чехия), Зинюшев Н.И. (Украина), Ивченко Т.Г. (Украина), Калафатова Л.П. (Украина), Каспер Р. (Германия), Лукичев А.В. (Украина), Малышко И.А. (Украина), Матвиенко А.В. (Украина), Матюха П.Г. (Украина), Мизин Б.М. (Украина), Муравья Е.С. (Украина), Навка И.П. (Украина), Нечепасев В.Г. (Украина), Новиков Н.В. (Украина), Оливер Т. (Великобритания), Петраков Ю.В. (Украина), Седуш В.Я. (Украина), Струтинский В.Б. (Украина), Сулов А.Г. (Россия), Тернюк Н.Э. (Украина), Цокур В.П. (Украина), Шевченко Ф.Л. (Украина).

Публикуется по решению Ученого Совета Донецкого государственного технического университета (протокол № 5 от 26.06.2001 г.).

Адрес редакционной коллегии:

Украина, 83000, г. Донецк, ул. Артема, 58, ДонГТУ, кафедра ТМ.
Тел.: (0622) 93-60-02, факс: (0622) 93-60-02
E-mail: tm@mech.dgtu.donetsk.ua
http://www.dgtu.donetsk.ua

ISBN 966-95622-9-5

© Донецкий государственный
технический университет, 2001 г.

АВТОМАТИЧЕСКАЯ ЛИНИЯ ПО ПРОИЗВОДСТВУ РАБОЧИХ ОРГАНОВ СЕЛЬСКОХОЗЯЙСТВЕННЫХ МАШИН

Быковских С.В., Еронько С.П. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина),
Шевченко А.И. (ОАО «Сельмаш», г. Гуляйполе, Украина),
Цыхмистро Е.С., Быковских П.С. (НПО «АПЕКС», г. Донецк, Украина)

The are shown peculiarities of a construction and of a principle of an automatic line functioning on producing agricultural mashines working parts. The line proposed involves few intercorrelated pulleys, managed with computer technique. Minimum productiveness of the line is 100-150 parts per hour.

В новых экономических условиях успех реализации выпускаемой продукции главным образом зависит от того, насколько удачно сочетаются ее качественные и стоимостные показатели.

Одним из путей повышения производительности труда и улучшения качества техники, поставляемой сельскому хозяйству страны, является автоматизация производственных процессов и внедрение передовых технологий при освоении новых видов продукции на заводах сельхозмашиностроения.

Сотрудниками Донецкого государственного технического университета и НПО «АПЕКС» применительно к условиям завода ОАО «Сельмаш» (г. Гуляйполе Запорожской области) разработана и спроектирована автоматическая линия по производству рабочих органов почвообрабатывающих машин (лемеха и отвалы плугов, диски борон) из микролегированной стали методом горячей штамповки с последующей термической обработкой – закалкой в воде

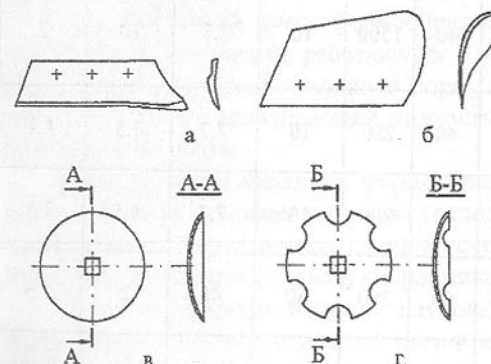


Рис. 1. Форма рабочих органов, производимых на автоматизированной линии (а – лемех, б – отвал, в, г – сферические диски дисковых борон)

и отпускком. Форма выпускаемых изделий показана на рис. 1.

Структурная схема предлагаемой автоматической линии приведена на рис. 2. В ее состав входит пресс 1 для вырубки заготовок из листового проката толщиной до 10 мм, устройство 2 для прошивки и зенкования отверстий, передаточный механизм 3 для перемещения набранных пакетов заготовок к термогибочному агрегату 4, манипулятор 5, извлекающий из

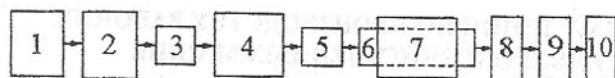


Рис. 2. Структурная схема автоматизированной линии

штампа после
формообразова-
ния и закалки
готовый рабочий
орган и установ-

ливающий его на конвейер 6 для транспортировки через проходную отпус-
кную печь 7 к местам заточки 8 и контроля качества 9 изделий и далее на
лакокрасочный участок 10.

Таблица 1 – Основные параметры гидроприводов устройств термогибоч-
ного агрегата

Устройство	Механизмы устройства	Рабочее давление в гид- росистеме, МПа	Параметры рабочего гидроцилиндра						
			Диаметр поршня, мм	Диаметр штока, мм	Ход штока, мм	Развиваемое усилие, кН		Время полного хода штока, с	
						При вытягива- нии штока	При втягивании штока	При вытягива- нии штока	При втягивании штока
Загру- зочное	Механизм подъема заго- товки	2	80	40	1500	10	7.7	10	7
Транспорти- рующее	Механизм подъема под- вижной рамы	2	80	40	280	10	7.7	1.5	1.1
	Механизм пе- ремещения те- лешки	2	80	40	900	10	7.7	4.5	3.3
Формообра- зующее	Механизм формообразо- вания	6.3	110	50	280	60	48	2	1.5
	Механизм по- грузки штампа в бак	6.3	110	50	900	60	48	6.4	4.5

Наиболее сложным и ответственным блоком автоматической линии является термогибочный агрегат, от которого зависит не только ее произ-
водительность, а и качество получаемой металлопродукции. Конструкция
агрегата, разработанная с учетом достоинств и недостатков известных ме-
ханических систем, нашедших применение при производстве аналогичных
изделий на ряде предприятий Украины и стран СНГ, защищена патентом.
Агрегат представляет собой комбинацию трех размещенных в линию и
синхронно работающих в автоматическом режиме гидравлических уст-
ройств: загрузочного, транспортирующего и формообразующего. Основ-
ные технические характеристики гидроприводов указанных устройств

приведены в таблице.

Технологические операции выполняются термогибочным агрегатом в
следующей очередности. После размещения пакета заготовок на приемном
столе агрегата и подачи команды на его запуск загрузочное устройство,
снабженное вертикально расположенным длинноходовым гидроцилин-
дром, на штоке которого закреплена электромагнитная шайба, захватывает
верхнюю заготовку из пакета и приподнимает ее на установленный уро-
вень, соответствующий положению приемного элемента транспортирую-
щего устройства. Транспортирующее устройство осуществляет пошаговое
перемещение заготовки через витки водоохлаждаемого индуктора, нагр-
вающего ее до температуры 860°C, к штампу формообразующего пресса.
Для выполнения указанной транспортной операции это устройство снаб-
жено основанием, на котором установлена подвижная рама, имеющая воз-
можность плоско-параллельного перемещения в вертикальной плоскости с
помощью гидравлического привода и несущая подвижную тележку с инди-
видуальным гидроцилиндром, обеспечивающим ее передвижение вдоль
рамы на расстояние, соответствующее шагу подачи заготовки. На тележке
закреплены приемный элемент для размещения заготовки, подаваемой за-
грузочным устройством.

Гидравлический пресс формообразующего устройства включает два
независимых механизма, работающих в установленной последовательно-
сти. Один из них придает нужную форму нагретой заготовке, а другой по-
гружает ее в бак с охлаждающей жидкостью для закалки и затем извлекает
из закалочной среды.

Конструктивно механизм формообразования выполнен в виде рамы,
внутри которой размещены нижняя (неподвижная) и верхняя (подвижная)
части штампа. Верхняя часть штампа посредством дистанционного стерж-
ня связана со штоком силового гидроцилиндра, закрепленного на раме.

После деформации нагретой заготовки и придания ей нужной формы
путем сжатия верхней и нижней частей штампа рама формообразующего
механизма по вертикальным направляющим с помощью второго гидроци-
линдра опускается в закалочный бак с водой на установленную глубину, где
в зажато состоянии в течение нескольких секунд происходит охлаждение
сформированного изделия. Затем штамп с охлажденной деталью поднимает-
ся в верхнее положение, где его части размыкаются силовым гидроци-
линдром, а деталь специальным манипулятором извлекается из него и раз-
мещается на отводящем конвейере.

С целью обеспечения производства деталей сельхозмашин различной
формы и размеров термогибочный агрегат комплектуется сменными фор-
мообразующими штампами и соответствующими индукторами ТВЧ-
нагрева, а гидроцилиндр горизонтального перемещения тележки транспор-
тирующего устройства может настраиваться на другой шаг подачи заготов-

ки в зависимости от ее типоразмера.

Для получения однородной структуры закаленной детали и равномерной твердости по всей ее поверхности обе части формообразующего штампа выполнены в виде кассет, набранных из чередующихся вертикальных ребер с профильными рабочими поверхностями. При необходимости повышения интенсивности теплоотвода от поверхности закаливаемого изделия к ней дополнительно из гидроаккумулятора через равномерно расположенные форсунки с большой скоростью подается охлаждающая жидкость, которая способствует гидросбиву образовавшейся «паровой рубашки», ухудшающей отдачу тепла закалочной среде.

Для согласования работы всех механизмов спроектированная линия оснащена системой управления, в состав которой входит ПЭВМ, функционирующая в соответствии с пакетом прикладных программ, аналого-цифровой преобразователь (АЦП), усилитель, цифроаналоговый преобразователь (ЦАП) и комплекс контактных и бесконтактных датчиков контроля (ДК). Структурная схема системы управления автоматической линии показана на рис. 3.

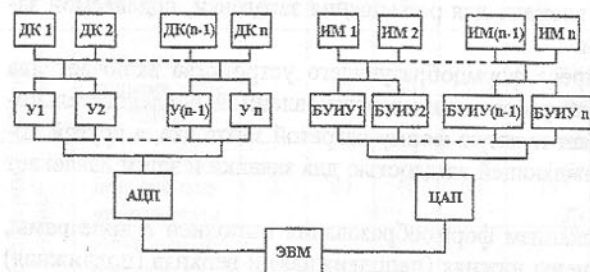


Рис. 3. Структурная схема системы управления автоматической Линией

На основании результатов сравнения оперативных данных о работе исполнительных механизмов, получаемых при помощи датчиков контроля, система управления в случае отклонения показателей работоспособности от нормы формирует сигнал для запуска подсистемы диагностики, которая определяет причины и места отказов. После сбора всего объема информации подсистема принятия решений вырабатывает соответствующее корректирующее воздействие, передаваемое в блок управления исполнительных механизмов для реализации.

Минимальная сменная производительность линии определяется номенклатурой выпускаемых деталей и составляет 100-150 изделий.

Таким образом, спроектированная автоматическая линия, изготовленная по разработанной документации на ОАО «Гуляйпольском заводе «Сельмаш», позволяет реализовать технологию выпуска рабочих органов сельхозмашин с улучшенными служебными характеристиками.

Статья поступила в редакцию 31.05.2001г.

ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ ИНСТРУМЕНТА НА РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУР ПО ПЕРЕДНЕЙ ПОВЕРХНОСТИ ЛЕЗВИЯ

Ивченко Т.Г., Легашева Т.А. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

The theoretical and experimental investigation of cutting tools temperature used for increasing of reliability. The creation of the optimum cutting conditions made the improvement of cutting tools effective exploitation.

Работоспособность режущего инструмента в значительной мере определяется температурой резания. При исследовании закономерностей изнашивания лезвия инструмента весьма важно знать не только среднюю температуру на его контактных площадках, но и значения температур в каждой точке лезвия. В настоящей работе проведены исследования закономерностей распределения температур по передней поверхности лезвия в зависимости от параметров инструмента.

Для решение указанной задачи использован один из наиболее распространенных аналитических методов - метод источников теплоты [1]. При схематизации компонентов исследуемой системы лезвийный инструмент представлен в виде неограниченного клина с углом β , источник теплоты на передней поверхности лезвия инструмента - плоским двумерным прямоугольным с размерами $b \times l$, равным площадке контакта стружки с передней поверхностью, с равномерной плотностью распределения теплового потока. Достоинством метода источников является возможность получения решения в аналитическом виде на основании интегральных переходов от мгновенного точечного источника к двумерному, а затем к источнику, действующему непрерывно.

Температурное поле на передней поверхности лезвия, возникающее под действием двумерного прямоугольного источника теплоты, равномерно распределенного по площадке $b \times l$, при установившемся теплообмене описывается выражением:

$$\Theta(x, z) = K(\beta) \frac{ql}{4\pi\lambda} T(\psi, \zeta), \quad (1)$$

где $K(\beta)$ - коэффициент, зависящий от угла заострения лезвия β ; q - плотность теплообразования; λ - коэффициент теплопроводности; $T(\psi, \zeta)$ - закон распределения температур в безразмерном виде: $\psi = x/l$; $\zeta = z/l$; $\eta = 0.5b/l$.

Безразмерное распределение температур по передней поверхности лезвия инструмента в плоскости, перпендикулярной главной режущей кромке при условии, что $z = 0$, определяется следующим образом:

$$T(\psi, 0) = \psi \ln \left| \frac{\eta + \sqrt{\psi^2 + \eta^2}}{-\eta + \sqrt{\psi^2 + \eta^2}} \right| - (\psi - 1) \ln \left| \frac{\eta + \sqrt{(\psi - 1)^2 + \eta^2}}{-\eta + \sqrt{(\psi - 1)^2 + \eta^2}} \right| + 2\eta \ln \left| \frac{\psi + \sqrt{\psi^2 + \eta^2}}{\psi - 1 + \sqrt{(\psi - 1)^2 + \eta^2}} \right| \quad (2)$$

Температура на вершине лезвия определяется при значениях $\psi = 0$, максимальная температура на передней поверхности – при $\psi = 0,5$:

$$T_{\text{вер}}(0,0) = \ln \left| \frac{\sqrt{1 + \eta^2} + \eta}{\sqrt{1 + \eta^2} - \eta} \right| + 2\eta \ln \left| \frac{\eta}{\sqrt{1 + \eta^2} - \eta} \right| \quad (3)$$

$$T_{\text{max}}(0,5,0) = \ln \left| \frac{\eta + \sqrt{0,25 + \eta^2}}{\sqrt{0,25 + \eta^2} - \eta} \right| \quad (4)$$

На температуру передней поверхности лезвия весьма существенное влияние оказывают свойства инструментального материала и, прежде всего, коэффициент теплопроводности λ . Зависимость наибольшей температуры лезвия θ_{max} и температуры на вершине лезвия $\theta_{\text{вер}}$ от коэффициента теплопроводности λ представлена на рис. 1.

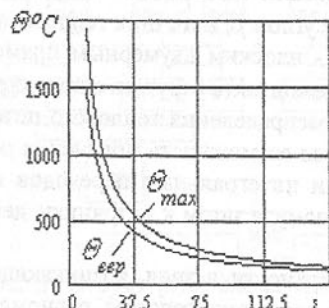


Рис. 1. Зависимость температуры лезвия θ_{max} и $\theta_{\text{вер}}$ от коэффициента теплопроводности λ

Расчеты температур для резцов, оснащенных твердосплавными пластинами, выполнены для следующих условий: обрабатываемый материал – сталь 45, $\sigma_s = 750 \text{ МПа}$, коэффициент усадки $k=2,0$; режимы резания – глубина резания $t = 2 \text{ мм}$, подача $s = 0,4 \text{ мм/об}$, скорость резания $v = 120 \text{ м/мин.}$, износ по задней поверхности лезвия $h = 0,9 \text{ мм}$. Параметры резцов: углы в плане $\phi = \phi_1 = 45^\circ$, передний угол $\gamma = -5^\circ$, задний угол $\alpha = 5^\circ$.

Расчеты температур для резцов из других инструментальных материалов выполнены для следующих условий: обрабатываемый материал – закаленная сталь 45, режимы резания – глубина резания $t = 1 \text{ мм}$, подача $s = 0,1 \text{ мм/об}$, скорость резания $v = 120 \text{ м/мин.}$, износ по задней поверхности лезвия $h = 0,4 \text{ мм}$. Параметры резцов – углы в плане $\phi = \phi_1 = 45^\circ$, передний угол $\gamma = -5^\circ$, задний угол $\alpha = 5^\circ$.

Результаты расчета температур резцов представлены в табл. 1.

Распределение температур по передней поверхности лезвия резцов представлено на рис. 2.

Результаты расчетов и представленные графики распределения температур по передней поверхности лезвия для резцов из различных инстру-

ментальных материалов свидетельствуют о значительном различии температур в зависимости от свойств инструментального материала. Наибольшую температуру имеют резцы, оснащенные минералокерамикой., наименьшую – алмазные резцы. Даже для одной группы инструментальных материалов – твердых сплавов различие в температурах весьма существенно (более, чем в 2 раза), что не может не учитываться при анализе условий эксплуатации инструментов.

Таблица 1 – Свойства инструментальных материалов и температура передней поверхности лезвия резцов

Инструментальный материал	Коэффициент теплопроводности λ , Вт/м ³ ·°С	Температура вершины лезвия, θ °С	Наибольшая температура, θ_{max} °С
ВК8	54,4	202	282
T5K10	38,5	285	399
T14K8	33,9	324	453
T15K6	27,2	404	565
T30K4	23,9	460	643
ТГ7К12	20,9	523	732
ЦМ332	12,0	1023	1609
ВК60	14,6	1011	1323
КНТ16	21,0	703	920
Эльбор	41,9	352	460
Алмаз	146	101	132

Температура передней поверхности лезвия зависит от геометрических параметров инструмента и, прежде всего, от переднего угла γ , оказываю-

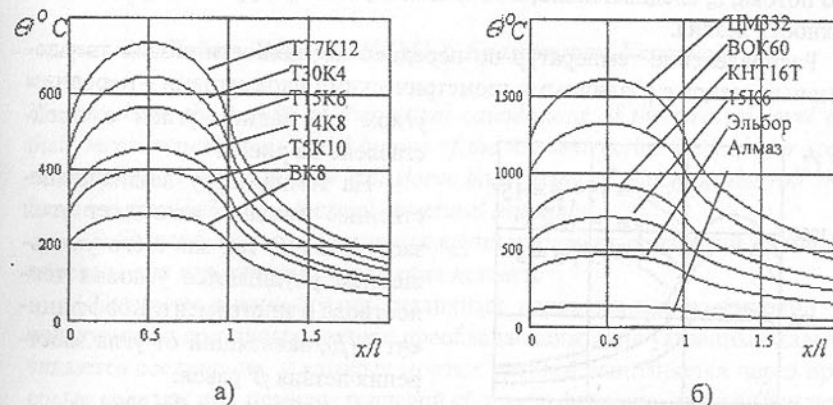


Рис. 2. Распределение температур по передней поверхности лезвия резцов, оснащенных твердыми сплавами – а), различными материалами – б)

щего влияние на длину контакта стружки с передней поверхностью l и плотность теплового потока q :

$$l = 2s \sin \varphi [k(1 - t g \gamma) + \sec \gamma] \quad (5)$$

$$q = V(P_{Z0} \sin \gamma + P_{N0} \cos \gamma) / 2st[k(1 - t g \gamma) + \sec \gamma]k, \quad (6)$$

где V - скорость резания; $P_{Z0} = P_z - F_{mp}$ - разность тангенциальной силы резания и силы трения по задней поверхности лезвия; $P_{N0} = P_y - F_{mp}$ - разность нормальной составляющей силы резания и силы трения по передней поверхности лезвия; s - подача, t - глубина резания; k - коэффициент продольной усадки стружки; φ - угол в плане.

Влияние переднего угла γ на плотность теплового потока q и длину контакта стружки с передней поверхностью l представлено на рис. 3.

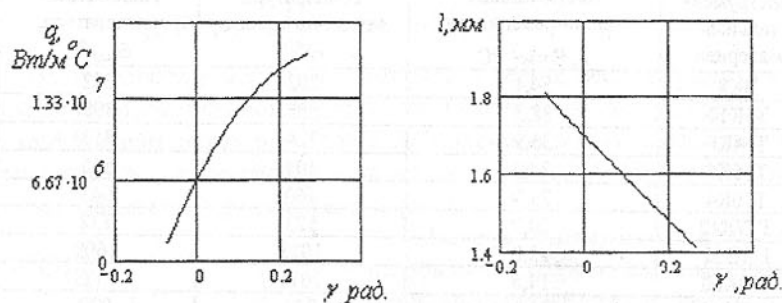


Рис. 3. Влияние переднего угла γ на плотность теплового потока q и длину контакта стружки с передней поверхностью l

С увеличением переднего угла длина контакта стружки с передней поверхностью уменьшается, что приводит к увеличению плотности теплового потока, а, следовательно, к повышению температуры на передней поверхности лезвия.

Распределение температур по передней поверхности лезвия твердосплавных резцов с различными геометрическими параметрами - передним углом γ и задним углом α представлено на рис. 4.

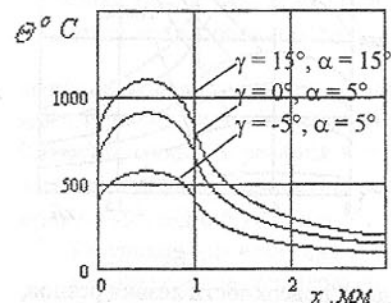


Рис. 4. Распределение температур по передней поверхности лезвия резцов с различными параметрами

На температуру лезвия существенное влияние оказывает угол заострения β , так как с его уменьшением ухудшаются условия теплоотвода в инструмент. Коэффициент $K(\beta)$, зависящий от угла заострения лезвия β равен:

$$K(\beta) = 4 \text{ для } \beta = 90^\circ;$$

$$K(\beta) = 6 \text{ для } \beta = 60^\circ.$$

Установлено, что при одних и тех же условиях эксплуатации тем-

пература на передней поверхности лезвия для резцов с углами $\gamma = 15^\circ$, $\alpha = 15^\circ$ в 2 раза выше, чем для резцов с $\gamma = -5^\circ$, $\alpha = 5^\circ$.

Разработанная методика применима для температурных полей различных инструментов. Установленные на примере резцов закономерности влияния геометрических параметров на распределение температур по передней поверхности лезвия могут быть распространены на любые инструменты. Особенности различных видов обработки учитываются при расчете плотности тепловыделения и длины контакта стружки с передней поверхностью лезвия.

Таким образом, на основании разработанной методики с использованием метода источников теплоты выполнен анализ влияния параметров инструмента на температуру его лезвия. Установлены характер и степень влияния свойств инструментального материала и геометрических параметров инструмента на распределение температур по передней поверхности лезвия. На основании полученных результатов разработаны рекомендации по выбору инструментального материала и рациональных параметров инструмента.

Список литературы: 1. Резников А.Н., Резников Л.А. Тепловые процессы в технологических системах. - М.: Машиностроение, 1990. - 288с.

Статья поступила в редакцию 1.06.2001г.

ОЦЕНКА НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ СОСТАВНЫХ ИЗДЕЛИЙ

Лебедь В.Т. (АО НКМЗ, г. Краматорск, Украина)

Presented are the results of theoretical calculations of the stresses level and their measurements performed by one of the nondestructive methods for stress examination in the composite roll sleeve body fixing of which on the roll shaft has been provided by the thermal-structural assembly

Работоспособность составных крупногабаритных изделий во многом определяется характером сопряжения деталей.

При всем многообразии различных неподвижных соединений используемых в составных деталях преобладающими для указанных изделий являются соединения, у которых монтаж деталей выполняется через пресовые посадки при помощи тепловой сборки и фиксация втулки (бандажа) на оси происходит исключительно за счет натяга, а также при установке дополнительных устройств, которые позволяют снизить величину этого натяга.

Результаты исследований, полученные специалистами [1,2] ряда ве-

душих предприятий, по отработке режимов термоструктурной сборки (ТСС) на моделях составных валков, показали перспективность применения указанного метода при монтаже составных крупногабаритных валков прокатных станов.

Изготовление опытно - промышленной партии составных валков [2,3] массой от 25,3 до 43,0 тонн (диаметр от 1300 до 1600 мм при, соответственно, длинах 4860 и 4970 мм), позволило заложить основы для промышленного производства указанного типоразмера составных валков.

При реализации процесса термоструктурной сборки валков [3] рассматривались две конструктивные разновидности сопрягаемых поверхностей оси и бандажа применительно к вышеуказанным типоразмерам изделий. Для первого варианта сопряжения бандажа с осью были использованы их цилиндрические посадочные поверхности с дополнительным соединением, имеющим кольцевой выступ на посадочной поверхности в средней части оси и, соответственно, кольцевую впадину (расточку) на внутренней поверхности бандажа. Во втором варианте была реализована седловидная форма посадочной поверхности оси и цилиндрическая у бандажа [4].

С учетом особенностей процесса термоструктурной сборки по первому варианту выполнялась предварительная тепловая сборка с фиксацией бандажа на оси через «замок», а по второму – установка осуществлялась при помощи специальной оснастки монтируемой на оси изделия.

Технологический процесс ТСС [2] состоял из серии нагревов, включающих ряд последовательных предварительных подогревов и окончательного закалочного нагрева предварительно собранного бандажа с дальнейшим его спрейерным охлаждением и печным отпуском.

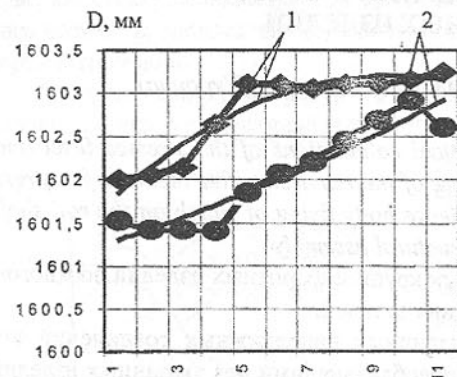


Рис.1. Характер изменения наружного размера бандажа до и после ТСС (1 – первоначальная величина наружного диаметра бандажа; 2 – величина наружного диаметра бандажа после ТСС)

Неравномерность структурных превращений, возникающих при нагреве бандажа в процессе его сборки с осью и последующем охлаждении составного валка, сказывается на фактической величине натяга (которая может существенно отличаться от расчетной).

Контроль величин натяга производился косвенным путем. На рис. 1 приведено изменение величины наружного диаметра бандажа составного валка диаметром 1600мм до и после ТСС.

Величина деформации после сборки бандажа с осью устанавливалась путем оценки серии замеров величины наружного диаметра до и после их сборки по длине бандажа (через каждые 200 мм). При этом длина бандажа, имеющая первоначальную величину, равную 2052 мм до закалки, возросла на 1,1 мм и составила 2053,1 мм.

Для указанного типоразмера составных валков были выполнены как теоретические расчеты уровней напряжений, так и проведены их замеры.

Приведенные на рис. 2. результаты выполненных теоретических расчетов напряжений, позволяют судить о характере распределения напряжений в теле бандажа собранного с осью термоструктурной сборкой.

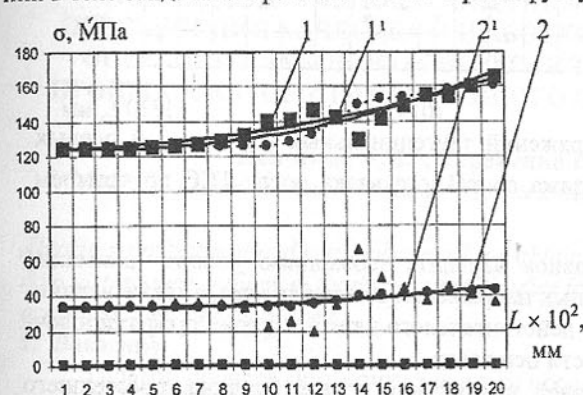


Рис. 2. Распределения напряжений в теле бандажа составного валка прошедшего термоструктурную сборку (1 (2) – тангенциальные давления (контактные давления), установленные по методу граничных интегральных решений; 1' (2') – при решении задачи Ламе)

Известно, что уровень напряженного состояния сопрягаемых деталей во многом определяет долговечность крупногабаритных составных валков. В свою очередь уровень напряжений зависит от многих факторов: от качества металла до величин предельных значений натяга и профиля посадочной поверхности. Поэтому контроль уровня напряжений, базирующийся на одном из не-

разрушающихся методов, является необходимым условием в производственном процессе изготовления составных крупногабаритных изделий.

Замеры уровня остаточных напряжений в теле бандажа были проведены после сборки валка термоструктурным способом (рис. 3).

Контроль напряжений производился магнитоупругим методом измерения остаточных напряжений при помощи прибора ИОН-4М [5], который позволил оценить уровень этих величин в бандажах составных валков.

Анализ установленных уровней напряжений в теле бандажей валков, изготовленных по двум различным формам сопрягаемых соединений рассматриваемых типоразмеров валков и прошедших ТСС, показал целесообразность применения второго конструктивного решения.

Результаты выполненных исследований показывают, что при изго-

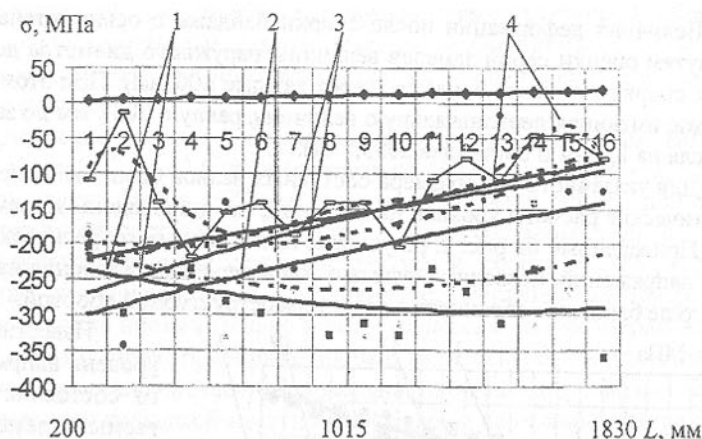


Рис.3. Распределение напряжений тангенциальных (σ_t — —) и осевых (σ_o - - -) в теле бандажа составного валка после ТСС по четырём (1...4) образующим

товлению изделий в составном варианте необходимо уделять внимание контролю уровня остаточных напряжений в теле бандажа, а также величинам предельных значений действительного натяга и форме профилировочной посадочной поверхности оси валка.

Сопоставления уровней напряжений в теле бандажа, прошедшего объемную закалку, и собранного с осью по тепловой сборке с гарантированным натягом [6] и в бандаже после его термоструктурной сборки с осью (рис. 3) указывают перспективность разработок технологий термоструктурных сборок при изготовлении широкого диапазона типоразмеров составных валков.

Список литературы: 1. Полухин В.П., Геден М.В., Николаев В.А. и др. Влияние состава стали на усадку втулок типа бандажей прокатных станов при поверхностной электрозакалке и отпуске. — Известия ВУЗов. Черная металлургия. — 1980. — №1 — С. 88-90. 2. Исследование, усовершенствование конструкции, отработка и внедрение технологии изготовления и восстановления крупногабаритных опорных валков. Закл. отчет НИР № ГР 0185-0046681/ Рук. темы М. В. Геден, г. Краматорск, 1988, 201с. 3. Разработка конструкции, технологии и внедрение разработок на партии отработанных опорных валков стана 2030. Закл. отчет НИР № ГР 0191 0006351/Рук. темы И.А. Бобух. г. Краматорск, 1991, 83с. 4. Лебедь В.Т. Повышение работоспособности составных крупногабаритных прокатных валков //Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международн. сб. научных трудов — Донецк: ДонГТУ, 1999, Вып. 8. С.147-150 5. Ис-

следование, разработка и внедрение промышленного метода и средств контроля качества насадки составных опорных валков Заключительный отчет НИР № ГР. 0184.0081912 /Рук. темы А.Г. Состин. г. Краматорск 1986, 44с. 6. Лебедь В.Т. К вопросу контроля и оценки напряженного состояния составных изделий //Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международн. сб. научных трудов — Донецк: ДонГТУ, 2001, Вып. 15. С. 156-162

Статья поступила в редакцию 6.05.2001г.

ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОСТЬ ОПЕРАЦИЙ И ПРОЦЕДУР ОБЕСПЕЧЕНИЯ КАЧЕСТВА ОБРАБОТКИ И НАДЕЖНОСТИ ОПЕРАЦИИ ГЛУБОКОГО СВЕРЛЕНИЯ ДЛЯ ТИПОВОГО ПРОЦЕССА АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ

Левченко А.И.*, Тараненко В.А.**

(*СевГТУ, Севастополь, Украина, **Политехника Опольска, Польша)

Algorithms of optimal and rational control are obtained in consideration of random disturbance influence. Engineering methodics for designing the automated control systems are developed.

1. Введение

Типовой процесс автоматизированного проектирования операций обработки глубоких отверстий является реализацией разработанных в [1,2] математических моделей, алгоритмов определения параметров регулятора и комплекса программ расчета параметров объекта управления и оценки качества регулирования. Разработанная программная система позволяет на стадии проектирования технологии учесть степень влияния на качество обработки и надежность операции глубокого сверления каждого из технологических факторов в отдельности, что в конечном итоге приводит к повышению качества проектных решений и производительности труда разработчиков.

2. Алгоритм автоматизированной системы проектирования процесса обработки отверстий

При программной реализации отдельных процедур системы автоматизированного проектирования процесса обработки глубоких отверстий использовалась концепция объектно-ориентированного программирования, позволяющая организовать комплекс расчета параметров и моделирования операции в виде совокупности программных модулей различного функционального назначения, совместное использование которых позволяет автоматизировать разработку САУ процессом для обеспечения требуемых показателей качества обработки, а также представляющая более широкие

возможности по реализации интерфейса пользователя. Большинство программных модулей могут использоваться отдельно при решении частных технологических задач.

Последовательность проектных операций и процедур для типового процесса проектирования представлена на рис.1. Отдельные модули программной системы предназначены для решения следующих задач:

- определение областей ограничений на регулируемые параметры;
- моделирование процесса сверления глубоких отверстий;

- расчет параметров передаточной функции регулятора с учетом возможного диапазона изменения осевой подачи и характеристик привода;
- анализ устойчивости системы и оценка качества стабилизации параметров нагружения инструмента.

Кроме того, в программе предусмотрен контроль вводимой информации и вывод результатов расчетов.

В блоках 4 и 5, на основе заданных в блоке 2 параметров обрабатываемого отверстия и материала, производится расчет допустимых параметров нагружения и определение зон ограничений по осевой силе и моменту, в зависимости от текущей глубины сверления. Следующим этапом является ввод табличных значений режимов обработки и расчет соответствующих силовых факторов. В случае, если полученные величины меньше ранее определенных допустимых, блоком 10 производится расчет математической модели процесса глубокого сверления с определением постоянных времени и коэффициентов передачи. В блоке 12 на основе заданной на предыдущем этапе информации о вероятностных характеристиках возмущения, производится расчет средних квадратов отклонения и управляющего воздействия. Далее, в зависимости от допустимого диапазона изменения осевой подачи сверла, в блоках 14 и 16 производятся расчет параметров регулятора, и проверка устойчивости системы, после чего, с учетом динамических свойств привода и коэффициентов передачи цепи обратной связи, рассчитывается дисперсия стабилизируемых параметров нагрузки.

Для металлорежущего оборудования с современными микропроцессорными системами управления может быть обеспечена автоматическая настройка параметров регулятора по априорной технологической информации.

Расчет параметров цифрового регулятора производится в блоках 19 и 20. Для вычисления времени и коэффициентов передачи регулятора используются значения коэффициентов, полученные ранее в блоке 14, а также информация о параметрах преобразователей и кинематической схемы привода подачи. С учетом полученных в [2] результатов, передаточная функция регулятора может быть представлена в виде:

$$W_r(p) = kK_{r2}p + \frac{k}{K_{r1}p} + k.$$

При этом параметры регулятора определяются выражениями:

$$k = \frac{b_{r0}}{K_{zn}K_{oc}}; \quad K_{r2} = \frac{b_{r1}}{b_{r0}}; \quad K_{r1} = \frac{b_{r0}}{b_i}.$$

Значения варьируемых параметров вычисляются по полученным ранее соотношениям [1,2]: коэффициент B , характеризующий относительную жесткость технологической системы, по выражению

$$B = m_x h_x + m_p h_p K_\phi,$$

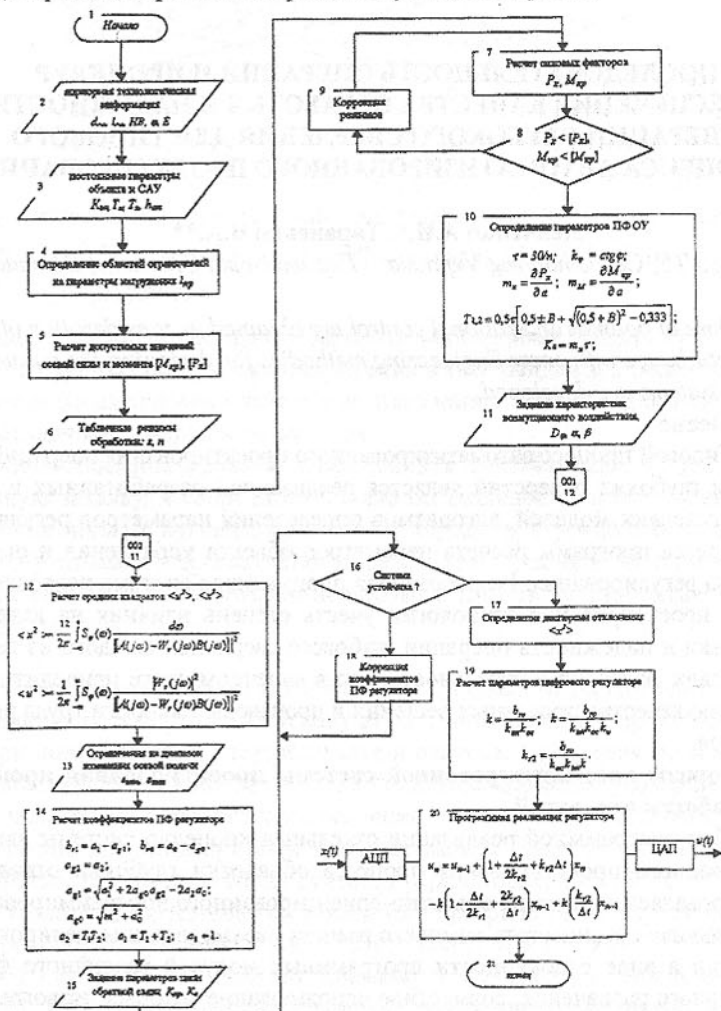


Рис.1. Блок-схема алгоритма автоматизированной системы проектирования процесса обработки глубоких отверстий

коэффициенты передачи процесса резания по

$$m_i = \frac{\partial P_i}{\partial a},$$

а коэффициент передачи объекта управления с использованием выражения

$$K'_x = K_x \tau.$$

Рассматривая в качестве входного сигнала регулятора величину ошибки $x(t)$, а в качестве выходного управляющий сигнал $u(t)$, можно записать аналоговую форму ПИД-закона регулирования в виде:

$$u(t) = kx(t) + \frac{k}{K_{r1}} \int_0^t x(t) dt + kK_{r2} \frac{dx(t)}{dt}.$$

Используя упрощенные формулы

$$\frac{dx(t)}{dt} = (x_n - x_{n-1}) \Delta t,$$

$$\int_0^t x(t) dt = \int_0^{t-\Delta t} x(t) dt + \frac{x_n + x_{n-1}}{2} \Delta t$$

и соотношение

$$\int_0^{t-\Delta t} x(t) dt = \frac{K_{r1}}{k} \left[u_{n-1} - kx_{n-1} - kK_{r2} \frac{x_{n-1} - x_{n-2}}{\Delta t} \right],$$

получим закон ПИД-регулирования в разностной форме:

$$u_n = u_{n-1} + K_1 x_n + K_2 x_{n-1} + K_3 x_{n-2},$$

где

$$K_1 = \left(1 + \frac{\Delta t}{2K_{r1}} + \frac{K_{r2}}{\Delta t}\right), \quad K_2 = k \left(1 - \frac{\Delta t}{2K_{r1}} + \frac{2K_{r2}}{\Delta t}\right), \quad K_3 = k \frac{K_{r2}}{\Delta t}.$$

В соответствии с последним выражением программно реализуется закон регулирования.

3. Заключение

Разработаны алгоритмы автоматической настройки параметров регуляторов по априорной технологической информации, а также программное обеспечение, позволяющее автоматизировать процесс разработки САУ для операции сверления глубоких отверстий. Использование программных модулей позволяет рассчитать основные параметры и прогнозировать качественные характеристики автоматизированного процесса глубокого сверления. Применение разработанного алгоритмического и программного обеспечения повышает эффективность проектирования САУ за счет повышения производительности, улучшения качества проектных решений.

Список литературы: 1. Левченко А.И., Тараненко В.А. Математическая модель процесса сверления отверстий малого диаметра. Научн.-техн. сб. Совершенствование систем и технологий. Alliance Francaise. Сева-

стополь, 1996.—С.33-37. 2. A. Levchenko, W.Taranenko, IDENTIFICATION AND AUTOMATION OF DEEP-HOLE DRILLING. Preocceedings of The 2nd International Conference On Machining and Measurements of Sculptured Surfaces 20-22 September 2000, Krakow, Poland, p.149-154.

Статья поступила в редакцию 17.03.2001г.

МАТЕМАТИЧЕСКИЕ МОДЕЛИ ЗУБОРЕЗНЫХ ДОЛБЯКОВ В СПЕЦИАЛИЗИРОВАННОЙ САПР ИНСТРУМЕНТА

Леховицер В.А., Мозговой В.Ф., Богуслаев А.В.,
Липский Е.Р., Балущок К.Б., Басов А.Ю.
(ОАО «Мотор Сич», Запорожье, Украина)

The basic dependences of parametrical computer models of the gears machining tool for using in specialized CAD of the tool are described in this article.

Проектирование и анализ зуборезного инструмента сопряжены с выполнением больших объёмов сложных пространственных геометрических расчётов, что делает невозможным существенное повышение эффективности проектных работ без использования специализированных средств автоматизации проектных работ.

Пространственные математические модели зуборезного инструмента являются основой для построения параметрических компьютерных моделей, предназначенных для комплексного автоматизированного решения технологических и конструкторских задач, возникающих в процессе технологической подготовки производства деталей ГТД.

Основой математической модели зуборезного долбяка является плоский профиль зуба инструмента, полученный проекцией сечения зуба ко-

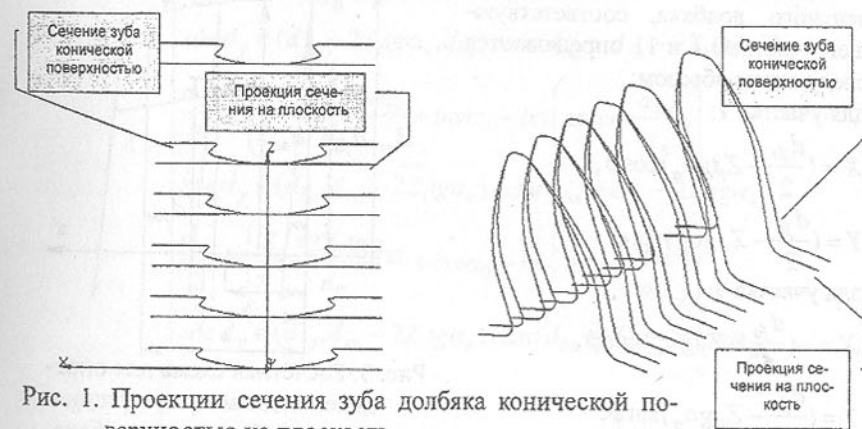


Рис. 1. Проекция сечения зуба долбяка конической поверхностью на плоскость

нической поверхностью, имеющей угол при вершине конуса равный $\pi - \gamma$, на плоскость, перпендикулярную оси долбяка (рис. 1).

Полученная таким образом плоская проекция состоит из 11 участков (рис. 2).

Геометрические параметры плоских сечений зависят от типа зуборезного долбяка. Далее рассматривается математическая модель эвольвентного долбяка.

Определение значений диаметров вершин и впадин зуборезного долбяка производится на основании расчётной схемы, приведенной на рис. 3.

В соответствии с приведенной схемой, значения диаметров окружностей вершин и впадин долбяка зависят от величины заднего угла α_s и параметра Z_t , являющегося координатой Z текущей плоской проекции сечения зуба. Таким образом:

$$d_{aoc} = d_{ao} - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_s, \quad d_{foc} = d_{fo} - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_s.$$

Координаты точек поверхности трёхмерной модели зуба эвольвентного долбяка, соответствующей участкам 1 и 11 определяются следующим образом:

для участка 1:

$$X = \left(\frac{d_{fo}}{2} - Z_t \operatorname{tg} \alpha_s \right) \cos \phi,$$

$$Y = \left(\frac{d_{fo}}{2} - Z_t \operatorname{tg} \alpha_s \right) \sin \phi$$

для участка 9:

$$X = - \left(\frac{d_{fo}}{2} - Z_t \operatorname{tg} \alpha_s \right) \cos \phi,$$

$$Y = \left(\frac{d_{fo}}{2} - Z_t \operatorname{tg} \alpha_s \right) \sin \phi$$

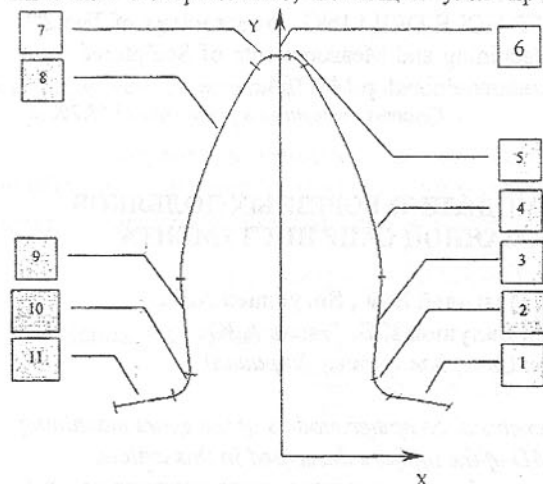


Рис. 2. Проекция сечения зуба на плоскость

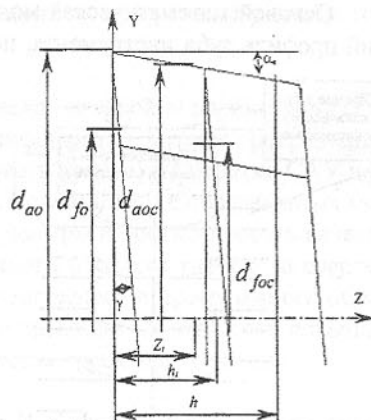


Рис. 3. Расчётная схема для определения диаметров вершин и впадин зуборезного долбяка

где значение угла ϕ принадлежит интервалу

$$\left(\pi \left(\frac{z-2}{2z} \right), \frac{\pi}{2} - \frac{S_o - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_{oc}}{d_0} + \operatorname{inv} \alpha_0 \right), \text{ а } Z_t \in (0, h).$$

Участки 2,3 являются частями переходной кривой между впадиной и эвольвентным участком 4. То же самое справедливо для участков 9 и 10. Поскольку поверхности, соответствующие переходным кривым, не участвуют в обработке и не оказывают никакого влияния на обрабатываемую зубчатую поверхность, то для упрощения математической модели переходные кривые заменяются сочетаниями дуг окружности (участки 2,10) и отрезков прямых (участки 3,9).

Участки 5 и 7 соответствуют поверхностям сопряжения боковой поверхности зуба с поверхностью вершин и являются дугами окружностей заданного радиуса.

Участки 4 и 8 соответствуют эвольвентным поверхностям зуба долбяка. Для упрощения построения боковых поверхностей зуба участок 3 объединяется с участком 4, а участок 8 – с участком 9.

Участок 5 является дугой окружности диаметра $d_{ao} - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_s$, координаты точек которой определяются уравнениями:

$$X = (d_{ao} - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_s) \cos \phi, \quad Y = (d_{ao} - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_s) \sin \phi,$$

где значения угла ϕ принадлежат диапазону

$$\left(\frac{\pi}{2} - \frac{S_o - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_{oc}}{d_0} + \operatorname{inv} \alpha_0 - \operatorname{inv} \frac{d_{bo}}{d_{ao}}, \frac{\pi}{2} + \frac{S_o - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_{oc}}{d_0} + \operatorname{inv} \alpha_0 - \operatorname{inv} \frac{d_{bo}}{d_{ao}} \right)$$

Координаты точек участков 3 и 4 плоских сечений зуба определяются из следующих параметрических уравнений:

$$X = \begin{cases} \frac{d_y}{2} \sin \left(\frac{S_o - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_{oc}}{d_0} + \operatorname{inv} \alpha_0 \right), \\ \text{где } d_y \in (d_{fo} - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_s, d_{bo}) \text{ если } d_{bo} > d_{fo} - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_s \\ \frac{d_y}{2} \sin \left(\frac{S_o - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_{oc}}{d_0} + \operatorname{inv} \alpha_0 - \operatorname{inv} \left(\arccos \frac{d_{bo}}{d_y} \right) \right) \\ \text{где } d_y \in (d_{bo}, d_{ao} - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_s) \text{ если } d_{bo} > d_{fo} - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_s \\ \frac{d_y}{2} \sin \left(\frac{S_o - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_{oc}}{d_0} + \operatorname{inv} \alpha_0 - \operatorname{inv} \left(\arccos \frac{d_{bo}}{d_y} \right) \right) \\ \text{где } d_y \in (d_{fo}, d_{ao} - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_s) \text{ если } d_{bo} \leq d_{fo} - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_s \end{cases}$$

$$Y = \begin{cases} \frac{d_y}{2} \cos \left(\frac{S_o - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_{oc}}{d_0} + \operatorname{inv} \alpha_0 \right) \\ \text{где } d_y \in (d_{fo} - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_b, d_{bo}) \text{ если } d_y \in (d_{fo} - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_b, d_{bo}) \\ \frac{d_y}{2} \cos \left(\frac{S_o - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_{oc}}{d_0} + \operatorname{inv} \alpha_0 - \operatorname{inv} \left(\arccos \frac{d_{bo}}{d_y} \right) \right) \\ \text{где } d_y \in (d_{bo}, d_{ao} - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_b) \text{ если } d_{bo} > d_{fo} - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_b \\ \frac{d_y}{2} \cos \left(\frac{S_o - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_{oc}}{d_0} + \operatorname{inv} \alpha_0 - \operatorname{inv} \left(\arccos \frac{d_{bo}}{d_y} \right) \right) \\ \text{где } d_y \in (d_{bo}, d_{ao} - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_b) \text{ если } d_{bo} \leq d_{fo} - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_b \end{cases}$$

Для участков 8 и 9 уравнения имеют вид:

$$X = \begin{cases} -\frac{d_y}{2} \sin \left(\frac{S_o - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_{oc}}{d_0} + \operatorname{inv} \alpha_0 \right) \\ \text{где } d_y \in (d_{fo} - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_b, d_{bo}) \text{ если } d_{bo} > d_{fo} - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_b \\ -\frac{d_y}{2} \sin \left(\frac{S_o - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_{oc}}{d_0} + \operatorname{inv} \alpha_0 - \operatorname{inv} \left(\arccos \frac{d_{bo}}{d_y} \right) \right) \\ \text{где } d_y \in (d_{bo}, d_{ao} - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_b) \text{ если } d_{bo} > d_{fo} - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_b \\ -\frac{d_y}{2} \sin \left(\frac{S_o - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_{oc}}{d_0} + \operatorname{inv} \alpha_0 - \operatorname{inv} \left(\arccos \frac{d_{bo}}{d_y} \right) \right) \\ \text{где } d_y \in (d_{fo}, d_{ao} - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_b) \text{ если } d_{bo} \leq d_{fo} - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_b \end{cases}$$

Осью конических поверхностей, на которые должны быть спроецированы плоские сечения зуба долбяка, является ось OZ. Уравнения этого семейства поверхностей имеет вид: $Z = h_i \pm \operatorname{tg} \gamma \sqrt{X^2 + Y^2}$, где h_i - расстояние от начала координат до вершины конической поверхности.

$$Y = \begin{cases} \frac{d_y}{2} \cos \left(\frac{S_o - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_{oc}}{d_0} + \operatorname{inv} \alpha_0 \right) \\ \text{где } d_y \in (d_{fo} - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_b, d_{bo}) \text{ если } d_{bo} > d_{fo} - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_b \\ \frac{d_y}{2} \cos \left(\frac{S_o - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_{oc}}{d_0} + \operatorname{inv} \alpha_0 - \operatorname{inv} \left(\arccos \frac{d_{bo}}{d_y} \right) \right) \\ \text{где } d_y \in (d_{bo}, d_{ao} - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_b) \text{ если } d_{bo} > d_{fo} - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_b \\ \frac{d_y}{2} \cos \left(\frac{S_o - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_{oc}}{d_0} + \operatorname{inv} \alpha_0 - \operatorname{inv} \left(\arccos \frac{d_{bo}}{d_y} \right) \right) \\ \text{где } d_y \in (d_{bo}, d_{ao} - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_b) \text{ если } d_{bo} \leq d_{fo} - 2Z_t \operatorname{tg} \alpha_b \end{cases}$$

Проецирование плоских кривых на коническую поверхность может быть сведено к расчёту координат Z опорных точек кривых по следующей зависимости:

$$Z = Z_t + \left(\frac{d_{ao}}{2} - Z_t \operatorname{tg} \alpha_s - \sqrt{X^2 + Y^2} \right) \operatorname{tg} \gamma.$$

Определение координат точек поверхностей остальных зубьев долбяка производится путём поворота зуба относительно оси Z на угол $\frac{2\pi}{z}i$, где z - количество зубьев долбяка, а i - номер зуба, точки которого определяются.

Статья поступила в редакцию 29.05.2001г.

ФОРМООБРАЗОВАНИЕ ПОВЕРХНОСТЕЙ ПЕРЕМЕННОЙ КРИВИЗНЫ, ЗАДАННЫХ АНАЛИТИЧЕСКИ, ЛИНЕЙНО-КРУГОВЫМ ИНТЕРПОЛЯТОРОМ СЧПУ

Лещенко А.И. (ПОТУ, г. Мариуполь, Украина)

Algorithm of account of a trajectory of moving of the tool, for curve given nonlinear algebraic or transcendent by the equations.

Станки с ЧПУ, как правило, имеют только круговой и линейный интерполяторы. В машиностроении есть группы деталей типа кулачков, крыльчаток, штампов или пресс-форм, когда их координатные линии, явно не определены прямыми или дугами окружностей, а заданы аналитическим выражением функции или группой точек, определяющей интерполяционным полиномом. Поэтому возникает задача линейно-круговой аппроксимации траектории перемещения инструмента, с заданной погрешностью δ [1].

Современные САП уделяют внимание этому вопросу и дают пользователю инструментарий, основанный на теории приближения функций [2]. Например, сплайн-аппроксимация (наиболее широкое применение нашли кубические или В-сплайны), начинавшая свой путь как математическая формализация идей дизайнеров. Сплайн определяет сглавленную кривую, через данные точки, которые фактически только управляют формой кривой, но гарантированно принадлежат ей на концах отрезка аппроксимации. Метод Безье, принимая за основу дискретно заданные «управляющие точки», предлагает математическое описание кривых, заданных графически. Аппроксимация методом наименьших квадратов, хорошо зарекомендовала себя для обработки экспериментальных данных и основана на минимизации расстояний от точек кривой до точек данных.

Такие методы, расчета линейно - круговой интерполяции лекальных

профилей не связаны с основным показателем точности, принятым в машиностроении - числовым значением допуска на полученный размер.

В настоящей работе предлагается математический алгоритм расчета программ для станков с ЧПУ, при задании траектории перемещения инструмента, в виде функции действительного аргумента.

Широкий спектр математических функций, затрудняет построение общего алгоритма решения этой задачи, поэтому ограничим траекторию перемещения уравнением $y = \varphi(x)$ (рис. 1), где $\varphi(x)$ на отрезке $[x_1, x_n]$ непрерывно дифференцируемая, монотонно изменяющаяся функция, не имеющая точек перегиба, т.е. соблюдается условие:

$$\frac{d^2(\varphi(x))}{dx^2} > 0 \text{ или } \frac{d^2(\varphi(x))}{dx^2} < 0, \text{ но } \frac{d^2(\varphi(x))}{dx^2} \neq 0$$

Линейной аппроксимацией кривой $y = \varphi(x)$ можно считать ее разбиение отрезками $[x_1, x_2], [x_2, x_3], \dots, [x_{n-1}, x_n]$ так, чтобы полученная при этом ломаная, заменила аппроксимируемую функцию с погрешностью $\delta = \Delta\sigma$, где Δ - числовое значение допуска; $\sigma < 1$ - коэффициент, учитывающий поле рассеяния размеров относительно предельных значений поля допуска.

Для математического определения понятия - «погрешность аппроксимации δ на отрезке $[x_{n-1}, x_n]$ », в точке $(x_{n-1}, \varphi(x_{n-1}))$ (рис. 2) строим окружность радиуса δ . К построенной окружности и аппроксимируемой кривой $y = \varphi(x)$, проводим общую касательную $y = f(x)$, с угловым коэффициентом k_0^{n-1} равным:

$$k_0^{n-1} = \frac{d(\varphi(x_0^{n-1}))}{dx} = \frac{\varphi(x_n) - \varphi(x_{n-1})}{x_n - x_{n-1}} = \operatorname{tg}(\alpha) \quad (1)$$

где точка $(x_0^{n-1}, \varphi(x_0^{n-1}))$ удовлетворяет условиям теоремы Лагранжа и имеет максимальное отклонение от аппроксимирующего отрезка. Данное определение погрешности, соотносится с такими каноническими понятиями тех-

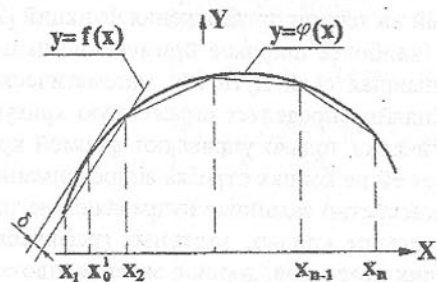


Рис. 1. Линейная аппроксимация криво $y = \varphi(x)$ с погрешностью δ

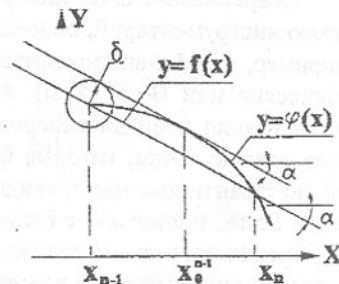


Рис. 2. Определение погрешности аппроксимации δ

нологии машиностроения, как предельно допустимые размеры, численное значение допуска, отклонение профиля продольного сечения и могут контролироваться средствами измерения машиностроителей.

Строить алгоритм, определения точек аппроксимации $(x_1, \varphi(x_1)), (x_2, \varphi(x_2)), \dots, (x_n, \varphi(x_n))$ программным путем, начинаем с расчета граничной точки отрезка $(x_1, \varphi(x_1))$, через которую проводим прямую $y = f(x)$ с угловым коэффициентом k_0^1

$$f(x) - \varphi(x_1) = k_0^1(x - x_1) \quad (1)$$

Подставив значение k_0^1 (1) для точки $(x_0^1, \varphi(x_0^1))$, уравнение прямой (2), преобразуем к каноническому виду:

$$\frac{d(\varphi(x_0^1))}{dx}x - f(x) + \varphi(x_1) - \frac{d(\varphi(x_0^1))}{dx}x_1 = 0$$

Из условия равенства расстояния от точки $(x_0^1, \varphi(x_0^1))$ до прямой $f(x)$, заданной погрешности аппроксимации δ , получаем уравнение

$$\frac{\frac{d(\varphi(x_0^1))}{dx}(x_0^1 - x_1) - f(x_0^1) + \varphi(x_1)}{\sqrt{\left(\frac{d(\varphi(x_0^1))}{dx}\right)^2 + 1}} = \delta, \quad (3)$$

в котором, для неизвестной x_0^1 , определен отрезок изменения $[x_1, x_n]$.

Значение, получаем последовательным приближением (при $x_0^1 = x_1$ левая часть уравнения равна нулю), по методу половинного деления, вычисляя производную через конечные разности [3]:

$$\frac{d(\varphi(x_0^1))}{dx} = \frac{1}{h} \left[\Delta\varphi(x_0^1) - \frac{1}{2}\Delta^2\varphi(x_0^1) + \frac{1}{3}\Delta^3\varphi(x_0^1) - \frac{1}{4}\Delta^4\varphi(x_0^1) \right].$$

При условии непрерывности заданной функции $\varphi(x)$ и малости постоянного шага интерполяции h конечные разности $\Delta\varphi(x_0^1), \dots, \Delta^4\varphi(x_0^1)$ третьего порядка практически постоянны, конечные разности четвертого порядка сохранены для уменьшения накопленной погрешности.

При известном x_0^1 , (3) решение уравнения

$$\frac{d(\varphi(x_0^1))}{dx} = \frac{\varphi(x_2) - \varphi(x_1)}{x_2 - x_1},$$

методом половинного деления относительно x_2 даст граничную точку ап-

проксимирующего отрезка $(x_2, \phi(x_2))$.

Последовательно выполняя действия по вышеуказанной схеме, при постоянном сужении интервала поиска корней уравнений, определяем линейные отрезки (хорды), аппроксимирующие функцию $\phi(x)$ на всем отрезке $[x_1, x_n]$.

Полученную ломанную можно преобразовать к линейно-круговому виду, при условиях сопряжения отрезков прямых с дугами окружностей и сохранения погрешности не превышающей δ . С этой целью, необходимо

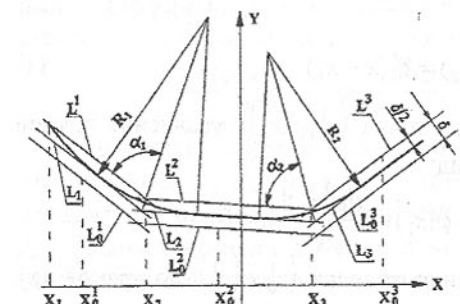


Рис.3. Линейно-круговая траектория по перемещения $L_1, R_1, L_2, R_2, L_3, R_3, \dots$

выделить область шириной δ (рис. 3), границы которой определены отрезками прямых L^1 (линия хорды на отрезке $[x_1, x_2]$) и L_0^1 (касательная проходящая через точку $\phi(x_0^1)$), L^2 и L_0^2 , L^3 и $L_0^3 \dots$ – область, которой принадлежат все значения аппроксимируемой функции $\phi(x)$ на отрезке $[x_1, x_n]$. Простые геометрические соотношения, дают возможность в построить ломанную $L_1, L_2, L_3 \dots$ в середине области, как эквидистанту $L^1, L^2, L^3, \dots$ со смещением в плюс 0.5δ (или как эквидистанту L_0^1, L_0^2, L_0^3 со смещением в минус 0.5δ) и в узловых точках выполнить сопряжение радиусами $R_1, R_2, \dots$ при условии, что дуги не выходят за пределы области.

Дуга сопряжения находится в выделенной области, при значении радиуса

$$R_n = \frac{\delta}{2} \cdot \mu \cdot \sin(\alpha_n),$$

где α – половина угла между сопрягаемыми отрезками; $\mu \leq 1$ – коэффициент, зависящий от длин сопрягаемых отрезков и обеспечивающий корректное соотношение радиусов дуг скругления, на концах одного отрезка.

Приведенный алгоритм, линейно-круговой интерполяции, имеет практическую направленность и реализован на языке Visual C++6.0, как приложение пакета AutoCAD2000, с подключением динамической библиотеки связей (DLL) ObjectARX [4]. Такой подход, дает возможность расширять классы пакета, создавать новые команды, которые функционируют с тем же быстройдействием как встроенные команды пакета AutoCAD. Интерфейс пользователя, созданный как немодальное диалоговое окно, обеспечивает простой механизм записи аналитического выражения исходной функции $\phi(x)$, на языке AutoLISP, а также возможность получать фактиче-

ские значения LISP – функции от аргументов объявленных, как переменные программы C++. Координаты граничных точек изменения функции вводятся записью их численного значения, или устройством указания («мышкой»). Результатом работы программного приложения, является текстовый файл с координатами точек аппроксимации, в формате кадров программы для станка с ЧПУ и графическое отображение аппроксимированной траектории, наглядно иллюстрирующее результаты расчетов.

Программа внедрена в производство на предприятиях Мариуполя. Например, данный алгоритм был применен для расчета управляющей программы обработки сопла инжектора, с образующей канала описанной кривой, экспоненциального вида. Снижения шума при истечении газовой струи, других вредных газодинамических явлений, повлекло увеличения периода стойкости сопла, что по мнению специалистов явилось следствием более точного соответствия реального профиля канала, теоретическому.

Список литературы: 1. Евгений Г.Б. Основы программирования обработки на станках с ЧПУ. – М.: Маш., 1985. – 301с. 2. Д. Каханер, К. Моултер, С. Неш. Численные методы и программное обеспечение. – М.: «Мир», 2001. – 553с. 3. Положий Г.Н. Математический практикум. – М.: Государственное изд. физ.-мат. литературы, 1961. – 505с. 4. Лещенко А.И. САП на основе приложений пакета AutoCAD. Тезисы докладов региональной научно-технической конференции посвященной 70-летию ПГТУ. Апрель 2000г. Мариуполь. 5. Уткин Б.М., Боткин В.А. Линейная аппроксимация точно-заданных контуров. – М.: Машиностроитель, 1997. №10

Статья поступила в редакцию 6.06.2001г.

УПРАВЛЕНИЕ ШЕРОХОВАТОСТЬЮ И УПРОЧНЕНИЕМ В ПРОЦЕССЕ УДАРНОЙ ППД СТАЛЬНЫХ ДЕТАЛЕЙ

Лунарски Е., Стадница Д. (Жешувская Политехника, Жешув, Польша)

Surface roughness and strain hardening controlling in percussive burnishing process
This paper shows conception of percussive methods of pressing, which is specially useful for large and hard steel element's treatment. It also shows the new possible construction conceptions of technological equipments using such treatment and describes possibility of the upper layer quality control with the help of model equipment.

Различные методы поверхностного пластического деформирования (ППД) с успехом применяются для упрочнения нагруженных элементов машин и установок. В зависимости от материала упрочняемой детали, ее твердости, размеров и требуемой степени упрочнения можно подобрать

различные способы ППД, исполняющие технические и экономические требования технологической операции. Широкое применение получили статические методы (упрочнение прижимаемым шариком, катящимся или скользящим по поверхности и др.) и динамические (упрочнение чеканкой, дробеструйное, пневмошариковое и др.). Несмотря на значительное количество разработанных методов ППД [1], иногда проблемой является подбор метода позволяющего эффективно упрочнять большие детали или детали с высокой твердостью, так как при этом необходимы значительные усилия и специально проектируемые приспособления. Требуется тоже увеличение жесткости станков, на которых производят такую обработку.

Так как основной целью ППД обычно является увеличение усталостной прочности обрабатываемой детали [2], то в случае больших или твердых элементов необходимо обеспечить пластическую деформацию верхнего слоя на значительную глубину, чего можно достичь, прикладывая значительные статические усилия или применяя ударный инструмент с соответственно подобранной энергией удара. В таком случае габариты и жесткость установки могут быть значительно меньшими, чем в случае статических нагрузок.

ППД в некоторых случаях применяется тоже как способ повышения износостойкости поверхностей, работающих в условиях трения скольжения. Особенно выгодным способом для этой цели является осциляционное ППД [3], позволяющее образовать на поверхности различные регулярные микрорельефы [4], значительно увеличивающее износостойкость, благодаря образованию необходимой опорной поверхности и определенных углублений, удерживающих смазку. Кроме того пластическая деформация верхнего слоя вызывает увеличение его прочности (и твердости), повышая дополнительно износостойкость.

С целью эффективного увеличения усталостной прочности и износостойкости на кафедре технологии машиностроения и организации производства Жешувской политехники разработан способ ударной ППД с помощью кулачкового-пружинного механизма, вызывающего импульсные удары по обрабатываемой поверхности со значительной регулируемой энергией [5].

Сущность способа видна с рис. 1, на котором показано исполнительную ударную рабочую головку установки для ППД.

В представленном исполнении рабочая головка с четырьмя ударными элементами, которые упираются в сжатую пружину, совершает вращательное движение от привода с бесступенчатой регулировкой оборотов. Ударные элементы с шаровидными ударными наконечниками отодвигаются специальным кулачком, вращающимся в противоположную сторону рабочей головки. Кулачек приводится во вращение отдельным приводом с бесступенчатой регулировкой оборотов. В представленном исполнении обра-

батываемая деталь – гладкий валик диаметром 27 мм не вращается, а совершает только поступательное движение вдоль оси головки. Возможны также другие исполнения установки для ударного упрочнения в следующих вариантах:

- головка неподвижна, а обрабатываемый валик вращается;
- ударные элементы расположены не симметрично вокруг детали, а только с одной стороны;
- ударные элементы могут быть расположены в одной плоскости и под ними перемещается деталь с плоской обрабатываемой поверхностью;
- возможно тоже исполнение, в котором односторонне расположенные ударные элементы перемещаются по криволинейной поверхности (копиру) и упрочняют криволинейную поверхность.

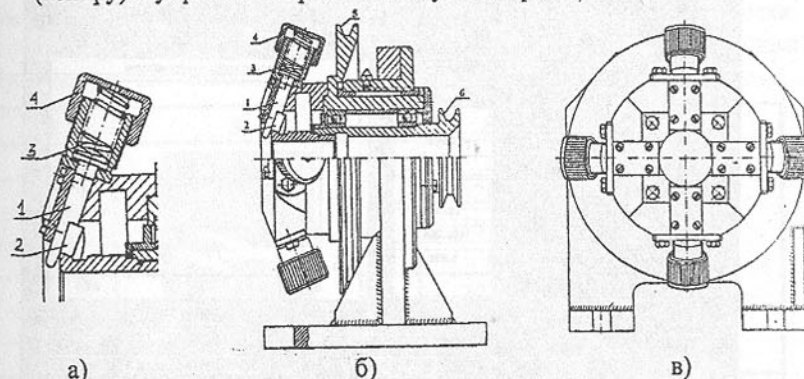


Рис. 1. Схема рабочей головки ударной установки для ППД: а) пружинно кулачковый механизм; б) вид головки в разрезе; в) вид головки спереди; 1 – ударный элемент, 2 – кулачек, 3 – пружина, 4 – регулировочная гайка, 5 – колесо привода вращения головки, 6 – колесо привода вращения кулачка.

В исполнении, показанном на рис. 1 обрабатываемый валик не вращается, а совершает только поступательное движение с бесступенчатой регулировкой этой подачи.

Система управления установкой состоит из цифровых датчиков оборотов и подачи, датчиков перемещений и граничных выключателей, сигналы которых выведены на дисплей компьютера, указывая установленные параметры и их соотношения. Это дает возможность устанавливать и записывать различные комбинации параметров обработки ППД поверхности. Дисплей с указанием установленных параметров обработки показан на рис. 2.

С помощью разработанной установки для ударной ППД можно устанавливать параметры, обеспечивающие значительную степень противоус-

талостного упрочнения, используя следующие возможности регулировки:

- подбор пружин соответствующей жесткости и ее начального натяга с помощью опорной гайки 4, рис. 1;
- подбор ударных элементов с соответствующим профилем ударного наконечника (шариковый, цилиндрический, плоский) с различными его размерами, допускаемыми конструкцией кулачкового механизма;
- подбор скоростей вращения головок, кулачка и величины подачи детали с целью получения нужной степени покрытия поверхности следами ударов (степень эта может быть больше или меньше 100%).

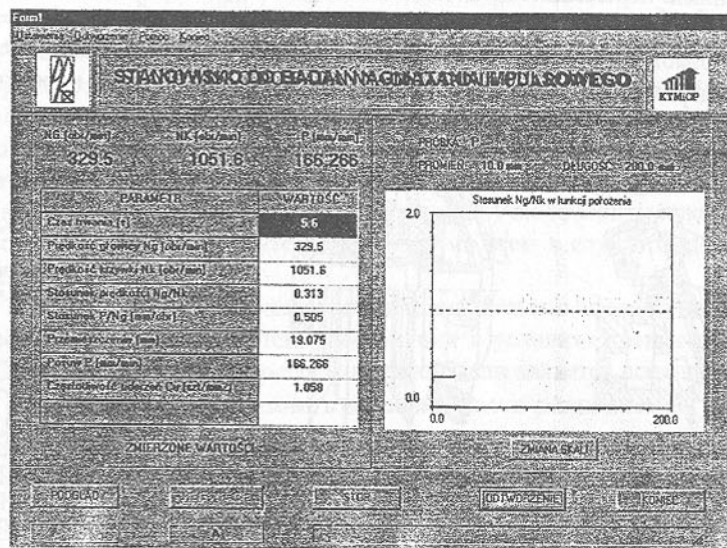


Рис. 2. Общий вид экрана дисплея во время работы установки для ударной ППД с установленными параметрами обработки.

Вопрос, какими должны быть подбираемые параметры, требует проведения испытаний, выявляющих зависимость параметров упрочнения противоусталостного (изменение предела усталостной прочности) от параметров верхнего слоя (микротвердость, остаточные напряжения, шероховатость) и зависимостей характеристики верхнего слоя детали от технологических параметров обработки. Знание таких зависимостей позволяет просто прогнозировать усталостные свойства и устанавливать необходимые параметры обработки.

На установке можно тоже соответственно подбирать параметры упрочнения для получения значительного увеличения износостойкости следующим способом:

- подбор ударного наконечника и энергии удара, образующих на поверхности лунку требуемых размеров;

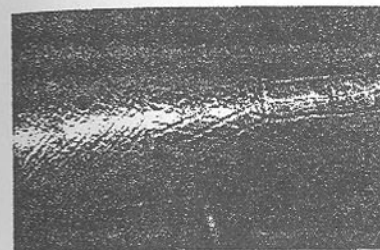


Рис. 3. Пример различных расположений углублений образованных во время ударной ППД.

подбор параметров вращения и подачи, вызывающих определенное взаимное расположение очередных лунок на поверхности (например перекрывающих себя, образующих на цилиндрической поверхности наклонные, спиральные, скрещивающие следы (рис. 3).

В результате такой обработки можно получить нужную опорную поверхность и требуемый объем углублений удерживающих смазку.

На основании исследований на износостойкость можно определить зависимости между износостойкостью, параметрами верхнего слоя и технологическими параметрами обработки. Зная эти зависимости, можно легко подбирать параметры, обеспечивающее требуемую износостойкость.

	8	9		8	9
1	5,0		1	3,5	
2	115,7		2	328,1	
3	1084,2		3	1101,1	
4	0,1		4	0,3	
5	198,1		5	207,5	
6	1,7		6	0,6	
7	0,8		7	0,9	
1	4,2		1	34,0	
2	221,8		2	428,3	
3	1100,1		3	849,3	
4	0,2		4	0,5	
5	210,8		5	209,6	
6	0,9		6	0,5	
7	0,8		7	0,8	

Рис. 4. Примеры получаемых рельефов на установке для ударной ППД: 1 – время обработки поверхности ф27 мм x 18 мм в секундах; 2 – обороты ударной головки, об/мин; 3 – обороты кулачка, об/мин; 4 – соотношение оборотов головки и кулачка; 5 – подача в мм/мин; 6 – соотношение подачи к оборотам головки, мм/об; 7 – частота ударов на квадратный мм; 8 – средняя величина параметра; 9 – фотографии полученных микрорельефов.

В качестве примера на рис. 4 показаны различные рельефы полученные на цилиндрической поверхности и параметры установки, при которых

эти рельефы были образованы.

Выводы

1. Разработана экспериментальная установка для ударной ППД даст возможность упрощенного подбора параметров для конкретной задачи и на этом основании позволяет проектировать специальную целевую установку.
2. Разработанная установка характеризуется большой универсальностью, благодаря чему возможен подбор параметров, обеспечивающих максимальное повышение усталостной прочности или износостойкости.
3. Система управления и контроля параметров с компьютерной обработкой данных значительно облегчает проведение экспериментов и дает возможность записи этих параметров для создания определенного архива данных.

Список литературы: 1. Олейник Н.В. и др.: Поверхностное упрочнение деталей машин. Киев, Техника, 1984. 2. Чепя П.А., Андрияшшин В.А. Эксплуатационные свойства упрочненных деталей. Минск, Наука и техника, 1988. 3. Суслев А.Г.. Технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя деталей. Москва, Машиностроение, 1987. 4. Шнейдер Ю.Г. Образование регулярных микрорельефов на деталях и их эксплуатационные свойства. Ленинград, Машиностроение 1972. 5. Stadnicka D. Modelowe urządzenie do nagniatania udarowego. Zeszyt Naukowy Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 2001

Статья поступила в редакцию 11.06.2001г.

ИССЛЕДОВАНИЕ НОВЫХ МЕХАНИЗМОВ СТРУКТУРНОГО УПРОЧНЕНИЯ ЖАРОПРОЧНЫХ СПЛАВОВ

Лысенко Н.А., Жеманюк П.Д., Клочихин В.В., Цивирко Э.И.

(ОАО "Мотор-Січ", г. Запорожье, Украина, Запорожский государственный технический университет, г. Запорожье, Украина)

It is described, what high temperature melt treatment affects on the exchanges γ -phase dimensions and distributions of it on dendrites sections, and on the structural heterogeneity of melt.

Here also it is described, how can be formed a needle-similar σ -phase and how it is strengthening a matrix.

Жаропрочные никелевые сплавы упрочняются главным образом интерметаллическими соединениями, такими как γ -фаза. Упрочняющий эффект может быть также получен за счет дисперсионного твердения и выделения карбидов. Так как отдельные фазы при высоких температурах неста-

бильны, путем термообработки можно изменять свойства сплавов за счет выделения достаточного количества карбидов или интерметаллидов, оптимальных по составу, размеру и форме [1].

В некоторых сплавах нестабильность фаз приводит к образованию выделений, охрупчивающих и ослабляющих структуру. К таким фазам относятся топологически плотноупакованные σ , μ , фаза Лавеса и другие [1,2,3].

В настоящей работе изучали новые механизмы структурного упрочнения жаропрочных никелевых сплавов методом высокотемпературной обработки расплава (ВТОР) и за счет выделения иглоподобных частиц σ -фазы, армирующих матрицу.

Упрочнение высокотемпературной обработкой расплава. Высокотемпературной обработке при температурах 1850...1900°C в течение 1...20 минут (в среде аргона) подвергали сплавы на никелевой основе ЖСЗДК, ЖСЗЛС и ЭИ437.

Химический анализ показал, что состав исследуемых сплавов удовлетворял требованиям соответствующих стандартов. В результате ВТОР происходил угар практически всех элементов. Содержание азота при 1850°C в первые 5 минут снижалось почти в 10 раз (с 0,0159% до 0,0016%). Последующее увеличение времени выдержки при ВТОР до 15 минут приводило к снижению содержания азота до 0,0001%.

Установлено, что ВТОР при 1850°C (8...10 мин.) способствовала повышению жаропрочности: ЖСЗЛС - в 2 раза, ЖСЗДК - в 1,7 раза, ЭИ437 - в 1,2 раза. Наряду с увеличением значений длительной прочности также происходило повышение пластичности (δ и КСЧ) в среднем в 1,4 раза. Данный режим ВТОР явился оптимальным для исследуемых сплавов. Увеличение температуры и времени выдержки заметно снизило отдельные результаты и стабильность по пределу прочности и длительной прочности.

Электронно-микроскопические исследования сплавов без ВТОР выявили большую неоднородность упрочняющей γ -фазы по размерам и геометрической форме. ВТОР благоприятно влияла на морфологию и пространственное распределение интерметаллидной фазы γ , когда ее частицы приобрели форму правильных кубоидов, однородных по размеру и равномерно распределенных по сечению дендритов. Кроме этого при перегреве расплава до 1830°C происходило полное дробление и глобуляризация карбидов, что также оказывало положительное воздействие на физико-механические свойства материалов.

Полученные экспериментальные данные позволили рассмотреть модель процессов, протекающих при ВТОР жаропрочного никелевого сплава ЖСЗДК-ВИ. В жидком металле при температуре, не превышающей 1600°C, обнаружены нитриды (TiN) и карбонитриды [Ti(C,N)]. С увеличением температуры расплава (выше 1600°C) такие включения обогащались углеро-

дом, повышалась их смачиваемость металлом и они начинали разрушаться с образованием динамических микрогруппировок атомов типа $Ni_3(Ti, Al)$. С ростом температуры до $1800^\circ C$ эти микрогруппировки обогащались титаном и алюминием, одновременно обедняясь кобальтом и хромом.

При температурах близких к $1800^\circ C$ частицы $Ti(C, N)$ начинали интенсивно дробиться до размеров менее $0,01$ мкм. Такие частицы, по сути, становились стационарными кластерами, которые, взаимодействуя с динамическими кластерами типа $Ni_3(Ti, Al)$, создавали комплексы $Ti(C, N) \cdot Ni_3(Ti, Al)$. Комплексная составляющая при температурах выше $1800^\circ C$ начинала разрушаться с потерей азота, приближаясь по составу к первичным карбидам MC.

Длительная выдержка расплава при температурах выше $1800^\circ C$ приводила к исчезновению оболочки из динамических кластеров $Ni_3(Ti, Al)$ вокруг микрогруппировки $Ti(C, N)$. При охлаждении расплава часть этих микрогруппировок сохранялась и служила подложками для образования первичных карбидов MC и центрами кристаллизации для γ -фазы. Вследствие того, что переохлаждение расплава не происходило, в итоге образовывалась крупнозернистая структура с равноосными карбидами.

С уменьшением времени выдержки при ВТОР часть микрогруппировок $Ti(C, N)$ не успевали потерять оболочки из динамических кластеров, что блокировало комплексами $Ti(C, N) \cdot Ni_3(Ti, Al)$ развитие зародышей центров кристаллизации γ -фазы и приводило к переохлаждению расплава. Одновременно большая часть микрогруппировок $Ti(C, N)$ сохраняла способность модифицировать γ -твердый раствор, а частицы MC служили подложками для γ -фазы. Все это способствовало диспергированию дендритной ячейки и всех первичных выделений.

Дифференциально-термическим анализом установили, что в результате ВТОР при температуре $1820^\circ C$ и выдержке 1 мин. по сравнению с обработкой при $1550^\circ C$ в течение 1 мин. ширина двухфазной зоны уменьшалась с $76^\circ C$ до $9^\circ C$. Полученное переохлаждение расплава перед кристаллизацией способствовало одновременному выделению структурных фаз и их измельчению.

Упрочнение частицами σ -фазы. Упрочняющий эффект частицами σ -фазы наблюдали в сплаве ЭИ868-ВИ, дополнительно легированном цирконием. Цирконий вводили в количествах от 0,5 до 3,0% (по массе) в виде Ni-Zr-лигатуры за 30 с до слива расплавленного металла. Усвоение присаженого циркония составило 78...98%.

Химический состав соответствовал требованиям ТУ14-1-286-91 для сплава ЭИ868-ВИ с дополнительной присадкой циркония.

Структура сплава без присадок циркония формируется на базе γ -твердого раствора с наличием карбидов типа MC и небольшого количества карбидной эвтектики. Упрочнение при этом достигалось за счет выделения

в процессе термообработки карбидов $M_{23}C_6$.

В сплавах, легированных цирконием, кроме указанных фаз обнаружены нитриды ZrN. При температуре $730^\circ C$ наряду с выделением мелкодисперсных карбидов $M_{23}C_6$, играющих роль упрочнителей твердого раствора, после длительных выдержек (от 16 до 3500 часов) в структуре выявлена игольчатая фаза, содержание которой с повышением концентрации циркония увеличивалось. Проведенными идентификационными исследованиями установили, что игольчатые частицы представляют собой σ -фазу $(Cr, W, Zr, Ti)_x (Ni, Fe)_y$, где x и y изменяются от 1 до 7.

При $t=815^\circ C$ роль циркония как сигмаобразующего элемента усиливалась и при концентрации его более 1,0% карбидное превращение практически полностью подавлялось, вследствие чего упрочнение осуществлялось только за счет выделения частиц σ -фазы игольчатой морфологии.

Полученные данные по времени до разрушения образцов при испытаниях на длительную прочность при температуре $730^\circ C$ и напряжении 190 МПа коррелировали с уровнем легирования сплава цирконием. Присадки от 0,5 до 1,0% Zr способствовали увеличению длительной прочности примерно в 2...3 раза, а при введении от 1,5 до 3,0% Zr жаропрочность повышалась в сравнении с базовым сплавом в 20...50 раз, соответственно (рис.1). Старение при температуре $815^\circ C$ (16 ч) после гомогенизации при $1180^\circ C$ (2 ч) усиливало влияние циркония на повышение жаропрочности сплава. Значения пластических характеристик (δ и KCU) при этом снижались примерно в 1,5...2,0 раза.

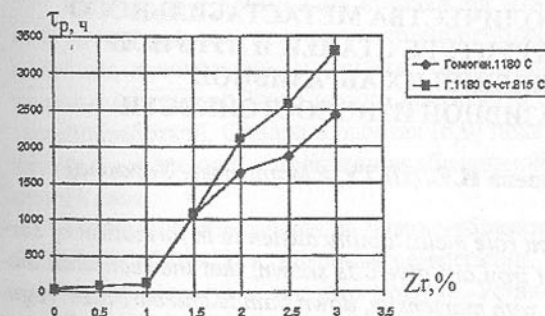


Рис.1. Зависимость времени до разрушения при испытании на длительную прочность ($t=730^\circ C$, $\sigma=190$ МПа) от содержания циркония в сплаве.

от времени воздействия температуры и содержания циркония в сплаве. Это свидетельствовало также о том, что полученные игольчатые частицы σ -фазы обладают характерными признаками нитевидных кристаллов, широко используемых в качестве упрочнителей различных материалов [4].

Установлено, что значительное повышение жаропрочности обусловлено, в основном, дисперсионным упрочнением матрицы игольчатыми частицами σ -фазы.

Исследование микроструктуры при увеличениях более 5000 крат позволило определить соотношение длины частиц σ -фазы к их толщине, которое изменялось от 1:60 до 1:180 и зависило

Нагрев при 1180°C в течение 1 часа приводил к изменению игольчатой морфологии сигма-фазы вследствие ее дробления, глобуляризации и частичного растворения в γ -твердом растворе.

Выводы.

1. Установлено, что повышение жаропрочности никелевых сплавов может быть достигнуто проведением высокотемпературной обработки расплава, а также дисперсионным упрочнением частицами σ -фазы игольчатой морфологии.

2. Определен оптимальный режим ВТОР, что позволило заметно улучшить механические и жаропрочные свойства сплавов ЖСЗДК, ЖСЗЛС и ЭИ437.

3. Длительная прочность сплава ЭИ868-ВИ с присадками циркония от 1,5 до 3,0% увеличивалась в 20...50 раз в сравнении со сплавом серийного состава, при снижении пластичности в 1,5...2,0 раза.

Список литературы: 1. Симс Ч., Хагель В. Жаропрочные сплавы. Пер. с англ. - М.: Металлургия, 1976.-586 с. 2. С.Т. Sims, N.S. Stoloff, W.C. Hagel. - Superalloys-2/Wiley-Interscience Publication, New York, 1987. p.615. 3. Химушин Ф.Ф. Жаропрочные стали и сплавы. М.: Металлургия, 1969.-752с. 4. Композиционные материалы: Справочник. Киев: Наукова думка, 1985.-592 с.

Статья поступила в редакцию 6.05.2001г.

РЕГУЛИРОВАНИЕ КОЛИЧЕСТВА МЕТАСТАБИЛЬНОГО АУСТЕНИТА В СТРУКТУРЕ СТАЛЕЙ И ЧУГУНОВ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ ИХ АБРАЗИВНОЙ И УДАРНО-АБРАЗИВНОЙ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ

Малинов Л.С., Малышева И.Е. (ПГТУ, г. Мариуполь, Украина)

The data showing the important role metastability austenite in formation of service properties steels and cast iron are given. It is shown, that the reception metastability austenite alongside with martensite, bainite and carbides, regulation of its quantity and stability with reference to specific conditions of operation allows to raise abrasive and impact-abrasive wear resistance widely used in an industry steels and cast iron

В настоящее время проблема повышения абразивной и ударно-абразивной износостойкости материалов является весьма важной. Она решается в основном за счет применения сложнелегированных сплавов, содержащих дефицитные и дорогие никель, вольфрам, ванадий и другие элементы. Однако необходимо в широко применяемых в промышленности не-

легированных или низколегированных сплавах использовать их внутренние резервы для повышения свойств. Реализация эффекта самозакалки при нагружении позволяет этого достигнуть. Эта идея впервые была высказана И.Н. Богачевым и Р.И. Минцем [1,2] для повышения кавитационной стойкости сталей. В дальнейшем это было использовано для повышения различных служебных и механических свойств сплавов [3-5].

Расширить использование эффекта самозакалки при нагружении позволяет принцип, согласно которому в структуре сталей и чугунов наряду с мартенситом, ферритом, бейнитом, карбидами и другими составляющими, следует получать метастабильный аустенит и оптимизировать его количество и стабильность с учетом исходных химического и фазового составов, а также условий нагружения [6,7].

Необходимо накопление экспериментальных данных по применению указанного принципа на широком круге сталей и чугунов для повышения их абразивной и ударно-абразивной износостойкости. В данной работе объектом исследования служили стали 35ХМФЛ, 40Х, 65Г, У8, 06Г(10-24) и чугуны ВЧ-50, 220Х2Г(2-6).

Применялись рентгеновский, дюрOMETрический и металлографический анализы. Испытания на абразивный износ проводились на установке типа Бринелля-Хаурорта [8]. Для ударно-абразивного изнашивания применялась установка, в которой закрепленные во вращающемся диске образцы соударялись с чугунной дробью. Эталонной служила отожженная сталь 45 и закаленная сталь Гадфильда, а в ряде случаев образцы исследованных сплавов, термообработанные по типовой технологии.

Обычно для повышения абразивной износостойкости в поверхностном слое стремятся получать мартенситно-карбидную структуру с минимальным количеством аустенита, обеспечивающую наиболее высокую твердость сплавов. Этого можно достигнуть цементацией с последующей термообработкой. Однако в работах [6,9] показана положительная роль остаточного аустенита в повышении абразивной износостойкости поверхностного слоя.

Изучалась абразивная и ударно-абразивная износостойкость сталей 35ХМФЛ, 40Х, 65Г и У8 после цементации, последующей закалки с различных температур и низкого отпуска. Установлено, что для обеспечения наиболее высокого сопротивления абразивному изнашиванию следует иметь в поверхностном слое наряду с отпущенным мартенситом и карбидами метастабильный аустенит (до 50 %), почти полностью превращающийся в мартенсит деформации под воздействием абразивных частиц. Наиболее высокий уровень износостойкости в этом случае получен после закалки цементированных сталей от 850-900 °С. Износостойкость возрастает в 1,4-1,5 раза по сравнению с таковой после термообработки без цементации [10]. Оптимальная температура закалки зависит от состава ста-

лей, концентрации углерода в поверхностном слое и его исходной структуры. При ударно-абразивном изнашивании с высокой интенсивностью динамического воздействия абразивных частиц на поверхность металла необходимо получать в структуре повышенное количество остаточного аустенита и степень его стабильности. Наиболее высокое сопротивление ударно-абразивному изнашиванию сталей достигается после закалки с 950-1000 °С.

В работах [11,12] показана перспективность использования в качестве цементуемых низкоуглеродистые марганцовистые ($\geq 4\% \text{ Mn}$) стали. Однако абразивная и ударно-абразивная износостойкость этих сталей изучена мало. Для исследования были выбраны стали, содержащие от 10 % до 24 % марганца. Их цементировали, закаливали с 900 °С и отпускали при 250 °С. Наиболее высокую абразивную износостойкость после закалки и отпуска при 250 °С имеет сталь 06Г10, в поверхностном слое которой присутствует ~80 % метастабильного аустенита, а прирост мартенсита на изнашиваемой поверхности составляет ~50 %. По абразивной износостойкости сталь 06Г10 превосходит сталь Гадфильда в 1,5 раза. Увеличение содержания марганца в исследованных сталях сверх 10 % снижает абразивную и повышает ударно-абразивную износостойкость, что обусловлено ростом стабильности аустенита по отношению к мартенситному превращению.

Изучалась возможность повышения абразивной износостойкости не только сталей, но и высокопрочного чугуна за счет получения в структуре метастабильного аустенита. Для этого проводилась закалка от 850, 900 и 950 °С и низкий отпуск при 180 °С 1 час. После закалки с 850 °С структура чугуна ВЧ-50 состоит из отпущенного мартенсита, остаточного аустенита (~14 %), графита и некоторого количества карбидов. С повышением температуры закалки до 950 °С количество аустенита возрастает до 40 %, что приводит к снижению твердости. Однако при этом абразивная износостойкость высокопрочного чугуна возрастает. После закалки с 950 °С она в 1,4 раза выше, чем после закалки с 850 °С. Это обусловлено тем, что образовавшийся аустенит обладает малой стабильностью по отношению к деформационному мартенситному превращению и почти полностью при испытаниях превращается в мартенсит. Однако это снижает ударно-абразивную износостойкость. На нее отрицательно влияет также рост зерна, повышенное содержание углерода в мартенсите и, как следствие, его охрупчивание.

Исследовалось влияние изотермической закалки на получение в структуре чугуна ВЧ-50 остаточного аустенита и влияние его на износостойкость. Закалка проводилась от 900 °С, охлаждение и выдержка – в селитровой ванне при температурах 250-350 °С в течение 20-90 минут. Установлено, что с повышением температуры изотермы при всех выдержках

количество остаточного аустенита в структуре возрастает, а увеличение времени выдержки при исследованных температурах приводит к противоположному эффекту. При непродолжительной выдержке (20 минут) обнаруживается наибольшее количество остаточного аустенита ~35 % и максимальная абразивная износостойкость. Она в 1,5 раза выше, чем после обычной закалки от 850 °С и отпуска при 180 °С. Это обусловлено малой стабильностью аустенита, о чем свидетельствует его почти полное превращение в мартенсит. При этом ударно-абразивная износостойкость минимальна. С увеличением времени выдержки до 90 минут количество нижнего бейнита возрастает, а доля остаточного аустенита в структуре снижается и он стабилизируется, что приводит к уменьшению абразивной износостойкости и повышению ударно-абразивной (табл.).

Сопротивление изнашиванию изучалось и на экономнолегированных хромомарганцевых чугунах 220Х2Г(2-6). Они подвергались нормализации после аустенитизации в интервале температур от 800 до 1100 °С. Полученные данные свидетельствуют о том, что повышение содержания марганца от 2 до 6 % в чугунах увеличивает количество аустенита в структуре после одного и того же режима термообработки. В этом же направлении влияет повышение температуры аустенитизации в выбранном интервале при нормализации. При этом количество остаточного аустенита возрастает от 10 до 51 %, что обусловлено более полным растворением карбидов в аустените, соответственно, увеличением степени его легирования углеродом, марганцем, хромом и снижением мартенситной точки. Чем больше марганца в чугуне, тем ниже может быть температура аустенитизации при нормализации, обеспечивающая повышенное количество аустенита. Наибольшая абразивная износостойкость чугунов обнаруживается в том случае, когда прирост мартенсита на изнашиваемой поверхности составляет $\geq 40\%$. Для каждого из исследованных чугунов существует оптимальная температура аустенитизации при нормализации, обеспечивающая наиболее высокую абразивную износостойкость. По сопротивлению абразивному изнашиванию исследованные чугуны после рационального режима нормализации и термообработки превосходят в 2,5 раза сталь 110Г13Л. Определение ударно-абразивной износостойкости чугунов показывает, что они уступают по сопротивлению разрушению известной стали. Чем выше твердость исследованных чугунов или больше прирост мартенсита деформации на изнашиваемой поверхности, тем это проявляется в большей степени. По мере увеличения содержания марганца в чугуне и температуры аустенитизации, когда в структуре возрастает количество аустенита и степень его стабильности, ударно-абразивная износостойкость возрастает, особенно это проявляется в чугуне 220Х2Г6 после нормализации от 1100 °С.

Приведенные выше данные свидетельствуют о том, что в разных по химическому составу сталях и чугунах для сопротивления изнашиванию в

структуре необходимо получать аустенит. Однако для различных условий нагружения он должен обладать различной стабильностью: низкой при абразивном и высокой – при ударно-абразивном воздействии. С учетом этого необходимо за счет режимов термообработки управлять стабильностью аустенита, оптимизируя ее применительно к конкретным условиям нагружения.

Таблица - Влияние режимов изотермической закалки на твердость, абразивную и ударно- абразивную износостойкость чугуна ВЧ- 50

Температура изотермической выдержки, °С	Время выдержки, мин.	Твердость HRC	Абразивная износостойкость	Ударно- абразивная износостойкость
250	20	38	3,00	1,73
	60	42	2,30	2,70
	90	43	2,00	3,00
300	20	35	3,75	1,14
	60	38	2,80	1,90
	90	40	2,50	2,20
350	20	33	4,80	0,79
	60	35	3,40	1,30
	90	37	2,90	1,57

В заключении можно сказать, что для того чтобы аустенит играл только положительную роль в повышении износостойкости, необходим дифференцированный подход к выбору режима термообработки, который обеспечивал бы необходимую стабильность аустенита для определенного характера нагружения. Аустенит в структуре сталей и чугунов наряду с мартенситом, нижним бейнитом и карбидами является важной структурной составляющей, влияющей на абразивную и ударно-абразивную износостойкость.

Список литературы: 1. Богачев И.Н., Минц Р.И. Кавитационное разрушение низкоуглеродистых сплавов.-М.: Машгиз, 1959.-110 с. 2. Богачев И.Н. Кавитационное разрушение и кавитационно-стойкие сплавы.-М.: Металлургия, 1972.-189 с. 3. Малинов Л.С., Эйсмонт Т.Д. Упрочнение нестабильных аустенитных Cr-Mn-N-сталей // Изв. АН СССР. Металлы.-1969.-№2.-С.113-120. 4. Малинов Л.С., Коноп-Ляшко В.И., Никопорец Н.М. Упрочнение Fe-Cr-Mn-сталей холодной пластической деформацией // Изв. вузов. Черная металлургия.-1986.-№11.-С.113-116. 5. Богачев И.Н., Малинов Л.С., Коробейников В.Л. Гидроабразивная стойкость хромомарганцевых сталей // Энергомашиностроение.-1967.-№7.-С.27-30. 6. Малинов Л.С. Разработка экономнолегированных высокопрочных сталей и способов упрочнения с использованием принципа регулирования мартенситных превращений. Дис. д-ра техн. наук: 05.16.01. Защищена 21.02.92.; Утв. 08.05.92.; ДТ №014127.-Екатеринбург, 1992.-381 с. 7. Малинов Л.С. Ис-

пользование принципа получения метастабильного аустенита, регулирование его количества и стабильности при разработке экономнолегированных сплавов и упрочняющих обработок // Металлы.-1996.-№2.-С.35-39. 8. Тененбаум М.М. Износостойкость конструкционных материалов и деталей машин.-М.: Машиностроение, 1966.-331 с. 9. Малинов Л.С., Малинова Е.Л., Харланова Е.Я. Повышение абразивной износостойкости цементированных сталей 18ХГТ и 12ХНЗА за счет получения метастабильного аустенита // Металлы.-1993.-№2.-С.108-111. 10. Малинов Л.С., Мальшева И.Е. Абразивная и ударно-абразивная износостойкость цементированных сталей с повышенным содержанием углерода после термообработки // Вісник Приазов. держ. техн. ун-ту: 36. наук. пр.-Маріуполь, 2000.-Вип.9.-С.89-92. 11. Малинов Л.С., Якушечкина Л.И., Малинова Е.Л. Низкоуглеродистые марганцовистые цементуемые стали // Металлы.-1985.-№3.-С.32-35. 12. Малинов Л.С. Цементуемые низкоуглеродистые стали с повышенным содержанием марганца// Металл и литье Украины.-2000.-№1-2.-С.49-53.

Статья поступила в редакцию 29.05.2001г.

ВЛИЯНИЕ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ЗУБЬЕВ РАЗВЕРТКИ НА КАЧЕСТВО ОБРАБОТКИ ОТВЕРСТИЙ

Малышко И.А., Мирошниченко А.В. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

In this paper, it is investigated the influence of reamer teeth distribution on machining quality of holes.

Как показал анализ [2], качество отверстий, обработанных развертками, на многих машиностроительных заводах не удовлетворяет предъявляемым к ним требованиям.

При обработке отверстий высокой точности развертками наиболее часто приходится сталкиваться с такими погрешностями: 1)огранка отверстий; 2)разбивание или усадка отверстий; 3)большая шероховатость обработанной поверхности.

Наличие указанных погрешностей обработки значительно увеличивает процент бракованных деталей. Учитывая, что развертывание в большинстве случаев является финишной операцией, стоимость брака значительно возрастает.

Однако, несмотря на большое количество факторов случайного характера, определяющих точность отверстий и шероховатость обработанной поверхности, значительное влияние оказывают такие систематические факторы, как режимы резания, конструктивные элементы и геометрические параметры разверток.

Как показали предварительные исследования [1] наибольшее влия-

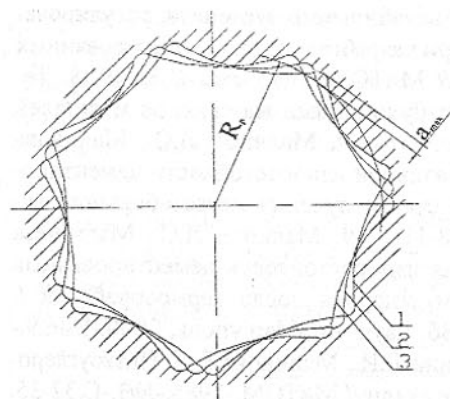


Рис. 1. Образование огранки при $z = 3$

Толщина среза, снимаемого калибрующим участком последующего зуба 2 со следа, оставленного предыдущим зубом (см. рис. 1) определяется из выражения [2]:

$$a_s = 2A \cos\left[\frac{\pi}{2} + n\pi - z\Delta\Theta\right] - A \cos\left[\frac{\pi}{2} + n\pi + z\Delta\Theta\right], \quad (1)$$

где A – амплитуда колебаний развертки; z – число пар зубьев развертки; $\Delta\Theta$ – разность угловых шагов зубьев развертки; n – коэффициент, характеризующий функцию, при $n=1$ функция имеет минимум, а при $n=2$ – максимум.

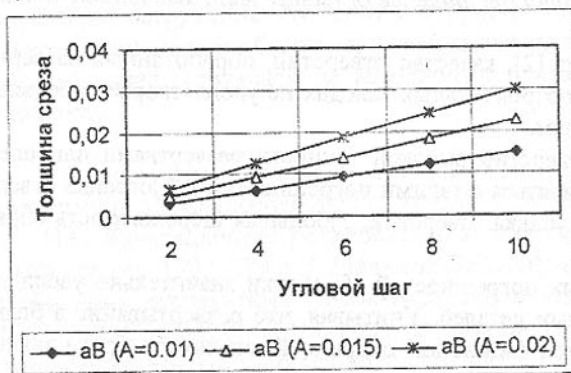


Рис. 2. Влияние разности угловых шагов и амплитуды колебаний развертки на толщину среза ($Z=3$).

ды колебаний развертки, толщина среза изменяется прямопропорционально ей. Экспериментальные исследования показали, что радиус округления вспомогательной режущей кромки после обработки 9 – 10 отверстий со-

ние на величину погрешностей оказывает распределение зубьев развертки.

Изменение величины огранки отверстий происходит за счет резания следа, оставленного предыдущим зубом, вспомогательной режущей кромкой последующих зубьев развертки. Поэтому целесообразным является определить толщину среза приходящуюся на вспомогательную режущую кромку каждого зуба (рис. 1)

Толщина среза, снимаемого калибрующим участком после-

В промышленности наиболее часто встречаются развертки с числом зубьев 6 и 8. Поэтому целесообразным является анализ влияния амплитуды колебаний развертки и разности угловых шагов зубьев на изменение толщины среза при $z=6, 8$. Результаты анализа представлены на рисунках 2 и 3.

Из графиков (см. рис. 2, рис. 3) видно, что с изменением амплитуды

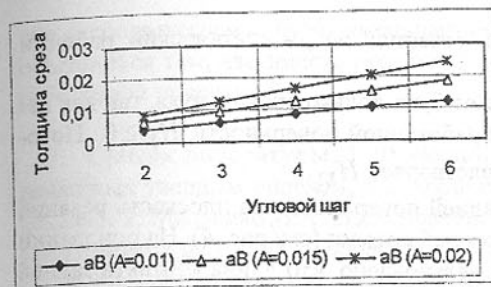


Рис. 3. Влияние разности угловых шагов амплитуды колебаний развертки на толщину среза ($Z=4$).

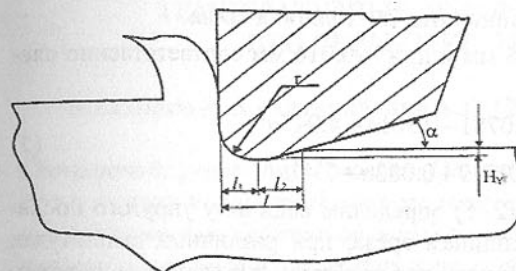


Рис. 4. Проекция длины контакта задней поверхности резца с обрабатываемым материалом.

Проекция длины контакта задней поверхности резца на плоскость резания состоит из двух участков (см. рис. 4)

$$l = l_1 + l_2, \quad (2)$$

$$\text{где } l_1 = \sqrt{r^2 + (r - H_y)^2}; \quad l_2 = \frac{H_y}{\operatorname{tg} \alpha_{Ncc}}.$$

После подстановки значений l_1 и l_2 в уравнение (2) получим полное квадратное уравнение

$$H_y^2 \left(\frac{1}{\operatorname{tg}^2 \alpha_{Ncc}} - 1 \right) + H_y \left(2r - \frac{2l}{\operatorname{tg} \alpha_{Ncc}} \right) + (l^2 - 2r^2) = 0. \quad (3)$$

Решению уравнения (3) соответствуют два корня:

$$H_{y1} = \frac{-b + \sqrt{b^2 - 4ac}}{2a}; \quad H_{y2} = \frac{-b - \sqrt{b^2 - 4ac}}{2a},$$

$$\text{где } a = \left(\frac{1}{\operatorname{tg}^2 \alpha_{Ncc}} - 1 \right); \quad b = \left(2r - \frac{2l}{\operatorname{tg} \alpha_{Ncc}} \right); \quad c = (l^2 - 2r^2).$$

где r – радиус округления режущей кромки; l – проекция длины контакта

ставляет 0.008 – 0.012 мм. Величина усадки отверстий, определяется упругим последствием обработанной поверхности H_y . Поэтому можно предположить, что резание вспомогательной режущей кромкой будет происходить при $a_s \geq H_y$.

Величина упругого последствия зависит от длины контакта задней поверхности инструмента с обработанной поверхностью. Определив проекцию длины контакта задней поверхности инструмента на плоскость резания, можно определить величину упругого последствия обработанной поверхности. Величину упругого последствия можно определить геометрически из рисунка 4.

задней поверхности на плоскость резания; $\alpha_{\text{Нст}}$ - статический рабочий угол.

Реальное значение корня может быть только больше нуля, так как величина упругого последствия обработанной поверхности $H_y \geq 0$. Потому реальному значению корня удовлетворяет H_{y1} .

Проекция длины контакта задней поверхности на плоскость резания зависит от радиуса округления режущей кромки (см. рис. 4). На основании экспериментальных исследований установлено, что длина контакта задней поверхности резца зависит от радиуса округления режущей кромки и толщины среза, и определяется зависимостью

$$y = b_0 + b_1 a + b_2 a^2, \quad (4)$$

где b_0, b_1, b_2 - постоянные коэффициенты; a - толщина среза.

Уравнение (4) при $r=0.008$ мм и при $r=0.016$ мм соответственно следующий вид:

$$l_{0.008} = 0.0781 - 0.381a + 4.945a^2; \quad (5)$$

$$l_{0.016} = 0.0749 + 0.082a + 2.41a^2.$$

Пользуясь выражениями (2, 5) определим величину упругого последствия соответствующую толщине среза, при различных амплитудах колебаний развертки. Результаты расчетов показали, что величина упругого последствия, при различных значениях угловых шагов, фактически всегда остается неизменной. В то время как радиус округления режущей кромки оказывает существенное влияние на величину H_y .

На основании данных (рис. 2, рис. 3) можно сделать следующие выводы:

1). Существует критическое значение углового шага $\Delta\Theta_K$ зубьев развертки (рис. 5), при котором толщина среза будет равна величине упругого последствия;

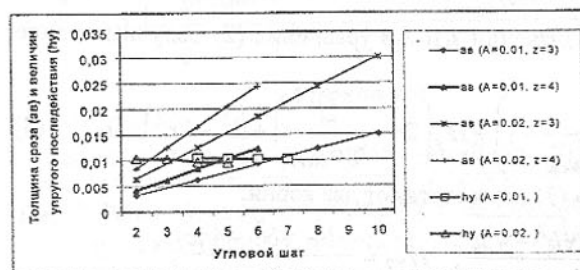


Рис. 5. Влияние величины упругого последствия, амплитуды колебаний развертки и толщины среза на чистоту и точность отверстия.

2). При значениях углового шага зубьев развертки больше критических $a_c > h_y$. Соответственно будет происходить резание следа, оставленного предыдущим зубом, а значит величина огранки будет уменьшаться.

3). При значениях $\Delta\Theta < \Delta\Theta_K$, толщина среза будет меньше величины упругого послед-

ствия, а соответственно будет уменьшаться шероховатость поверхности. Это объясняется тем, что вместо резания будет происходить выравнивание обработанной поверхности.

Список литературы: 1. Фадюшин И.Л. Исследование разверток, оснащенных твердым сплавом, для корпусных деталей. Автореф. канд. дис. М., 1961. 2. Малышко И.А. Исследование влияния конструктивных элементов разверток на точность обработки отверстий. Автореферат дис. на соискание ученой степени канд. тех. наук. Донецк, 1980.

Статья поступила в редакцию 15.05.2001г.

ТЕМПЕРАТУРНЫЕ ДЕФОРМАЦИИ ДЕТАЛИ ПРИ ОБРАБОТКЕ ОТВЕРСТИЙ

Малышко И.А., Татьянченко А.Г. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

Characteristic properties of process of formation of temperature deformation of sleeve account to hole machining are researched. A new method of determination of temperature deformation, which founded on the division of sleeve volume on the high and middle temperature zone, is developed.

В процессе обработки отверстия в результате тепловыделения в зоне резания и неравномерного нагрева возникают температурные деформации детали, которые приводят к искажению продольного профиля отверстия. В результате этого снижается точность обработки отверстия, а его продольное сечение принимает бочкообразную форму. Согласно исследованиям [1,2] искажение формы отверстия за счет температурных деформаций детали на чистовых этапах обработки (зенкерование, развертывание) может превышать допуск на обработку. Поэтому для учета и устранения негативных последствий нагрева детали при обработке отверстий необходимо иметь аналитические зависимости, позволяющие оценивать величину температурных деформаций детали.

Для исследования характера температурных деформаций детали рассмотрим процесс обработки отверстия диаметром r в цилиндрической втулке длиной l и наружным диаметром R , что позволяет свести решение задачи к рассмотрению тепломеханических процессов в продольном сечении для половины детали. Численные исследования, проведенные авторами на основе конечноэлементных моделей втулок различной формы и из различных материалов [2], позволили установить, что средняя температура детали за счет тепла, выделяющегося при чистовой обработке отверстий, повышается незначительно (до 30°C). Наиболее интенсивно в процессе обработки прогревается объем детали, непосредственно связанный с зоной

резания. Максимальная температура детали в этой зоне может достигать 250°C. На рис.1 приведены диаграммы изменения температуры вдоль отверстия и в поперечном сечении втулки для различных условий обработки. Величина зоны высокотемпературного нагрева и ее средняя температура определяется параметрами режимов обработки (скоростью резания V , подачей s и глубиной резания t) и тепловыми (объемной теплоемкостью c_v , коэффициентом теплопроводности λ , коэффициентом температуропроводности ω) характеристиками материала детали. Наибольшее радиальное смещение точек на поверхности отверстия совпадает с зоной резания. Его величина определяется характером распределения температурных полей и физико-механическими свойствами обрабатываемого материала (модулем упругости E , коэффициентом Пуассона μ , коэффициентом линейного температурного расширения α_t). Изменение физико-механических свойств материала при нагреве в интервале температур до 250°C не влияет на изменение температурных деформаций детали.

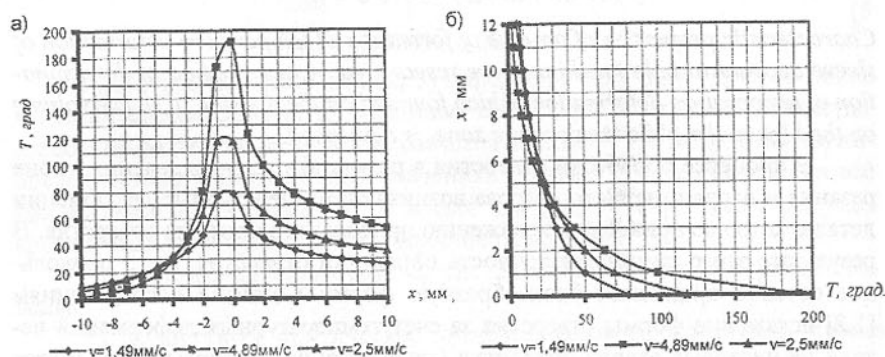


Рис.1. Диаграммы изменения температуры вдоль оси отверстия (а) и в поперечном сечении (б) от движущегося теплового источника q

Полученные в результате численного анализа результаты и выводы позволили выяснить характер образования температурных деформаций детали в зоне резания и послужили основой для разработки математической модели для их определения.

Традиционно используемые для определения температурных деформаций методы теории упругости [1] достаточно сложны и не находят широкого практического применения. Поэтому авторами была предложена математическая модель температурных деформаций детали, в основу которой был положен принцип разделения объема детали на области высокотемпературного и низкотемпературного нагрева, внутри которых температура принималась постоянной. Процесс определения температурных де-

формаций детали производился в три этапа. На первом этапе определялись температурные поля по объему детали и максимальная температура от теплового источника, движущегося вдоль отверстия. На втором этапе определялись размеры области нагрева и ее средняя температура. На третьем этапе определялись температурные деформации детали в зоне резания, как результат взаимодействия двух разно нагретых областей детали.

При определении температуры детали в произвольной точке в момент времени t необходимо решать тепловую задачу от движущегося источника тепла известной интенсивности q_0 . Двумя радиальными сечениями вырежем из детали клин и будем рассматривать тепловые процессы в его продольном сечении (рис.2). Для упрощения решения представим непрерывный процесс нагрева в виде суммы решений для N положений мгновенного кольцевого теплового источника интенсивностью q_1 . Температура в точке с координатами x, y в момент времени t от действия мгновенного источника тепла с координатами x_u, y_u будет равна [3]:

$$T(x, y, t) = \frac{q_1}{4\pi\lambda t} \exp\left(-\frac{(x-x_u)^2 + (y-y_u)^2}{4\omega t}\right). \quad (1)$$

Для точек, расположенных на поверхности отверстия, $y = y_u = 0$. Тогда выражение (1) принимает вид

$$T(x, t) = \frac{q_1}{4\pi\lambda t} \exp\left(-\frac{(x-x_u)^2}{4\omega t}\right). \quad (2)$$

Разобьем продольное сечение обрабатываемой втулки вдоль оси на N участков длиной s (рис.2). Тогда $N=l/s$. Мощность теплового источника q_1 для каждого участка будет определяться скоростью подачи $v_n = \frac{60vs}{\pi d}$ или временем одного

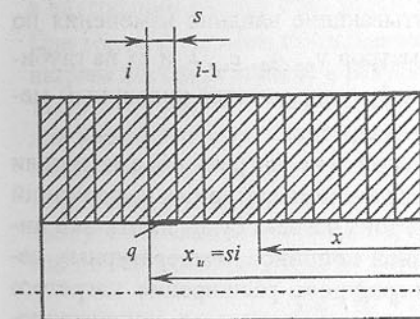


Рис.2. Определение температур в продольном сечении детали

оборота инструмента $T_0 = \frac{\pi d}{60v}$. Положив в (2) переменную координату теплового источника $x_u = si$ и суммируя результаты действия всех тепловых источников на данный момент, температуру произвольной точки вдоль оси инструмента в момент времени t получим в виде

$$T(x, t) = \frac{q_1}{4\pi\lambda} \sum_{i=1}^{l/T_0} \frac{1}{(t-T_0 i)} \exp\left(-\frac{(x-si)^2}{4\omega(t-T_0 i)}\right). \quad (3)$$

Максимальная температура при нахождении теплового источника в

точке с координатой x будет равна

$$T_{\max}(x) = \frac{q_1}{4\pi\lambda} \sum_{i=1}^{x/s} \frac{1}{T_0(x/s-i)} \exp\left(-\frac{(x-si)^2}{4\omega T_0(x/s-i)}\right). \quad (4)$$

Для определения глубины Δ и длины L зоны высокотемпературного нагрева и ее средней температуры необходимо определить условную границу, разделяющие две области детали с разной температурой. Численные исследования тепломеханических процессов при обработке отверстий, проведенные авторами, показали, что наиболее удобно ограничивать зону высокотемпературного нагрева объемом детали со средней температурой $T_{cp} = 0,55T_{\max}$. Для произвольных условий обработки длина и глубина зоны нагрева будут определяться зависимостями

$$\Delta(v_n, q_d, c_v, \lambda, \omega) = k_1 k_2 k_3 k_4 k_5 \Delta_0, \quad (5)$$

$$L(v_n, q_d, c_v, \lambda, \omega) = k_1^* k_2^* k_3^* k_4^* k_5^* L_0, \quad (6)$$

где Δ_0 и L_0 — базовые значения глубины и длины зоны нагрева, полученные численным методом для следующих условий $\lambda = 40,2$ Вт/м·град, $c_v = 5,02 \cdot 10^6$ Дж/м³·град, $v_n = 4,8$ мм/с, $q_d = 1,27$ Вт/м²·с, $\omega = 0,08 \cdot 10^{-4}$ м²·с; k_1, k_2, k_3, k_4, k_5 — коэффициенты, учитывающие влияние изменения по сравнению с базовыми значениями параметров v_n, q_d, c_v, λ и ω на глубину и длину зоны нагрева. Коэффициенты k_i определяются численным методом для различных условий обработки отверстия.

Принятое предположение о локальной зоне нагрева объема детали позволяет значительно упростить определение температурных деформаций в зоне резания. При обработке отверстий зона нагрева будет иметь вид цилиндрической втулки или тора, а основной причиной температурных деформаций детали будет линейное температурное расширение нагретого объема. Поэтому, учитывая сходство физических процессов, напряженно-деформированное состояние детали при обработке отверстия можно исследовать используя известные аналитические зависимости для соединений цилиндрических деталей методом горячей посадки [4]. Различием этих двух процессов является то, что при горячей посадке нагревается наружный элемент, а при обработке резанием — внутренний. Рассмотрим процесс температурной деформации детали на примере короткой втулки.

Предположим, что в результате нагрева в изделие выделяется тепловой поток, который образует кольцевую область нагрева 1 (рис.3) со средней температурой T и глубиной Δ . Нагревом остального объема детали 2 пренебрегаем. Температурные деформации детали будут результатом взаимодействия нагретой внутренней 1 и ненагретой внешней 2 втулок. Внутренний радиус внутренней втулки до нагрева равен радиусу обрабатываемого отверстия, наружный радиус внутренней втулки и внутренний радиус

внешней втулки равны $(r + \Delta)$, наружный радиус внешней втулки равен R (рис. 3). После нагрева внутренней втулки ее наружный радиус стал равен $(r + \Delta)(1 + \alpha_i T)$ и увеличился на величину

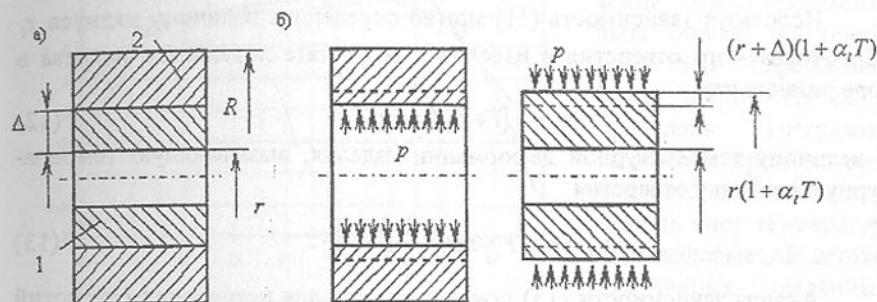


Рис. 3. Схема контактного взаимодействия нагретой 1 и ненагретой 2 зоны детали до (а) и после (б) нагрева

$$\delta = (r + \Delta)\alpha_i T, \quad (7)$$

а внутренний радиус стал равен $r(1 + \alpha_i T)$ и увеличился на $r\alpha_i T$ (рис. 3). При горячей посадке превышение δ устраняется путем предварительного нагрева внешней втулки, в результате чего после ее остывания в зоне контакта внешней и внутренней втулок возникает давление p . В нашем случае для идентификации физических процессов можно считать, что нагрели и внешнюю и внутреннюю втулки, а охладили только внешнюю. В результате этого в качестве исходных данных в известных зависимостях [4] должны выступать размеры нагретой внутренней втулки и ненагретой внешней. Согласно [4], давление p между двумя втулками будет равно

$$p = \frac{E\delta}{(r + \Delta)} \frac{(r + \Delta)^2 - r^2}{2(r + \Delta)^2(R^2 - r^2)}. \quad (8)$$

или, с учетом (7),

$$p = E\alpha_i T \frac{(2r\Delta + \Delta^2)(R^2 - (r + \Delta)^2)}{2(r + \Delta)^2(R^2 - r^2)}. \quad (9)$$

Используя известные зависимости [4], можно определить величину радиального перемещения любой точки внутренней втулки, подверженной воздействию внешнего давления p . В произвольной точке на расстоянии ρ от оси это перемещение будет равно

$$u = -\frac{1 - \mu}{E} \frac{(r + \Delta)^2 p \rho}{(r + \Delta)^2 - r^2} - \frac{1 + \mu}{E} \frac{r^2 (r + \Delta)^2 p}{((r + \Delta)^2 - r^2) \rho}. \quad (10)$$

Наибольший интерес представляют точки, лежащие на поверхности обрабатываемого отверстия. Перемещение точки, лежащей на внутренней

поверхности внутренней втулки при $\rho = r$ будет равно

$$u_{\theta} = -\frac{2(r+\Delta)^2 pr}{E((r+\Delta)^2 - r^2)} = -r\alpha_i T \frac{(R^2 - (r+\Delta)^2)}{(R^2 - r^2)}. \quad (11)$$

Используя зависимость (11) можно определить величину радиуса r_1 обрабатываемого отверстия в изделии в результате локального нагрева в зоне резания как

$$r_1 = r(1 + \alpha_i T) + u_{\theta} \quad (12)$$

и величину температурной деформации изделия, вызывающую температурную разбивку отверстия

$$\Delta_{\theta} = r_1 - r = r\alpha_i T \frac{2r\Delta + \Delta^2}{R^2 - r^2}. \quad (13)$$

Анализ зависимости (13) показывает, что для неглубоких отверстий независимо от величины зоны нагрева и размеров втулки температурная деформация детали в зоне резания всегда положительная, то есть отверстие расширяется, что приводит к его усадке после остывания детали. Для массивных деталей, при $R \rightarrow \infty$, $\Delta_{\theta} \rightarrow 0$, а для тонкостенных деталей, при $r + \Delta \rightarrow R$, $\Delta_{\theta} \rightarrow r\alpha_i T$. Однако в случае, если глубина отверстия превышает длину области нагрева L в зоне резания, зависимость (13) не отражает характера изменения деформации детали вдоль отверстия. Это связано с тем, что большое влияние на величину радиального смещения точек на поверхности отверстия в зоне резания будут оказывать условия взаимодействия нагретой области с остальным объемом детали вдоль оси отверстия. Численные исследования температурных деформаций детали при обработке отверстия показали, что в интервале $2\Delta \leq x \leq l - 3\Delta$ величина радиальных смещения точек на поверхности отверстия хорошо описывается зависимостью

$$\Delta_{\theta} = r\alpha_i T \left(\frac{2r\Delta + \Delta^2}{R^2 - r^2} - \mu \frac{L}{r} \right). \quad (14)$$

В начале и конце отверстия изменяются условия взаимодействия зоны нагрева и величина радиальных смещений определяется зависимостью

$$\Delta_{\theta} = r\alpha_i T \left(\frac{2r\Delta + \Delta^2}{R^2 - r^2} - k_c \mu \frac{L}{r} \right), \quad (15)$$

где коэффициент k_c уменьшается от 1 до 0 по мере приближения к краю отверстия. Таким образом, температурные деформации в произвольной точке по длине отверстия с координатой x можно определить по формуле

$$\Delta_{\theta}(x) = 0,55r\alpha_i T_{\max}(x) \left(\frac{2r\Delta + \Delta^2}{R^2 - r^2} - k_c(x) \mu \frac{L}{r} \right), \quad (16)$$

где $k_c(x) = 1$ при $2\Delta \leq x \leq l - 3\Delta$; $0 \leq k_c(x) \leq 1$ при $x \geq l - 3\Delta$ и при $2\Delta \geq x$.

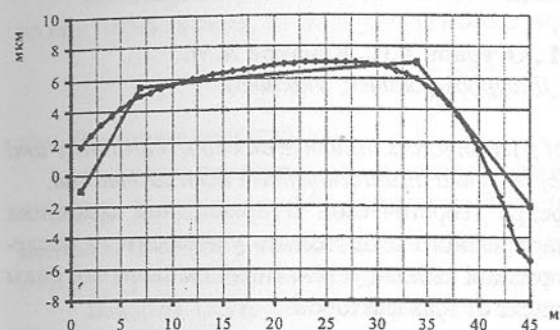


Рис.4. Профиль продольного сечения отверстия после развертывания

— Численные методы — Предложенный метод

Характер зависимости $k_c(x)$ в начале и конце отверстия может быть описан по линейному или параболическому закону. На рис.4 приведены диаграммы изменения профиля продольного сечения отверстия за счет температурных деформаций детали, полученные численным методом на основе конечноэлементных моделей и приближенным методом на основе предложенного алгоритма расчета при линейном законе изменения $k_c(x)$ при обработке отверстия диаметром $d=18$ мм во втулке из стали 45 длиной $l=45$ мм и диаметром $D=72$ мм при $v_n=4,8$ мм/с, $q_d=1,27$ Вт/м² с. $\Delta=3,2$ мм, $L=9,1$ мм. Расхождение между результатами не превышает 20%.

Таким образом предложенный приближенный способ определения температурных деформаций детали при обработке отверстия позволяет с достаточной точностью прогнозировать точность обработки и характер искажения продольного профиля отверстия. Использование предложенного метода может послужить основой для создания новых способов и схем обработки отверстия, позволяющих устранить негативное влияние температурных деформаций путем варьирования параметров режимов обработки.

Список литературы: 1. Резников А.Н., Яценко Л.Е. Термоупругие деформации изделия и инструмента в процессе развертывания // Сб. тр. ТПИ: Теплофизика технологических процессов. — Вып.1. — Саратов, 1975. — С.24-34. 2. Малышко И.А., Татьянченко А.Г., Бочаров С.И. Температурное состояние детали при развертывании отверстий // Сб. тр. Межд. науч.-техн. конф. «Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве. — Харьков, 2001. 3. Резников А.Н., Резников Л.А. Тепловые процессы в технологических системах. — М.: Машиностроение, 1990. — 288 с. 4. Тимошенко С.П. Сопротивление материалов. Т.2. — М.: Наука, 1965. — 480 с.

Статья поступила в редакцию 29.05.2001г.

ВЛИЯНИЕ СИЛ ТРЕНИЯ НА НАДЕЖНОСТЬ В ЭКСПЛУАТАЦИИ КАБЕЛЕЙ УПРАВЛЕНИЯ

Мамаев Л.М., Огурцов А.П., Кабаков А.М.
(ДГТУ, г. Днепропетровск, Украина)

Experimental investigations of friction forces influence on cable reliability and durability of control on special designed installations have been carried out.

Проведенные на кафедре теоретической и прикладной механики Днепропетровского Государственного технического университета исследования напряжений и деформаций кабелей управления показали, что силы трения в равной степени зависят от трех факторов:

- материала трущейся пары и характера пленки смазки на их поверхности;
- режима работы (давления, скорости, температуры);
- конструкции фрикционного сочленения (размера поверхности трения, геометрического очертания).

Кроме того, важную роль играет состояние поверхности трения, поэтому интерес представляет исследования сил трения от пути трения.

В кабелях управления дефекты накапливаются с увеличением количества циклов изгибающих деформаций.

Трудность измерения сил трения, необходимых для перемещения отдельных элементов кабеля относительно друг друга, заключается в том, что относительные перемещения элементов происходят во время изгиба кабеля. В этом случае, измеряя усилие трения, необходимо исключить изгиб кабеля без относительного перемещения его элементов. Поэтому наиболее надежным способом исследования влияния сил трения на величину изгибающего момента является измерение изгибающего момента параллельно с измерением сил трения в образцах, находящихся в одинаковых условиях. При этом, на основе пропорциональной зависимости, при моделировании условий подвижной эксплуатации вывести интересующий параметр-величину сил трения при изгибе кабеля.

Исходя из этого была получена формула для определения сил трения вида:

$$F_{\text{тр}} = \mu \frac{EF \left(\frac{dU}{dx} \sin^2 \alpha \cos^2 \alpha + r_{\text{ср}} \frac{dV}{dx} \sin^3 \alpha \cos \alpha \right) n}{r_{\text{ср}} \cos \alpha} \quad (1)$$

где: n - число прядей наружного слоя; α - угол свивки прядей в кабель; $r_{\text{ср}}$ - средний радиус наружного слоя прядей; μ - коэффициент трения (для резины 0,8); F - площадь поперечного сечения пряди; E - модуль упругости материала проволок; U, V - упругие перемещения в направлении ра-

диуса и тангенциальном направлении соответственно.

Если ограничиться растягивающими усилиями, возникающими только при изгибе кабеля, то формулу (1) можно упростить, а именно

$$F_{\text{тр}} = \mu \frac{P_{\text{т}} n}{r_{\text{ср}} \cos \alpha}, \quad (2)$$

где: $P_{\text{т}}$ - осевая нагрузка.

В первом приближении, анализируя формулу видим, что с уменьшением $r_{\text{ср}}$ - сила трения $F_{\text{тр}}$ увеличивается. Это подтверждается экспериментами. В средней части сечения кабеля усилия протягивания отдельных жил в 4-5 раз больше, чем в наружных повивах.

Важным фактором долговечности кабелей управления в условиях подвижной эксплуатации является их эластичность. Интерес представляет определение соотношения усилий изгиба, необходимых для преодоления изгибных напряжений его элементов, и сил трения. Для этого были проделаны испытания с одинаковыми образцами кабеля, изменяя при этом коэффициент трения. Тогда отношение усилия для преодоления трения в сухих и смазанных образцах дает коэффициент влияния смазки на усилие протягивания пряди (жилы) без изгиба кабеля.

$$\frac{F_{\text{тр.сум.}}}{F_{\text{тр.смаз}}} = F'_{\text{тр.}} \quad (3)$$

Отношение изгибающего момента сухого образца к моменту изгиба смазанного дает показательный коэффициент влияния смазки на изгиб кабеля, т.е.

$$\frac{M_{\text{изг.сум.}}}{M_{\text{изг.смаз}}} = M'_{\text{изг.}} \quad (4)$$

Естественно, для каждой отдельно взятой конструкции кабеля, влияние сил трения на изгиб будет определенным. Однако с помощью раздельного определения сил трения и изгибающего момента можно косвенно определить соотношения сил, потребных для определения трения и изгибных напряжений. Зная это соотношение для различных конструкций кабелей, можно определить эффективность применения способа снижения коэффициента трения на долговечность кабеля.

Наличие гистерезиса при изгибе и выпрямлении кабеля говорит о наличии пластической деформации и о силах трения.

При изгибе кабеля в одну сторону от нейтральной оси преодолеваются силы трения, силы идущие на создание пластической деформации элементов и на создание упругой деформации. При изгибе кабеля в другую сторону, силы упругой деформации помогают выпрямить кабель. При незначительных амплитудах изгиба кабеля от нейтральной оси можно сказать, что в процессе участвуют только силы трения и силы для создания

упругой деформации элементов кабеля. Исходя из этого была сконструирована, изготовлена и применена лабораторная установка. Она предназначена для измерения сил перемещения элементов кабеля вдоль оси изгиба в зависимости от пути трения (количество циклов), скорости относительного перемещения элементов. Она позволяет наблюдать значения этих усилий по стрелочному индикатору и осциллографировать процесс.

Установка состоит из: основания двигателя, редуктора, кривошипно-шатунного механизма, двух роликов, троса, упругого элемента, кронштейнов крепления образца. На поверхность упругого элемента наклеивали тензодатчики, с помощью которых фиксировали процесс изменения усилия перемещения элементов кабеля. Градуировку чувствительного упругого элемента производили мерными грузами, подвешенными к оси крепления ролика. Возвратно-поступательное движение ползуна передается с помощью троса определенной жиле образца кабеля, закрепленного неподвижно.

Испытания на лабораторной установке проводились с образцом кабеля КУПР 108×0,5. При исследовании сил трения в зависимости от количества циклов на лабораторную установку установили образец кабеля и через определенное количество циклов (50-100) фиксировали усилия протяжки жилы кабеля. Как правило, первый цикл сопровождался значительным усилием для протяжки жилы, некоторой флуктуацией изменения усилий на пути одной амплитуды. Затем последующие циклы характеризуются резким снижением усилий и на протяжении 1000-3000 циклов наблюдается рост усилий протяжки. В некоторых случаях наступала вибрация и на поверхности жилы появлялся белый налет продуктов износа изоляции. При дальнейшем продолжении эксперимента в пределах 3000-6000 циклов наблюдали снижение усилий перемещения жилы.

На основании полученных результатов можно сделать вывод, что перемещения элементов кабеля зависят от количества циклов. Наблюдаемый рост усилий объясняется образованием задиров на поверхности трения, что вызывает вибрацию и усиленный износ изоляции жилы, а дальнейшее снижение усилий – выносом продуктов износа из зоны трения и снижение отдельных давлений, связанных с увеличением поверхности трения и уменьшением усилий контакта жил кабеля между собой.

На этой установке были проведены исследования зависимости сил трения от скорости перемещения элементов кабеля. Изменяя скорость в пределах от 1 до 150 циклов в минуту, фиксировали процесс изменения усилий протяжки одной жилы кабеля. Оказалось, что в задаваемых пределах скорости, характер и величина усилий протяжки не изменились. Заданные пределы скорости соответствуют работе кабелей в реальных условиях. Однако, при длительной работе на повышенных скоростях в результате выделения тепла, повышается температура образца. Это влияет на усилие протяжки в значительной степени, что может составить содержание специ-

альных исследований. Так в реальных условиях эксплуатация кабель может находиться при температурах для марок КУПР и КУПР-Пн от +65° до -50°С.

На установке было проведено исследование влияния изменения коэффициента трения на усилие продольного перемещения жил кабеля. Для этого был подвергнут испытанию образец кабеля КУПР 108×0,5 длиной 220 мм по следующей программе:

- протяжка одной жилы наружного повива с осциллографированием процесса изменения усилия без смазки;
- протяжка той же жилы, но после введения смазки «индустриальная-50».

Исследования показали, что усилие необходимое для протяжки жил со смазкой в 3 раза меньше, чем на сухих образцах и введение смазки снижает усилие относительного перемещения элементов кабеля в 2-4 раза.

Используя формулу показательных коэффициентов эффективности применения смазки, можно рассчитать долю усилий для преодоления сил трения при изгибе кабеля:

$$\frac{F'_{mp}}{M'_{изг.}} = \frac{100}{x} \Rightarrow x = \frac{M'_{изг.} \cdot 100}{F'_{mp}}. \quad (5)$$

Проведены испытания влияния сил трения на эластичность (усилие изгиба) кабеля. Образцы кабеля КУПР 108×0,5 длиной 220 мм подвергались изгибу с амплитудой ±50 мм от нейтральной оси. Одновременно производили осциллографирование усилий изгиба кабеля. После 300 циклов ввели смазку «Индустриальная-50» и продолжали испытания. Исследования показали, что влияние смазки, на усилие изгиба проявляется в меньшей степени нежели при продольном перемещении элементов. Расчеты с использованием экспериментальных данных показали, что 30% полного изгибающего момента приходится на преодоление сил трения, а остальная часть на создание изгибных напряжений в элементах кабеля.

Проведенная серия экспериментов на установке по выявлению сил трения на общее напряженное состояние кабеля управления показывает:

- скорость относительного перемещения элементов кабеля в пределах 1-300 мм/с не влияет на величину сил трения;
- значительное колебание усилий (примерно в 2 раза) наблюдается при покое и движении жил;
- величина сил трения зависит от пути трения. Апогея величины сил трения достигает в диапазоне 13-30 метров пути трения;
- при движении жилы в начальном цикле наблюдается значительное колебание усилий протяжки в пределах ±30% от среднего значения;
- введение смазки в конструкцию кабеля снижает силы трения между элементами кабеля в 2-4 раза.

Анализ общего напряженного состояния кабеля управления позволяет

дать оценку влияния сил трения на долговечность кабелей управления. Известно, что затухание смещений происходит под действием сил трения в прямой ветви кабеля. При сматывании его с приемного устройства, элементы кабеля (жилы) возвращаются в исходное положение. При этом одному и тому же по величине смещению соответствуют два направления скорости скольжения: при движении элементов в прямом и обратном направлении. В зависимости от полярного расположения элементов в сечении кабеля скорость скольжения изменяет свое направление. Это позволяет предположить, что под действием сил трения, возникающих при изгибе в кабеле управления, происходят необратимые процессы, накопление которых может привести к потере геометрической устойчивости элементов кабелей, образование «спиралей» или «фонарей». Одним из эффективных средств может стать введение в конструкцию кабеля между жилами в процессе изготовления сухой смазки типа графитный порошок, тальк и др. Это позволит без значительных экономических затрат и изменения технологии изготовления повысить геометрическую устойчивость кабелей управления.

Список литературы: 1. Шенк Х. Теория инженерного эксперимента. М.: Мир, 1972. –382с. 2. Бабенко А.Ф., Акивенсон М.Ю. Экспериментальное исследование растягивающего усилия между проволоками каната с учетом сил трения. Научные записки Одесского политехнического института, т.36, 1961. 3. Сергеев С.Т. Стальные канаты, Киев: Техніка, 1974, –384с. 4. Сергеев С.Т. Надежность и долговечность подъемных канатов. Киев: Техніка, 1968, 240с.

Статья поступила в редакцию 21.05.2001г.

МЕХАНИЗМ ВОЗНИКНОВЕНИЯ ДЕФЕКТОВ ТОРЦЕВ ТРУБ ПРИ РАЗРЕЗАНИИ ИХ ПИЛЬНЫМИ ДИСКАМИ

Мартыненко С.В., Гришин В.С., Вулых А.Ю., Попенко А.Ф.
(НметАУ, ОАО «Коминмет», г. Днепрпетровск, Украина)

Is Considered an education mechanism and film partially tightening aperture attached to scission of pipes by disc-shaped millings cutter

При разрезании труб на трубосварочных станках пильными дисками на торцах труб зачастую образуются заусенцы значительных размеров и тонкая пленка металла затягивающая часть отверстия трубы. В этих случаях обычно меняют пилу на новую, но иногда через 20-30 резов эти дефекты возникают снова.

Механизм возникновения этих дефектов можно объяснить на основе общепринятой модели стружкообразования. На рис. 1 схема формообра-

зующих движений при разрезании труб пильным диском. Пильный диск 1 (на рисунке дан только его фрагмент), представляющий отрезную фрезу большого диаметра (радиус R_g) без поднутрения, вращается (главное движение резания D_z) с частотой вращения порядка 3000об/мин.

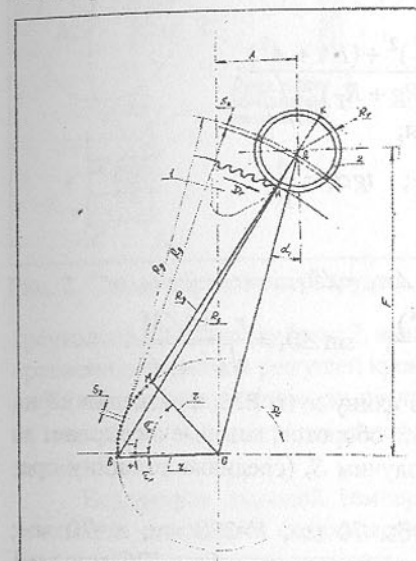


Рис. 1. Схема формообразующих движений при разрезании труб пильным диском

Шпиндель пильного диска перемещается с помощью водила по окружности радиуса r (движение подачи D_s) с центром в точке O . Ось трубы – центр кругового кольца, получаемого в торцевом сечении трубы при разрезании – точка O_1 удаленная от O по вертикали на величину F , а по горизонтали на величину A . Как видно из кинематики формообразующих движений, пильный диск непосредственно в резании будет находиться лишь при движении шпинделя по дуге BM (показаны положения оси шпинделя, соответствующее резанию отдельных, последовательно работающих зубьев).

Конструкцией отдельного устройства обеспечиваются такие соотношения F , A , r и R_g , при которых пильный диск 1 пересекает трубу 2 приблизительно в диаметрально направлении. Это позволяет с достаточной для практических целей точностью считать толщину срезаемого слоя, как подачу на зуб S_z – длину дуги окружности r , на которую переместилась ось шпинделя за время поворота пильного диска на один зуб. Для того чтобы определить S_z необходимо знать положение точек B (начало резания) и M (конец резания). Положение точки B определяется углом τ_n , а M – углом τ_k .

Иными словами τ_n – угловое положение радиуса r (водила), при котором пильный диск коснется трубы снизу, τ_k – угловое положение водила при котором труба будет полностью разрезана. Тогда разность $\tau_k - \tau_n$ (с учетом знаков) будет центральным углом дуги BM , при движении центра пильного диска (шпинделя) по которой, будет проходить разрезание трубы.

Разрезание начнется в точке трубы H и закончится в приблизительно диаметрально противоположной точке K . Заштрихованные участки на трубе – продольное сечение слоя, срезаемого каким-то произвольным зубом пильного диска (участок ограниченный траекториями двух последователь-

но работающих зубьев). Определив углы косоугольных треугольников $ОВО_1$, $ОМО_1$ образованных радиусами r и Rg , соответствующими резанию в точках Н и К, и линией $ОО_1$, можно рассчитать угол τ_n :

$$\tau_n = 90^\circ - \angle B - \angle \alpha_1 - \angle \alpha_1,$$

где

$$\cos \angle B = \frac{r^2 + (Rg + R_T)^2 + (F^2 + A^2)}{2 \cdot r \cdot (Rg + R_T)},$$

R_T — наружный радиус разрезаемой трубы;

$$\sin \angle \alpha_1 = \frac{r \cdot \sin \angle B}{\sqrt{F^2 + A^2}}; \quad \operatorname{tg} \alpha_1 = \frac{A}{F}.$$

Соответственно

$$\tau_k = 90^\circ - \angle M - \angle \alpha_1 - \angle \alpha_1,$$

где $\cos \angle M = \frac{r^2 + (Rg - R_T)^2 - (F^2 + A^2)}{2 \cdot r \cdot (Rg - R_T)}; \quad \sin \angle \alpha_1 = \frac{r \cdot \sin \angle M}{\sqrt{F^2 + A^2}}.$

Зная углы τ_n и τ_k легко определить длину дуги ВМ, а разделив её на количество зубьев пильного диска и число оборотов, которые он сделает за время поворота водила на угол $\tau_n - \tau_k$, получим S_z (среднюю толщину срезаемого слоя).

Так при наружном диаметре трубы 70 мм, $F=270$ мм, $A=70$ мм; $r=86$ мм, диаметре пильного диска 560 мм и числе его зубьев 176, цикл в 1 сек (один оборот водила) $S_z=0,061$ мм.

Изменение диаметра трубы на S_z практически не влияет. При цикле 0,8 сек $S_z=0,077$ мм, при цикле 3 сек $S_z=0,02$ мм.

На рис.2 показана схема образования стружки, механизм образования заусенцев и натянутого металла в виде плёнки 1, частично закрывающей отверстие трубы. Толщина сечения срезаемого слоя S_z .

Стружка срезается главной режущей кромкой K и двумя вспомогательными K' . Превращения срезаемого слоя (будущие элементы стружки показаны на нём пунктирными линиями) в стружку происходит по условной плоскости сдвига наклонённой к поверхности резания под углом β .

Элементы стружки, показанные на передней поверхности зуба в виде трапеций, заштрихованных в направлении образовавшейся текстуры, с торцов подрезаются вспомогательными режущими кромками K' (рис.2 сечение А-А).

Образование стружки от K' происходит, как в случае главной режущей кромки K , в результате пластической деформации по условной плоскости сдвига, наклонной под углом β [1] к поверхности резания образованной кромкой K' (рис. 2; выноска 1). При небольшом ρ' (порядка 0,02-0,03 мм) условия образования стружки на K' такие же как и на главной ре-

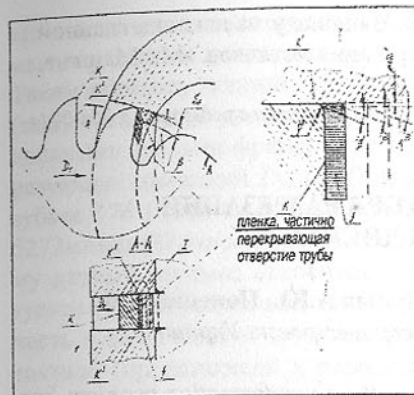


Рис. 2. Схема образования стружки

жущей кромке K .

По мере износа радиус округления вспомогательной режущей кромки ρ' увеличивается и часть срезаемого слоя Δa^{11} начинает подминаться под округление. Так как скорость резания около 90 м/сек, а скорость деформации $1,2 \cdot 10^7$ сек⁻¹, то процесс образования стружки носит адиабатический характер. Практически все тепло остается в очень узкой зоне деформации стружки и поверхностного слоя.

В области торца стружки — треугольник в клеточку (рис. 2, выноска 1) — возникают дополнительные по сравнению с главной режущей кромкой K очаги выделения тепла — область деформации в узкой (порядка нескольких микрон) зоне по плоскости сдвига под углом β , пластическая деформация и трение подминаемого округлением слоя $\Delta a'$.

Вследствие высокой температуры металл в зоне указанного треугольника становится сверхпластичным и выдавливается на край стенки трубы, образуя сначала заусенец — часть срезаемого слоя, прочность которого недостаточна чтобы противостоять силе резания, — затем и частично перекрывающую отверстие пленку 1.

Следует отметить, что при большом износе зубьев аналогичная пленка появляется и при выходе зубьев из резания на наружной стенке трубы.

Анализ шлифов сделанных в сечении А-А (рис. 2) показал, что структура материала трубы (сталь 08) у торца неоднородна: стенка трубы — равносимметричное зерна феррита, балл 7 и структурно свободный цементит, балл В-0; в основании натянутой пленки — вытянутое зерно феррита и структурно свободный цементит, балл В-0 (свидетельство пластической деформации при образовании заусенца, как основы натянутой впоследствии плёнки) и на конце натянутой плёнки перегретое зерно, балл 6. Последнее свидетельствует, о том, что натягивание плёнки идёт за счет практически расплавившегося в результате адиабатического процесса стружкообразования торца стружки, подрезаемого кромкой K' .

Таким образом, можно считать, что предлагаемый механизм образования заусенца и натянутой плёнки, закрывающей часть отверстия, достаточно хорошо отражает действительный процесс.

¹ При радиусе округления $\rho \approx 0,2$ мм $\Delta a'$ составляет 0,02 мм

Список литературы: 1. Бобров В.Ф. Влияние угла наклона главной режущей кромки инструмента на процесс резания металлов. -М.: Машгиз, 1962. -149 с.

Статья поступила в редакцию 1.06.2001г.

СТРУЖКООБРАЗОВАНИЕ ПРИ РАЗРЕЗАНИИ ТРУБ ПИЛЬНЫМИ ДИСКАМИ

Мартыненко С.В., Гришин В.С., Вулых А.Ю., Попенко А.Ф.
(ИмемАУ,ОАО «Коминмет», Днепрпетровск, Украина)

In sawing the tubes with a circular cutoff saw the chips formation problem has been investigated. Under superhigh speeds of cutting the shear deformation features have been discovered

Высокоскоростное резание одна из составляющих высоких технологий. Классификация (в большей части условная) процесса обработки резанием по скорости – традиционная, высокоскоростная сверхвысокоскоростная – производится по группам материалов и видам обработки. Так, например, при фрезеровании сталей, высокоскоростной обработкой считается фрезерование со скоростью резания 350 – 2000м/мин, при шлифовании закаленных сталей 80-160м/сек. Широкое использование высокоскоростного резания и сверхвысокоскоростного резания на практике ограничивается техническими возможностями технологической системы.

Одним из немногих случаев использования на практике сверхвысокоскоростного резания является разрезание труб на трубосварочных станках пильными дисками, которые по сути дела являются дисковыми отрезными фрезами больших размеров без поднутрения (отсутствуют вспомогательные углы в плане). Схема такого разрезания показана на рис.1.

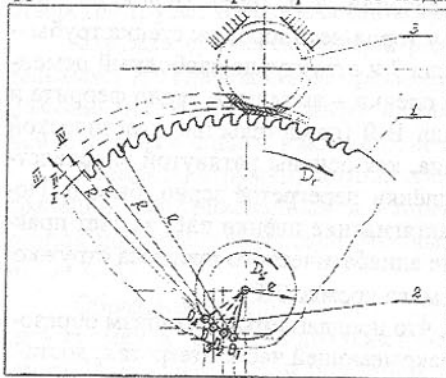


Рис.1. Схема разрезания труб пильными дисками

Пильный диск 1 радиуса R вращается с частотой вращения порядка 3000об/мин. (главное движение резания D_1). Шпиндель пильного диска с помощью водила 2 перемещается по окружности радиуса r (Движение подачи резания D_2). За один оборот водила 2 (один цикл) происходит отрезание трубы 3. Время цикла от 0.8 до 3сек.

Мгновенное положение оси

шпинделя в движении подачи O_1, O_2, O_3, O_4 и т.д., а траектории описываемые вершинами зубьев пильного диска соответственно линии I, II, III, IV. Таким образом, каждый зуб пильного диска срезает «свой» слой металла (заштрихованные участки трубы). Размеры и форма слоев, срезаемых отдельными зубьями фрезы, различны и отличаются кинематикой формообразующих движений D_1, D_2 . При диаметре пильного диска 560мм., числе зубьев 176 (один из распространенных типоразмеров), скорость резания 5272м/мин (87.8м/сек.), а подача на зуб при цикле 1сек. 0.06мм/зуб. Поэтому данный процесс относится к сверхвысокоскоростному фрезерованию. Образующаяся при разрезании труб стружка состоит из трех фракций: большая часть, в виде запятой сливная стружка фиолетового цвета с гладкой контактной (прилегающей к передней поверхности зуба) поверхностью и с бархатистой (покрытой очень мелкими зазубренками – насечками) противоположной (свободной) стороной; меньшая часть – мелкие оплавленные элементы в виде шариков и мелкая сгоревшая стружка аналогичная шламу, получаемому при шлифовании. Температура резания крупной фракции стружки, судя по цвету превышает 400-450 град., а при резании малых стружек достигает температуры плавления – оплавленные элементы в виде шариков. При срезании очень малых по толщине стружек тепловыделение настолько велико, что стружка сгорает, о чем свидетельствует снопы искр, вылетающих из зоны резания. Механизм образования крупной стружки может быть объяснен на основе общепринятой модели стружкообразования при единственной плоскости сдвига [1]. Но он имеет свои особенности обусловленные большими скоростями деформирования, малыми толщинами срезов, сравнительно большим радиусом округления лезвия.

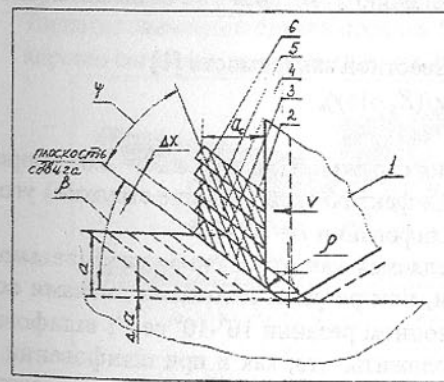


Рис.2. Схема стружкообразования при разрезании заготовок пильными дисками

На рис.2 представлена схема образования крупной стружки. Лезвие 1 пильного диска, имеющее радиус округления R порядка 0.02-0.03мм – относительно большая величина обусловлена производственными условиями заточки, нулевым передним углом и материалом пильного диска (сталь 65Г) – внедряется в металл на величину a . Образование элементов стружки 2, 3, 4, 5, 6, и т.д., под действием напряжений сжатия и сдвига происходит не по всей толщине, теоретически срезаемого слоя, а толщине меньшей на Δa .

Величина Δa - слой, который при «обтекании» лезвия металлом будет подниматься округлением лезвия ρ . Толщина этого слоя зависит от скорости резания и радиуса округления ρ . Максимальная толщина Δa по сути – минимальная толщина среза a , при которой возможно резание. На основе проведенных исследований зависимости отношения a/ρ от скорости резания [2] при прерывистом микрорезании единичным абразивным зерном было установлено, что резание начинается при скорости 90 м/сек и $\rho=0.03$ мм с $a=0.006$ мм. Таким образом, можно считать, что толщина поднимаемого лезвием слоя $\Delta a=0.006$ мм. Работа, затраченная на пластическое деформирование этого слоя и трение превращается в тепло, так как при резании следующим зубом этот поверхностный слой уже составляет часть следующего срезаемого слоя, а время поворота пильного диска на один зуб при числе зубьев 176 составляет 0.00011 сек. Таким образом, резание каждого последующего слоя облегчается, так как растет температура срезаемого слоя, что приводит к снижению предела текучести и активизации процесса его пластической деформации.

Образование элементов стружки 2, 3, 4, 5, 6 происходит в зоне первичной деформации, которую условно заменяют плоскостью сдвига, расположенной под углом β к вектору скорости V . Плоскость сдвига является как бы условной границей между срезаемым слоем, на котором будущие элементы стружки показаны пунктирными линиями и стружкой с элементами 2, 3, 4, 5, 6 и т.д. Параллелограмм с малой высотой x , прилегающей к условной плоскости сдвига при перемещении лезвия 1 из положения, показанного пунктиром, в положение показанного контурной линией сдвигается вдоль основания (по плоскости сдвига относительно будущего элемента стружки) и превращается в трапецию 2, которая уже становится элементом стружки.

Угол β можно определить по известной зависимости [1]

$$\operatorname{tg} \beta = \cos \gamma / (K_a \cdot \sin \gamma),$$

где γ - передний угол лезвия.

$K_a = a_c/a$ – коэффициент утолщения стружки. При $\gamma=0^\circ$ и $K_a=2.08$ (определяют по расчетной толщине среза и фактической толщине стружки) угол сдвига $\beta=26^\circ$. Для сравнения при шлифовании $\beta=10^\circ-20^\circ$

Скорость деформации, определяемая как отношение относительной деформации к времени деформации, при резании пильными дисками составляет $1.2 \cdot 10^7 \text{ сек}^{-1}$ – при традиционном резании $10^4-10^6 \text{ сек}^{-1}$; шлифовании 10^7 сек^{-1} . Это позволяет предположить, что, как и при шлифовании в данном случае образование стружки происходит путем адиабатического сдвига элементов стружки. Суть его в том, что при высокой скорости резания тепловая энергия от деформации в плоскости сдвига концентрируется в узкой зоне перед режущей кромкой, разогревает и разупрочняет металл,

вызывая локальный и концентрированный сдвиг элемента стружки.

Высокая температура, возникающая при сдвиге одного элемента стружки относительно другого может привести [2] даже к частичному или полному расплавлению тончайшей плёнки металла, т.е. внутреннее трение при скольжении одного элемента стружки относительно другого становится квазижидкостным, что существенно уменьшает работу внутреннего трения.

В результате пластического деформирования в условной плоскости сдвига в стружке образуются текстура деформации в виде полос, расположенных под углом $\psi=25^\circ-28^\circ$ к плоскости сдвига, который называется углом текстуры. При разрезании пильными дисками угол текстуры $\psi=25^\circ-28^\circ$ получен расчетом [1] и по шлифам стружек.

На рис. 3 представлены шлифы стружек, полученных при обработке стали Ст3 с различными скоростями резания. Так на рис. 3а шлиф стружки при скорости резания 9 м/мин. В основной части стружки линии текстуры идут параллельно друг другу, сохраняя угол текстуры. Но в слое стружки прилегающей к передней поверхности лезвия линии текстуры изгибаются в сторону обратную движению стружки, что вызвано трением стружки по передней поверхности. С ростом скорости резания уменьшается зона сдвига и трение стружки, контактный слой стружки меньше тормозится, искривление текстуры уменьшается (рис. 3б). С дальнейшим ростом скорости деформация локализуется в очень узкой зоне сдвига (рис. 3в), а окружающий металл деформируется мало. Как видно на шлифе стружки, полученной при скорости резания 87.8 м/сек. (рис. 3в) явно выражены тонкие элементы сдвига с большим отделением друг от друга с наружной стороны при сплошной прирезочной стороне (признаки адиабатического сдвига). Толщина элементов сдвига порядка 5 мкм., а абсолютный сдвиг 14 мкм., что хорошо согласуется с углом сдвига $\beta=26^\circ$.

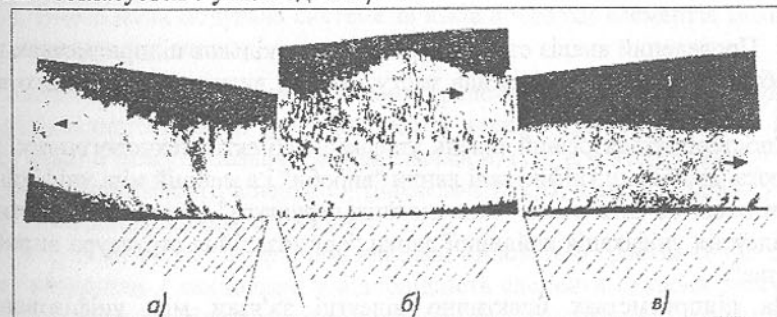


Рис. 3. Шлифы стружек при скорости резания 9 м/мин (а), 90 м/мин (б), 87,8 м/сек (в).

Таким образом, можно считать, что общепринятая модель образования стружки с одной условной плоскости сдвига достаточно хоро-

що отражает процесс стружкообразования при сверхвысокоскоростном фрезеровании, особенностью которого является адиабатический сдвиг в условной плоскости сдвига.

Список литературы: 1. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов. М. Машиностроение, 1975.-343с. 2. Робочі процеси високих технологій в машинобудуванні: Навч. посібник / За редакцією А.І.Грабченка.- Харків, ХДПУ, 1999 р.-436с.

Статья поступила в редакцию 1.06.2001г.

МОДУЛЬНО-ФУНКЦИОНАЛЬНЫЙ СИНТЕЗ МЕХАНОСКЛАДАТЕЛЬНЫХ СИСТЕМ С ПОЗИЦИЙ УНИФИКАЦИИ

Марчук В.И. (ЛДТУ, м. Луцк, Украина)

Сучасний стан машино- та приладобудування характеризується стрімким зростанням номенклатури засобів технологічного забезпечення, різноманітностей технологічних процесів та операцій.

Однак у більшості випадків нові технологічні рішення не супроводжуються підвищенням ефективності виробництва виробів, а витрати, що пов'язані з впровадженням нових технічних рішень суттєво знижують ефективність виробничих процесів.

У цьому зв'язку набуває актуальності задача впорядкування засобів технологічного спорядження і технічного забезпечення виробництва, відбір кращих зразків та регламентація їх якості.

Відомо, що уніфікація є початковою формою стандартизації, а впровадження принципів уніфікації стає передумовою типізації та агрегування.

Проведений аналіз стану уніфікації на декількох підприємствах приладобудівної промисловості дав змогу зробити висновки наступного змісту:

1. Спостерігається різний рівень уніфікації об'єктів технологічного ланцюга. Найбільш уніфіковані ланки "вироби" і в меншій мірі уніфікацією охоплені об'єкти ланки "технологічна структура" (система) і практично відсутня уніфікація найвищої ланки "організаційна структура виробництва".
2. На підприємствах практично відсутні зв'язки між уніфікованими об'єктами окремих ланок виробничого ланцюга та уніфікованими об'єктами окремих рівнів виробництва.

З вищевикладеного можливе заключення про те, що головним резервом підвищення ефективності від уніфікації є забезпечення зв'язків між

уніфікованими об'єктами виробничого ланцюга на різних рівнях виробничого процесу.

Для аналізу та оцінки стану уніфікації і рівня технології з позицій системного підходу розроблена модель ієрархії механоскладальних систем, яка отримала назву "інтегрованої модульної системи зв'язків у структурі механоскладальних виробництв" [1], що показана на рисунку 1.

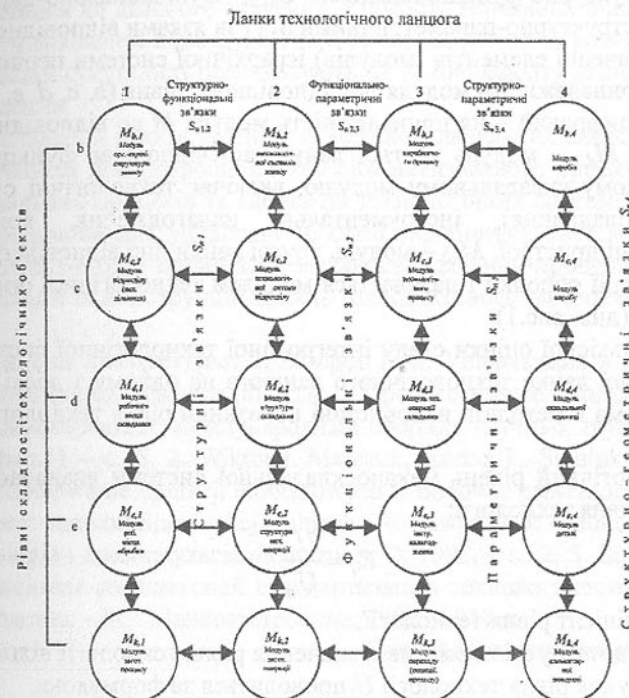


Рис. 1. Інтегрована модульна система зв'язків в ієрархії елементів механоскладальних систем

Кожен елемент ієрархічної системи представляється у вигляді модуля $M_{n,i}$ відповідного рівня n (по вертикалі) і ланки i (по горизонталі). При цьому рівні n можуть позначатися індексами b, c, d, e, k зверху вниз у відповідній послідовності, а ланки i – індексами 1, 2, 3, 4 зліва направо у порядку зменшення значимості ланок.

Модуль як об'єкт ієрархічної системи описується графом $G=(A, S)$, в якому вершинам A поставлені у відповідність елементи системи нижчого рівня, а ребрам S – відношення між елементами множини $\{A\}$, що називаються зв'язками. При цьому передбачається, що граф G рівня, який розглядаємо, складається з кінцевої множини підграфів $G'=(A', S')$ нижчого рівня.

У відповідності з прийнятими позначеннями в інтегрованій модульній

системі зв'язків (ІМСЗ) розрізняють: структурні зв'язки S_{n1} – відношення між елементами множин першої ланки; функціональні зв'язки S_{n2} – відношення між елементами множин другої ланки, S_{n3} – параметричні та S_{n4} – структурно-геометричні зв'язки.

Відношення між елементами множин в межах рівня (по горизонталі) названі структурно-функціональними $S_{n1,2}$; функціонально-параметричними $S_{n2,3}$; структурно-параметричними $S_{n3,4}$ зв'язками відповідно.

У позначенні елементів (модулів) ієрархічної системи перший індекс вказує на приналежність модуля до відповідного рівня (b, c, d, e, k), а другий індекс цифровий – на приналежність модуля M до відповідної ланки. Наприклад, M_{d3} – модуль третьої ланки, що відповідає функціонально-технологічному складальному модулю, включає технологічні складальні засоби (обладнання), інструментальні налагодження, контрольно-вимірювальні пристрої. M_{e2} – модуль другої ланки, що відповідає технологічній операції обробки і називається модулем технологічної операції обробки і т.д. (див. рис.1).

Для кількісної оцінки стану інтегрованої технологічної системи в цілому і кожної ланки технологічного ланцюга на одному з досліджуваних рівнів зокрема в методиці використанні показники рівня технології і уніфікації.

Технологічний рівень механоскладальної системи визначається коефіцієнтом рівня технології:

$$K_t = \frac{U_t}{U_n},$$

де K_t – коефіцієнт рівня технології;

U_t і U_n – досягнуті і нормативні значення рівня технології відповідно.

Розрахунок рівня технології U_t проводиться за формулою:

$$U_t = \sum_{i=1}^n (K_p \cdot K_o \cdot R_i) \frac{100}{R},$$

де K_p – коефіцієнт прогресивності обладнання;

K_o – коефіцієнт завантаження обладнання;

R_i – число виробників, що працюють на даному обладнанні;

R – загальне число виробників (основних і допоміжних);

n – число груп прогресивності обладнання.

Рівень уніфікації технологічного комплексу всередині однієї системи L_y визначається як сумарний показник рівня уніфікації груп параметрів цього комплексу (у відсотках) за формулою [3]:

$$L_y = \frac{a_1 L_1 + a_2 L_2 + \dots + a_n L_n}{a_1 + a_2 + \dots + a_n} \text{ або } L_y = \frac{\sum_{i=1}^n a_i L_i}{\sum_{i=1}^n a_i},$$

де $L_1, L_2, \dots, L_n$ – рівні уніфікації складових інтегрованої системи за різними видами механічної обробки та складання;

$a_1, a_2, \dots, a_n$ – вагомість комплексів (елементів); знаходиться у межах від 0 до 1, виходячи з аналізу даних про частоту застосування.

Рівень використання (частоти застосування) уніфікованого об'єкту визначається як відношення можливої оптимальної кількості випадків його використання до дійсного значення. Кількість можливих випадків використання уніфікованої конструкції та її типорозмірів як можливу частину від аналізованої сукупності розраховують на основі аналізу даних про частоту застосування.

Викладений підхід до синтезу механоскладальних систем може використовуватися при розробці систем автоматизованого проектування механоскладальних процесів та елементів технологічних систем, а також створює передумови для уніфікації об'єктів виробничих систем та створення досконалих методів оптимізації механоскладальних процесів, технологічних операцій та конструкцій засобів технологічного забезпечення.

Список літератури: 1. Базаров Б.М. Унификация в машиностроении с позиций системного подхода. – Прогрессивные технологии и системы машиностроения: международный сборник научных трудов. – Донецк, 2000. Вып.11 – с.18. 2. Wiktor I. Marczuk, Andrej L. Smaluk, Oleksandr O. Bokij Modelowanie operacji montażowych w budowie przyrządów na poziomie zależności strukturalno-funkcjonalnych. – Kwartalnik naukowo-techniczny "Technologia i automatyzacja montażu, nr 2, 1998. – s.22. 3. Бойцов В.В. Научные основы комплексной стандартизации технологической подготовки производства. – М.: Машиностроение, 1982. – 319 с.

Статья поступила в редакцию 5.06.2001г.

ИМИТАЦИОННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ОБЪЕКТОВ МЕХАНОСБОРОЧНОГО ПРОИЗВОДСТВА С ПОМОЩЬЮ ЭВМ

Марчук В.И., Божидарник В.В., Кайдык О.Л. (ЛДТУ, г. Луцк, Украина)

The method of simulation modelling of technological systems' elements is developed for the automated technological manufacturing of mechanical assembly processes. The structure of part is represented by graph, the tops of which correspond to the elementary geometric surfaces of the part, and the connections of which correspond to the dimensions of surfaces. The graph models' transformation is applied for the design of assembly operations.

При создании прогрессивных систем автоматизированного проектирования технологических процессов механосборочного производства акту-

альной является проблема разработки новых методов моделирования объектов в сложных многоуровневых системах и взаимосвязей между элементами [3]. В связи с этим, представляет научно-практический интерес метод имитационного моделирования механосборочных процессов с использованием компьютерных технологий.

Основная задача математического моделирования на основе системного подхода состоит в том, чтобы помочь исследователю и проектировщику отыскать критерии оценки приемлемого варианта решения на основе анализа многих, в принципе несоизмеримых факторов (показателей), которые характеризуют систему, её внутренние и внешние связи и связанные с ними многовариантные решения [4].

Математическое моделирование использует примитивы - поверхности, с помощью которых можно формировать как фигуры - тела, так и фигуры - пустоты. Примитив-поверхность моделируется висячей вершиной подграфа, код которой определяет характер (форму) поверхности. Введем следующие коды примитивов-поверхностей для фигур-тел: p - плоскость; d - цилиндрическая поверхность; c - коническая поверхность; s - сферическая поверхность; f - прочие поверхности, описываемые математическими функциями. Для фигур-пустот используются те же коды только со знаком минус. Таким образом положительные коды описывают внешние и выпуклые поверхности, а отрицательные - внутренние и вогнутые. Каждая висячая вершина (поверхность) соединяется единственным ребром с корневой вершиной, которая является либо телом (обозначается символом B), либо пустотой (E). Если сложная фигура содержит и тело и пустоту, то корневая вершина обозначается двумя символами BE . Степень корневых вершин описываемых фигур не может быть меньше двух за исключением сферы, где корневая вершина имеет первую степень. На рис. 1 показаны некоторые фигуры-тела и моделирующие их графы, а на рис. 2 - более сложные

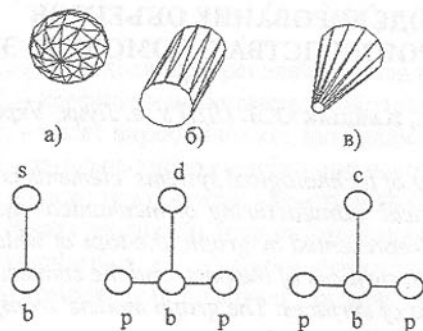


Рис.1. Модели фигур-тел и моделирующие их графы

сплошные модели, включающие в себя как фигуры-тела, так и фигуры-пустоты.

Если все вершины и ребра графа, моделирующего конкретную фигуру, взвесить конкретными значениями измеряемых параметров, то сплошная модель, имеющая единичные размеры, превращается в конструктив. В качестве параметров вершины или ребра конструктива могут быть заданы: ширина, длина, высота, конусность, радиус, коор-

дината и т. п.

Таблица 1. Векторы моделей фигур-тел, предоставленные на рис. 1.

Фигура-тело	Вектор закрепленных степеней	Вектор подвижных степеней
a	$S = (1, 1)$	$D = (0, 2, 0)$
b	$S = (1, 1, 1, 3)$	$D = (0, 3, 0, 1, 0)$
c	$S = (1, 1, 1, 3)$	$D = (0, 3, 0, 1, 0)$

Синтез конкретной детали из составляющих ее конструктивов выполняется путем сопряжения ("склеивания") вершин, моделирующих сопрягаемые поверхности соответствующих конструктивов. При этом две сопрягаемые вершины объединяются в одну, имеющую вторую степень. Нумерация объединенных вершин является продолжением нумерации корневых вершин. Нумерация висячих вершин является двойной, первая цифра совпадает с номером смежной корневой вершины конструктива.

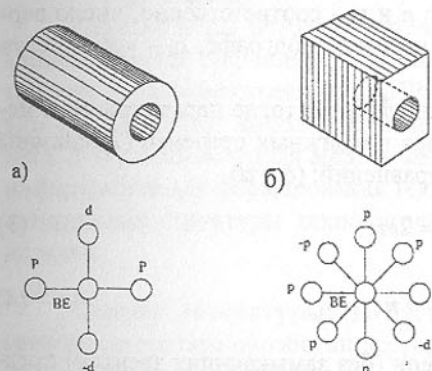


Рис.2. Сплошные модели фигур-тел и моделирующие их графы

В предлагаемой концепции математическое моделирование на графах для описания примитивов-поверхностей, фигур-тел, фигур-пустот, конструктивов и проектируемых деталей используются векторы:

$$S = (s_1, s_2, \dots, s_i, \dots, s_n); \quad (1)$$

$$A = (a_1, a_2, \dots, a_i, \dots, a_n); \quad (2)$$

где (1) - вектор закрепленных степеней; (2) - вектор подвижных степеней. В таблице 1 представлены векторы, описывающие структуру фигур-тел, показанных на рис.1, а в таблице 2 - сплошных

моделей, показанных на рис. 2.

Таблица 2. Векторы сплошных моделей, предоставленные на рис. 2.

Фигура-тело	Вектор закрепленных степеней	Вектор подвижных степеней
a	$S = (1, 1, 1, 1, 4)$	$D = (0, 4, 0, 0, 1, 0)$
b	$S = (1, 1, 1, 1, 1, 1, 1, 8)$	$D = (0, 8, 0, 0, 0, 0, 0, 1, 0)$

Точностные характеристики проектируемой детали во многом зависят от структуры размерной цепи, которая формируется конструктором-оператором в диалоговом режиме с использованием интерфейсной программы САПР [4]. При этом конструктор в достаточно большой степени опирается на свой опыт и интуицию. В соответствии с теоремой Кэли число вариантов размерных цепей (деревьев) равно 2^{n-2} . При большом числе конструкторских размеров количество диалоговых операций существенно

возрастает. Допустим, что пользователя САПР интересует такая структура размерной цепи, которая доставляет минимум суммарному полю допуска размеров. Если значения модулей допуска размеров заданы треугольной матрицей, то эту задачу можно решить, используя известные классические алгоритмы Прима или Краскала. Однако в тех случаях, когда модули допуска размеров равны между собой, то упомянутые выше классические алгоритмы становятся бессильными, так как они вырождаются в перебор. То же самое происходит и с алгоритмом Габова [1], если одна из поверхностей детали является базовой и для нее задана степень вершины.

Таким образом, при наличии одной или нескольких базовых поверхностей, а также в случае, когда все модули допусков размеров одинаковы, классическими методами сформировать модель размерной цепи невозможно. Ключ к решению данной проблемы следует искать в использовании метода замещений [2]. Рассмотрим следующую теорему, предварительно введя следующие обозначения: n и m - соответственно, число вершин и число ребер, содержащихся в искомом подграфе; c_1 - компонента вектора подвижных степеней (2).

Пусть $G(V, E)$ - неориентированный граф; тогда параметры n , m искомого подграфа и компоненты вектора подвижных степеней (2) связаны между собой системой диофантовых уравнений: ($\delta = d$)

$$\sum_{i=0}^{n+1} \delta_i i = 2m; \quad (3)$$

$$\sum_{i=0}^{n+1} \delta_i = n; \quad (4)$$

Графовая модель размерной цепи (без замыкающих звеньев) представляет собой каркас (дерево). Для пользователя САПР наибольший интерес представляют: а) число вершин второй степени d_2 , определяющие длину ветвей, отходящих от корня дерева, и б) количество базовых поверхностей детали, относительно которой суммируются модули допусков размеров. Для моделируемой размерной цепи, являющейся деревом, из (3) и (4) имеем следующую систему диофантовых уравнений:

$$d_1 + 2d_2 + xd_x = 2(n-1); \quad (5)$$

$$d_1 + d_2 + d_x = n, \quad (6)$$

где n - общее число вершин дерева, моделирующего размерную цепь; d_x - количество базовых поверхностей, задаваемых пользователем САПР; x - искомая степень вершины дерева, моделирующей базовую поверхность детали.

Решая систему уравнений (5) - (6) относительно x , имеем:

$$x = (n + d_x - d_2 - 2)/d_x \quad (7)$$

Задача формирования оптимальной размерной цепи математически формулируется следующей функцией цели:

$$\sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n C_{ij} y_{ij} \rightarrow \min \quad (8)$$

и ограничениями

$$A_{\max} = (A_1, A_2, \dots, A_i, \dots, A_n); \quad (9)$$

$$A_{\min} = (a_1, a_2, \dots, a_i, \dots, a_n); \quad Q > 0, \quad (10)$$

где $A_{\max}$ и $A_{\min}$ - соответственно, верхняя и нижняя границы допустимых значений степеней векторов топологии; A_i и a_i - соответственно, максимальное и минимальное значения i -х компонент векторов $A_{\max}$ и $A_{\min}$; Q - сумма значений допусков.

Задачи оптимизации структурно-параметрических связей технологических систем решают с использованием двух видов программных средств:

- универсальных, типа CAD/CAM;
- специализированных, которые рассчитаны на базовую номенклатуру деталей.

Разработанная методика математического моделирования на графах характеризуется широкими возможностями ее использования в конструкторских и технологических САПР. Использование программы «Деталь Db» предоставляет дополнительные сервисные возможности пользователю САПР, компьютерная модель которой в САПР ТП является исходной информацией для формирования технологических решений на этапах проектирования структуры технологической операции и инструментальной наладки.

Список литературы: 1. Евстигнеев В.А., Касьянов В.Н. Теория графов: алгоритмы обработки деревьев. - ВО "Наука", Новосибирск, 1994, 365 с. 2. Горшков А.Ф., Соломенцев Ю.М. Применимость вершинных замещений в классе задач о K -вершинных подграфах. - Доклады Академии Наук, т. 336, №2, 1994. с. 157-160. 3. В. Марчук Модульно-функциональный синтез механосборочных систем приборостроения // Technologia i automatyzacja montazu, №2, 2001. IV Miednarodowa konferencja "Technologia i automatyzacja montazu maszyn". 4. Митрофанов В.Г., Калачев О.Н., Схиртладзе А.Г. и др. САПР в технологии машиностроения. - Ярославль, 1995. 298 с.

Статья поступила в редакцию 15.06.2001г.

ДОСЛІДЖЕННЯ ДИНАМІЧНОЇ ТОЧНОСТІ ПРИ БАГАТОІНСТРУМЕНТНІЙ ТОКАРНІЙ ОБРОБЦІ

Марчук В.І., Красовський В.В. (ЛДТУ, м. Луцьк, Україна)

Dynamic errors, caused by the cutting tool vibration while turning, affect the

precision and quality of the process. Investigation and determination error nature and reasons are of great practical and theoretical importance.

На точність при механічній обробці деталей в приладобудуванні великий вплив мають виробничі похибки, які неоднорідні по своєму складу. Частина їх визначається властивостями технологічної системи, інша частина обумовлена точністю системи обробки, настройки (налагодження) верстата, встановлення деталі і досконалістю базування. В загальному випадку [1] виробничі похибки поділяються на 5 груп: 1) похибки схем обробки; 2) похибки обробки; 3) похибки налагодження; 4) похибки встановлення та закріплення деталі; 5) похибки базування.

З іншого боку виробничі похибки для полегшення їх визначення математичним шляхом поділяються на систематичні та випадкові. Систематичні похибки для всіх деталей партії залишаються постійними. Постійні похибки обумовлені неточністю виготовлення верстата, пристосування, розмірного ріжучого інструмента і т.п. Ті систематичні похибки, які закономірно змінюються з часом викликані тепловими деформаціями ланок технологічної системи та розмірним зносом ріжучого інструменту.

Систематичні похибки досить детально досліджені і в більшості випадків їх можна прогнозувати і відповідно компенсувати в процесі обробки тим самим збільшивши точність обробки.

Випадкові похибки неоднакові для різних деталей і їх прояв не піддається будь-якій закономірності. Ці похибки спричинені деформаціями пружної технологічної системи внаслідок непостійності величини сили різання при обробці. Остання, в свою чергу, виникає через нерівномірність припуску, коливання твердості оброблюваного матеріалу, непостійності режимів різання і інших факторів, величина яких і взаємні комбінації мають випадковий характер. Тому прояв випадкових похибок можна дещо оцінювати лише з позицій теорії ймовірностей та математичної статистики.

Так як похибки при обробці складають найбільш значну частину похибки виробництва, дослідженню точності при механічній обробці приділено досить багато уваги. Але, як правило, ці дослідження стосуються статичного прояву похибок обробки і не враховують динамічних похибок внаслідок коливань ріжучого інструменту під дією періодично змінних сил, які виникають в процесі обробки. Ці сили спричинені змінною величиною глибини різання, внаслідок неточності виготовлення заготовки, зміною процесів, що протікають в приводах верстата і т.д. Під дією цих сил виникають вібрації ріжучого інструмента, частотний діапазон яких лежить в межах від десятків герц до сотень кілогерц. Ці вібрації приводять до періодичних відхилень різця в процесі обробки в напрямках дії сил різання. Особливо небезпечні (несприятливі) ці відхилення в напрямку дії сили P_y (по нормалі до площини різання) при чистовій обробці, тому що призводять до відхилень від правильної геометричної форми та неприпустимого

збільшення шорсткості поверхні деталі.

Визначення та дослідження механізмів виникнення віброколивань при механічній обробці та їх реєстрація до цього часу стримувалось відсутністю досконалої діагностичної апаратури через необхідну високу точність проведення вимірювань та високий динамічний частотний діапазон реєстрації результату.

На сучасному етапі розвитку вимірювальної та інформаційно-обчислювальної техніки з'явилась можливість використання обчислювально-вимірювальних комплексів, за допомогою яких можливо проводити вимірювання, реєстрацію, математичну обробку результатів з досить високою точністю та частотою.

В даній роботі проводилися дослідження характеру коливань вершини різця при токарній обробці деталей, а саме траєкторії руху вершини різця при обробці в площинах дії сил різання (площини $P_x P_y$, $P_y P_z$, $P_x P_z$) на дослідному комплексі (рис.1).

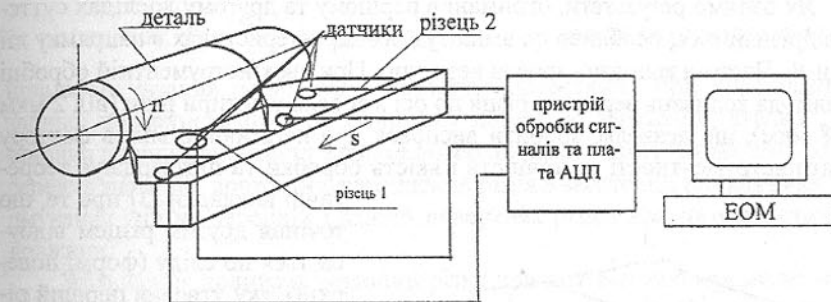


Рис. 1. Схема дослідного комплексу

Особливо шкідливими є віброколивання різця в площинах $P_x P_y$, $P_y P_z$ в напрямку осі дії сили P_y , оскільки вони визначають форму поверхні оброблюваної деталі. Дослідження проводилися для однорізцевої та двох різцевої схем обробки. Результати досліджень при багатоінструментній обробці мають важливе значення для проектування операцій і інструментальних налагоджень в умовах автоматизованого виробництва. Ці дослідження також є основою для моделювання технологічних процесів і систем в САПР ТП. При цьому першочерговим завданням є виявлення впливу фактору багатоінструментності, конструктивних особливостей основного та допоміжного інструментів, розмірних зв'язків, інструментальних налагоджень, оброблюваних деталей на показники якості та точності поверхонь деталей, які обробляються.

Отримані експериментальні дані досліджень віброколивань вершини різця при одноінструментній обробці в площині дії сил P_x показано на рис.2а, в радіальному напрямку (напряму дії сили P_y) – рис.2б.

Режими різання: швидкість різання $v=3,5$ м/с; подача $s=0,08$ мм/об;

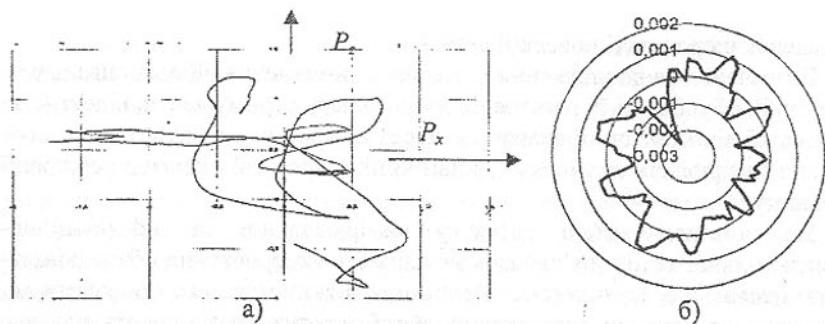


Рис. 2. Траскторія коливань вершини різця при одnorізцевій обробці

глибина різання $t=0,5$ мм. Результати досліджень при двохранцевій обробці показані на рис.3. Режими обробки ті ж самі. Відстань між вершинами різців $l=25$ мм.

Як бачимо результати, отримані в першому та другому досліді суттєво відрізняються, особливо по амплітудних характеристиках в напрямку дії сили P_z . Частота коливань зросла незначно. При двохранструментній обробці амплітуда коливань вершини різця по осі z зросла у чотири рази (від 2 мкм до 8 мкм), що дозволяє зробити висновок про негативний вплив фактору багатоінструментності на точність і якість обробки та підтверджує теоретичні викладки [3] про те, що

точіння другим різцем відбувається по сліду (формі поверхні), яку утворив перший різець, а він також виконував коливальні рухи при обробці. Тобто зміна сили P_z на другому різці відбувається через точіння із змінним припуском по сліду першого різця. Наявність коливальних рухів різця спричинене зміною сили різання P підтверджують частотні динамічні залежності процесу різання при радіальному переміщенні (врізанні) різця [3]:

$$W_p(i\omega) = \frac{P(i\omega)}{Y(i\omega)} = W'_p(i\omega)W_\alpha(i\omega),$$

$$W'_p(i\omega) = \frac{k_p}{1 + T_p^2\omega^2} - i \frac{k_p T_p \omega}{1 + T_p^2\omega^2},$$

$$W_\alpha(i\omega) = 1 - T_\alpha^2\omega^2 + iT_\alpha\omega,$$

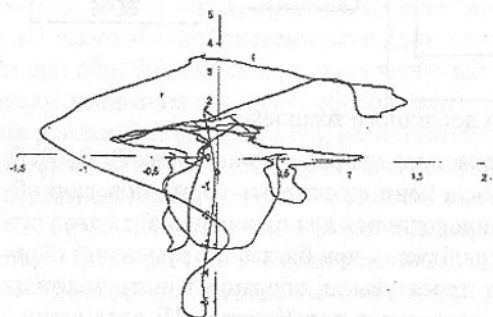


Рис. 3. Траскторія коливань вершини різця при двохранцевій обробці

тотні динамічні залежності процесу різання при радіальному переміщенні (врізанні) різця [3]:

де P – сила різання; Y – коливання товщини шару що змінюється, рівне колиальному зміщенню різця відносно заготовки в радіальному напрямку; $k\mu=kb$ – коефіцієнт різання; k – питома сила різання; b – ширина стружки; T_p – стала часу стружкоутворення; T_α – стала часу заднього кута.

Стала часу визначається виразом:

$$T_p = \frac{m t \xi_0}{n V} = \frac{l_p}{V}$$

$$T_\alpha = \frac{H_\alpha h^2}{2kV} = \frac{l_\alpha}{V}$$

де $\frac{m}{n}=1 \div 1,5$ – постійний коефіцієнт; t – задана товщина шару, що зрізається різцем, мм; $\xi_0 = \frac{\alpha_1}{t}$ – усадка стружки; α_1 – товщина стружки, мм; V – швидкість різання, мм/с; H_α – контактна шорсткість при впровадженні задньої поверхні різця в оброблювану поверхню заготовки, кгс/мм³; h – ширина площини контакту задньої поверхні різця з заготовкою, мм; l_p і l_α – середнє значення довжини переміщення різця в заготовці, що визначає формування сил на передній і задній поверхнях різця, мм, назвати сталими довжини.

Збільшення коливань вершини різця при другому експерименті може бути спричинене також введенням додаткового джерела вібрацій, яким виступає перший різець. При цьому віброзміщення та віброзусилля можуть впливати на процес різання другим різцем як через оброблювану деталь, так і через пружну систему верстата. Для перевірки даного припущення був проведений ще один експеримент, при якому відстань між вершинами різців була збільшена до 70 мм. Результати цього експерименту показані на рис.4., з якого видно що амплітуда коливань вершини різця в напрямку дії сили P_z різко зменшилася (від 8 мкм до 5 мкм).

Ці дані підтверджують припущення про те, що при багатоінструментній обробці різці, які закріплені на одному супорті, взаємно впливають на процес різання кожним з них, тобто є додатковими джерелами вібрації.

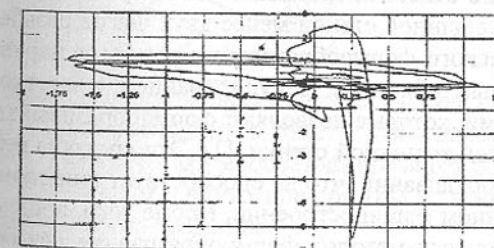


Рис. 4. Траскторія коливань вершини різця при двохранцевій обробці

різко зменшилася (від 8 мкм до 5 мкм).

Ці дані підтверджують припущення про те, що при багатоінструментній обробці різці, які закріплені на одному супорті, взаємно впливають на процес різання кожним з них, тобто є додатковими джерелами вібрації.

Список літератури: 1. Кораблѣв П.А. Точность обработки на металло-режущих станках в приборостроении. М., Машгиз, 1962. 228 стр. илл. 2. Шабайкович В.А., Марчук В.И. Проектирование многоинструментальных наладок. В зб. "Материалы международной научно-технической конференции – Автомобильный транспорт: прогресс, технологии, кадры. Севастополь 1999. 3. Вибрации в технике. Справочник в 6 томах. – М., Машиностроение, 1981. т. 3.

Статья поступила в редакцию 15.06.2001г.

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЙ РОТОР ДЛЯ ПЛАСТИЧЕСКОГО ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ВНУТРЕННЕЙ РЕЗЬБЫ НА ТОНКОСТЕННОМ ИЗДЕЛИИ

Матвиенко А.В., Ищенко А.Л., Михайлов А.Н., Угнивенко Т.А.
(ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

In operation the analysis of kinematic features of a technological rotary table for plastic handling of articles is submitted. Dans some guidelines on treatment schedules on a rotary table also are reduced basic formulas, defining them.

Получение резьбы в деталях из цветных металлов и их сплавов, а также в высокопластичных сталях представляет собой сложную технологическую задачу. В настоящее время в нашей стране и за рубежом применяется метод пластического формообразования (выдавливания) внутренней резьбы бесстружечными метчиками, и наружной резьбы накатным инструментом (роликами, плашками), обладающих высокой производительностью. К недостаткам этих методов можно отнести невозможность получения резьбы на поверхностях деталей с толщиной стенки менее двух шагов резьбы. Существуют способы пластического формообразования резьбы и наружного контура детали радиальным обжимом, редуцированием в жесткой матрице, обкатыванием роликами, которые позволяют формовать резьбу на деталях с ограниченной толщиной стенки. [1]. Эти способы реализуются на универсальном оборудовании, что не способствует широкому их использованию в отечественном машиностроении. Кроме того, внедрение новых высокопроизводительных методов формообразования резьбовых поверхностей в массовое производство на базе существующего технологического оборудования связано со значительным снижением производительности процессов и не решается комплексно вопрос автоматизации и интенсификации производственных процессов изготовления тонкостенных резьбовых деталей.

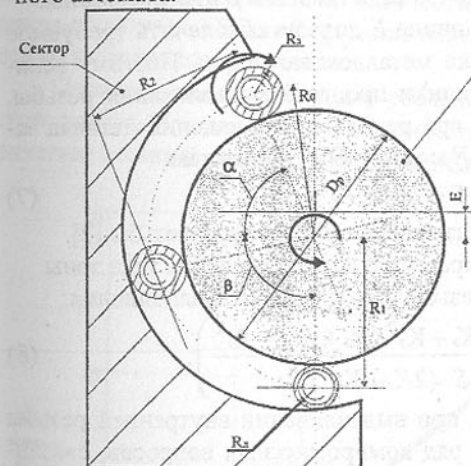
Используемые в промышленности автоматы и полуавтоматы для хо-

лодного выдавливания резьбы, обладают высокой производительностью и точностью. Однако их использование для производства тонкостенных резьбовых изделий не оговорено.

Одним из прогрессивных направлений повышения производительности изготовления тонкостенных резьбовых изделий является автоматизация их технологических процессов на базе технологических систем непрерывного действия. Использование таких систем позволяет автоматизировать не только основные, но и вспомогательные операции, а также в максимальной степени уменьшить долю ручного труда и участия человека в технологическом процессе.

На кафедре «Технология машиностроения» ДонГТУ разработана конструкция и изготовлен опытный образец роторного автомата для одновременного формообразования наружного контура и внутренней резьбы на тонкостенном изделии.

На рис. 1 представлена принципиальная кинематическая схема роторного автомата.



На рис.1 приняты следующие обозначения: R_1 , R_2 – радиусы-векторы, R_0 – радиус детали, R_s – радиус заготовки, D_p – диаметр ротора, E – величина смещения центра дуги окружности сектора относительно центра ротора, R_0 – радиус «смещения», α – угол зоны «ввода» заготовки в зону формообразования, β – угол зоны формообразования.

Рис.1. Принципиальная кинематическая схема роторного автомата для одновременного формообразования наружного контура и внутренней резьбы на тонкостенном изделии

Процесс формообразования заключается в следующем. Тонкостенная заготовка устанавливается на резьбовую оправку и вместе с ней помещается на позицию ротора. Ротор, совершая вращение, прокатывает заготовку с оправкой по сектору, ось центра, дуги окружности которого смещена на величину E . За счет сближения по окружности вращения поверхностей ротора и сектора происходит деформирование заготовки по наружной поверхности с одновременным истечением металла заготовки в резьбовой профиль оправки. Процесс формообразования осуществляется непрерывно, т.е. в процессе транспортирования.

С практической точки зрения представляет интерес определение величины смещения E и угла β . Для этого из рисунка определим:

$$R_1 = R_p - R_o + 2R_o, \quad (1)$$

$$R_2 = R_p + R_o, \quad (2)$$

$$R_o^2 = (R_1 + E)^2, \quad (3)$$

$$R_o^2 = R_2^2 + E^2 + 2R_2E \cos \beta. \quad (4)$$

Из выражения (3) и (4), после подстановки в них составляющих из (1) и (2), находим:

$$E = \frac{R_2^2 - R_1^2}{2(R_1 - R_2 \cos \beta)} \quad (5)$$

и, соответственно

$$\beta = \arccos \left(\frac{2ER_1 + R_1^2 - R_2^2}{2ER_2} \right). \quad (6)$$

Из выражений (5) и (6) следует, что величины E и β взаимосвязаны.

Необходимо отметить, что величина E должна обеспечить требуемое заполнение профиля резьбы оправки металлом заготовки. Поэтому величину E определим, исходя из механики процесса выдавливания резьбы. Так как выдавливание происходит при радиальном смещении металла заготовки, то из работы [2] величину E можно представить как:

$$E = \sqrt{3} \cdot S \cdot (2K_2 + K_3^2), \quad (7)$$

где S — шаг резьбы; K_2 — коэффициент заполнения профиля резьбы [2].

Подставив (7) в (6) получим выражение для определения угла зоны формообразования с учетом шага резьбы и коэффициента заполнения:

$$\beta = \arccos \left(\frac{2(\sqrt{3} \cdot S \cdot (2K_2 + K_3^2))R_1 + R_1^2 - R_2^2}{2(\sqrt{3} \cdot S \cdot (2K_2 + K_3^2))R_2} \right). \quad (8)$$

Но, как показано в работе [3], при выдавливании внутренней резьбы обкатыванием необходимо решать ряд компромиссных вопросов, связанных с тем, что уменьшение угла β с одной стороны приведет к увеличению производительности процесса, а с другой — к увеличению усилия деформирования и к повышению вероятности появления тангенциальной деформации в кольцевой области заготовки. Увеличение угла β приведет с одной стороны к уменьшению усилия деформирования, а с другой — за счет увеличения циклов нагружения заготовки происходит снижение качества поверхности заготовки вплоть до ее разрушения. Совершенно очевидно, что необходимо определить оптимальный угол β , исходя из требований к процессу и изделию.

В работе [3] рекомендуется для определения оптимальной величины единичного обжатия заготовки экспериментально определить «коэффици-

ент охвата» (K_o), который характеризует степень охвата заготовки деформирующими элементами и определяется как отношение суммарной ширины площадки контакта заготовки с деформирующими элементами к длине окружности наружного диаметра заготовки. В данном случае увеличение K_o возможно только путем увеличения диаметра ротора и уменьшением радиуса сектора, что накладывает ограничения на максимально возможный наружный диаметр заготовки и угол зоны формообразования.

Для оценки теоретической производительности роторного автомата можно использовать зависимость [4]:

$$\Pi = \frac{v_{mp}}{h_p} \quad (9)$$

где h_p — шаг расположения изделий; v_{mp} — скорость транспортирования изделий.

Из выражения (9) следует, что производительность роторной машины целесообразно увеличивать путем уменьшения скорости транспортирования изделий и увеличения количества позиций, т.е. уменьшать время цикла обработки. На рис.2 представлена зависимость производительности от скорости транспортирования.

Зависимость получена для реальных условий работы технологического ротора. При следующих его геометрических параметрах: $u_p = 12$ (количество позиций ротора); $h_p = 18$ мм. Скорость транспортировки изделий

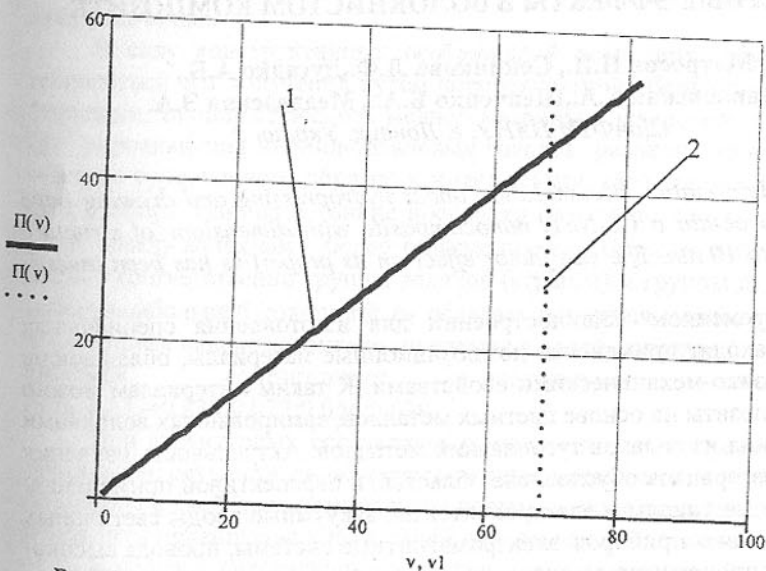


Рис. 2. Влияние скорости транспортирования деталей при выдавливании резьбы на производительность работы технологического ротора.

изменяется от 0 до 68,2 м/мин, так как при скоростях превышающих этот порог наблюдается появление бракованных изделий, связанное с быстрым протеканием пластических деформаций в процессе выдавливания резьбы.

Кривые 1 и 2 ограничивают область использования данного технологического ротора, исходя из описанных выше условий.

Следует отметить, что данный роторный автомат можно использовать для накатывания рифлений и поверхностного пластического деформирования наружных поверхностей тел вращения.

Список литературы: 1. Михайлов А.Н., Матвиенко А.В. Новые процессы формообразования резьбовых поверхностей // Критические технологии, автоматизация проектирования и производства изделий в машиностроении: Сб. научных статей по материалам 4-й международной научно-методической конференции. - Киев.: ИСМО, Алушта, 1997 - с.30 - 35. 2. Сопилкин Г.В. Исследование процесса формообразования внутренней резьбы на цилиндрических деталях. Автореф. канд. тех. наук (05.03.05) - Краматорск, 1980 - 24 с. 3. Матвиенко А.В. Повышение эффективности изготовления тонкостенных резьбовых изделий. Автореф. дис. канд. техн. наук. - 05.02.08. - Донецк, ДонГТУ, 1999. - 17 с.

Статья поступила в редакцию 10.06.2001г.

РАЗМЕРНЫЕ ЭФФЕКТЫ В ВОЛОКНИСТОМ КОМПОЗИТЕ

Матросов Н.И., Сенникова Л.Ф., Дугадко А.Б.,
Павловская Е.А., Шевченко Б.А., Медведская Э.А.
(ДонФТИ НАНУ, г. Донецк, Украина)

Methods of deformation accumulation under hydropressing and drawing have been used to obtain a Cu-NbTi nanocomposite with dimensions of structure components to 10 nm. The size factor effect on its properties has been investigated.

В современном машиностроении для изготовления специальных элементов находят применение композиционные материалы, обладающие особыми физико-механическими свойствами. К таким материалам можно отнести композиты на основе цветных металлов, армированных волокнами малого сечения из сплавов тугоплавких металлов. Актуальность изучения указанных материалов обусловлена областью и перспективой применения: электродные материалы и электроконтакты, вакуумные вводы светильных электровакуумных приборов, электромагнитные системы, провода высоковольтных линий передач, статические уплотнения и т.д.

Известно [1-3], что физико-механические свойства металлических

размерами структурных элементов.

В настоящей работе исследовались волокнистые композиционные материалы (ВКМ) на основе армирующих волокон из сплава ниобий-титан (НТ-50) и матрицы из меди (МОб), полученные многопереходным (≥ 20 переходов) гидропрессованием при комнатной температуре без промежуточных отжигов при деформационно-скоростных режимах и условиях, ограничивающих диффузионное взаимодействие компонентов и обеспечивающих формирование структуры с размерными параметрами менее 100 нм при достижении высоких значений вытяжки. Методика получения объектов исследований описана в работе [4].

Конструкция исследуемых образцов отличалась дисперсностью матричного и армирующего элементов. Проволочные образцы диаметром 0,5 мм содержали 211^1 , 211^2 и 211^3 армирующих волокон объемом, соответственно, 18,5-33,5; 13,5-22,5 и 10-15,5%, диаметром 14,5-20,0; 0,85-1,13; 0,05-0,06 мкм и толщиной матричной прослойки между ними 8,5-14,5; 0,52-0,85; 0,3-0,05 мкм. Общая вытяжка пластической деформации (R) при этом составляла, соответственно, 10^6 , 10^9 и 10^{12} .

Исследованы также образцы армирующих волокон диаметром от 300 до 6 мкм после предварительного вытравливания из композита и образцы нанокompозита ($n-211^3$, $V_f-0,1$) диаметром от 0,6 до 0,1 мм с размером волокон и матричных прослоек до 10, 0 нм и накопленной деформацией ($\ln R$) от 27 до 32. Деформацию композита от диаметра 0,6 до 0,1 мм осуществляли волочением.

В силу конструктивных особенностей композита, обусловленных технологией его получения путем четырехкратной сборки в пакеты и деформации, толщина прослоек медной матрицы в композите, содержащем 211^3 упрочняющих ниобий-титановых волокон, различна по поперечному сечению проволочного образца и имеет четыре характерных геометрических размера. Наиболее тонкие прослойки (Δ_1) расположены непосредственно между волокнами, более толстые прослойки размерами Δ_2 и Δ_3 разделяют соответственно группы волокон (стренги) и группы стренг. И, наконец, наибольшей толщиной Δ_4 обладает наружная медная оболочка. В исследуемом нанокompозите распределение долей матричной меди по типу прослоек соответствует следующему соотношению:
 $\Delta_1:\Delta_2:\Delta_3:\Delta_4=0,833:0,072:0,056:0,039$.

При структурных составляющих нанометрических размеров, когда невозможно осуществить непосредственные механические испытания, информацию о свойствах компонентов получали, используя правила смеси и результаты механических испытаний нанокompозита в целом.

Пользуясь литературными данными о прочности нанокристаллической меди [5], мы сделали допущение, что в этом состоянии она описыва-

ется соотношением Холла-Петча. Исходя из указанных допущений с учетом фактических размеров медных прослоек, в предположении аддитивности вклада каждого типа прослойки, рассчитывались усредненная прочность медной матрицы (σ_m) и затем армирующих волокон (σ_f).

Результаты расчетных и экспериментальных данных деформационного упрочнения нанокompозитов и структурных составляющих от размерного фактора представлены в таблице 1.

За счет значительного деформационного упрочнения прочность ниобий-титанового армирующего волокна может приближаться к теоретическому значению. Для сравнения: исходная прочность сплава 500 МПа, среднее значение прочности волокна диаметром 6 мкм (вытяжка $2,25 \cdot 10^8$) составляет 1620 МПа, а оценка прочности волокна диаметром 11,5 нм (вытяжка $6,15 \cdot 10^{13}$), рассчитанная по правилу смеси композита с учетом прочности нанокристаллической меди - 870 МПа, дает значение 5250 МПа.

Упрочнение сплава происходит в результате изменения его тонкой структуры (размера блоков мозаики, размера и количества выделений α -фазы, микронапряжений и т.д.) под воздействием больших пластических деформаций холодным гидропрессованием [6]. Высокий уровень прочности структурных элементов композита - армирующих волокон обеспечивает высокие прочностные характеристики ВКМ.

Таблица 2 – Механические свойства проволоочного ВКМ

№	Объемное содержание волокон, %	Количество волокон, шт.	Диаметр волокон, мкм	Механические свойства	
				σ_u , МПа	δ , %
1	33,5	211	20	714	2,7
2	22,5	211 ²	1,13	720	3,0
3	15,5	211 ³	0,2	755	2,8
4	15,5	211 ³	0,10	800	2,75
5	15,5	211 ³	0,06	850	2,3
6	10,0	211 ³	0,0115	1200	2,1

Как следует из таблицы 1, 2 образцы с волокнами субмикронного сечения имеют более высокие значения прочности. В диапазоне наноразмеров структурных составляющих (табл.1) 30...11,5 нм наблюдается интенсивный рост предела прочности композита, причем максимально достигаемое значение $\sigma_{\text{вк}} \sim 1200$ МПа является рекордно высоким и почти в два раза превышает эту характеристику для меди и композита с микронными волокнами. В отличие от наноструктурных материалов, часто обладающих низкой пластичностью, исследуемый нанокompозит имеет удовлетворительную пластичность (относительное удлинение 2...2,5 %). Полагаем, что высокая прочность нанокompозитов Cu-NbTi при больших степенях деформации ($\ln R = 27...32$) и размерах волокон 60...10 нм обусловлены в основном размерами и структурой Nb-Ti волокон и Cu-матричных слоев с их

Таблица 1 – Характеристики исследуемых нанокompозитов и их структурных составляющих

D_{np} , мм	Δ_1 , нм	σ_{m1} , МПа	Δ_2 , нм	σ_{m2} , МПа	Δ_3 , нм	σ_{m3} , МПа	Δ_4 , нм	σ_{m4} , МПа	σ_m , МПа	$\sigma_{\text{вк}}$, МПа	$\sigma_{\text{м}}$, МПа	d_f , нм
0,60	60	484	240	352	4560	250	43200	230	451,5	660	2336	60
0,50	50	510	200	365	3800	253	36000	321	474,8	714	2867	50
0,40	40	544	160	3082	3040	257	28800	232	504	769	3154	40
0,30	30	595	120	407	2280	263	21600	233	548	857	3640	30
0,28	28	607	112	414	2128	264	20160	234	558	854	3520	28
0,265	26,5	620	106	419	2014	266	19080	235	575	872	3550	26,5
0,250	25	630	100	420	1900	267	18000	236	579	877	3560	25
0,20	20	678	80	449	1520	272	14400	237	621,5	955	3960	20
0,180	18	703	72	462	1368	275	12960	238	643	984	4060	18
0,165	16,5	725	66	472	1254	276	11800	239	662	976	3800	16,5
0,150	15	750	60	484	1140	280	10800	240	684	988	3720	15
0,135	13,5	778	54	499	1026	284	9720	241	709	1083	4450	13,5
0,115	11,5	825	46	522	874	289	8280	242	750,4	1200	5250	11,5
0,105	10,4	857	41,6	538	790	293	7488	243	778,5	1176	4760	10,4
0,100	10	868	40	544	760	295	7200	244	788	1146	4370	10

мелкой блочностью.

Характеристики прочности нанокомпозита описываются соотношением Холла-Петча, если в качестве характеристического размера использован размер волокон (d_f). Критическая величина размера волокон, начиная с которой наблюдается отклонение от обычных соотношений, составляет 11,5 нм. Указанное нарушение в рассматриваемом нанокомпозите определяется конкуренцией деформационного упрочнения и разупрочнения, связанного с процессами дробления, миграции границ и микропроскальзывания на границах структурных составляющих, отличными от макро- и микромерных состояний [7].

Уменьшение диаметра волокон в композите (нанокомпозите) обеспечивает наиболее благоприятное сочетание механических и электрофизических свойств. Электропроводность такого образца составляет 75,0 % от электропроводности меди.

Результаты металлографических и электронно-микроскопических исследований, рентгеноструктурного анализа, испытаний на одноосное растяжение и на перегиб образцов ВКМ на основе меди и ниобий-титанового волокна в зависимости от температуры предварительного отжига позволили установить влияние дисперсности конструкции на активизацию процессов межкомпонентного взаимодействия и образование переходной зоны. При диаметре волокон в композите менее 1 мкм температура нагрева выше 250°С достаточна для протекания диффузионных процессов и образования интерметаллидных прослоек. Средняя микротвердость переходного слоя продуктов взаимодействия 1150 МПа, а сплава-1650 МПа. Диффузионное взаимодействие массивных компонентов медь-титан с образованием хрупких интерметаллических соединений типа CuTi происходит на границе раздела при термическом воздействии 450 - 500°С [8].

Характер межкомпонентного взаимодействия в композитах различной дисперсности, формируемые при этом поверхности раздела (межфазные слои), величина параметра отношения переходного слоя взаимодействия к объему структурных составляющих (волокна, матричной прослойки) оказывают существенное влияние на физико-механические свойства.

Для высокодисперсных конструкций ($n_f \sim 211^2$ и $n_f \sim 211^3$) наблюдается монотонный рост продольной прочности после предварительного температурного воздействия в интервале температур 250 - 525°С. ВКМ высокодисперсной конструкции (нанокомпозиты) имеют реальную экспериментальную прочность на 10 - 15 % выше рассчитанной по правилу аддитивности.

Критическая температура, при которой наблюдается максимальная пластичность ВКМ для конструкции с числом волокон 211^3 , 211^2 и 211 составляет, соответственно, 250, 300 и 400°С. С увеличением температуры выше указанных значений отмечается снижение пластичности. После от-

жига при 500°С высокодисперсные конструкции композита полностью теряют пластичность и после первого изгиба на 90° хрупко разрушаются.

Понимание характера влияния размерного фактора в ВКМ позволит наиболее полно реализовать их уникальные свойства.

Список литературы: 1. Шоршоров М.Х., Колпашиников А.И., Костиков В.И. и др. Волокнистые композиционные материалы с металлической матрицей. М.: Машиностроение, (1981). 2. Андриевский Р.А., Гляйзер А.М., / ФММ 2000. т.89, №1 с. 91-112. 3. Попова Е.Н., Сударев С.В., Попов Е.В. и др. / ФММ 2000, т. 90, № 2, с. 115-124. 4. Матросов Н.И., Дугадко А.Б., Павловская Е.А. / ФТВД 1998, т. 8, № 3, с. 122-125. 5. Носкова Н.И., Корзников А.В., Идрисова С.Р. / ФММ, 2000, т. 89, № 4. с.181-183. 6. Матросов Н.И., Павловская Е.А., Сенникова Л.Ф. / ФТВД, 1999, т.9, № 3, с. 46-50. 7. Мальчин В.А. / ФТТ, 1995, т. 37, № 8, с. 2281-2292. 8. Железняков В.Д., Гоголя В.Ф., Голубь Е.А. и др. /Тр. конф. Металлофизика сверхпроводников, Киев. (1986).

Статья поступила в редакцию 1.06.2001г.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ И КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ УНИВЕРСАЛЬНО-СБОРНОГО РЕЗЦА

Матюха П.Г., Гринёв Ю.А. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

In work the formulas for definition geometrical and design parameters of a cutting part of a universal turning cutter with a rotary plate are obtained.

В настоящее время повышение производительности и уровня гибкости является одной из главных тенденций развития машиностроительного производства, которому в равной степени должно отвечать и его инструментальное обеспечение. Одним из путей решения этой задачи является создание прогрессивных конструкций универсально-инструмента. К такому инструменту относятся универсально-сборные резцы (УСР).

Расширение универсальности резцов с многогранными неперетачиваемыми пластинами (МНП) достигается за счет поворота МНП относительно державки вокруг оси, перпендикулярной опорной поверхности.

В связи с этим при проектировании УСР с МНП необходимо решить следующие задачи:

- рассчитать положение опорной поверхности при базовом угле поворота режущей части, обеспечивающем требуемую геометрию: φ , λ , α_N ;
- определить геометрические параметры резца в статике на главной режу-

шей кромке (α, γ) и вспомогательной режущей кромке ($\alpha_1, \gamma_1, \varphi_1, \lambda_1$) при базовом положении МНП;
- определить геометрические параметры режущей части при повороте относительно базового положения в различных направлениях.

Базовым положением МНП на державке будем считать такое, для которого рассчитываются продольные и поперечные углы, характеризующие положение опорной плоскости на державке.

При определении параметров установки МНП в державке резца воспользуемся следующими исходными данными: формой пластины и ее размерами – диаметром вписанной окружности d , расстоянием от вписанной окружности до вершины пластины m ; требуемой геометрией режущей части резца в базовом положении (главный угол в плане φ , статический нормальный угол α_N , угол наклона главной режущей кромки λ).

Свяжем с передней поверхностью режущей части систему координат $X_3Y_3Z_3$. Ось Z_3 направлена по нормали к передней плоскости режущей пластины (рассматривается четырехгранная негативная МНП с плоской передней поверхностью), ось X_3 – по главной режущей кромке. Центром системы координат является вершина пластины O (рис. 1).

Произведем установку пластины на державку в базовое положение. Расположим пластину таким образом, чтобы передняя поверхность была параллельна основной плоскости, а оси X_3, Y_3, Z_3 совпадали с осями X_4, Y_4, Z_4 . Повернем режущую пластину вокруг оси Z_3 до получения требуемого угла φ . Для обеспечения заданного угла λ повернем пластину вокруг Y_3 , при этом система координат совместится с системой $X_2Y_2Z_2$. Чтобы получить необходимый задний угол повернем пластину вокруг оси X_2 на угол α_N . Система координат $X_2Y_2Z_2$ займет положение соответствующее системе $X_1Y_1Z_1$. В этом положении передняя поверхность пластины совпадает с плоскостью X_1OY_1 , которая парал-

лельна опорной плоскости гнезда державки под пластину.

Для осуществления перехода от системы $X_1Y_1Z_1$ к системе $X_3Y_3Z_3$ воспользуемся матричным уравнением:

$$r_3 = M_{32}M_{21}r_1, \quad (1)$$

где M_{32} и M_{21} – матрицы перехода соответственно от системы координат $X_2Y_2Z_2$ к системе $X_3Y_3Z_3$ и системы $X_1Y_1Z_1$ к $X_2Y_2Z_2$;

r_3 и r_1 – столбцовые матрицы радиус-векторов одной и той же точки в системах координат $X_3Y_3Z_3$ и $X_1Y_1Z_1$.

$$M_{32} = \begin{vmatrix} \cos \lambda & 0 & -\sin \lambda & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ \sin \lambda & 0 & \cos \lambda & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{vmatrix}; \quad (2)$$

$$M_{21} = \begin{vmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \alpha_N & \sin \alpha_N & 0 \\ 0 & -\sin \alpha_N & \cos \alpha_N & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{vmatrix}. \quad (3)$$

После подстановки в (1) матриц (2) и (3) будем иметь:

$$r_3 = \begin{vmatrix} \cos \lambda & 0 & -\sin \lambda & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ \sin \lambda & 0 & \cos \lambda & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{vmatrix} \begin{vmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \alpha_N & \sin \alpha_N & 0 \\ 0 & -\sin \alpha_N & \cos \alpha_N & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{vmatrix} \begin{vmatrix} X_1 \\ Y_1 \\ Z_1 \\ 1 \end{vmatrix}. \quad (4)$$

Используя формулы перехода и приемы, изложенные в работе [1], определим геометрические параметры режущей части УСР после установки МНП в базовое положение:

- передний угол в продольной секущей плоскости (см. рис. 1)

$$\text{tg } \gamma_{np} = -\sin \varphi \text{tg } \lambda - \cos \varphi \sec \lambda \text{tg } \alpha_N;$$

- передний угол в поперечной секущей плоскости

$$\text{tg } \gamma_n = \cos \varphi \text{tg } \lambda - \text{tg } \alpha_N \sec \lambda \sin \varphi;$$

- угол наклона вспомогательной режущей кромки

$$\text{tg } \lambda_{13} = -\sin v_3 \text{tg } \lambda + \cos v_3 \text{tg } \alpha_N \sec \lambda;$$

- вспомогательный задний угол

$$\text{tg } \alpha_{13} = \frac{\sin v_3 \text{tg } \alpha_N + \cos v_3 \sin \lambda}{\cos \lambda + \text{tg } \lambda_{13} (\text{tg } \alpha_N \cos v_3 - \sin v_3 \sin \lambda)};$$

- вспомогательный передний угол

$$\text{tg } \gamma_{13} = -\cos v_3 \text{tg } \lambda - \sin v_3 \text{tg } \alpha_N \sec \lambda;$$

- угол наклона главной режущей кромки

$$\text{tg } \lambda_3 = \text{tg } \lambda;$$

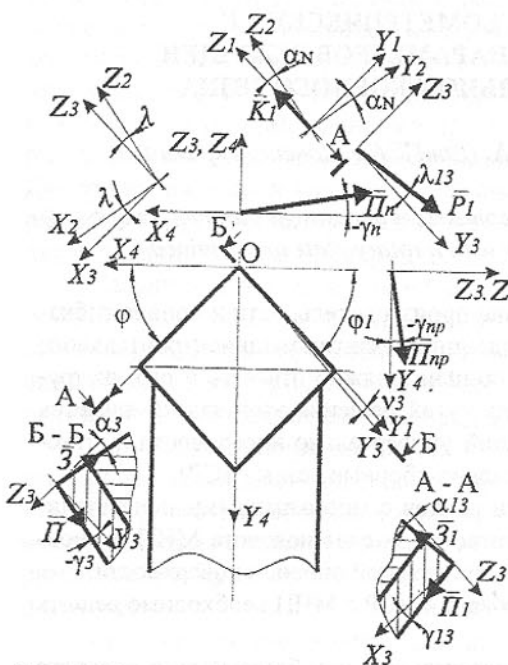


Рис. 1. Схема для определения геометрических параметров режущей части при установке МНП в базовое положение

- главный задний угол

$$\operatorname{tg} \alpha_3 = \frac{\sec \lambda \operatorname{tg} \alpha_N}{\operatorname{tg} \lambda \operatorname{tg} \lambda_3 + 1};$$

- главный передний угол

$$\operatorname{tg} \gamma_3 = -\sec \lambda \operatorname{tg} \alpha_N,$$

где λ_3 — вспомогательный угол — угол между проекцией вспомогательной режущей кромки на плоскость X_3OY_3 и осью X_3 (см. рис. 1).

После поворота режущей части против часовой стрелки (примем это направление поворота положительным) на угол ω (рис. 2) с новым положением пластины свяжем систему координат $X_0Y_0Z_0$. При этом ось X_0 проходит по главной режущей кромке, ось Y_0 перпендикулярна ей, а ось Z_0 параллельна нормальному вектору к передней поверхности пластины в базовом положении.

Уравнение перехода от системы $X_0Y_0Z_0$ к системе $X_3Y_3Z_3$, будет иметь следующий вид:

$$r_3 = M_{32}M_{21}M_{10}r_0, \quad (5)$$

где M_{10} — матрица перехода от системы $X_0Y_0Z_0$ к системе координат $X_1Y_1Z_1$.

$$M_{10} = \begin{vmatrix} \cos \omega & -\sin \omega & 0 & a_{10} \\ \sin \omega & \cos \omega & 0 & -b_{10} \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{vmatrix}, \quad (6)$$

где a_{10} , b_{10} — смещение вершины пластины после поворота относительно системы координат $X_1Y_1Z_1$, соответственно по оси X и по оси Y .

Формулы для определения смещений a_{10} , b_{10} имеют следующий вид:

$$a_{10} = (d + 2m) \sin \frac{\omega}{2} \sin \left(\frac{\omega}{2} + \frac{\varepsilon}{2} \right);$$

$$b_{10} = (d + 2m) \sin \frac{\omega}{2} \sin \left(\frac{\omega}{2} + \frac{\varepsilon}{2} \right).$$

Рис. 2. Схема для расчета величин смещения вершины МНП при ее повороте.

Тогда с учетом (2), (3) и (6) матрица перехода от системы $X_0Y_0Z_0$ к системе $X_3Y_3Z_3$ выглядит следующим образом:

$$M_{30} = \begin{vmatrix} \cos \lambda & -\sin \lambda \sin \alpha_N & -\sin \lambda \cos \alpha_N & 0 \\ 0 & \cos \alpha_N & -\sin \alpha_N & 0 \\ \sin \lambda & \cos \lambda \sin \alpha_N & \cos \lambda \cos \alpha_N & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{vmatrix} \begin{vmatrix} \cos \omega & -\sin \omega & 0 & a_{10} \\ \sin \omega & \cos \omega & 0 & -b_{10} \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{vmatrix}.$$

С учетом построений, приведенных на рисунке 3, и ранее примененных приемов, получим зависимости для определения геометрических и конструктивных параметров режущей части УСР при ее повороте в разные стороны (против часовой стрелки (верхний знак) и по часовой стрелке (нижний знак)):

- угол наклона вспомогательной режущей кромки λ_1 :

$$\operatorname{tg} \lambda_1 = \cos \nu \operatorname{tg} \alpha_N \sec \lambda_0 \mp \sin \nu \operatorname{tg} \lambda_0;$$

- вспомогательный задний угол α_1 :

$$\operatorname{tg} \alpha_1 = \frac{\cos \nu \operatorname{tg} \lambda_0 \pm \sin \nu \operatorname{tg} \alpha_N \sec \lambda_0}{1 + \operatorname{tg} \lambda_1 (\cos \nu \operatorname{tg} \alpha_N \sec \lambda_0 \mp \sin \nu \operatorname{tg} \lambda_0)};$$

- вспомогательный передний угол γ_1 :

$$\operatorname{tg} \gamma_1 = -\cos \nu \operatorname{tg} \lambda_0 \mp \sin \nu \operatorname{tg} \alpha_N \sec \lambda_0;$$

- угол наклона главной режущей кромки λ :

$$\operatorname{tg} \lambda = \cos \nu \operatorname{tg} \lambda_0 \pm \sin \nu \operatorname{tg} \alpha_N \sec \lambda_0;$$

- главный задний угол α :

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{\cos \nu \sec \lambda_0 \operatorname{tg} \alpha_N \mp \sin \nu \operatorname{tg} \lambda_0}{1 + \operatorname{tg} \lambda (\cos \nu \operatorname{tg} \lambda_0 \pm \sin \nu \operatorname{tg} \alpha_N \sec \lambda_0)};$$

- главный передний угол γ :

$$\operatorname{tg} \gamma = -\cos \nu \operatorname{tg} \alpha_N \sec \lambda_0 \pm \sin \nu \operatorname{tg} \lambda_0;$$

- смещение вершины пластины по оси X - x :

$$x = \pm a \cos \lambda_0 \pm b \sin \lambda_0 \sin \alpha_N;$$

- смещение вершины пластины по оси Y - y :

$$y = \mp b \cos \alpha_N;$$

- смещение вершины пластины по оси Z - z :

$$z = \pm a \sin \lambda_0 \mp b \cos \lambda_0 \sin \alpha_N,$$

где λ_0 — заданный угол наклона главной режущей кромки, который получают установкой пластины в базовом положении;

ν — вспомогательный угол — угол между проекцией режущей

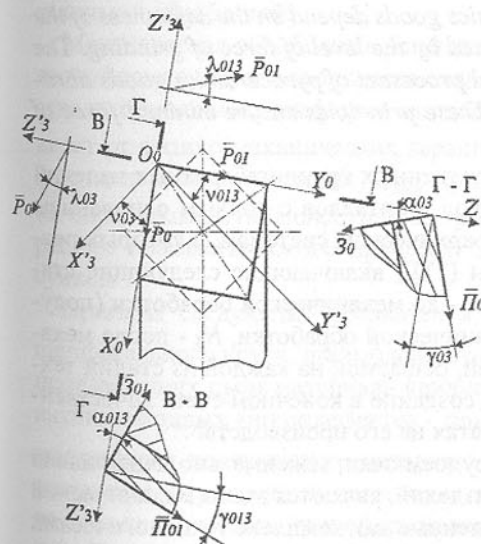


Рис. 3. Схема для расчета геометрических параметров режущей части после поворота МНП

кромки после поворота пластины на основную плоскость и осями координат, связанными с режущими кромками, проведенными в тот момент когда передняя плоскость пластины параллельна основной и установлен заданный главный угол в плане;

a и b – смещения вершины пластины соответственно относительно осей X и Y системы координат, определяющей базовое положение пластины, после поворота пластины из базового положения.

Полученные формулы позволяют решить задачи, возникающие при проектировании УСР с механическим креплением МНП.

Список литературы: 1. Родин П.Р., Равская Н.С., Ляпин Д.В. Проектирование резцов с механическим креплением многогранных неперетачиваемых пластин. // Резание и инструмент. Харьков: Вища школа, 1988, с.3-7.

Статья поступила в редакцию 5.06.2001г.

ОСОБЕННОСТИ ФОРМИРОВАНИЯ ДЕФЕКТНОГО СЛОЯ ПРИ АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКЕ КОНСТРУКЦИОННЫХ ИЗДЕЛИЙ ИЗ МАТЕРИАЛОВ НА ОСНОВЕ СТЕКЛА

Михайлов А.Н., Калафатова Л.П. (ДонГТУ, г.Донецк, Украина)

Operation characteristics of pyroceramics goods depend on the defectness of the machined surface which is predetermined by the level of force of grinding. The principles of modelling the technological processes of pyroceramics goods abrasive machining have been worked out. These principles ensure minimal force of grinding on the surface formed.

Технология изготовления ответственных крупногабаритных изделий сложной формы из технических стекол и ситаллов с полным основанием может быть отнесена к сложным иерархическим системам, в которых реализуются технологические процессы (ТП), включающие следующие стадии технологических воздействий: N_1 – до механической обработки (получение заготовки), N_2 – в период механической обработки, N_3 – после механической обработки. Главной задачей, решаемой на каждой из стадий технологических воздействий, является создание в конечном счете качественного изделия при минимальных затратах на его производство.

Наиболее ответственными и трудоемкими, максимально влияющими на технологическую себестоимость изделий, являются этапы механической обработки, в совокупности представленные как комплекс технологических воздействий N_2 . Здесь предполагается выполнение ряда операций, в частности, предварительного N_{2_1} и окончательного формообразования N_{2_2} (для ситаллов, соответственно, чернового и чистового шлифования), а

также алмазной притирки N_{2_3} или полирования (для стекол). Однако применение финишных операций не гарантирует обеспечение отсутствия дефектного слоя, обусловленного обработкой, в поверхностном слое изделия. Поэтому весь дефектный слой должен быть удален на третьей, заключительной стадии технологических воздействий N_3 путем реализации дорогостоящих и экологически вредных операций химического травления и ионного упрочнения изделий, трудоемкость которых определяется глубиной и структурой поверхностного дефектного слоя.

Технология получения заготовок из хрупких неметаллических материалов и особенности их физико-механических свойств делают невозможным в серийном производстве получение необходимой точности деталей без последующей механической обработки. Несовпадения конфигурации и размеров заготовки и детали возрастает по мере увеличения сложности формы детали и ее габаритов. Все это предполагает наличие больших припусков на обработку, достигающих в некоторых случаях 10-12 мм на сторону. Для большинства стекломатериалов характерна высокая однородность структуры по всему объему заготовки, включая и приповерхностный слой. Условно можно считать, что поверхность заготовки является бездефектной, то есть $H_{p_{заг}} \approx 0$. Микродефекты структуры материала D_1 (например, для ситаллов это микротрещины длиной от 5 до 10 мкм) присущи всему объему заготовки и по размерам не соизмеримы с дефектами, вызванными обработкой.

Механическая обработка в результате силового воздействия инструмента на формируемую поверхность сопровождается трансформацией множества исходных микродефектов заготовки D_1 , число и размеры которых зависят от физико-механических характеристик материала, в множество дефектов детали или изделия $D_{дет}$ при силовом воздействии инструментов на обрабатываемую поверхность, происходящем на промежуточных операциях технологического процесса. Это положение иллюстрируется рисунком 1.

Приняты следующие обозначения: $B_{з_1}$ – множество контактов зерен шлифовального круга, взаимодействующих с формируемой поверхностью, производящих съем материала припуска и приводящих к частичному развитию исходных микродефектов – подмножество 1; $B_{з_2}$ – множество контактов зерен полирующего материала с обрабатываемой поверхностью. В результате формируется подмножество дефектов 2, обусловленных процессом полирования, трансформированных из микродефектов подмножества 1, что соответствует $D_{дет}$. То есть $D_{дет} = (D_1 \cap B_{з_1}) \cap B_{з_2}$.

С точки зрения обеспечения идеального качества обработки множество $D_{дет}$ должно быть пустым. Для этого требуется, чтобы выполнялось усло-

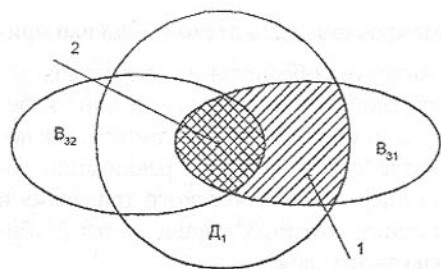


Рис. 1. Формирование множества дефектов в обрабатываемом изделии, обусловленных процессами механической обработки стекломатериалов на различных операциях

вие $B_{32} \cap B_{31} = \emptyset$.

Физически это означает, что на этапе окончательного формообразования должен быть получен поверхностный слой изделия, содержащий дефекты, не превышающие по размерам и плотности исходные микродефекты ОМ, входящие в множество D_1 . Роль операции полирования в этом случае сводится к обеспечению требуемой шероховатости обработки. Практически

полностью выполнение такого условия невозможно. Однако необходимо стремиться к тому, чтобы уровень дефектности в приповерхностном слое, оставшийся после заключительных операций механической обработки и подлежащий удалению на заключительной стадии технологических воздействий N_3 , был минимальным.

Технологическая себестоимость получения готовой детали C_{T_2} складывается из себестоимости получения заготовки C_{T_1} , механической обработки $C_{T_{II}}$, упрочнения изделия $C_{T_{III}}$

$$C_{T_2} = C_{T_1} + C_{T_{II}} + C_{T_{III}}. \quad (1)$$

Учитывая, что стадия получения заготовки нами не рассматривается, считаем, что для всех вариантов производства изделия C_{T_1} является постоянной. Значительный интерес представляет изменение уровня составляющих $C_{T_{II}}$, $C_{T_{III}}$, особенно их части, зависящей от условий механической обработки $C_{T_{мех}}$,

$$C_{T_{мех}} = \sum_{i=1}^k c_{cm_i} (t_{x_i} + t_{m_i}) + \sum_{i=1}^k c_{np_i} t_{np_i} \left(\frac{t_{m_i}}{T_i} \right) + \sum_{i=1}^k \frac{C_{u_i}}{h_{kp_i}} \left[I_i t_{m_i} + I_{np_i} t_{np_i} \left(\frac{t_{m_i}}{T_i} \right) \right] + c_{mp} \frac{(R_{z_{мех}} + h_{0_{мех}})}{v_{mp}}, \quad (2)$$

где c_{cm_i} , c_{np_i} , c_{mp} - соответственно стоимости одной минуты: эксплуатации станка, правки круга, процесса травления; t_{x_i} , t_{m_i} , t_{np_i} - соответственно для i -й операции механической обработки (i меняется от 1 до k): время простоя, приходящееся на одну деталь, машинное время обработки, время правки круга; C_{u_i} , T_i - соответственно стоимость и стойкость круга;

I_i , I_{np_i} - соответственно линейный износ круга, отнесенный к одной детали, зависящий от режимов: шлифования, правки; v_{mp} - скорость травления (удаления) нарушенного обработкой слоя изделия, состоящего из $R_{z_{мех}}$, $h_{0_{мех}}$ - соответственно высоты неровностей и глубины дефектного поверхностного слоя, оставшихся после последней операции механической обработки.

C_{T_2} может быть снижена в значительной степени за счет уменьшения величины машинного времени t_{m_i} , которое, в свою очередь, определяется величиной удаляемого минимального припуска $Z_{i_{min}}$ на конкретной операции или переходе и режимами обработки. Поэтому для крупногабаритных конструкционных изделий разработка и реализация высокоэффективных их обработки невозможны без решения важной технологической задачи - выбора рациональных межоперационных припусков с учетом технологической наследственности предшествующих операций.

Величина $Z_{i_{min}}$ зависит от глубины дефектного слоя, сформированного на предшествующей операции. Установлено, что на глубину и структуру нарушенного обработкой слоя материалов на основе стекла влияют следующие технологические факторы: вид обработки; схема шлифования; свойства обрабатываемого материала; характеристики инструмента; режимы обработки; тип применяемой ТС. Проектирование эффективных ТП не возможно без разработки основ теории повышения качества и снижения себестоимости производства изделий из стекломатериалов за счет выбора рациональных условий процесса резания.

Статья поступила в редакцию 25.05.2001г.

ОПТИМИЗАЦИЯ РЕЖИМОВ МЕЛЬНИЦЫ САМОИЗМЕЛЬЧЕНИЯ ПРИ ОБОГАЩЕНИИ АЛМАЗОСОДЕРЖАЩЕГО СЫРЬЯ

Монастырский В.Ф., Соловьев С.В.
(МПИ (ф) ЯГУ, г. Мирный, РС (Я), Россия)

There is a problem of safe keeping a diamond during ore reduction in autogenous mills. Safe keeping depends in many respects on the size of the material and the operating mode of the mill. The solving of this problem is possible by means of identification of the rotational speed of the mill at which the damaging of the diamond declines. The research results of the 3 operating modes of crushing cylinder are adduced in the paper: prelifting, waterfall and cascade ones.

Стационарные установки выполняют различные функции и состоят из множества узлов и механизмов. Потребляемая ими мощность уходит на

преодоление сопротивлений в этих узлах и механизмах, а так же непосредственно на выполнение тех операций, для которых они предназначены. Существует ряд методик расчета параметров машин, с учетом этих сопротивлений. Результаты расчета не учитывают различные взаимодействия между некоторыми элементами и не дают представление об оптимальных параметрах. Следствием из этого являются дополнительные затраты при выполнении установками их функций. Чтобы избежать этих затрат необходимо выполнить расчет с учетом оптимизации параметров машины по различным критериям (оценка параметров мельницы, например, по сохранности алмазов, производительности и другим критериям).

Существуют различные методы оптимизации процессов и параметров, применяемые на практике [1-3]. Выбор метода оптимизации обусловлен нахождением минимального времени на реализацию итерационного процесса и сходимостью полученных результатов. При наличии одного критерия в решаемой задаче итерационный процесс отсутствует, решение выполняется в замкнутом виде. Недостатком численного метода решения задачи оптимизации является сходимость результатов зачастую только при правильном выборе направления итерационного процесса. В этом случае рекомендуется применять метод случайного поиска наилучшего решения, позволяющий с минимальными затратами определить множество Парето [4]. И первый и второй методы оптимизации параметров машин с успехом применяются на практике, при решении прикладных задач.

Постановка задачи. Барабан мельницы представляем в виде пустотелого цилиндра, радиуса R , футерованного изнутри специальными блоками толщиной δ и вращающийся с постоянной угловой скоростью ω . Крупнокусковой груз различного гранулометрического состава загружается в нижнюю часть барабана и при его вращении наблюдается три режима движения материала внутри мельницы: прилифтерный, водопадный и каскадный. Каждый из указанных режимов ограничивается определенной зоной (прилифтерный — α_1 , водопадный — α_2 , каскадный — α_3), обусловлен внешними силами (центробежная сила, сила трения, сила тяжести, сила реакции опоры) и траекториями движения отдельных фракций груза (круговая траектория, параболическая и прямолинейная). Оптимизация параметров мельницы сводится к решению задачи определения числа оборотов барабана, при котором повреждаемость алмаза будет минимальна, а производительность максимальна.

Ниже эта задача рассмотрена для трех режимов работы мельницы.

1. Прилифтерный режим:

Принимаем следующие допущения: размер куска груза не превышает расстояния между лифтерами; кусок движется по круговой траектории до тех пор, пока тангенциальная составляющая силы тяжести куска не превысит центробежную силу и силу трения; система координат находится в центре куска.

центре куска.

На рис. 1 представлена расчетная схема определения скорости вращения барабана при прилифтерном режиме.

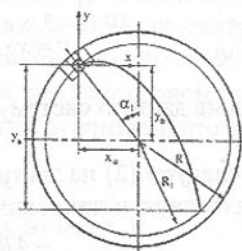
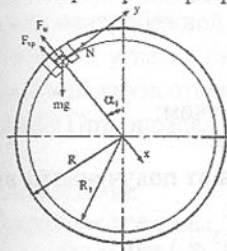


Рис.1. Силы, действующие на груз, Рис.2. Траектория движения куска груза при прилифтерном режиме.

Решение задачи:

Спроецируем все силы, действующие на груз, на оси x, y :

$$\sum F_i x_i = -F_{ц} + mg \cdot \cos \alpha_1 - F_{мп} = 0,$$

$$\sum F_i y_i = N - mg \cdot \sin \alpha_1,$$

где $F_{ц}$ - центробежная сила, $F_{мп}$ - сила трения скольжения, N - сила реакции опоры.

$$F_{мп} = fN; F_{ц} = m\omega^2 R_1,$$

где f - коэффициент трения, ω - угловая скорость, m - масса куска груза.

Решение полученной системы:

$$\omega = \sqrt{\frac{g(\cos \alpha_1 - f \cdot \sin \alpha_1)}{R_1}} \quad (1)$$

Из полученного выражения (1) видно, что скорость вращения барабана зависит от его радиуса, угла α_1 и коэффициента трения.

Для определения оптимального значения угла α_1 определяем точку встречи траектории движения куска с круговой траекторией мельницы.

Расстояние от центра окружности до центра куска:

$$x_0 = R_1 \cdot \cos \alpha_1; y_0 = R_1 \cdot \sin \alpha_1$$

Уравнение окружности с началом координат в центре куска груза (рис.2):

$$(y - y_0)^2 + (x - x_0)^2 = R_1^2$$

После преобразования:

$$y^2 - 2yR_1 \cos \alpha_1 - 2xR_1 \sin \alpha_1 + x^2 = 0$$

Траектория движения куска:

$$y = x \cdot \operatorname{tg} \alpha_1 - \frac{g \cdot x^2}{2R_1^2 \cos^2 \alpha_1}$$

Получили систему:

$$\begin{cases} y^2 - 2yR_1 \cos \alpha_1 - 2xR_1 \sin \alpha_1 + x^2 = 0 \\ y = x \cdot \operatorname{tg} \alpha_1 - \frac{g \cdot x^2}{2R_1^2 \cos^2 \alpha_1} \end{cases}$$

Решив данную систему относительно y , получим:

$$y = -4R_1 \sin^2 \alpha_1 \cos \alpha_1$$

Исследуем (2) на экстремум. Для чего, взяв от полученного выражения производную и приравняв ее нулю, получим:

$$-4R_1(2 \sin \alpha_1 \cos^2 \alpha_1 - \sin^3 \alpha_1) = 0$$

$$4R_1 \sin \alpha_1 \neq 0; \operatorname{tg}^2 \alpha_1 = 2; \operatorname{tg} \alpha_1 = \sqrt{2} = \pm 1.41$$

Исходя из расчетной схемы, принимаем из корней решение уравнения, $\operatorname{tg} \alpha_1 = +1.41$, которому соответствует угол $\alpha_1 = 54,74^\circ$.

Подставляя значение угла в уравнение (1), получим оптимальную скорость вращения барабана.

На рис. 3, 4 представлены зависимости оптимальной скорости вращения барабана от параметров мельницы и груза при прилифтерном режиме.

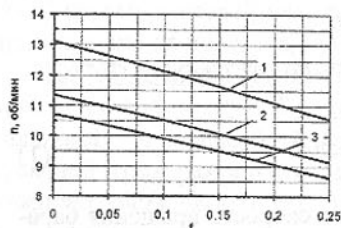


Рис. 3. Зависимость числа оборотов мельницы мокрого самоизмельчения от коэффициента трения (прилифтерный режим)

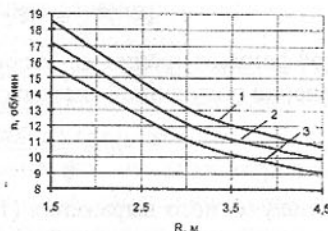


Рис. 4. Зависимость числа оборотов мельницы мокрого самоизмельчения от радиуса барабана (прилифтерный режим)

На рис.3 цифрами 1, 2, 3 обозначены зависимости числа оборотов мельницы при коэффициенте трения $f=0, f=0.1, f=0.2$, соответственно.

На рис.4 цифрами 1, 2, 3 обозначены зависимости числа оборотов мельницы для диаметров барабана $D=7\text{ м}, D=9\text{ м}, D=10.5\text{ м}$.

Из графиков видно, что:

- 1) изменение коэффициента мокрого трения в пределах 0.05-0.2 снижает угловую скорость на 10-15%, что указывает на необходимость учета трения при расчетах оптимального числа оборотов.
- 2) оптимальная скорость существенно зависит от диаметра барабана мельницы и при его увеличении с 7 до 10.5 метров значение скорости снижается в 1.2 раза.

2. Водопадный режим:

При водопадном режиме работы мельниц самоизмельчения крупные куски располагаются на грузе, имеющем угол наклона ε_B относительно линии действия центробежной силы, и на расстоянии $R_2=0,9R_1$ от центра барабана. Значение угла ε_B определяется из выражения: $\varepsilon_B = \varepsilon_H + \alpha_2 - 90^\circ$, где ε_H — угол наклона груза относительно горизонтали при водопадном режиме работы (рис.5) При определении оптимального угла α_2 считаем, что $\varepsilon_B=0$, а $\varepsilon_H=90^\circ - \alpha_2$

Решение задачи:

Спроецируем все силы, действующие на груз, на оси x, y :

$$\begin{cases} \sum F_i x_i = -F_y \cos \varepsilon_B - F_{mp} + mg \cos(\alpha_2 - \varepsilon_B) = 0 \\ \sum F_i y_i = -mg \cdot \sin(\alpha_2 - \varepsilon_B) - F_y \sin \varepsilon_B + N = 0 \end{cases}$$

Решив данную систему, получим:

$$\omega = \sqrt{\frac{g \cdot (\cos(\alpha_2 - \varepsilon_B) - f \cdot \sin(\alpha_2 - \varepsilon_B))}{R_2 (\cos \varepsilon_B + f \cdot \sin \varepsilon_B)}} \quad (3)$$

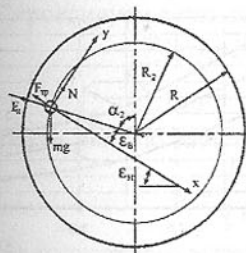


Рис.5. Силы, действующие на груз, при водопадном режиме.

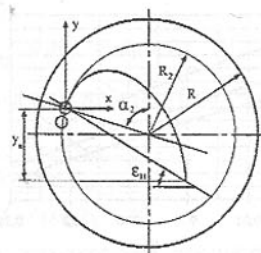


Рис.6. Траектория движения куска груза при водопадном режиме.

Для определения оптимального значения угла α_2 определяем точку встречи траектории движения куска с линией угла наклона груза относительно горизонтали (рис.6).

Траектория движения куска:

$$y = x \cdot \operatorname{tg} \alpha_2 - \frac{g \cdot x^2}{2R_2^2 \cos^2 \alpha_2}$$

Прямая угла наклона груза:

$$y = -x \cdot \operatorname{tg} \varepsilon_H$$

Решив полученную систему, получим:

$$y = -\frac{2 \cdot R_2 \cdot \operatorname{tg} \varepsilon_H}{g} \cdot (\sin \alpha_2 \cdot \cos \alpha_2 + \operatorname{tg} \varepsilon_H \cdot \cos^2 \alpha_2) \quad (4)$$

Т.к. $\varepsilon_H = 90^\circ - \alpha_2$, то уравнение (4) будет иметь вид:

$$y = -\frac{2 \cdot R_2}{g} \cdot \operatorname{ctg}^2 \alpha_2 \quad (5)$$

Исследуем (5) на экстремум. Для чего, взяв от полученного выражения производную, приравняем ее нулю:

$$y' = -\frac{2 \cdot R_2}{g} \cdot \frac{2 \operatorname{ctg} \alpha_2}{\sin^2 \alpha_2} = 0;$$

$\cos \alpha_2 = 0$, откуда $\alpha_2 = 90^\circ$

Так как для упрощения расчетов мы принимали $\varepsilon_B = 0$, но в реальных условиях это условие не соблюдается. Поэтому точное решение уравнения (4) при $\varepsilon_B = 15^\circ$ выполнялось численным методом на ПЭВМ. Оптимальный угол α_2 получился равным $\alpha_2 = 82^\circ$.

Подставляя значение угла в уравнение (3), получим оптимальную скорость вращения барабана.

На рис. 7, 8 представлены зависимости оптимальной скорости вращения барабана от параметров мельницы и груза.

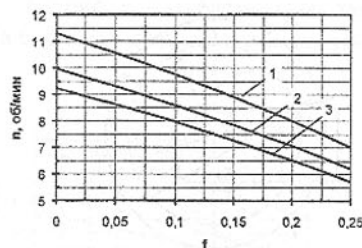


Рис. 7. Зависимость числа оборотов мельницы мокрого самоизмельчения от коэффициента трения (водопадный режим)

На рис. 7 цифрами 1, 2, 3 обозначены зависимости при коэффициентах трения $f=0, f=0,1, f=0,2$, соответственно.

На рис. 8 цифрами 1, 2, 3 обозначена зависимость для диаметров барабана $D=7\text{ м}, D=9\text{ м}, D=10,5\text{ м}$.

Из графиков видно, что:

- 1) оптимальная скорость вращения барабана для водопадного режима при коэффициенте мокрого трения 0,1 составляет для барабанов диаметром 7, 9, 10,5 соответственно 9,8, 8,5, 8 оборотов в минуту;
- 2) изменение коэффициента мокрого трения в пределах 0,05–0,2 снижает угловую скорость на 30–35%, что указывает на необходимость учета трения при расчетах оптимального числа оборотов.

3. Каскадный режим:

Принимаем следующие допущения: зона существования каскадного

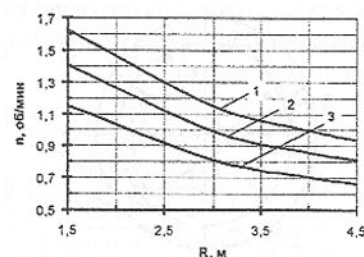


Рис. 8. Зависимость числа оборотов мельницы мокрого самоизмельчения от радиуса барабана (водопадный режим)

режима ограничивается углом α_3 , крупные куски распределены в мелкокусковом грузе и могут двигаться только по линии естественного его откоса (прямая $y = -x \cdot \operatorname{tg} \varepsilon$, где ε — угол естественного откоса в движении)

На рис. 9 представлена расчетная схема определения скорости вращения барабана при каскадном режиме.

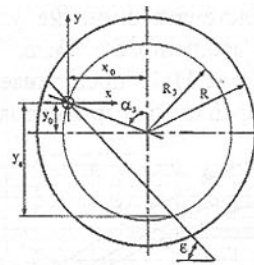
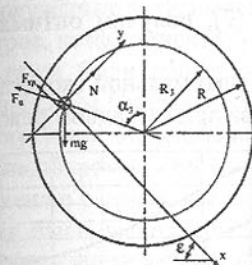


Рис. 9. Силы, действующие на груз, Рис. 10. Траектория движения куска при каскадном режиме.

Решение задачи:

Спроецируем силы на оси x, y (рис. 9):

$$\begin{cases} \sum F_{ix_i} = F_y \sin(\alpha_3 + \varepsilon) - F_{mp} + mg \cdot \sin \varepsilon = 0 \\ \sum F_{iy_i} = -mg \cdot \cos \varepsilon + F_y \cos(\alpha_3 + \varepsilon) + N = 0 \end{cases}$$

Решив данную систему, получим:

$$\omega = \sqrt{\frac{g}{R_3} \cdot \frac{f \cdot \cos \varepsilon - \sin \varepsilon}{\sin(\alpha_3 + \varepsilon) - f \cdot \cos(\alpha_3 + \varepsilon)}} \quad (6)$$

Из полученного выражения (6) видно, что скорость вращения барабана зависит от его радиуса, угла α_3 и коэффициента трения.

Для определения оптимального значения угла α_3 определяем точку встречи траектории движения куска с круговой траекторией мельницы радиуса R_3 (рис. 10).

Расстояние от центра окружности до центра куска:

$$x_0 = R_3 \cdot \cos \alpha_3; y_0 = R_3 \cdot \sin \alpha_3$$

Уравнение окружности с началом координат в центре куска груза:

$$(y - y_0)^2 + (x - x_0)^2 = R_3^2$$

$$y^2 - 2 \cdot R_3 y \cdot \cos \alpha_3 - 2 \cdot R_3 x \cdot \sin \alpha_3 + x^2 = 0$$

Траектория движения куска: $y = -x \cdot \operatorname{tg} \varepsilon$

Решив данную систему относительно y , получим:

$$y = 2R_3 \cdot \frac{\operatorname{tg} \varepsilon \cdot (\cos \alpha_3 \cdot \operatorname{tg} \varepsilon - \sin \alpha_3)}{\operatorname{tg}^2 \varepsilon + 1} \quad (7)$$

Ввиду громоздких вычислений при оптимизации угла α_3 решение выполнялось с применением программного обеспечения MathCad 7.0

Professional на ПЭВМ. При этом задавались следующие исходные данные: $R_3=2.45; 3.15; 3.68$; $f=0.05-0.25$; $\epsilon=15-20^\circ$. В производную подставлялись вышеуказанные значения исходных данных и определялись корни уравнения при условии равенства ее нулю.

Были получены значения оптимального угла в пределах $\alpha_3=96^\circ$.

Подставляя значение угла в уравнение (7), получим оптимальную скорость вращения барабана.

На рис.11-13 представлены зависимости оптимальной скорости вращения барабана от параметров мельницы и груза при каскадном режиме.

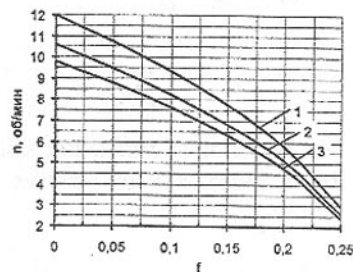


Рис. 11. Зависимость числа оборотов мельницы мокрого самоизмельчения от коэффициента трения (каскадный режим)

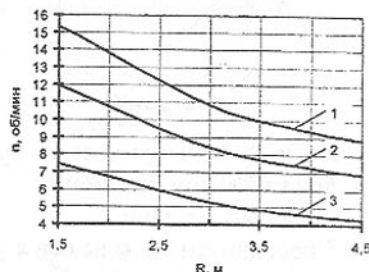


Рис. 12. Зависимость числа оборотов мельницы мокрого самоизмельчения от радиуса барабана (каскадный режим)

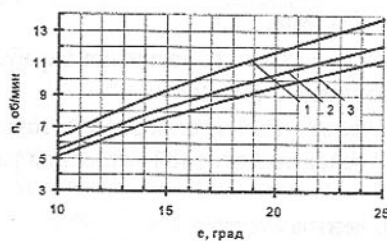


Рис. 13. Зависимость числа оборотов мельницы мокрого самоизмельчения от угла естественного откоса (каскадный режим)

угла естественного откоса.

Из графиков видно, что:

- 1) изменение коэффициента мокрого трения в пределах 0.05-0.2 снижает угловую скорость на 45-50%, что на много больше, чем при прилифтерном и водопадном режимах. Трение существенно влияет на значение оптимальной скорости вращения барабана для данного режима;
- 2) оптимальная скорость существенно зависит от диаметра барабана мель-

ницы и при его увеличении с 7 до 10.5 метров значение скорости снижается в 1.2 раза.

- 3) оптимальная скорость изменяется в пределах 6-13.8 об/мин ($D=7$ м), 5.6-12.2 об/мин ($D=9$ м), 5.1-11.3 об/мин ($D=10.5$ м) при изменении угла $\epsilon=10-25^\circ$.

Полученные зависимости изменения числа оборотов мельницы от ее параметров, коэффициента трения груза об элементы мельницы и характеристик груза были проверены на практике. Изменение числа оборотов мельницы $D=9$ м Сызранского завода велось путем изменения частоты переменного тока. Максимальная производительность мельницы получена при числе оборотов 10,6 1/мин, а производительность возросла в 1,5 раза по сравнению с принятым числом оборотов (11,5 1/мин). Институтом Иргиредмет были выполнены исследования повреждаемости алмазов при оптимальном числе оборотов (повреждаемость сократилась на 20%).

Таким образом, для различных режимов работы мельницы оптимальная скорость вращения барабана существенно зависит от диаметра, коэффициента мокрого трения и угла естественного откоса груза в движении. При коэффициенте мокрого трения 0,1 оптимальная скорость составляет 9,8, 8,5, 8 оборотов в минуту соответственно для диаметров мельницы 7,9, 10,5 м. Увеличение коэффициента трения до 0,2 снижает оптимальную скорость мельницы на 30-35%.

Список литературы: 1. Соболев И.М. Выбор оптимальных параметров в задачах со многими критериями. — М: Наука, 1981. — 385с. 2. Понтрягин Л.С. — Математическая теория оптимальных процессов. — М: Наука, 1969 — 484с. 3. Сметов А.А. Оптимизация транспортных процессов. — М: Механизация и автоматизация производства, 1991. С. 18-23. 4. Салиев А.И. Определение множества Парето при помощи метода случайного поиска наилучших решений. — М: Недра — 158с.

Статья поступила в редакцию 8.05.2001г.

ПРОМЫШЛЕННАЯ ПРОВЕРКА МЕЛЬНИЦ САМОИЗМЕЛЬЧЕНИЯ В УСЛОВИЯХ ФАБРИКИ 12 УДАЧНИНСКОГО ГОКА

Монастырский В.Ф., Монастырская Н.Н.

(ПТИ (ф) ЯГУ, г. Мирный, Россия);

Воронцов В.С., Чадаев А.С. (АК "АЛРОСА", г. Мирный, Россия)

In the work there are results of the research of mill of wet-self-graining, on the basis of which the statistic models of the failures of details and knots of mill of

wet-self-graining, the dependence of informational parameters of the experimental data of models of diagnostics were got. These models are the basis for the forecast of the remains resource.

Мельницы мокрого самоизмельчения (ММС) на предприятиях АК "АЛРОСА" являются практически единственным способом подготовки алмазосодержащего сырья после дробления (грохочения) к обогащению. Груз различного гранулометрического состава загружается в мельницу через загрузочную воронку и при вращении барабана взаимодействует с его элементами и крупными кусками, тем самым осуществляется процесс дробления и самоизмельчения. Эффективность работы ММС снижается из-за интенсивного износа отдельных ее элементов и повреждаемости алмазов. Решение этой проблемы может быть выполнено путем всесторонних научных исследований, конечной целью которых является создание статистических, экспериментальных и диагностических моделей для прогнозирования технического состояния ММС (остаточного ресурса) во времени.

В соответствии с основными положениями работы [1] в условиях фабрики 12 Удачинского ГОКа были выполнены промышленные испытания ММС, включающие статистические исследования отказов ММС по данным эксплуатации, экспериментальные исследования вибрационных характеристик элементов ММС (подшипников, фундаментов, корпусов подшипников, редукторов и других); исследования технических показателей ММС (параметры износа барабанов, зубьев венцовой передачи, опорных подшипников и других), исследования эргономических показателей ММС.

Объектами наблюдения во время промышленных испытаний были семь ММС производства России и Японии, которые находились в цепи аппаратов технологического цикла обогатительной фабрики и имели одинаковую загруженность по «коэффициенту трудности» эксплуатации (ГОСТ 20-85). Физико-механические характеристики кимберлитов (прочность, крепость, абразивность) отличались не более чем на 10-15%. Число показателей надежности, принятых для статистических исследований, выбиралось минимальным с условием, чтобы номенклатура показателей надежности имела экономически целесообразный перечень для данных условий. Сбор статистических данных об отказах ММС в условиях обогатительной фабрики выполнялся автоматизированной системой, согласно принятым кодам и шифрам, полученная информация передавалась в «Банк данных об отказах оборудования», где систематизировалась и обрабатывалась комплексом программ. Результатом исследований были статистические модели надежности, оценки их параметров и значения отдельных показателей.

Программой определения технических показателей ММС предусматривалось зафиксировать: производительность (заполнение) ММС по показателям давления масла на каждом манометре коренных подшипников;

скорость вращения барабана при рабочем и холостом режимах работы; вибрацию основных элементов ММС (подшипников, вал-шестерни, основания мельницы); показатели точности зубчатой передачи (радиальное биение, торцевой и боковой зазоры); мощность привода мельницы; износ основных элементов ММС (футеровки барабана, зубьев передачи, коренных подшипников). Эргономические показатели ММС характеризовались коэффициентом виброизоляции, значение которого определялось на основе экспериментальных замеров амплитуды колебаний основания мельницы. Обработка полученных осциллограмм выполнялась с использованием пакета прикладных программ, что позволило построить зависимости различных информативных параметров и установить техническое состояние ММС в заданный момент времени.

Анализ промышленных испытаний ММС показал, что отобранные выборки отказов малочисленные («малые»), случайные, однородные, не имеют тренда и к ним можно применить вероятностный анализ [2]. Установлено, что значения матожидания находятся в пределах доверительного интервала и отличаются друг от друга не более чем на 15-20 %. Это позволяет предположить, что все выборки отказов ММС статистически одинаковы, а совокупность членов каждой выборки подчиняется одним и тем же законам распределения вероятностей наработки на отказ.

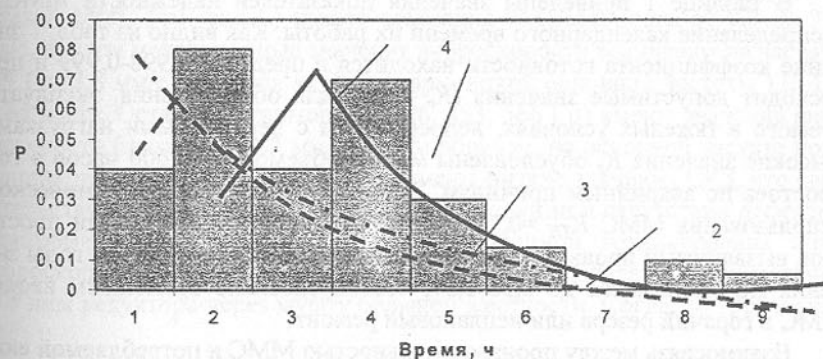


Рис. 1. Характерные гистограммы и кривые плотности распределения вероятностей наработки на отказ ММС фабрики 12, где 1, 2, 3, 4 – соответственно гистограмма экспериментальной плотности отказов, Вейбулла, нормальный и экспоненциальный законы.

На рис.1. представлены наиболее вероятные законы распределения плотности вероятностей наработки на отказ. Установлено, что с доверительной вероятностью 0,95 законами распределения наработки на отказ являются нормальный, экспоненциальный, Вейбулла, которые наиболее полно описывают экспериментальные зависимости (гистограммы) и очень

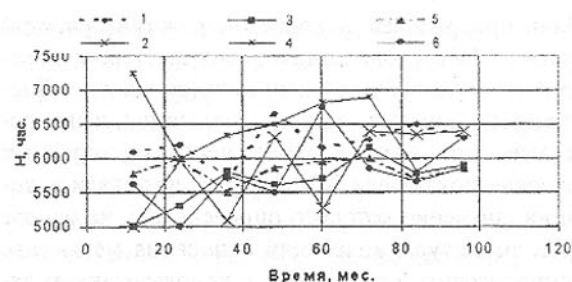


Рис. 2. Нарботка мельниц самоизмельчения с начала эксплуатации, где 1, 2, 3, 4, 5, 6 – соответственно ММС1, ММС2, ММС3, ММС4, ММС5, ММС6

На рис.2. представлена наработка ММС с начала эксплуатации, все значения которой практически находятся в пределах 5000-6600 часов. Максимальные и минимальные значения наработки ММС чередуются с периодом 24 месяца, что можно объяснить периодическим выводом ММС в резерв или для производства аварийных ремонтов (перетяжка футеровки, восстановление коренных подшипников, замена футеровки, ремонт привода).

В таблице 1 приведены значения показателей надежности ММС и распределение календарного времени их работы. Как видно из табл. 1 значение коэффициента готовности находится в пределах 0,998-0,999 и превосходит допустимые значения ($K_r = 0,96$) для оборудования, эксплуатируемого в тяжелых условиях, непрерывно и с переменными нагрузками. Высокие значения K_r обусловлены малым объемом (480-600 часов в год) простоев по аварийным причинам. Значения коэффициента технического использования ММС $K_{ТИ} = 0,704 - 0,760$ обусловлены плановыми простоями, вызванными производством ремонтных работ. В отдельные годы значения $K_{ТИ}$ снижаются до 0,58-0,59, что обусловлено временным вводом ММС в горячий резерв или неплановый ремонт.

Взаимосвязь между производительностью ММС и потребляемой ею мощностью определялась при помощи регрессионного анализа. Исходными данными были осциллограммы нагрузок на коренные подшипники и распечатки потребляемой мощности подсистемы «Энергетик». Установленная зависимость имеет линейный характер:

$$Q = X_0 + X_1 \left[\frac{1}{K} \sum_{i=1}^K N_i \right]$$

где $X_0 = 8,8$, $X_1 = 0,09389$ – коэффициенты регрессии; K – количество часов работы ММС; N_i – часовое потребление электроэнергии ММС в i -й час; Q – производительность (загрузка) ММС (т/ч).

близки друг другу, а экспоненциальный практически повторяет закон Вейбулла. Поэтому для прогнозирования показателей надежности ММС можно с достаточной точностью для практических расчетов принимать экспоненциальный закон с параметрами $\lambda = (1,6-2) \cdot 10^{-4} \cdot 1/4$.

Таблица 1 - Показатели надежности мельниц самоизмельчения

Годы	Объекты наблюдения	Показатели надежности			Распределение календарного времени, час		
		Коэффициент готовности	Коэффициент техн. использования	Коэффициент использования	Чистое время работы	Аварийные простои	Простои из-за ремонтов
1977-1999	ММС-1	0,998	0,762	0,762	151907	331	47082
1977-1999	ММС-2	0,996	0,731	0,731	140998	393	51450
1980-1999	ММС-3	0,994	0,751	0,751	130055	691	42293
1979-1999	ММС-6	0,998	0,795	0,795	139326	242	35666
1983-1999	ММС-7	0,998	0,738	0,738	103553	163	36544
1992-1999	ММС-4	0,997	0,767	0,767	52148	125	15648
1991-1999	ММС-5	0,998	0,845	0,845	65781	70	11909

Расход электроэнергии ММС составляет 1800-3000 кВт/час при производительности соответственно 160-300 т/ч. Мощность холостого хода не превышает 200-210 кВт.

На рис.3. представлена характерная осциллограмма (спектр) виброскорости (СКЗ), измеренной на подшипниковых узлах редуктора в вертикальном направлении. Установлено, что подшипниковые узлы электродвигателей ММС (см. рис.3.) имеют показания виброскорости от 0,8 до 3,8 мм/с, причем максимальные значения виброскорости возникают на частоте 339 Гц (3,8 мм/с), которая является гармоникой основной частоты 113 Гц (0,65 мм/с). Остальные гармоники (226, 453, 566 Гц) имеют значения виброскорости близкие к 0,62 мм/с. Таким образом, на основной частоте подшипниковые узлы электродвигателя имеют низкие значения СКЗ, что свидетельствует о хорошем их техническом состоянии и отсутствии дефектов электромагнитной системы. Вероятной причиной возникновения пика виброскорости является воздействие на вал электродвигателя сопряженного с ним редуктора через муфту большой жесткости. Согласно требовани-

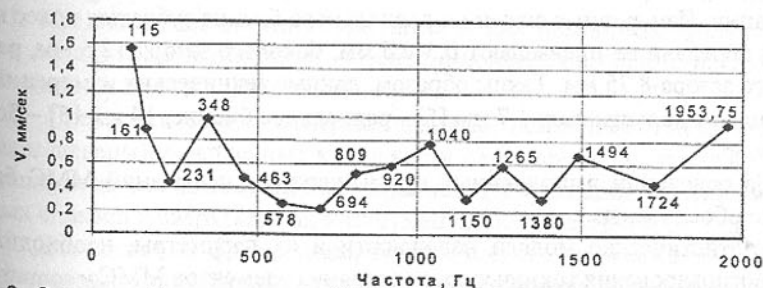


Рис. 3. Спектр виброскорости т. 2V редуктора ММС, где V (мм/сек) – виброскорость редуктора в т. 2V

ям [3] техническое состояние подшипниковых узлов ММС можно оценить как «хорошее состояние», кроме ММС 7 — «удовлетворительное».

Среди подшипников редукторов наиболее нагружены подшипники ММС 1 и ММС 7, СКЗ виброскорости которых составляет 9,6 и 5,8 мм/с, что превосходит допустимое значение 5,6 мм/с [3]. Анализ работы подшипниковых узлов ММС 1 (по спектру колебаний) показал, что максимальные значения виброскорости (0,16–1,6 мм/с) соответствуют частотам 230, 345, 463, 578, 634 Гц (основная частота 115 Гц), что указывает на наличие дефекта в подшипниковом узле, расположенном со стороны вспомогательного привода. Для быстроходных валов редукторов (основная частота равна 345 Гц) виброскорость составляет 0,9 мм/с (ММС 1), 1,9 мм/с (ММС 3), 0,7 мм/с (ММС 6), а на частоте 1040 Гц повышается до 1,08 мм/с (ММС 1), 4,9 мм/с (ММС 3), 0,8 мм/с (ММС 6). Для ММС 3 частота 1040 Гц является доминирующей, что указало на наличие дефекта в узле быстроходного вала. Ревизия, выполненная по результатам вибродиагностики, подтвердила наличие дефектов подшипников качения редукторов ММС 1, 3, 7 и они были устранены. Подшипники вал-шестерни наиболее нагружены у ММС 1 (СКЗ — 4,1 мм/с) и ММС 3 (СКЗ — 4,1 мм/с — аксиальное направление, СКЗ — 3,8 мм/с — горизонтальное направление). Техническое состояние подшипников вал-шестерни можно характеризовать как удовлетворительное, так как допустимое значение СКЗ = 5,6 мм/с [3].

Значение СКЗ виброскорости на уровне стояния у всех ММС составляет 0,391 мм/с и не превосходит допустимого уровня для жизнедеятельности человека СКЗ = 0,52 мм/с [4]. Расчетное значение коэффициента воздействия вибрации на жизнедеятельность человека не превышает 0,75.

Анализ износа зубьев венцовой передачи показал, что у ММС 1, ММС 2, ММС 3, ММС 6 износ зубьев превышает допустимый по нижнему пределу 3,5 мм [5] и может быть описан для шестерни и венца следующими регрессионными уравнениями:

$$u_{ш} = 0,08 + 8,3 \cdot 10^{-7} X_{ш}; u_{в} = 1,09 + 148 \cdot 10^{-7} X_{в},$$

где $X_{ш}$, $X_{в}$ — наработка соответственно шестерни и венца от начала эксплуатации. Измеренные значения радиального биения зубчатых колес венцовой передачи не превышают 0,5–0,6 мм, бокового зазора 12,5 мм, радиального зазора — 8,75 мм. Таким образом, данные технических измерений не превышают допустимых: 1,7 мм [5] — радиальное биение, 14 мм [5] — боковой зазор.

На основании выполненных промышленных испытаний ММС были научно обоснованы:

— статистические модели надежности и их параметры, необходимые для прогнозирования технического состояния элементов ММС;

— зависимости информативных параметров (вибрации, износа), по которым определяют остаточный ресурс ММС.

Список литературы: 1. Калигин В.Т., Махрачев А.Ф. Новые подходы к совершенствованию технологии и оборудования обогащительных фабрик АК «АЛРОСА» // Сб. докладов и тезисов «Образование. Общество. Технический прогресс». Мирный, 1999. С.12. 2. Диллон Б. Сингх Ч. Инженерные методы обеспечения надежности систем. — М.: Мир, 1984. 318С. 3. Стандарты жесткости механических колебаний машин. Среднее квадратическое значение виброскорости (дБ относительно 10^{-6} мм/с) CDA/MS/NVSH 107 «Предельные значения механических колебаний для проведения технического обслуживания», Канада) 4. Белов А.В. Безопасность жизнедеятельности. М.: Высшая школа. 1999. 446С. 5. Шилов П.М. Технология производства и ремонт горных машин. Киев. Высшая школа. 1986. 397С.

Статья поступила в редакцию 8.05.2001г.

НОВАЯ КОНЦЕПЦИЯ ПОВЫШЕНИЯ ТОЧНОСТИ ЧЕРВЯЧНЫХ ЗУБОРЕЗНЫХ ИНСТРУМЕНТОВ

Настасенко В.А. (ХГТУ, г. Херсон, Украина)

The paper deals with the main ways of reducing drawbacks of worm tooth cutting tools caused by changing from plane tool rack to screw-shaped surface. It is shown that traditional ways of their removal in structures with kinematics screw or hyperboloid form of the worm can be provided by the new technologies which is the basis of the concept suggested.

Известно, что нынешние червячные зуборезные инструменты уступают по производительности протяжкам, а по точности — более простым концевым и дисковым инструментам [1, 2], поэтому до недавнего времени их считали неперспективными. Однако разработка новой концепции развития в XXI веке червячных зуборезных инструментов, предложенная в работах [3–5], в корне изменила ситуацию. При этом ее сущность сводится к следующему:

1. Предпочтительны многозаходные, а для лезвийных инструментов — и многозубые исполнения, обеспечивающие повышение не только стойкости, но и производительности.

2. Предпочтительны неперетачиваемые лезвийные инструменты (фрезы и шеверы), оснащенные в плоскости передней поверхности зубьев сменными неперетачиваемыми многогранными и круглыми пластинами из твердых сплавов и сверхтвердых инструментальных материалов.

3. Для чистовых фрез и шеверов предпочтительна схема точечного профилирования, оснащенная круглыми поворотными пластинами СТМ или сверхчистыми нитевидными кристаллами.

4. Для черновых и получистовых фрез, в зависимости от величины их модуля, предпочтительны схемы оснащения зубьев отдельными пластинами на вершине, в средней части и на ножке зуба.

Однако в рамках приведенной концепции [3-5], вопросы повышения точности решены недостаточно полно. Устранение этого недостатка является целью выполненной работы.

Погрешности червячных зуборезных инструментов традиционно [1, 2] делят на технологические и конструктивные. Первая группа погрешностей обусловлена технологическими возможностями используемого оборудования для изготовления инструментов и применяемых технологических процессов, поэтому их уменьшение принципиально возможно с повышением точности данного оборудования и оптимизацией технологических процессов. В рамках современного производства, уже сейчас их величина может быть уменьшена до 2...5 мкм практически для всего рабочего диапазона модулей от 1 до 12мм, наиболее широко применяющихся в машиностроении. Однако дальнейшее уменьшение этих погрешностей теряет смысл, поскольку их величина и так в 2...3 раза меньше конструктивных погрешностей. Таким образом, основной резерв повышения точности червячных инструментов связан с уменьшением второй группы погрешностей. Известно [1, 2], что их появление обусловлено конструктивными особенностями этого вида инструментов. Следовательно, для разработки концепции их уменьшения требуется полный анализ этих особенностей, что является исходной задачей выполненной работы.

Проведенный анализ [1-5] показал, что конструктивные погрешности в первую очередь связаны с формированием винтовой поверхности основного червяка, которая не совпадает с плоским исходным производящим реечным контуром (общие погрешности для всех наиболее простых видов червячных инструментов – цилиндрических). Они растут с увеличением угла подъема витков основного червяка, что характерно для многозаходных исполнений, признанных наиболее производительными [6].

Однако для червячных лезвийных инструментов (фрез и шеверов), к ним добавляется вторая группа погрешностей, вызванных формированием передней и задней поверхностей зуба. При этом наиболее точные способы их получения связаны с формированием винтовой передней и затылованной задней поверхностей, хотя и они, в рамках традиционных исполнений зубьев: затылования по спирали Архимеда и заточки по радиальной (Архимедовой) передней поверхности, ведут к неизбежным погрешностям при переточках. Возможность их устранения затылованием по удлиненной эвольвенте и заточкой передней поверхности по криволинейной образующей [7] ведет к резкому усложнению технологий изготовления зубьев и их переточек, что ограничивает практическое применение такого пути. Однако данная задача уже решена принципиально новым путем в предложен-

ной ранее концепции, на основе которой разработаны (патенты РФ №№ 2134183, 2134184, 2147495, 2147496) и создается [8] ряд высокоэффективных пружинно-пластинчатых червячных фрез и шлифовальных кругов. При этом не только исключаются погрешности формирования винтовой передней и затылованной задней поверхностей зубьев (наибольшие из всей группы), но и трансформация их в процессе переточек. Такой подход сводит эти конструктивные погрешности к технологическим – изготовления пластин и их установки, которые в 2...3 раза ниже погрешностей затылования и переточек, так как обеспечиваются более простыми технологическими процессами и применяемым оборудованием.

Таким образом, можно определить основу новой концепции создания червячных инструментов – как переход от конструктивных погрешностей к технологическим. Если для второй группы конструктивных погрешностей данная проблема уже решена [3-8], то для первой группы – еще требуется найти решение, что является следующей задачей выполненной работы.

Традиционный путь уменьшения погрешностей перехода от плоского производящего реечного контура к винтовой поверхности основного червяка связан с увеличением его наружного диаметра. Однако он ограничен не только ростом габаритов таких инструментов и его негативными последствиями (повышением расхода инструментальных материалов, ростом трудоемкости изготовления инструмента, ухудшением условий его обслуживания и др.), но и потребностью увеличения мощности и габаритов используемого для их эксплуатации оборудования, со своим комплексом негативных последствий (увеличение машинного времени на врезание и перебеги инструмента, рост цен и ремонтной сложности зубообрабатывающих станков, энергетических затрат, занимаемых площадей и др.). Поэтому такой путь используется лишь для мелко модульных червячных инструментов, в основном – шлифовальных кругов. Кроме того, он не отвечает принятой в данной работе концепции перехода от конструктивных погрешностей к технологическим, т.к. в этом случае конструктивные погрешности червяка не исключаются, а только уменьшаются.

Известны другие пути уменьшения данных погрешностей. Первый [9] связан с получением инструмента в пространственном станочном зацеплении как огибающей обрабатываемого цилиндрического прямозубого зубчатого колеса. При этом он получается многозаходным, выполненным на заготовках вида однополостный гиперболоид. Недостатком данного варианта является использование в качестве производящего уже не плоского реечного контура, а цилиндрического прямозубого зубчатого колеса, имеющего заданное число зубьев, кривизну и др. параметры, что исключает универсальность, которой обладает исходный реечный контур. Хотя данный путь позволяет перейти от конструктивных погрешностей к техно-

логическим, однако связь инструмента с конкретным колесом является существенным недостатком, поэтому такая концепция [9] в данной работе признана нецелесообразной.

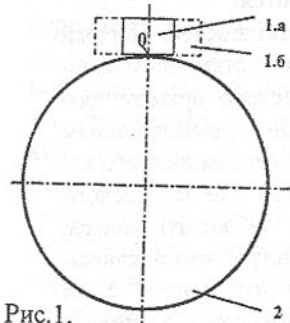
Второй путь [10] связан с профилированием инструмента на основе кинематического винта (винтовой поверхности), представляющей плоское отображение 3-х движений, из которых не менее одного является винтовым. При этом также для определения производящей поверхности многозаходного червяка необходимо решить задачу сопряжения поверхности эвольвентных геликоидов детали и связанного с ней червяка в их относительном движении, что приводит к недостаткам предыдущего варианта. Кроме того, полученные решения для сопряженных нелинейчатых винтовых поверхностей Σ_A и Σ_B , представляют собой огибающую семейств парно сопряженных аксоидов Φ'_A и Φ'_B , удовлетворяющих диаграмме кинематического винта, а каждая точка контакта этих поверхностей определяется как точка касания линии контакта аксоидов Φ'_A и Φ'_B с поверхностью Σ_A . Аналитическое определение семейства аксоидов, огибающих исходную (колеса) и конечную (червяка) винтовую поверхности, приводит к уравнениям, независимые переменные параметры которых неадекватны движениям существующего оборудования, а их замена при переходе к реальным технологическим процессам приводит к погрешностям, снижающим результат повышения точности профилирования. Указанный недостаток является существенным и дополняется недостатком предыдущего варианта [9] — отсутствием универсальности, поэтому и такая концепция [10] в данной работе признана нецелесообразной.

Таким образом, ни один из известных путей не может быть положен в основу оптимальной концепции повышения точности червячных зуборезных инструментов и требуется поиск нового пути.

Проведенный анализ известных путей повышения точности основного червяка позволяет сформулировать первый принцип предлагаемой в данной работе концепции: — полный переход от конструктивных погрешностей к технологическим, и второй принцип — полное сохранение универсальности, присущей стандартным червячным инструментам.

Поскольку универсальность обеспечивается использованием исходной инструментальной рейки, полученной на базе типового зубчатого контура, то дальнейший анализ связан с поиском оптимального сопряжения такой рейки с основным червяком. Упрощенная схема сопряжения рейки 1 и червяка 2 в торцовом сечении показана на рисунке 1.

При этом во всех точках, кроме осевой, контакт рейки 1 и червяка 2 отсутствует, что и



приводит к появлению погрешностей при переходе к цилиндру основного червяка, величина которых растет с увеличением угла наклона рейки (1.6), например у многозаходных червяков.

Устранить указанное несоответствие можно исключив привязку рейки вне осевой точки 0 к цилиндру основного червяка, т.е. оставив рейку исходной прямолинейной формы, что возможно при выполнении червяка в виде однополостного гиперболоида, формируемого прямолинейными образующими. Но в отличие от рассмотренного ранее варианта [9], в основу предлагаемой конструкции червяка, положена исходная инструментальная рейка. Таким образом, с нарезаемым колесом в зацеплении будет находиться исходная рейка, отстоящая по краям от поверхности цилиндра червяка, что позволяет исключить конструктивные погрешности перехода от исходной рейки к цилиндрическому червяку. В этом случае как первый, так и второй принципы предлагаемой концепции будут полностью выполнены. Создание лезвийного инструмента такого вида возможно на базе пружинно-реечных конструкций, предложенных в патенте РФ № 2147496. Однако для червяков и червячных шлифовальных кругов ряд проблем еще требуется решить.

Поскольку в новой конструкции цилиндрическая поверхность червяка заменена гиперболоидной, то это существенно повлияет на технологию его изготовления. В традиционных технологических процессах с осевой подачей инструментов второго порядка, для формирования витков такого червяка требуется согласованное изменение радиальной подачи, что усложняет не только изготовление, но и требует создания новой и более сложной методики профилирования. Кроме того, потребуется более сложное оборудование или специальная оснастка. Следует учесть, что на данном этапе рассмотрен лишь процесс изготовления и профилирование витков червяка, а фрезы имеют ряд более сложных поверхностей, например, переднюю и заднюю, формирующие зубья фрезы. Для них привязка к гиперболоидной поверхности приведет к дополнительным сложностям как изготовления, так и профилирования, при этом сложности продолжат возрастать при изготовлении и профилировании инструментов 2-го порядка, используемых для обработки передней и задней поверхностей. Хотя у фрез, выполненных по предлагаемой концепции [3-5], эти операции исключены, но при обработке червяка — потребность изменений остается. Учитывая, что фрезы, выполненные по традиционной концепции, все еще применяются, остается потребность решения задачи профилирования инструментов второго порядка (иначе задача будет неполной). Однако такие усложнения являются существенным недостатком, поэтому требуется их минимизация, что позволяет сформулировать третий принцип предлагаемой концепции — максимальная простота достижения требуемого результата.

Поскольку достижение третьего принципа является сложной задачей, для ее решения необходим дополнительный анализ, предусматривающий не только поиск наиболее простых путей реализации предложенного варианта исполнения инструмента, но и их воплощение. С этой целью исходным для дополнительного анализа принят вариант [10]. Из трех его выделенных ранее недостатков (потеря универсальности, потеря точности при изготовлении и усложнение процессов изготовления и эксплуатации), первый недостаток в предлагаемых гиперболоидных инструментах реечного типа – уже устранен.

Появление второго недостатка в исходном варианте [10] обусловлено несовпадением движений профилирования с движениями технологического процесса изготовления (подобно принципу несовпадения конструкторских и технологических баз), что указывает на возможный путь решения. Учитывая, что устранение конструктивных погрешностей перехода от плоской рейки к винтовой поверхности основного червяка возможно лишь в гиперболоидном варианте, усложнение процесса изготовления является неизбежным. Однако привязка методики профилирования червяка к традиционной технологии его изготовления (с осевым движением инструментов второго порядка), вдвойне нецелесообразна, поскольку ведет к усложнению и методики, и технологии. Поэтому, ввиду простоты предлагаемых конструкций реечных инструментов, более предпочтительным в данной работе признано изменение технологии изготовления до движений профилирования, при максимальном упрощении последних. Наиболее простая реализация данного принципа возможна при совмещении продольной подачи инструментов второго порядка с наклоном рейки, такой способ изготовления червяков червячных передач и червячных зуборезных инструментов предложен в заявках на патенты РФ 98116838 и 98116845. При этом инструменты второго порядка лишь копируют профиль исходной инструментальной рейки, а движение остается прямолинейным, что не только упрощает и повышает точность его воспроизведения на станке, но и исключает усложнение следующих этапов профилирования:

- 1) основного червяка;
- 2) инструментов второго порядка для обработки червяка;
- 3) затылованной поверхности зубьев;
- 4) инструментов второго порядка для затылования зубьев.

Для реализации предлагаемого способа обработки червяков и зубьев при наклонной подаче инструмента второго порядка, в заявках на патенты РФ 98116838 и 98116845 разработаны варианты модернизации исходных кинематических схем оборудования:

- 1) для червячных шлифовальных станков – механизма правки круга (3 варианта);
- 2) для шевинговальных станков (с дисковым шеве́ром) – механизмов по-

ворота шевера и его правки (5 вариантов);

- 3) для такорно-винторезных станков – механизма подачи (8 вариантов), обеспечивающих движение от кулачков, наклонной рейки, других копиров, в том числе с гидравлическим приводом, а также бескопирным механическим и электромеханическим приводом;
- 4) для резьбошлифовальных станков – механизма подачи (6 вариантов) с различными видами приводов;
- 5) для затыловочных станков – механизма подачи (5 вариантов).

Совокупность данных станков полностью реализует все три принципа предлагаемой концепции, что позволяет приступить к выпуску не только нового вида червячных зуборезных инструментов, но и новой разновидности червячных передач – гиперболоидных (ZH1 и ZH2). Их преимущества: они имеют промежуточные показатели по прочности между цилиндрическими (всех типов) и глобоидными, но превышают их по точности изготовления и долговечности при эксплуатации, а глобоидные червяки – еще и по простоте изготовления, что в свою очередь, раскрывает широкие перспективы для их применения. Предлагается совместное сотрудничество по разработке данных червячных инструментов и червячных передач, а также оборудования для их изготовления (73000, а/я 141, Херсон, Украина).

Таким образом, на базе предложенных трех принципов: 1) полного перехода от конструктивных погрешностей к технологическим, 2) полного сохранения универсальности, 3) максимальной простоты проектирования, изготовления и эксплуатации, а также с учетом проведенного анализа новых конструкций инструментов и оборудования для их реализации, предлагается дополнить исходную концепцию [3-5] следующим положением:

5. Для высокоточных многозаходных инструментов предпочтительна схема реечного исполнения, на базе исходной инструментальной рейки, размещенной на гиперболоидной поверхности основного червяка.

В рамках доработанной концепции червячные зуборезные инструменты являются наиболее перспективным видом инструментов в XXI в., т.к. все их конструктивные погрешности могут быть исключены и переведены в разряд технологических, уменьшаемых наиболее простым путем.

Список литературы: 1 Родин П.Р. Металлорежущие инструменты – К.: Вища шк. Гол. изд-во, 1986. с.268-394. 5. Справочник инструментальщика /И.А.Ординарцев, Г.В.Филиппов, А.Н.Шевченко и др. Под общ. ред. И.А.Ординарцева. – Л.: Машиностроение, 1987. с.492-700. 3. Настасенко В.А. Червячные фрезы XXI века. //Прогрессивные технологии машиностроения и современность. Материалы междунар. науч.-техн. конф. – Донецк: ДонГУТУ, 1997. с.176-177. 4. Nastasenko V.A. Development of perspective designs of worm teeth cutting tools and methods of their designing. //4th

World Congress on Gearing and Power Transmission. – Paris, France: M.C.I. 1999. T1. p.507-514. 5. Настасенко В.А. Червячные фрезы нового вида и их САПР //Вестник машиностроения. 2000. № 8, с.28-32. 6. Настасенко В.А. Дополнительный анализ возможности повышения производительности зубофрезерования увеличением числа заходов фрезы. //Вестник машиностроения. 1996. №1. - с.38-40. 7. Настасенко В.А. Комплексный подход к выбору формы передней и затылованной задней поверхностей зубьев высокоточных фрез //СТИН. 1998. №12. С.17-21. 8. Настасенко В.А. Опыт изготовления пружинно-пластинчатых червячных зуборезных инструментов // Прогрессивные технологии машиностроения: Международный сб. научных трудов.– Донецк: ДонГТУ, 2000. Вып. 13. - с. 27-32. 9. Витренко А.Н., Витренко В.А., Зуй Б.С. и др. Повышение качества изготовления зубьев при обработке многозаходным инструментом //Современные проблемы машиностроения и технический прогресс. Тез. докл. междунар. науч.-техн. конф. – Донецк: ДонГТУ, 1996. - с. 41-42. 10. Подкорытов А.Н., Браилов А.Ю., Тигарев В.М. Сопряжение эвольвентных геликоидов при качении со скольжением //Прикладна геометрія та інженерна графіка. Міжвід. наук.-техн. збірка. – К.: КДТУБА, 1997. Вип.62. с.23-28.

Статья поступила в редакцию 22.05.2001г.

ТЕХНОЛОГИЯ ВИРТУАЛЬНОЙ СБОРКИ

Непомилуев В.В. (РГАТА, г. Рыбинск, Россия)

Substantive provisions of offered technology of virtual assembly of products, its merits and demerits are stated. Offers under forms of the organization of virtual assembly technology at various stages of creation of a product are resulted.

Сборка является завершающим и наиболее ответственным этапом обеспечения качества любого изделия. При сборке сложных изделий велико число выходных параметров качества, которые необходимо обеспечить, а также сопутствующих сборке физических явлений, приводящих к геометрическим или другим погрешностям.

Известно, что при использовании традиционных методов сборки машин процесс суммирования погрешностей их деталей - составляющих звеньев размерных цепей, является случайным, неуправляемым. Это приводит к тому, что все показатели качества сборки также становятся случайными величинами. Поэтому применяемые в настоящее время методы обеспечения точности сборки либо требуют очень высокой точности изготовления деталей (методы взаимозаменяемости), либо характеризуются высокой трудоемкостью (методы компенсации).

Перспективным методом обеспечения качества сборки сложных вы-

сокоточных изделий является метод индивидуального подбора (подбирать могут как сами детали; так и в некоторых случаях, их относительное положение), реализуемый в технологии виртуальной сборки на ЭВМ. Индивидуальный подбор дает возможность выбора лучшего из всех возможных вариантов комплектации и относительного положения собираемых деталей и позволяет учесть особенности каждой конкретной детали и реальную топографию поверхностей их контакта.

Под виртуальной реальностью в настоящее время обычно понимается интерактивная технология, позволяющая создать иллюзию нахождения внутри некоего кажущегося реальным мира, хотя в действительности этот мир существует только внутри компьютера.

Известно [1], что цель технологии – получить конечный продукт требуемого качества, в установленном производственной программой количестве и в заданные сроки при наименьших затратах живого и овеществленного труда. Технология виртуальной сборки основана на обработке информации и также направлена на получение конечного продукта, которым для нее является информация. Поэтому аналогичным образом можно сформулировать и цель технологии виртуальной сборки - получение информации, способствующей получению годного изделия требуемого качества, в установленном производственной программой количестве и в заданные сроки при наименьших затратах живого и овеществленного труда.

Виртуальную сборку можно представить как процесс, происходящий в памяти компьютера (рис. 1), но имеющий основные признаки и явления физически выполняемой сборки. В результате осуществления виртуальной сборки в памяти компьютера создается виртуальное изделие – адекватная математическая модель собранного изделия, учитывающая все наиболее существенные конкретные особенности его. С этой моделью в компьютерной среде виртуальной реальности можно производить те же самые действия, что и с реальным, физически существующим изделием: испытание, эксплуатацию.

Такая технология сборки может быть частью виртуального произ-

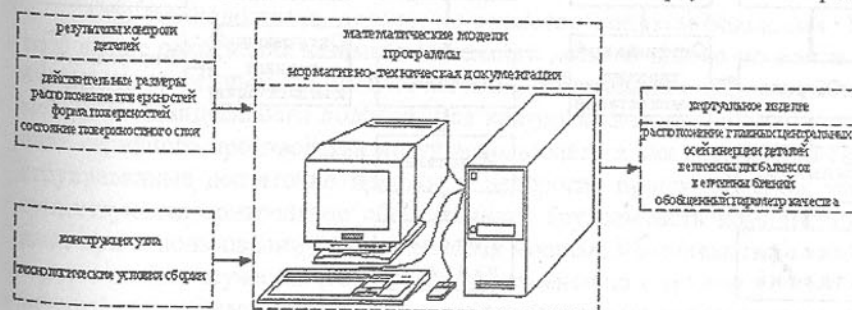


Рис. 1. Схема виртуальной сборки

водства изделия, начинающегося виртуальным изготовлением деталей и завершающегося виртуальным испытанием и виртуальной эксплуатацией изделия на различных режимах, что дает возможность оценивать качество сборки не только с помощью традиционных показателей, но и использовать гораздо более надежные и важные эксплуатационные показатели, тесно связанные со служебным назначением изделия и не обеспечиваемые при обычно используемой технологии сборки. Таким образом, использование технологии виртуальной сборки дает возможность собрать изделие, провести испытание и по его результатам оценить качество сборки. Использование компьютера при этом позволяет очень быстро рассмотреть все множество вариантов комплектации собираемого изделия и выбрать лучший из них, причем по критериям, напрямую связанным с эксплуатационными свойствами изделия, например, величине дисбаланса гибкого ротора газотурбинного двигателя на рабочих скоростях. Виртуальность этого процесса позволяет выполнять эти операции очень быстро и с небольшими затратами, несоизмеримыми с затратами на физически выполняемую сборку.

В зависимости от конкретных условий виртуальная технология может осуществляться в разных вариантах.

1. В условиях действующего серийного производства (рис. 2). Использование технологии виртуальной сборки в данном случае позволяет произвести оптимальную комплектацию каждого конкретного изделия из имеющихся на складе деталей. Критериями выбора оптимального варианта могут быть как традиционные, так и нетрадиционные критерии качества сборки. В том случае, если после виртуальной сборки произво-



Рис. 2. Виртуальная сборка в серийном производстве



Рис. 3. Виртуальная сборка и виртуальное испытание в серийном производстве

дится виртуальное испытание собранного в памяти ЭВМ изделия (рис. 3), в качестве критериев выбора оптимального варианта могут быть использованы и эксплуатационные критерии.

2. На стадии проектирования или конструктивно-технологической обработки нового изделия (рис. 4). Использование технологии виртуальной сборки в данном случае позволяет обосновать требования к точности и качеству изготовления деталей, критериям качества сборки, количеству деталей одного наименования на сборке, обеспечивающему заданное ее качество при использовании метода индивидуального подбора деталей.

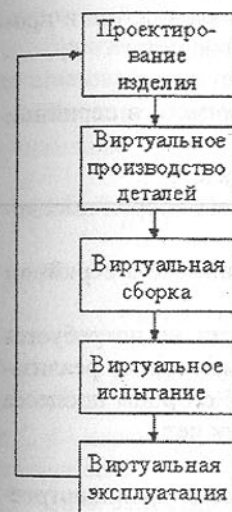


Рис. 4. Технология виртуальной сборки при проектировании изделия

Виртуальная сборка позволяет реализовать основное преимущество метода достижения требуемой точности путем индивидуального подбора деталей – повышение качества сборки за счет управления процессом формирования погрешности замыкающего звена размерной цепи без увеличения требований к качеству изготовления деталей, и избежать недостатков этого метода, связанных с его высокой трудоемкостью. Она позволяет полностью или в значительной степени избежать потерь информации о точности изделия на разных этапах его создания (проектирование → изготовление деталей → сборка), поскольку ее результат может оцениваться по любым, в том числе конструкторским и эксплуатационным критериям.

Недостатки этой технологии связаны как с известными недостатками самого метода индивидуального подбора (основной из них – потеря собранного изделия свойство взаимозаменяемости деталей), так и являются специфическими (повышение трудоемкости контроля деталей и комплектации).

Оба эти недостатка, однако, не являются слишком большими. Так, требование сохранения взаимозаменяемости деталей далеко не всегда является существенным для многих изделий, собираемых с использованием метода индивидуального подбора. Для контроля качества деталей в условиях серийного производства могут использоваться как специально сконструированные достаточно простые и недорогие приспособления, так и существующее контрольное оборудование. Трудоемкость комплектации, даже при использовании далеко не самых мощных персональных компьютеров в любом случае ничтожно мала по сравнению с трудоемкостью физически выполняемой сборки сложных высокоточных изделий; стоимость таких компьютеров не превышает 500-800 долларов, что также вполне

приемлемо и не превышает себестоимости традиционной сборки даже одного экземпляра изделия.

Выводы: Применение технологии виртуальной сборки дает возможность таким образом подобрать собираемые детали и их относительное положение, чтобы они в максимально возможной степени компенсировали погрешности изготовления друг друга. Новая технология сборки, основанная на надежных математических моделях жестких размерных цепей и управляемом суммировании погрешностей сопрягаемых деталей, является одним из способов реализации виртуального производства. Использование такой технологии в производстве на стадиях как изготовления, так и проектирования сложных высокоточных изделий дает возможность:

- 1) организовать их одноразовую безпроводочную сборку;
- 2) создать предпосылки автоматизации сборочного процесса в серийном производстве таких изделий;
- 3) не завышать требования к качеству изготовления деталей;
- 4) снизить себестоимость и повысить производительность сборки высокоточных машин;
- 5) уменьшить сроки создания новых изделий и освоения их в серийном производстве.

Для практического использования этой технологии не потребуется больших капитальных затрат, поскольку все необходимые для ее реализации изменения касаются, в основном, организационной стороны процесса сборки, а необходимости в дорогостоящем оборудовании нет.

Список литературы: 1. Маталин А.А. Технология машиностроения. — Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1985. — 496 с.

Статья поступила в редакцию 7.06.2001 г.

ПРЕДПОСЫЛКИ И МЕТОДИКА ОПРЕДЕЛЕНИЯ ХАРАКТЕРИСТИК ТРЕНИЯ СЫПУЧИХ МАТЕРИАЛОВ, ПЕРЕМЕЩАЕМЫХ МЕХАНО-ГИДРОДИНАМИЧЕСКИМИ СИСТЕМАМИ ТРАНСПОРТИРОВАНИЯ

Нечепасев В.Г., Гнистько А.Н. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

The parameters are established, usage which one is the relevant prior condition of optimum designing mechano-hydrodynamic and hydrodynamic systems of transportation of bulk materials. Are designed a technique of their definition on the basis of experimental researches on the full-scale installation.

Перспективным направлением повышения технического уровня современных технологических машин различных видов является оснащение

их механо-гидродинамическими и гидродинамическими системами транспортирования сыпучих материалов. Так, применение механо-гидродинамических систем транспортирования угля в шнековых очистных комбайнах позволяет повысить производительность его выгрузки примерно в два раза и на этой основе существенно увеличить производительность выемки [1-4]. Применение гидродинамических систем транспортирования и удаления металлической и неметаллической стружки из рабочей зоны современных металлорежущих систем автоматизированного производства позволяет в значительной мере повысить производительность и точность механической обработки [5-7 и др.].

Производительность механо-гидродинамических систем выгрузки угля шнековых очистных комбайнов обуславливается значением давления p_n в транспортируемом потоке, которое в соответствии с [4] определяется из уравнения

$$\begin{aligned} \frac{d}{d\phi} \cdot p_n = \frac{p_n}{R-r} \cdot \left[(k_v^r \cdot r - k_v^{R2} \cdot R) \cdot (\cos \alpha - f_n \cdot \sin \alpha) \cdot n_{\min} \cdot \operatorname{tg} \phi + \right. \\ \left. + \cos \alpha \cdot (k_v^r \cdot r \cdot f_r - k_v^{R1} \cdot R \cdot f_{R1}) \cdot (\cos \alpha - f_n \cdot \sin \alpha) \cdot n_{\min} + \right. \\ \left. + \sin \alpha \cdot (k_v^r \cdot r \cdot f_r - k_v^{R2} \cdot R \cdot f_{R2}) (\sin \alpha + f_n \cdot \cos \alpha) \cdot n_{\min} \right] + \\ + \frac{\rho_y \cdot g}{2 \cdot \cos \phi} \cdot (R+r) \cdot (\cos \alpha - f_n \sin \alpha), \end{aligned} \quad (1)$$

где f_n, f_r - характеристики трения перемещаемого угля по рабочим поверхностям шнека.

Сила сопротивления перемещению металлической стружки, осушаемого гидродинамической системой транспортирования по пазу прямоугольного сечения площадью S , определяется из выражения вида

$$F = 0,5 \cdot l \cdot \gamma \cdot g \cdot S \cdot [f + (e^{ml} - 1)], \quad (2)$$

где f - характеристика трения стружки по поверхностям паза.

Анализ выражений (1) и (2) показывает, что величины p_n и F являются сложными многопараметрическими функциями, в существенной мере зависящими от характеристик трения f_n, f_r, f . Следовательно, характеристики трения можно рассматривать в качестве управляемых параметров технологического воздействия на рабочие процессы рассматриваемых систем транспортирования угля, стружки и других сыпучих материалов напорными струями жидкости. Поэтому установление закономерностей изменения и точных значений характеристик трения сыпучих материалов в конкретных эксплуатационных условиях является важным предварительным условием оптимального проектирования механо-гидродинамических и гидродинамических систем транспортирования.

Однако, природа и механизм протекания процессов в зоне контакти-

рования перемещаемых сыпучих материалов с рабочими поверхностями транспортирующих устройств таких систем в настоящее время изучены недостаточно для решения задач оптимального проектирования. Справочные значения характеристик трения, как правило, имеют вид, мало пригодный для практического использования, а функциональные зависимости характеристик трения от состояния рабочих поверхностей и других эксплуатационных условий применительно к задачам проектирования систем транспортирования не установлены. Так, коэффициент трения угля по стали, согласно [8], составляет 0,29-0,84, а коэффициент трения движения стружки по стали в воде, согласно [5], составляет 0,33 вне зависимости от состояния поверхностного слоя (в том числе и вне зависимости от высоты микронеровностей) и других факторов.

В тоже время, известно, что параметры состояния поверхностного слоя и другие условия трения существенно влияют на значение характеристик трения. Так, в соответствие с [9], это влияние в общем виде отражается зависимостью

$$f = C_{Ra} Ra^x v^y (C_N N)^z, \quad (3)$$

где f - коэффициент трения скольжения; Ra - параметр шероховатости; v - скорость скольжения; N - нагрузка в зоне контакта; $C_{Ra, x, y, z, N}$ - эмпирические коэффициенты.

Для трения скольжения пары сталь - сталь зависимость имеет вид

$$f = 0,148 Ra^{0,08} v^{-0,09} (0,1N)^{-0,06}. \quad (4)$$

Анализ зависимости (4) показывает, что шероховатость поверхности трения оказывает наибольшее влияние на коэффициент трения [9]. Так, изменение шероховатости в 30 раз приводит к изменению коэффициента трения в 2 раза, а изменение условий трения в 100 раз приводит к изменению коэффициента трения в 1,6 раза.

Причем наибольшее влияние на процесс трения шероховатость оказывает при больших скоростях и малых нагрузках. Уменьшение шероховатости во всем диапазоне изменения скорости скольжения и нагрузки приводит к снижению коэффициента трения.

Исследования, на основании которых получена зависимость (4) для пары сталь-сталь, проведены на специальной машине трения по схеме шаровой индентор-плоский образец (рис.1). Такая схема нагружения, позволяя исключить влияние волнистости и макро-

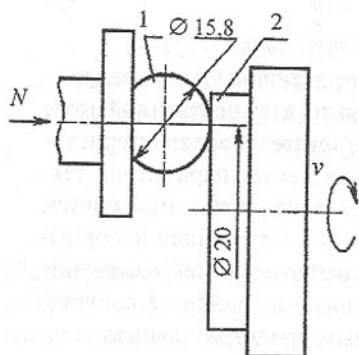


Рис.1. Схема проведения исследований на машине трения: 1 - индентор; 2 - образец

отклонений на процесс трения, в тоже время в значительной мере не соответствует физической картине процесса транспортирования сыпучих материалов механо-гидродинамическими и гидродинамическими системами (в том числе физической картине перемещения металлической стружки по шероховатой плоской поверхности, пазам и др.). Поэтому результаты работы [9] не могут быть в полной мере распространены на рассматриваемые системы.

Изложенное определяет необходимость проведения специальных исследований, направленных на определение характеристик трения сыпучих материалов в области возможного изменения параметров (режимных и состояния поверхностного слоя рабочих элементов) механо-гидродинамических и гидродинамических систем транспортирования и установление закономерностей их изменения методами регрессионного анализа.

Структурная и параметрическая оптимизации рассматриваемых систем предполагает использование зависимостей, отражающих связь между параметрами (состояния поверхностного слоя, режимными и др.) и характеристиками трения. Наиболее удобной для практического использования формой представления такой связи являются зависимости вида

$$f_{mp} = f(Ra, p, v, W), \quad (5)$$

где f - характеристика трения в конкретных эксплуатационных условиях; Ra - параметр шероховатости; p - давление сыпучего материала на рабочую поверхность транспортирующих устройств; v - скорость перемещения сыпучего материала; W - влажность транспортируемого сыпучего материала.

Для получения достоверных данных, обеспечивающих получение зависимостей вида [5], на основе положений теории планирования эксперимента разработана методика проведения экспериментальных исследований, которой предусматривается проведение полнофакторного эксперимента (ПФЭ). Определены также необходимые число опытов и число их повторений в исследуемых точках факторного пространства. Необходимое число повторений опытов в каждой точке факторного пространства определяется из условия однородности дисперсий, обуславливающего пригодность полученных экспериментальных данных для проведения регрессионного анализа [10]. Однородность дисперсий при этом устанавливается при помощи критерия Кохрена.

С целью проведения указанных экспериментальных исследований спроектирована и изготовлена полноразмерная установка (рис.2), основными составными элементами которой являются: система привода (на базе токарного станка); система перемещения (основой которой является специальный подвижный бункер); система измерений (содержащая тензометрический усилитель 8АНЧ, светолучевой осциллограф Н-117, ЭВМ Pentium-

2, линии связи, элементы управления и др).

При проведении исследований варьированию подлежат:

- параметр шероховатости $Ra = \text{var}$ ($Ra = 1 \dots 100$ мкм);
- скорость перемещения бункера $v = \text{var}$ ($v = 0,5 \dots 1,5$ м/с);
- давление в насыпном материале $p = \text{var}$ ($p = 0,01 \dots 0,03$ МПа);
- влажность сыпучего материала $W = \text{var}$ ($W = 0 \dots 20$ % для угля, для стружки – наличие и отсутствие СОТС);
- физико-механические свойства сыпучих материалов (плотность, гранулометрический состав угля, тип стружки и др.).

Разработанная методика и принятые средства ее реализации позволяет корректно определить характеристики трения, необходимые для оптимального проектирования механо-гидродинамических и гидродинамических систем транспортирования сыпучих материалов.

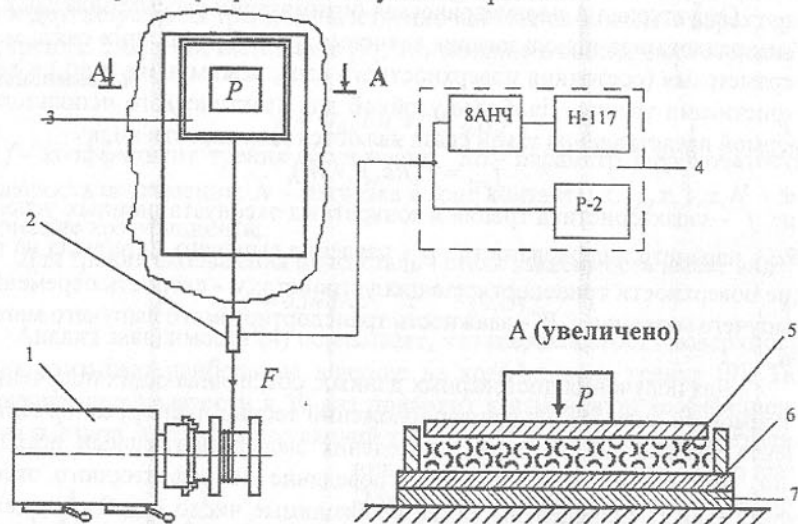


Рис. 2. Схема установки для проведения экспериментальных исследований: 1 – токарный станок; 2 – тензометрический динамометр; 3 – подвижный бункер; 4 – система измерений; 5 – сыпучий материал; 6 – сменная плита ($Ra = \text{var}$); 7 – опорная плита; 8 – ящик; 9 – прижимная плита; 10 – груз ($P = \text{var}$); 11 – тензоусилитель; 12 – осциллограф; 13 – ЭВМ; 14 – стружка различных типов

Список литературы: 1. Нечепаяев В.Г. Разработка исполнительного органа повышенной погрузочной способности для очистных комбайнов, работающих в условиях тонких пластов // Известия вузов. Горный журнал. –1996.– №1.– С.110-114. 2. Nechepayev V.G. Synthesis of Mechano- Hydrody-

Hydrodynamic Actuators of Coal Cutter-Loader // 4. Magdeburger Maschinenbau-Tage. - Tagungsband I. - Logos Verlag Berlin, 1997. - p. 35 - 43. 3. Нечепаяев В.Г. Эффективность шнековых исполнительных органов комбайнов для тонких пластов // Уголь Украины. –2001.– №4.– С.20-22. 4. Нечепаяев В.Г. Математическая модель выгрузки угля шнековым механо-гидродинамическим исполнительным органом // Известия вузов. Горный журнал. –2000.– №1.– С.68-72. 5. Куприн А.И., Тихонцов А.М. Гидротранспорт стружки. М: Машиностроение, 1978. 80 с. 6. Власов А.Ф. Удаление пыли и стружки от режущих инструментов. -3-е изд., перераб. и доп. - М.: Машиностроение, 1982.-240 с. 7. Куприн А.И. Гидротранспорт стружки с импульсной подачей жидкости //Станки и инструмент. – 1975. - № 12. - С.11. 8. Зенков Р.Л. Механика насыпных грузов. – М.: Машиностроение, 1964. – 241 с. 9. Сулов А.Г. Технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя деталей. - М.: Машиностроение, 1987.- 208 с. 10. Адлер Ю.П., Маркова Е.В., Грановский Ю.В. Планирование эксперимента при поиске оптимальных условий – М.: "Наука", 1976. - 280 с.

Статья поступила в редакцию 5.06.2001г.

МАТЕМАТИЧЕСКИЕ МЕТОДЫ ОЦЕНКИ ТОЧНОСТИ БАЗИРОВАНИЯ ДЕТАЛЕЙ ПО ПОВЕРХНОСТЯМ СЛОЖНОЙ ПРОСТРАНСТВЕННОЙ ФОРМЫ

Николаев А.В. (УлГУ, г.Ульяновск, Россия)

The principle of determination position of blank or part with complex surface form on machine is stated. The mathematical model of blank positioning is suggested. This model helps to evaluate the accuracy of new blank positioning principle.

В условиях современного открытого рынка, когда большое количество производителей предлагает продукцию примерно одного и того же назначения, технического уровня и качества, все большая роль в борьбе за покупателя отводится внешнему виду изделий. Современная мода диктует отказ от прямолинейных плоских форм и переход к сложным криволинейным поверхностям. Это прослеживается в большинстве видов товаров, начиная от бытовой техники и заканчивая автомобилями. Такой метод борьбы за покупателя требует соответствующих технологических возможностей, которыми, к сожалению, не всегда обладают наши предприятия. Требуется переход от традиционных технологий проектирования и массового производства изделий с прямолинейными и цилиндрическими формами к изделиям произвольно сложной формы, которую может родить фантазия дизайнера.

В настоящее время такой переход осуществляется следующим образом. В проектировании изделий прослеживается отказ от традиционного черчения и переход к математическому моделированию поверхностей в системах компьютерного проектирования. Так, например, на Ульяновском автозаводе 100% внешних кузовных деталей новых автомобилей проектировалась в системе CADD5-5. При проектировании штамповой оснастки форма штампа не вполне повторяет форму детали, так как необходимо учитывать влияние упругих деформаций извлеченной из штампа заготовки на конечную форму детали. Для этого требуется математическое моделирование процесса штамповки, которое позволяет рассчитать и соответствующим образом изменить форму поверхностей штампа относительно конструкторской формы. Таким образом, и здесь хранителем информации является математическая модель. Производство штампов со сложными криволинейными поверхностями по математическим моделям требует применения многокоординатных станков с ЧПУ, а также автоматизации процесса разработки управляющих программ для этих станков и самой технологии обработки. В то же время, в большинстве распространенных систем автоматизированного проектирования, например, в том же CADD5-5 дело не идет дальше автоматизации расчета траектории движения инструмента, то есть не рассматриваются такие важные для технолога вопросы, как назначение схемы базирования, расчет точности обработки и многие другие. В то время, как решение этих вопросов традиционными методами, применяемыми для прямолинейных и цилиндрических поверхностей, здесь может оказаться неэффективным. Поэтому неслучайно большинство отечественных заводов оказывается не в состоянии производить подобные штампы и заказывает их на специализированных фирмах в Италии или Японии. При этом стоимость одного штампа может достигать нескольких сотен тысяч долларов. Примерно также дело обстоит и в вопросе проектирования пресс-форм и сварочных кондукторов и везде одной из проблем является, как в процессе производства определить, соответствует ли положение заготовки или изделия со сложной криволинейной формой поверхностей назначенному конструктором или технологом положению относительно других деталей или технологического оборудования, то есть решению вопроса базирования.

Данная работа посвящена решению вопроса о базировании заготовок с использованием в качестве баз поверхностей сложной криволинейной формы, исходя из требуемой точности обработки. До сих пор основным нормативным документом в этой области остается ГОСТ 21496-76. "Базирование и базы в машиностроении" [1]. Однако легко увидеть, что все предлагаемые в этом ГОСТе типовые решения основаны на том, что заготовка имеет достаточно точно обработанные плоские или цилиндрические поверхности, которые и используются в качестве баз. В случае отсутствия

таких поверхностей единственным предлагаемым решением остается их искусственное введение, что усложняет деталь, снижает точность, а в ряде случаев вообще невозможно. Автором в начале 90-х годов был предложен другой способ решения проблемы придания заготовке требуемого положения относительно координатной системы станка. Он основан на замене процесса точного базирования и закрепления заготовки в приспособлении, только процессом закрепления с последующей автоматической выверкой положения заготовки прямо на станке, работающем в режиме координатно-измерительной машины [2]. Для этого станок оснащался датчиком типа индикатор контакта и специальным программным обеспечением, разработанным на основе предложенных автором математических зависимостей и алгоритмов. Тогда же была предложена методика расчета достигаемой при этом точности установки заготовки. Однако, выбор в качестве описания поверхностей баз алгебраических уравнений до второго порядка включительно, т.е. вида:

$$Ax^2 + By^2 + Cz^2 + Dxy + Eyz + Fzx + Gx + Hy + Kz + L = 0 \quad (1)$$

делает ее плохо совместимой с современными системами компьютерного проектирования, где для описания поверхностей сложной формы в настоящее время используется представление форме Безье или NURBS [3].

Данная работа посвящена развитию идей изложенных в [2] с учетом необходимости обеспечения возможности использования кусочно-полиномиальных поверхностей для описания баз.

Рассмотрим две системы координат – систему детали $O_d X_d Y_d Z_d$ и систему обрабатывающего станка $O_c X_c Y_c Z_c$. С системой координат детали принято связывать поверхности заготовки, используемые в качестве ее баз, и в этой системе программируется обработка детали. В системе координат станка отрабатываются перемещения рабочих инструментов. Следовательно, необходимо точное согласование положения систем координат детали и станка, что является необходимым условием точной обработки заготовки относительно ее баз. После закрепления заготовки на станке она, в общем случае, занимает на станке положение смещенное на величину погрешности установки от требуемого для обработки. Соответственно система координат детали оказывается сдвинутой относительно системы координат станка. Это смещение можно математически описать тремя поворотами $\alpha_a, \alpha_b, \alpha_\gamma$ и тремя линейными сдвигами a_x, a_y, a_z системы координат детали в системе координат станка. Введем математическое описание поверхностей, используемых в качестве баз заготовки при ее установке. Мы рассматриваем случай, когда заготовка не имеет предварительно обработанных поверхностей, имеющих форму плоскостей или цилиндрических поверхностей, то есть когда нельзя использовать известные способы базирования. Пусть имеющиеся у заготовки обработанные поверхности имеют форму, соответствующую математическому описанию поверхности Безье.

Рассмотрим возможность использования этих поверхностей в качестве баз. В общем виде описание поверхности Безье имеет вид:

$$\begin{aligned}x(u, v) &= \sum_{i=0}^m \sum_{j=0}^n C_m^i u^i (1-u)^{m-1} C_n^j v^j (1-v)^{n-1} x_{ij} \\y(u, v) &= \sum_{i=0}^m \sum_{j=0}^n C_m^i u^i (1-u)^{m-1} C_n^j v^j (1-v)^{n-1} y_{ij} \\z(u, v) &= \sum_{i=0}^m \sum_{j=0}^n C_m^i u^i (1-u)^{m-1} C_n^j v^j (1-v)^{n-1} z_{ij}\end{aligned}\quad (2)$$

где u, v — параметрические координаты поверхности; C_m^i — число сочетаний из m объектов по i ; m — степень многочлена Безье; i и j — номер управляющей точки; x_{ij}, y_{ij}, z_{ij} — вектор координат управляющей точки с номером ij .

Далее, пусть нам известны координаты опорных точек приспособления системе станка x_{cb}, y_{cb}, z_{cb} (i — количество опорных точек). Можно пересчитать положение этих точек из системы станка в систему детали, пользуясь формулами преобразования координат, которые для наблюдающихся на практике малых угловых смещений заготовки примут вид (считая, что $\cos\varphi=1$, $\sin\varphi=\varphi$):

$$\begin{aligned}x_d &= (x_c - a_x) + (y_c - a_y)a_\gamma + (z_c - a_z)(-a_\beta) \\y_d &= (x_c - a_x)(-a_\gamma) + (y_c - a_y) + (z_c - a_z)a_\alpha \\z_d &= (x_c - a_x)a_\beta + (y_c - a_y)(-a_\alpha) + (z_c - a_z)\end{aligned}\quad (3)$$

При установке заготовки в приспособление она своими базами, описанными уравнениями вида (2), касается опорных точек. Следовательно, если координаты опорных точек x_{cb}, y_{cb}, z_{cb} пересчитать по формулам (3) в систему детали, то они должны удовлетворять уравнениям (2). Как известно из теории базирования [1], заготовка полностью лишается степеней свободы при базировании по шести точкам. Следовательно, мы можем записать эти уравнения для каждой точки. Всего получается $3 \cdot 6 = 18$ уравнений с шестью неизвестными координатами пространственного положения заготовки $a_\alpha, a_\beta, a_\gamma, a_x, a_y, a_z$ и двенадцатью неизвестными параметрическими координатами u_i, v_i точек касания опор приспособления с базами заготовки. Эта система достаточно легко решается численными методами (например, методом Ньютона) в результате чего может быть установлено фактическое положение заготовки на станке и решена задача ее базирования. В этом смысле эта система из 18 уравнений с 18 неизвестными является математической моделью базирования заготовки по криволинейным поверхностям. Исследуя эту модель математическими методами можно прийти к заключению о точности, обеспечиваемой той или иной схемой расстановки опор, влиянии качества обработки баз на результирующую

точность установки и о ряде других важных для технолога характеристик.

В качестве примера, можно привести два варианта моделирования расстановки опор, приведенные на рис. 1. Суть моделирования заключалась в том, что для конкретной заготовки и заданного расположения опор проводилась серия численных экспериментов, в каждом из которых опорам придавались небольшие случайные смещения с определенным законом распределения. Тем самым моделировалась возможная неточность изготовления опор, их износ, загрязнение и другие факторы, влияющие на точность базирования.

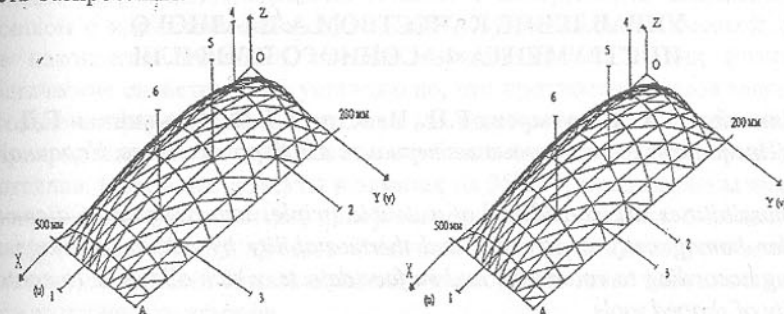


Рис. 1. Схема размещения опор по двум вариантам

В каждом эксперименте путем решения системы уравнений математической модели, определялись координаты пространственного положения заготовки $a_\alpha, a_\beta, a_\gamma, a_x, a_y, a_z$ и по всей серии экспериментов определялись статистические характеристики смещений. Эти смещения, пересчитанные в координаты точек обрабатываемой поверхности, дают оценку влияния погрешности установки заготовки на результирующую точность обработки. Так, в результате сравнения схем базирования, например, для точки обрабатываемой поверхности (500, 200, 0) погрешность установки по оси Y составила 0,31 мм для первой схемы (рис. 1), что для обрабатываемого размера соответствует 11 квалитету, а для второй схемы — 1,081 мм, что соответствует только 14 квалитету.

ВЫВОДЫ

1. В работе предложен новый подход к базированию заготовок со сложной криволинейной формой поверхностей
2. Представлена математическая модель процесса базирования заготовок и показана возможность использования этой модели для оценки точности разных схем базирования
3. Данная работа может быть использована при разработке систем автоматизированного проектирования технологических процессов.

Список литературы: 1. ГОСТ 21496-76. Базирование и базы в машиностроении. — М.: Изд-во стандартов, 1976. — 35 с. 2. Полянсков Ю.В.,

Николаев А.В. Повышение эффективности использования многоцелевых станков путем применения автоматической установки – выверки заготовок//Проблемы машиностроения и автоматизации. – 1993. – № 3-4. – С.57-62. 3. Полянский Ю.В., Кузнецова Л.В., Николаев А.В. Математические основы компьютерного моделирования геометрических объектов. Учебное пособие. Ульяновск: УлГУ, 1998. 67с.

Статья поступила в редакцию 7.06.2001г.

УПРАВЛЕНИЕ КАЧЕСТВОМ АЛМАЗНОГО ИНСТРУМЕНТА ФАСОННОГО ПРОФИЛЯ

Новиков Н.В., Богатырева Г.П., Невструев Г.Ф., Ильницкая Г.Д.
(Институт сверхтвердых материалов АН Украины, Киев, Украина)

The possibilities are considered of a double (triple) improvement of diamond powder homogeneity in strength and thermostability by additional magnetic sorting according to volumetric and surface defects, which allows us to control quality of shaped tools

Массовое производство деталей машин предусматривает в технологии операции прецизионного врезного шлифования, которые выполняются алмазным инструментом фасонного профиля [1].

Широкие исследования процесса врезной правки абразивного круга показали, что удельный расход алмазов зависит от всего комплекса факто-

ров процесса правки и прежде всего от зернистости и характеристик качества алмазов в ролике, т.е. от прочности, термостойкости и однородности порошка по этим характеристикам [2, 3].

Конструкция правящего инструмента и условия его эксплуатации подразумевают равномерную работу каждого из зерен алмаза, закрепленного в ролике.

Из перечисленных характеристик только зерновой состав порошка регламентируется достаточно жестко действующим нормативным

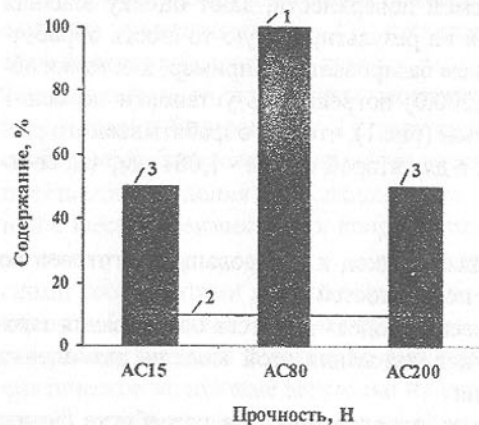


Рис. 1. Возможные составы алмазного порошка марки AC80 400/315: 1 – идеальный; 2 – равномерный; 3 – смесь порошков двух марок.

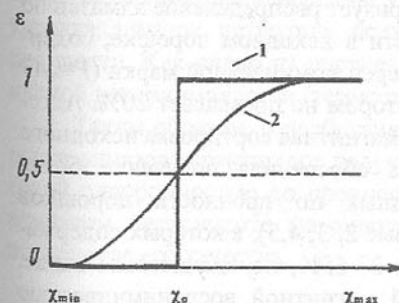
документом [4]. Прочность алмазных порошков оценивают средней величиной, полученной в результате испытаний 50-ти или 100 зерен алмаза

Очевидно, что средняя величина прочности или термостойкости является явно недостаточной характеристикой алмазного порошка, так как совершенно не отражает степень его однородности. На рис.1 в качестве иллюстрации приведены возможные составы порошка марки AC80: 1- идеальная однородность, 2- равномерное присутствие в порошке зерен десяти марок от AC15 до AC200, 3- смесь двух порошков марок AC15 и AC200. Очевидно эффективность работы алмазного инструмента, оснащенного порошком с идеальной однородностью (1), будет наиболее высокой. По мере накопления знаний о влиянии свойств алмазов на их физико-механические свойства было установлено, что прочность алмазов зависит не только от формы кристаллов, но в значительной мере - от объемных внутрикристаллических дефектов и особенно от дефектов поверхности кристаллов. Объемные дефекты в алмазах на 95-99% представлены включениями сплава-растворителя, присутствие которых является определяющими в термостойкости алмазов. Величина концентрации макро и микро дефектов поверхности алмаза оказывает непосредственное влияние на показатель прочности алмазов.

Полученные знания были положены в основу количественных методов оценки объемных дефектов через величину магнитной восприимчивости χ , а поверхностных дефектов – через коэффициент поверхностной активности K_d . Эти же свойства были использованы в разработанных процессах магнитного разделения алмазов по содержанию металлических включений, (по термостойкости) и адгезионно-магнитного разделения алмазов по дефектности поверхности, т.е. по прочности [5].

Оба процесса осуществляются в магнитном поле с регулируемой силой магнитного притяжения и используют различия в магнитной восприимчивости зерен алмаза. Изменяя магнитную силу сепаратора можно в идеале все зерна порошка четко разделить на однородные по составу порошки с различной естественной магнитной восприимчивостью (χ) или с различной дефектностью поверхности (K_d). В реальном процессе магнитного разделения в зоне сепарации часть зерен движется закономерно, а часть – хаотично. По этой причине происходит взаимозасорение продуктов.

Рис. 2. Сепарационная характеристика магнитного разделения: 1 – идеальная; 2 – реальная.



На рис.2 приведена идеальная (ступенчатая) функция разделения (1), в которой происходит скачок на еди-

ницу в точке χ_p , обозначающей магнитную восприимчивость разделения. Реальная сепарационная характеристика разделения порошка на два продукта изменяется плавно между нулем и единицей (кривая 2 на рис.2). Граница разделения $\chi_p = \text{const}$ соответствует элементарной фракции, которая наполовину извлекается в магнитный и немагнитные продукты. Чем больше разность $|\chi_1 - \chi_2|$, тем более полно извлекаются зерна алмаза в магнитный и немагнитный продукты.

Изготовление алмазного порошка с высокой однородностью по прочности и термостойкости требует более сложной технологии с многократной сепарацией при последовательном изменении величины χ_p . В этом случае сепарационная характеристика процесса будет представлять семейство кривых, аналогичных кривой 2, отличающихся магнитной восприимчивостью разделения. Фракционный состав получаемых порошков будет соответствовать нормальному закону интеграла вероятности [6].

Рассмотренные закономерности магнитного процесса разделения показали реальные возможности селективного разделения зерен алмаза по χ и получения порошков с высокой однородностью по прочности и термостойкости. На этой основе были разработаны нормативные документы на метод определения и требования к однородности алмазных шлифпорошков по прочности и термостойкости [7].

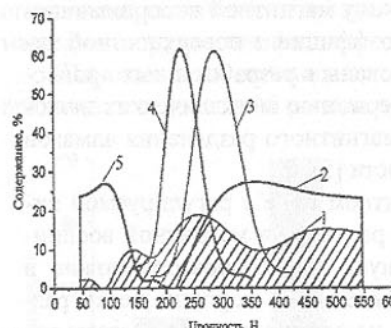


Рис. 3. Распределение зерен алмазного порошка 400/315 по прочности в исходном порошке (1) и продуктах АМС (2, 3, 4, 5).

марок АС50, АС125, АС160, АС200 (кривые 2, 3, 4, 5), в которых содержание зерен номинальных марок составляет 27-65%, т.е. значительно выше. Этот же алмазный порошок со средней магнитной восприимчивостью $\chi = 62,5 \cdot 10^{-8} \text{ м}^3/\text{кг}$ был разделен на 3 продукта, которые имели восприимчивость 7,1; 28,5 и $186 \cdot 10^{-8} \text{ м}^3/\text{кг}$ (рис.4) и соответственно коэффициент термостойкости 0,95; 0,89; 0,63. Таким образом, дополнительная сортировка в

Ниже рассмотрены результаты дополнительной специальной сортировки высокопрочных алмазных порошков, произведенных различными зарубежными фирмами.

В качестве примера на рис.3 представлены результаты адгезионно-магнитной сортировки алмазного порошка марки АС125 400/315. Кривая 1 характеризует распределение алмазов по прочности в исходном порошке, содержание зерен номинальной марки ($P=247 \text{ Н}$), в котором не превышает 20%. Адгезионно-магнитная сортировка исходного порошка обеспечила получение более однородных по прочности порошков

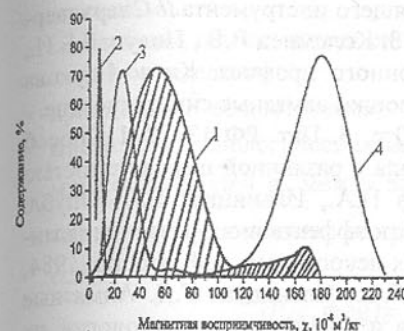


Рис. 4. Распределение зерен алмаза (400/315) по χ (включениям) в исходном порошке (1) и продукта магнитной сортировки (2, 3, 4).

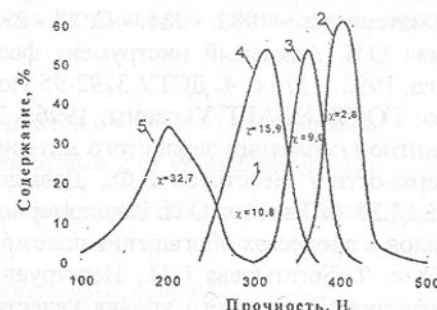


Рис. 5. Характеристика алмазных порошков по прочности в исходном состоянии (1) и продуктах АМС (2, 3, 4, 5)

магнитном поле обеспечивает получение более однородных порошков по прочности и термостойкости.

Возможности разработанных процессов позволяют повторять операцию сортировки и обеспечивать получение порошков с коэффициентом однородности по прочности и термостойкости на уровне 80-90%.

На рис.5 приводятся кривые распределения зерен алмаза по прочности в исходном порошке марки АС200 (кривая 1) со средней прочностью 338Н и во вновь полученных порошках со средней прочностью 381 Н (кривая 2), 360 Н (кривая 3), 322 Н (кривая 4) и 233 Н (кривая 5), однородность которых по прочности в 2-2,8 раза выше чем в исходном порошке.

Следует отметить, что исходный порошок марки АС200 на 100% состоит из зерен одинакового габитуса с постоянным коэффициентом формы, равным 1,06. Это свидетельствует о том, что возможности сортировки по форме полностью исчерпаны. И в этих условиях более селективная сортировка алмазов позволила получить однородные порошки различной прочности. Как видно из рисунка 5 алмазы попутно разделились по магнитной восприимчивости (термостойкости) от 2,8 до $32,7 \cdot 10^{-8} \text{ м}^3/\text{кг}$.

Таким образом, разработанные высокоселективные процессы сортировки алмазов гарантируют получение элитных алмазных порошков с высокой однородностью по прочности и термостойкости. Их применение в алмазном инструменте фасонного профиля обеспечивает существенное повышение его качества.

Список литературы: 1. Чачин В.Н., Дорофеев В.Д. Профилирование алмазных шлифовальных кругов — Минск: Наука и техника, 1974.- 160 с. 2. Полупан Б.И., Невструев Г.Ф., Богатырева Г.П. и др. Влияние качества

синтетических алмазов на стойкость правящего инструмента // Сверхтвердые материалы. - 1982. - №5. - С. 27 - 29. 3. Коломиец В.В., Полупан Б.И., Химач О.В. Алмазный инструмент фасонного профиля. Киев: Наукова думка, 1992. - 176 с. 4. ДСТУ 3292-95 Порошки алмазные синтетические. - Киев: ГОСТАНДАРТ Украины, 1996. - 70 с. 5. Пат. РФ 1312811 Способ магнитной сепарации зернистого материала с различной шероховатостью поверхности / Невструев Г.Ф., Давыдов Н.А., Ильницкая Г.Д. Опубл. 1995.12.27. 6. Тихонов О.Н. Закономерности эффективного разделения минералов в процессах обогащения полезных ископаемых. - М.: Недра.-1984, - 208 с. 7. Богатырева Г.П., Невструев Г.Ф., Ильницкая Г.Д. Алмазные шлифпорошки мирового уровня качества и современные технологии их изготовления // Инструментальный світ. -1999. - №4-5. - С.24-27.

Статья поступила в редакцию 29.05.2001г.

АНАЛИЗ И СТРУКТУРНО-КОМПОНОВОЧНЫЙ СИНТЕЗ СБОРОЧНЫХ УСТРОЙСТВ ДЛЯ СБОРКИ УПЛОТНИТЕЛЬНЫХ СОЕДИНЕНИЙ (ЭЛАСТИЧНАЯ КОЛЬЦЕВАЯ ДЕТАЛЬ – КАНАВКА ОТВЕРСТИЯ)

Новосёлов Ю.К., Тараховский А.Ю. (СевГТУ, г. Севастополь, Украина)

The problem of synthesis of optimum structures of assembly devices for assembly of connections "an elastic ring — a groove of a hole" surveyed and the skeleton diagram of the given technological system composed.

Анализ сборочных устройств для сборки уплотнительных соединений (эластичная кольцевая деталь – канавка отверстия) показывает, что сборочное устройство обладает всеми признаками технических динамических систем. К таким признакам относятся:

- сборочное устройство состоит из отдельных взаимодействующих подсистем;
- состояние подсистем и сборочного устройства в целом изменяется во времени;
- каждая подсистема и сборочное устройство в целом характеризуется текущим состоянием, историей развития.

В связи с этим задача синтеза оптимальных структур сборочных устройств может рассматриваться как задача общей теории синтеза технических систем, но она имеет и ряд своих особенностей, связанных:

- с требованиями, предъявляемыми к сборочному устройству;
- с особенностью физического процесса сборки.

Всё это требует структуризации задачи, выбора методов её решения, определения критериев эффективности, установления взаимосвязей между

подсистемами.

В общем случае задача синтеза оптимальной технической системы состоит в определении:

- принципов $\hat{P}$ её построения;
- множества технологических элементов $\hat{c} = \{\hat{c}_i, i = \overline{1, n}\}$, системы;
- множества связей $\hat{a}$ между элементами $\hat{c}$ и функцией $\hat{g} = (g_1, \dots, g_n)$ таких, что обеспечивают экстремум показателей оптимальности g_0 , то есть:

$$(\hat{P}, \hat{c}, \hat{a}, \hat{g}) = \arg \text{ext } g_0(P, c, \hat{a}, g).$$

Принципы построения $\hat{P}$ системы сборочного устройства заключаются в следующем:

1. Сборочное устройство представляет собой систему с открытыми границами (число составляющих системы и их вариантов заранее не известно).
2. Переход от одного варианта к другому дискретен и трудноформализуем (не может быть выражен функционально).
3. Множество вариантов может быть установлено только на основе априорной информации, опыта проектировщика.
4. Часть вариантов остаётся за границами исследования и недоступна для анализа в связи с отсутствием требуемых технических решений.

Совокупность элементов $\hat{c}$ представляет собой совокупность разнородных в техническом исполнении узлов. Каждый элемент конструктивно может быть выполнен в различных вариантах.

Конструкция элементов в значительной степени влияет на гибкость, надёжность, стоимость элемента. Всё это определяет показатель оптимальности технической системы. По параметрам надёжности, гибкости и стоимости элементы сборочного устройства неравноценны и методика синтеза технических систем должна выявить наиболее слабые места с целью дальнейшего совершенствования. Связи между элементами $\hat{a}$ определяются взаимным расположением элементов, их влиянием друг на друга, особенностью функционирования.

С учётом рассмотренных особенностей синтез сборочного устройства может быть выполнен на основе использования методов структурной и параметрической оптимизации (синтеза) технических систем. На рисунке 1 приведена укрупнённая блок-схема последовательности решения задачи синтеза, выявления "слабых" мест (элементов и узлов) и совершенствования технологической системы сборочного устройства.

Для определения совокупности технологических элементов сборочного устройства для сборки уплотнительных узлов (эластичная кольцевая деталь – канавка отверстия) $\hat{c} = \{\hat{c}_i, i = \overline{1, n}\}$, связей $\hat{a}$ между ними и функ-

цией $\{\hat{g}_i, i = \overline{1, n}\}$ выполним декомпозицию устройства на подсистемы первого (рисунок 2):

- сборочное устройство (СБ);
- приспособление – загрузочное устройство (П);
- базовая деталь (БД);
- эластичная кольцевая деталь (ЭКД);
- процесс сборки – сопряжения деталей.

Процесс сборки можно разбить на подсистемы второго уровня:

- подача деталей к месту сборки;
- базирование и фиксация деталей на сборочной позиции;
- взаимное ориентирование деталей друг относительно друга;
- сопряжение деталей;
- выгрузка уплотнительного соединения в тару или транспортирование на следующую технологическую позицию.

В свою очередь процесс сопряжения деталей можно разбить на подсистемы третьего уровня:

- деформирование ЭКД;
- подача деформированной ЭКД к канавке БД;
- сопряжение ЭКД с канавкой БД;
- восстановление деформированной формы ЭКД в канавке БД, осадка (если изменённая форма окажется устойчивой).

На первом этапе решения задачи синтеза системы сборочного устройства при формировании множества структур будем учитывать в каче-

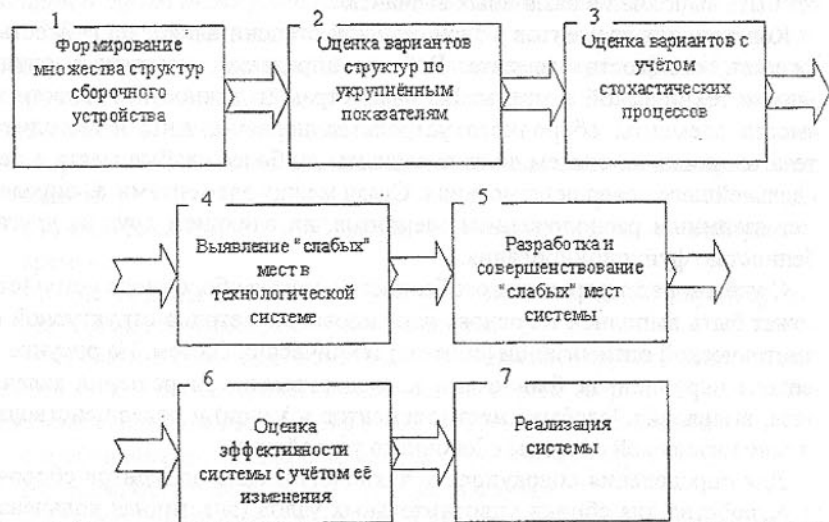


Рис. 1. Укрупнённая блок-схема последовательности решения задач синтеза для системы сборочного устройства

стве признаков и характеристик технологических элементов их различное влияние на выходные показатели как технологической системы, так и процесса сборки. При этом целесообразно применить аппарат морфологического анализа [1].

Однако, этот метод в чистом виде использовать нельзя, так как при выборе рационального варианта не учитываются реальные условия процесса сборки уплотнительных соединений. Поэтому морфологический анализ берём в качестве аппарата на первых двух этапах синтеза для формирования множества структур и оценки вариантов по укрупнённым показателям.

На основе структурной схемы, приведённой на рисунке 2 возможно построение группы морфологических матриц, различных уровней иерархии.

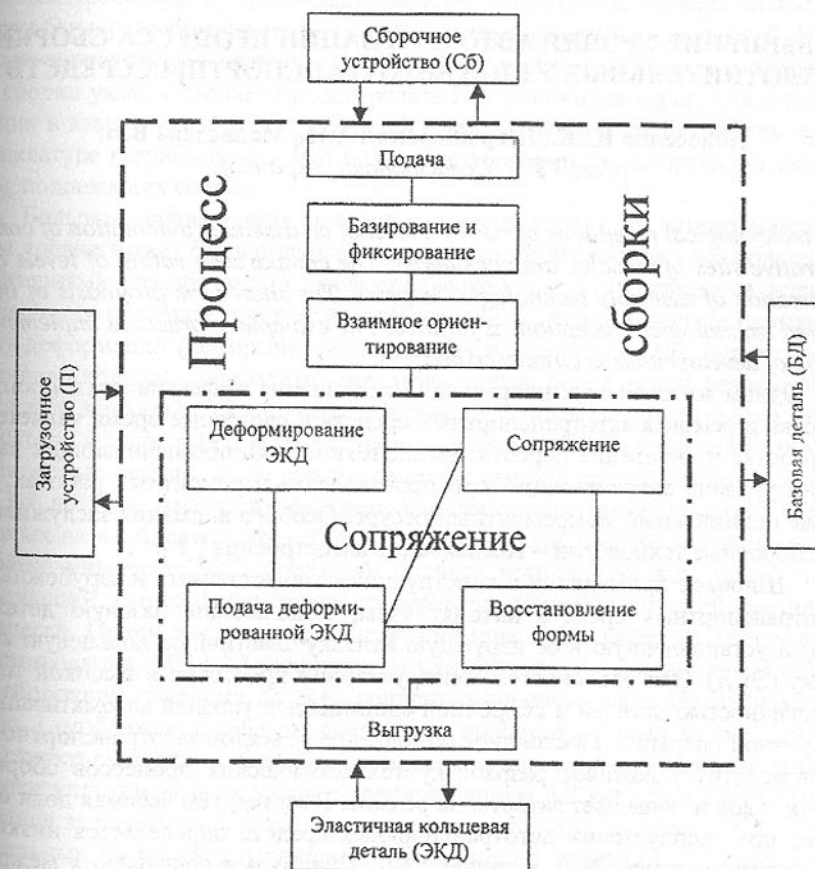


Рис. 2. Структурная схема технологической системы сборочного устройства

На основе проведенного анализа морфологической матрицы, альтернативы которой выбирались на основе структурной схемы, приведенной на рисунке 2, было разработано сборочное устройство для сборки уплотнительных соединений (эластичная кольцевая деталь – канавка отверстия).

Список литературы: 1. Одрин В.М., Картавов С.С. Морфологический анализ систем. – Киев: Наукова думка, 1977. – 257 с. 2. Автоматизация поискового конструирования. /Под ред. А.И. Половинкина. – М.: Радио и связь, 1981 3. Харченко А.О. Разработка гибких производственных модулей с учётом надёжности технологических систем. – К.: Обществознание, 1989. – 20 с.

Статья поступила в редакцию 22.05.2001г.

ПОВЫШЕНИЕ УРОВНЯ АВТОМАТИЗАЦИИ ПРОЦЕССА СБОРКИ УПЛОТНИТЕЛЬНЫХ УЗЛОВ АВТОТРАНСПОРТНЫХ СРЕДСТВ

Новоселов Ю.К., Шеретевский А.Н., Медведева В.В.
(СевГТУ, г. Севастополь, Украина)

The technological receptions of rise of a level of an assembly automation of concentrative sites of vehicles are considered. The comparative rating of levels of automation of assembly technologies is given. The short-term prognosis of the offered technological receptions is fulfilled. The example of practical implementation of developments is circumscribed.

Одним из ключевых направлений повышения эффективности производства и ремонта автотранспортных средств в настоящее время является разработка и внедрение перспективных технологий, обеспечивающих высокий уровень автоматизации при производстве и ремонтных работах, а также оптимальный межремонтный ресурс. Особого внимания заслуживают сборочные технологии – важная часть автостроения [1].

Широкое применение в конструкциях отечественных и зарубежных автотранспортных средств находят узлы, включающие базовую деталь (БД) и установленную в ее наружную канавку эластичную кольцевую канавку (ЭКД). Это объясняется конструктивной простотой и высокой технологичностью деталей и сборочной единицы для условий автоматизации сборочной операции. Постоянное обновление объектов автотранспортного производства усложняет разработку технологических процессов сборки таких узлов и повышает затраты на ремонт. Вместе с тем весовая доля отказов при эксплуатации автотранспортных средств определяется низким качеством монтажа ЭКД в канавку БД. Причинами сокращения межремонтного ресурса в этом случае являются остаточные деформации ЭКД –

скручивание, выворачивание уплотняющих кромок и т.д.

Главной особенностью технологии сборки узлов с ЭКД является необходимость деформирования эластичной детали для обеспечения сопряжения, что влияет на структуру технологического процесса. Кроме того, автоматизация сборки рассматриваемых узлов требует решения специфических задач, связанных с легкой повреждаемостью ЭКД, повышенными требованиями к качеству поверхностей собираемых деталей. Рекомендации по использованию известных технологий сборки узлов с ЭКД для условий автотранспортного производства разрозненны и противоречивы. Отсутствует комплексный подход к разработке новых, высокоавтоматизированных технологий, что значительно снижает их эффективность и сокращает “жизненный цикл” [2].

Исполнительные сборочные механизмы, отвечающие высоким современным требованиям производительности, надежности, универсальности могут быть разработаны только на основе перспективных технологий. Наличие совокупности действий, которые необходимо реализовать в процессе сборки узла, позволяет проектировать ИМ различных вариантов исполнения в зависимости от потребностей производства. В свою очередь, номенклатура разработанных ИМ позволяет формировать ассортимент деталей, подлежащих сборке.

Большая группа новых методов и средств сборки на патентоспособном уровне может быть получена с помощью морфологического подхода. Критериями разработанной морфологической матрицы являются этапы сборочного процесса, при реализации которых эластичное кольцо испытывает деформации (деформирование, подача и восстановление формы эластичного кольца), конкретный тип деформации, особенности реализации процесса, влияющие на характер деформаций (контакты поверхностей эластичного кольца в процессе установки, дополнительные воздействия на собираемые детали. Число вариантов по описанным критериям колеблется от 3-х до 5-ти. Анализ взаимосвязи конструктивных особенностей собираемых деталей, специфики сборочной технологии, физико-механических свойств материала ЭКД позволили выявить технологический прием, позволяющий существенно повысить уровень автоматизации сборочного процесса. Прием заключается в использовании БД в качестве органа деформирования ЭКД [3]. Это позволяет значительно сократить время цикла сборочной операции за счет концентрации переходов. На рисунке 1 ветвь 1 отображает структуру сборочного процесса в общем случае; ветвь 2 – структуру процесса для сборки уплотнительных узлов, ветвь 3 – случай сборки уплотнительных узлов с использованием БД как органа деформирования эластичного кольца. Существенно упростить конструкцию исполнительных сборочных механизмов, традиционно содержавших деформирующий орган. Кроме того, обеспечиваются высокое качество и надеж-

На основе проведенного анализа морфологической матрицы, альтернативы которой выбирались на основе структурной схемы, приведенной на рисунке 2, было разработано сборочное устройство для сборки уплотнительных соединений (эластичная кольцевая деталь – канавка отверстия).

Список литературы: 1. Одрин В.М., Картавов С.С. Морфологический анализ систем. – Киев: Наукова думка, 1977. – 257 с. 2. Автоматизация поискового конструирования. /Под ред. А.И. Половинкина. – М.: Радио и связь, 1981 3. Харченко А.О. Разработка гибких производственных модулей с учётом надёжности технологических систем. – К.: Общество знание, 1989. – 20 с.

Статья поступила в редакцию 22.05.2001г.

ПОВЫШЕНИЕ УРОВНЯ АВТОМАТИЗАЦИИ ПРОЦЕССА СБОРКИ УПЛОТНИТЕЛЬНЫХ УЗЛОВ АВТОТРАНСПОРТНЫХ СРЕДСТВ

Новоселов Ю.К., Шеретевский А.Н., Медведева В.В.
(СевГТУ, г. Севастополь, Украина)

The technological receptions of rise of a level of an assembly automation of concentrative sites of vehicles are considered. The comparative rating of levels of automation of assembly technologies is given. The short-term prognosis of the offered technological receptions is fulfilled. The example of practical implementation of developments is circumscribed.

Одним из ключевых направлений повышения эффективности производства и ремонта автотранспортных средств в настоящее время является разработка и внедрение перспективных технологий, обеспечивающих высокий уровень автоматизации при производстве и ремонтных работах, а также оптимальный межремонтный ресурс. Особого внимания заслуживают сборочные технологии – важная часть автостроения [1].

Широкое применение в конструкциях отечественных и зарубежных автотранспортных средств находят узлы, включающие базовую деталь (БД) и установленную в ее наружную канавку эластичную кольцевую канавку (ЭКД). Это объясняется конструктивной простотой и высокой технологичностью деталей и сборочной единицы для условий автоматизации сборочной операции. Постоянное обновление объектов автотранспортного производства усложняет разработку технологических процессов сборки таких узлов и повышает затраты на ремонт. Вместе с тем весовая доля отказов при эксплуатации автотранспортных средств определяется низким качеством монтажа ЭКД в канавку БД. Причинами сокращения межремонтного ресурса в этом случае являются остаточные деформации ЭКД –

скручивание, выворачивание уплотняющих кромок и т.д.

Главной особенностью технологии сборки узлов с ЭКД является необходимость деформирования эластичной детали для обеспечения сопряжения, что влияет на структуру технологического процесса. Кроме того, автоматизация сборки рассматриваемых узлов требует решения специфических задач, связанных с легкой повреждаемостью ЭКД, повышенными требованиями к качеству поверхностей собираемых деталей. Рекомендации по использованию известных технологий сборки узлов с ЭКД для условий автотранспортного производства разрозненны и противоречивы. Отсутствует комплексный подход к разработке новых, высокоавтоматизированных технологий, что значительно снижает их эффективность и сокращает “жизненный цикл” [2].

Исполнительные сборочные механизмы, отвечающие высоким современным требованиям производительности, надежности, универсальности могут быть разработаны только на основе перспективных технологий. Наличие совокупности действий, которые необходимо реализовать в процессе сборки узла, позволяет проектировать ИМ различных вариантов исполнения в зависимости от потребностей производства. В свою очередь, номенклатура разработанных ИМ позволяет формировать ассортимент деталей, подлежащих сборке.

Большая группа новых методов и средств сборки на патентоспособном уровне может быть получена с помощью морфологического подхода. Критериями разработанной морфологической матрицы являются этапы сборочного процесса, при реализации которых эластичное кольцо испытывает деформации (деформирование, подача и восстановление формы эластичного кольца), конкретный тип деформации, особенности реализации процесса, влияющие на характер деформаций (контакты поверхностей эластичного кольца в процессе установки, дополнительные воздействия на собираемые детали. Число вариантов по описанным критериям колеблется от 3-х до 5-ти. Анализ взаимосвязи конструктивных особенностей собираемых деталей, специфики сборочной технологии, физико-механических свойств материала ЭКД позволили выявить технологический прием, позволяющий существенно повысить уровень автоматизации сборочного процесса. Прием заключается в использовании БД в качестве органа деформирования ЭКД [3]. Это позволяет значительно сократить время цикла сборочной операции за счет концентрации переходов. На рисунке 1 ветвь 1 отображает структуру сборочного процесса в общем случае; ветвь 2 – структуру процесса для сборки уплотнительных узлов, ветвь 3 – случай сборки уплотнительных узлов с использованием БД как органа деформирования эластичного кольца. Существенно упростить конструкцию исполнительных сборочных механизмов, традиционно содержавших деформирующий орган. Кроме того, обеспечиваются высокое качество и надеж-

ность процессов сборки уплотнительных узлов.

Выбор рационального варианта деформирования кольца является начальным этапом разработки автоматизированного сборочного технологического процесса для данного случая. На основе синтеза технологических решений возможно типизировать технологию и прогнозировать разработку перспективных автоматизированных методов и средств сборки.

Вариант сборки с использованием БД в качестве деформирующего органа позволяет существенно упростить структуру ИМ и унифицировать типаж составляющих его узлов. Перенесение функции деформирования с ИМ на одну из собираемых деталей сокращает число элементов ИМ и позволяет использовать привод меньшей мощности. Совмещение во времени этапов деформирования ЭК и подачи его к посадочному месту повышает производительность ИМ. Использование модульного принципа формирования ИМ является высшей формой стандартизации сложных технических систем и способствует повышению уровня автоматизации сборочных процессов.

1	2	3
Загрузка собираемых деталей		
Ориентирование		
Транспортировка собираемых деталей		
Питание		
Базирование собираемых деталей		
Сопряжение собираемых деталей	Деформирование ЭКД	Взаимное перемещение собираемых деталей с одновременным деформированием ЭКД и установкой ее в канавку БД
	Подача ЭКД к канавке БД	
	Восстановление формы ЭКД в канавке БД	
Выгрузка собранного узла		

Рис. 1. Сравнение структур технологических процессов сборки

На основе полученных результатов разработана группа способов сборки узлов с эластичными кольцами круглого сечения, а также цикл методик решения практических задач в сфере автостроения, связанных с выбором и назначением рациональных режимов сборочного процесса в соответствии с предложенными технологиями. Решена задача практической реализации таких технологий: на ОАО "Мелитопольский завод тракторных гидроагрегатов" внедрено автоматизированное устройство для сборки узлов "эластичное кольцо – канавка вала".

Значительное число узлов конструкций автостроения характеризуются как "частично автоматизированные", поэтому для уплотнительных

узлов вида "ЭК – канавка вала" необходимо точно определить и обосновать уровень автоматизации в зависимости от серийности производства.

Значение оптимального уровня X_{opt} автоматизации соответствует минимуму приведенных затрат и находится по формуле в соответствии с методикой [1, с.39]:

$$X_{opt} = \sqrt{\frac{E_n \left[(p_1 + q_1) + \frac{(p_2 + q_2)}{N} \right]}{(\delta + \beta) S t_p}}$$

где $E_n = 0,15$ – нормативный коэффициент заработной платы с начислениями; p_1, p_2, q_1, q_2 – коэффициенты регрессионных прямых (зависимости стоимости всего сборочного оборудования j -го варианта процесса при 100% его загрузки и плата за недогрузку оборудования в зависимости от уровня X_j автоматизации); N – годовая программа выпуска узлов (или изделий), шт; $\delta = 1,15$ – коэффициент заработной платы с начислениями; $\beta = 2,65$ – общие накладные расходы в долях заработной платы; S – минутная заработная плата сборщика, усл. ед; t_p – трудоемкость ручной сборки узла (или изделия), мин.

Для определения X_{opt} были использованы данные ОАО "Мелитопольский завод тракторных гидроагрегатов".

Результаты расчетов по описанной методике показывают, что при сборке узлов до 11500 шт/год использовать средства автоматизации нецелесообразно. Однако такая серийность характерна только для 8% общего количества, и уже при $N = 12000$ шт/год уровень автоматизации увеличивается и приближается к предельному значению $X_{opt} = 0,92$.

Для различных групп узлов, отличающихся типоразмерами БД в соответствии с типизацией [2], собираемых с использованием внедренного устройства, определены зависимости оптимального уровня автоматизации от программы их выпуска. Этот банк данных целесообразно использовать в системах автоматизированного проектирования сборочных технологических процессов.

Описанные технологии рассмотрены в качестве объекта прогнозирования с периодом упреждения 10 лет. Использование метода эвристического прогнозирования позволило сделать следующие выводы:

- в течение указанного времени применимость узлов с ЭКД в конструкциях автотранспортных средств будет увеличиваться в соответствии с ростом объемов автотранспортного производства;
- сборочные технологии, разработанные на основе использования БД для деформирования ЭКД, обеспечивают высокий уровень автоматизации процесса, то есть являются перспективными.

Список литературы: 1. Технологические основы агрегатирования

сборочного оборудования: А.И. Дашенко и др. – М.: Машиностроение, 1991. – 272с. 2. Шерешевский А.Н., Медведева В.В. Проектирование исполнительных механизмов для сборки узлов с эластичными кольцевыми деталями // Сборка в машиностроении, приборостроении. – 2000. – №1. – С.36-39. 3. Шерешевский А.Н., Медведева В.В. Исследование процесса деформирования эластичных кольцевых деталей при сборке с деталями типа “вал” // В сб. докладов конференции “Прогрессивные информационные и технологические процессы в машино- и приборостроении”. – Орел, 1993. – С.45-48.

Статья поступила в редакцию 22.05.2001г.

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ДИНАМИЧЕСКОГО ГАШЕНИЯ ВИБРАЦИЙ ГРУЗОПОДЪЕМНЫХ МАШИН

Огурцов А.П., Кабаков А.М., Мамаев Л.М.
(ДГТУ, г. Днепропетровск, Украина)

The work considers numerical methods of research of controlled dissipative systems. The opportunity for energy oscillation dissipation control is vividly shown.

Подъемно-транспортные машины находятся под действием периодического возмущения, силового или кинематического, испытывают значительные колебания, особенно в области условий резонанса. Существуют различного рода демпферы, рассеивающие энергию колебаний и снижающие уровень вибраций, применение которых в ряде случаев может быть неконструктивно и не даст требуемого подавления вибраций. В последнем случае можно попытаться освободиться от источника возмущения, но это чаще всего невозможно. Попытки избежать условий резонанса за счет изменения массы или упругости грузовой подвески крана могут быть связаны с ее существенными конструктивными изменениями. Поэтому, при внешнем возмущении постоянной частоты или при малом изменении этой частоты во вполне определенной полосе частот, бывает эффективным использование динамического гашения колебаний при помощи динамических гасителей колебания (виброгасителей, антивибраторов, вибропоглотителей). При переходных режимах или случайном возмущении работа динамического гасителя требует оценки в каждом конкретном случае.

Метод динамического гашения колебаний грузовой подвески крана состоит в том, что к ней присоединяют дополнительную колебательную систему, параметры которой подбирают таким образом, чтобы колебания подвески существенно уменьшились. Проблема динамического синтеза вибрационных систем, содержащих элементы автоматики и управления,

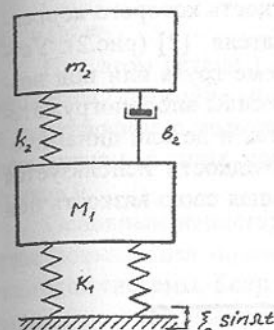


Рис. 1 Расчетная схема

является одной из центральных при их проектировании и выборе.

Расчетная схема грузовой подвески крана с динамическим гасителем колебаний показана на рис. 1.

На крюк грузовой подвески навешено вибрирующее устройство, совершающее колебания по закону

$$\xi = \xi_0 \sin \Omega t$$

Дифференциальные уравнения движения системы с гасителем имеет следующий вид

$$\begin{aligned} M_1 \ddot{z}_1 + K_1(z_1 - \xi) + b_2(\dot{z}_1 - \dot{z}_2) + k_2(z_1 - z_2) &= 0 \\ m_2 \ddot{z}_2 + k_2(z_2 - z_1) + b_2(\dot{z}_2 - \dot{z}_1) &= 0 \end{aligned} \quad (1)$$

где M_1 , K_1 - масса и жесткость грузовой подвески; z_1 , z_2 - абсолютные перемещения масс M_1 , m_2 ; m_2 , k_2 , b_2 - масса, жесткость и коэффициент затухания гасителя.

Решая систему (1) при $b_2=0$ в виде $z_1 = A_1 \sin \Omega t$; $z_2 = A_2 \sin \Omega t$ получим

$$\frac{A_1}{\xi_0} = \frac{1 - \frac{\Omega^2}{\omega_2^2}}{\left(1 - \frac{\Omega^2}{\omega_2^2}\right)\left(1 - \frac{\Omega^2}{\omega_1^2}\right) - \frac{m_2 \Omega^2}{M_1 \omega_1^2}}; \quad \frac{A_2}{\xi_0} = \frac{1}{\left(1 - \frac{\Omega^2}{\omega_2^2}\right)\left(1 - \frac{\Omega^2}{\omega_1^2}\right) - \frac{m_2 \Omega^2}{M_1 \omega_1^2}}; \quad (2)$$

где $\omega_1 = \sqrt{K_1/M_1}$; $\omega_2 = \sqrt{k_2/m_2}$ - соответственно, собственная частота грузовой подвески и парциальная частота гасителя. Из системы (2) видно, что амплитуда A_1 , грузовой подвески равна нулю, когда частота вибрирующего устройства Ω равна собственной частоте динамического гасителя колебаний ω_2 , т.е. $\Omega = \omega_2$. Анализ решения системы (2) показывает, что при $m_2/M_1=0,5$ в интервале отношения частот 0,78...1,28 величина A_1/ξ_0 меньше, чем в исходной не демпфированной системе. Выше и ниже этих отношений частот амплитуда грузовой подвески с динамическим гасителем колебаний больше, чем в исходной системе (1).

Практическая область применения простейшего динамического гасителя - подавления колебаний постоянной частоты. Для нашего случая частоту вибрирующего устройства можно представить в виде $\Omega = \lambda + \Delta\lambda$ где $\Delta\lambda$ - возможное отклонение Ω от номинального значения. Так как для вибропогружателей $\Delta\lambda/\lambda > 0,2$, то необходимо вводить автоматическое регулирование жесткости, а, следовательно, и частоты динамического гасителя.

Авторами, на уровне изобретений, разработана грузоподвеска

крана с динамическим гасителем колебаний, жесткость которого корректируется в зависимости от частоты вибропогружателя [2] (рис.2). Устройство работает следующим образом: при подъеме груза или под воздействием на крюковую подвеску 1 возмущающей силы вибропогружателя, в колебания вовлекаются как сама подвеска, так и детали динамического виброгасителя 2, где в качестве рабочей жидкости используется магнитореологическая суспензия (МРС), изменяющая свою вязкость под действием магнитного поля [3].

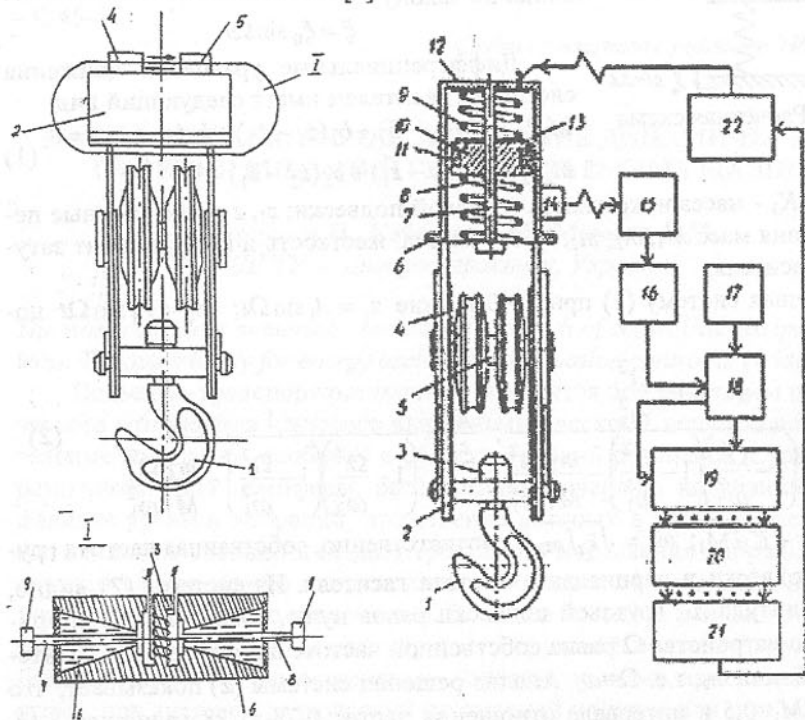


Рис. 2. Грузовая подвеска крана Рис.3. Грузовая подвеска крана с системой уравнений

Частота колебаний вибропогружателя фиксируется датчиком 4 вибрации и подается на управляющее устройство 5, которое подает питание на обмотку управляемого электромагнита 3. Благодаря этому изменяется вязкость МРС находящейся в замкнутой камере 6, вплоть до затвердевания. Изменение намагниченности рабочей жидкости определяется формой замкнутой камеры 6, в самой узкой части - самое сильное затвердевание. В результате этого жесткость попарно сопряженных стержней 7 и 8 изменяется так, чтобы частота собственных колебаний грузов 9 была равна частоте возмущений силы, т.е. чтобы выполнялось соотношение

$$k_2 = \Omega^2 m_2.$$

При этом детали 1 подвески остаются неподвижными, а грузы 9 колеблются (движение может быть как по вертикали, так и по горизонтали) в противофазе с возмущенной силой, т.е. происходит уравнивание возмущающей силы, приложенной к грузозахватному органу 1, реакцией грузов 9.

Основным недостатком динамического гасителя без затухания является повышенная опасность возникновения резонансов на собственных частотах системы. Если в конструкцию гасителя ввести затухания, то указанные резонансные режимы могут стать неопасными. Решая систему (1) при $b_2 \neq 0$ (с учетом затухания гасителя) получим:

$$\frac{A_1}{\xi_0} = \frac{\frac{\Omega^2}{D_2^2 \omega_2^2} + \left(1 - \frac{\Omega^2}{\omega_2^2}\right)^2}{\sqrt{\left[\left(1 - \frac{\Omega^2}{\omega_2^2}\right)\left(1 - \frac{\Omega^2}{\omega_1^2}\right) - \frac{m_2 \Omega^2}{M_1 \omega_1^2}\right]^2 + \frac{\Omega^2}{D_2^2 \omega_2^2} \left[1 - \frac{\Omega^2}{\omega_1^2} \left(1 + \frac{m_2}{M_1}\right)\right]^2}} \quad (3)$$

$$\frac{A_2}{\xi_0} = \frac{A_1}{\xi_0} \sqrt{\frac{1 + \frac{\Omega^2}{\omega_2^2 D_2^2}}{\left(1 - \frac{\Omega^2}{\omega_2^2}\right) + \frac{\Omega^2}{\omega_2^2 D_2^2}}}, \quad \text{где } D_2 = \frac{M_2 \omega_2^2}{b_2}.$$

Введение затухания оптимальной величины в систему гасителя позволяет существенно уменьшить резонансную амплитуду колебаний грузовой подвески крана с вибрирующим грузом.

Авторами [4] разработана грузовая подвеска крана с системой автоматического регулирования коэффициента затухания (рис. 3). Грузовая подвеска крана содержит крюк 1, соединенный с обоймой 2, в которой на осях 5 установлены блоки 4. На верхней части обоймы 2 установлен корпус 6, выполненный герметичным и заполненный магнитореологической жидкостью (МРЖ), изменяющей свою вязкость под действием магнитного поля. В корпусе 6 размещен виброгаситель, представляющий собой подпружиненный поршень 10, выполняющий роль дополнительной массы, по образующей поверхности которого установлена обмотка электромагнита 11, один вывод которой соединен с корпусом 6, а другой - с выходом системы управления виброгасителем. Система управления включает в себя размещенный на корпусе 6 датчик 14 амплитуды колебаний, усилитель-ограничитель 15, блок 16 дифференцирования, генератор стабильной частоты 17, ключ 18 управления счетчиком, счетчик 19, матрицу 20 памяти, цифроаналоговый преобразователь 21 и усилитель 22 мощности. Структура системы управления позволяет получить динамический

гаситель колебаний с управляемой диссипацией колебательной энергии системы посредством программируемой вариации условий дросселирования МРЖ вследствие изменения ее вязкости в зависимости от намагниченности, что обеспечивает соответствие параметров гасителя условию резонансного возбуждения при изменении частоты вынуждающей силы при изменении частоты вынуждающей силы вибрирующего груза.

Данные системы автоматического управления параметрами вибрации могут быть также использованы для вибрации балок, плит, а также особо прецизионных промышленных установок. Оставаясь пассивными с точки зрения определения системы виброизоляции, такие системы являются активными по реакции на внешнее возмущение. Использование систем автоматического регулирования создает неограниченные возможности для быстрого изменения свойств виброизоляции в соответствии с требуемыми условиями для эффективной работы агрегата или контрольно-измерительного комплекса.

Список литературы: 1. Ивович В.А., Онищенко В.Я. Защита от вибраций в машиностроении. - М.: Машиностроение, 1990. - 272с. 2. А.С. СССР №1518265. Грузовая подвеска крана /А.М. Кабаков, А.Н. Орлов, Е.А. Брылев // Открытия. Изобретения. -1989.-№40.-с.111. 3. Шульман З.П., Кордонский В.И. Магнитореологический эффект. -Минск, 1982.-184с. 4. А.С. СССР №1574529. Грузовая подвеска крана /А.М. Кабаков, А.И. Пабат, А.Н. Орлов и др. // Открытия. Изобретения. -1990.-№24.-с.77.

Статья поступила в редакцию 21.05.2001г.

РАСЧЁТ НАГРУЖЕНИЯ РАБОЧИХ ОРГАНОВ ПИТАТЕЛЕЙ ПРИ ВЫДАЧЕ НАСЫПНЫХ ГРУЗОВ ИЗ БУНКЕРОВ

Оксень Е.И. (АДИ ДонГТУ, г. Горловка, Украина)

The technique of calculation of loading of end-effectors feeders is offered at issue of bulk freights from bunkers. The benches of dynamic loading are applied for definition of deformation properties of bulk freights. Calculations of loads on are executed on the basis of a finite element method with the count of features of deforming and probabilistic approach at definition of deformation properties of bulk freights.

При конструировании оборудования для дозирования из бункеров насыпных грузов содержащих крупнокусковые фракции или для выдачи их с повышенной производительностью неуклонно возрастают требования к обеспечению надёжности и эффективности в эксплуатации. Изготовление прототипов, экспериментальные исследования и доводочные работы

по достижению оптимальных параметров требует очень больших затрат для каждой модели. Это определяет актуальность создания методики выбора и оптимизации конструктивных и эксплуатационных параметров питателей в требуемых диапазонах технических и технологических условий. Аналитические исследования процесса деформирования разработки насыпных грузов рабочими органами питателей дают возможность прогнозировать технические параметры и определять резервы повышения качества оборудования на стадии проектирования.

В работе предлагается методика расчёта нагрузок на активные элементы горно-транспортных машин и бункерных устройств на основе экспериментально выявленных закономерностей влияния гранулометрического состава на параметры устойчивости упаковки частиц и численных методов решения дифференциальных уравнений деформирования насыпных грузов.

Определение деформационных характеристик насыпного груза при динамическом нагружении проиллюстрируем на примере испытаний проб гранитного щебня в трибометрических приборах. Конструкция трибометра [1] имитирует нагружение рабочего органа питателя при угле выхода 0 градусов и обеспечивает непрерывный прямой сдвиг насыпного груза. Для определения гранулометрического состава исследуемый насыпной груз с помощью стандартных сит рассеивался на фракции, в пределах каждой из которых измерялись размеры частиц, плотность упаковки в насыпке (рис. 1а). При нагружении выделенных фракций в коробе трибометра фиксировались усилие сдвига и нагрузка на боковую стенку короба. Характерной особенностью, выявленной при испытаниях отдельных фракций, является возрастание деформирующего усилия и его дисперсии при увеличении крупности частиц (рис. 1б) и соответствующее увеличение угла внутреннего трения, определяемого при обработке результатов измерений.

Необходимое число измерений корректировалось в процессе экспериментов по соотношению между случайной составляющей погрешности δ и величиной систематической погрешности принятой методики измерения θ с заданной надёжностью γ . При этом практическое значение δ задавалось относительно систематической погрешности эксперимента и принималось $(0,25-0,5) \times \theta$. Фиксирование до 2500 значений для каждого измерения обеспечивало с надёжностью 0,99 получение результатов в пределах систематической погрешности методики измерения, составляющей порядка 1,5 %.

По результатам измерений угол внутреннего трения рассчитывался как нормально распределённая случайная величина (рис. 2). Сопоставление значений угла внутреннего трения для отдельных фракций и крупности частиц фракций (в качестве эквивалентного размера частиц фракций принято среднее кубическое (объёмное) значение максимального размера

частиц) приведено на рис. 26. Полученные значения угла внутреннего трения и его дисперсии для соотношения между эквивалентным размером частиц фракции и объёмом деформирования (объёмом короба) могут быть использованы в качестве исходных в расчёте нагрузок на рабочий орган питателей.

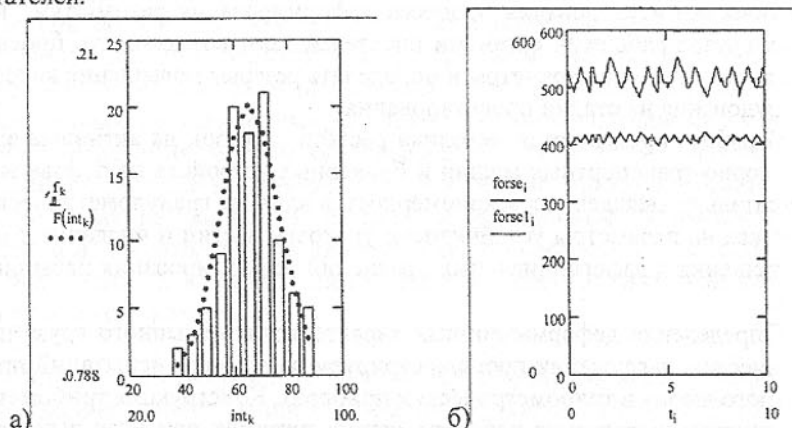


Рис. 1. Результаты нагружения проб гранитного щебня в трибометре 0,3×0,25 м: а) частотное распределение крупности частиц f одной из фракций гранитного щебня (сита 50-60 мм) и соответствующий ему график нормальной функции $F(x)$ распределения экспериментальных данных; б) усилие деформирования (forse - фракция 5-10 мм; forse_l - фракция 80-100 мм)

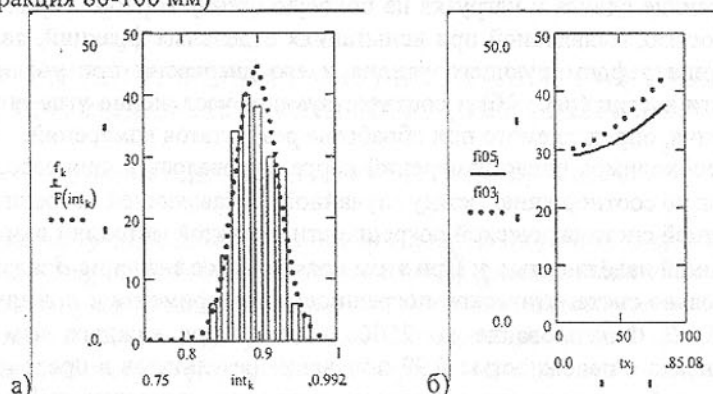


Рис. 2. Угол внутреннего трения гранитного щебня: а) фракция 80-100 мм (f - экспериментальные данные; F - обобщающий график нормальной функции); б) влияние эквивалентного размера фракции на величину угла внутреннего трения ($fi05$ - трибометр с коробом 0,5×0,35 м, $fi03$ - трибометр с коробом 0,3×0,25 м)

Обработка результатов измерений для каждого значения усилия деформирования выполнена на основе упруго-пластических соотношений между деформациями и напряжениями. При этом с учётом вероятностной оценки взаимодействия отдельных частиц под напряжениями в сыпучем материале понимается математическое ожидание усилий деформирования распределённых по локальным поверхностям нагружения. Для плоского деформированного состояния уравнения равновесия имеют вид

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{xy}}{\partial y} = \rho \frac{\partial v_x}{\partial t}, \quad \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{xy}}{\partial x} = g\rho + \rho \frac{\partial v_y}{\partial t}, \quad (1)$$

где σ_i - напряжение по соответствующей координате x или y ; v_i - скорость по соответствующей координате x или y ; ρ - плотность насыпного груза в насыпке, g - ускорение свободного падения.

Параметры деформирования насыпных грузов рассчитывались по условию предельного состояния в виде Мора-Кулона

$$F_{xy} = \sqrt{\frac{(\sigma_x - \sigma_y)^2}{4} + \sigma_{xy}^2} + (\sigma_x + \sigma_y) \sin \phi - c_0 \cos \phi = 0, \quad (2)$$

где c_0 - связность (внутренняя липкость) насыпного груза; ϕ - угол внутреннего трения насыпного груза.

Обработка результатов измерений и расчёты нагрузок на выполнены на основе реализации метода конечных элементов с учётом особенностей деформирования насыпного груза:

- состояние границ деформируемой области в процессе нагружения оценивалось на отрыв и проскальзывание по условиям трения с материалом границ;
- переход насыпного груза в зону взаимного движения частиц и дальнейшее деформирование моделировалось на основе итерационного метода модифицирования конечных элементов постоянного сопротивления и объёма.

Результаты расчётов деформирования насыпного груза в трибометре при обработке испытаний проб гранитного щебня представлены в виде изолиний на рис. 3. Помимо количественной оценки, анализ диаграмм деформирования позволяет детально изучить наблюдаемые экспериментально эффекты. В частности, показано несовпадение линий скольжения с плоскостью разреза при деформирования насыпного груза в трибометре (см. рис. 3б), что определяет необходимость использования моделей сложного деформированного состояния при обработке результатов измерений.

Примеры расчётов питателей представлены в виде диаграмм нагружения для числовых значений ленточных питателей сырого угля ЗПЛ-20-33 блочной части Старобешевской ТЭС.

Разработанная методология позволяет на этапе проектирования детально изучать совместное влияние геометрических параметров бункеров, загрузочных устройств и рабочих органов питателей на процесс деформирования сыпучего

материала в процессе выдачи. Выявленные эффекты снижения вертикального давления в загрузочных устройствах, влияния угла выхода сыпучего материала из загрузочных устройств и относительной ширины потока обеспечивают применение конструктивных и кинематических параметров питателей с условиями, при которых для деформирования максимально используется потенциальная энергия сыпучего материала, расположенного в бункере. Такой подход позволяет радикально снизить нагрузки на рабочий орган, повысить его надежность и срок службы. Приведенная методика может быть применена для проектирования узлов загрузки питателей других типов, оптимизации режимов движения сыпучего материала в бункерах, расчёта концентраторов, ограничительных решёток, инерционных грохотов и других активных элементов.

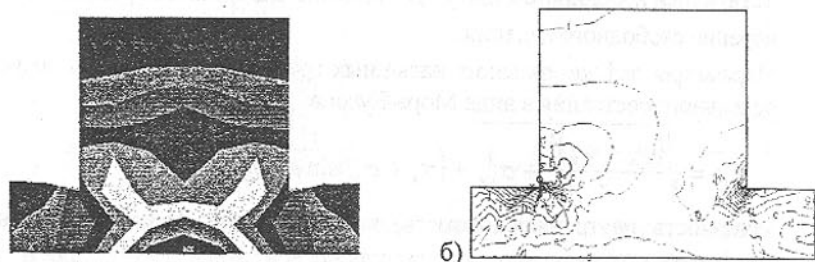


Рис. 3. Характер деформирования сыпучего груза в трибометре 0,3×0,25 м: а) распределение вертикального давления перед нагружением; б) развитие зон пластического деформирования при смещении короба

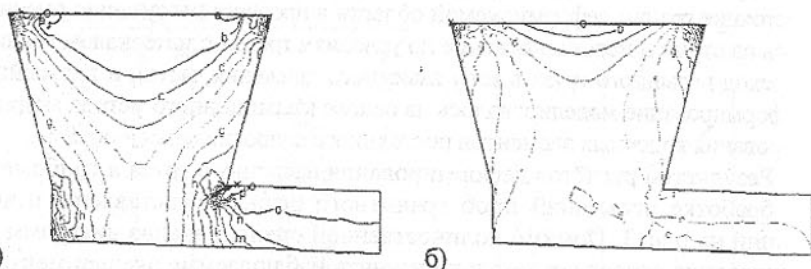


Рис. 4. Диаграммы деформирования сыпучего груза рабочим органом ленточного питателя сырого угля ЗПЛ-20-33: а) вертикальное давление на рабочий орган; б) развитие пластических деформаций (условие Мора-Кулона)

Список литературы: 1. Новиков Е.Е., Шпакунов И.А., Оксень Е.И. Исследование напряженного состояния горной массы в загрузочных устройствах питателей и расчёт нагрузок на тягово-несущий орган // «Динамика и прочность горнотранспортных машин». Сб. научн. тр. Киев: «Наукова думка», 1978. - С. 79-91.

Статья поступила в редакцию 28.05.2001г.

УЧЕТ КРОМОЧНОГО КОНТАКТА ЗУБЬЕВ ПРИ МОДЕЛИРОВАНИИ ЗАЦЕПЛЕНИЯ ПРОФИЛЕЙ ИЗНОШЕННЫХ ЗУБЬЕВ

Онищенко В.П. (ДонГТУ, Донецк, Украина)

The problems of the edged contact of the teeth in the beginning and end of engagement are reviewed. The principle of limitation of contact stresses by yield strength is the base of this problem, which has allowed finding reduced radius of curvature. In the case of disposition of the top of the tooth in the limits of the Hertz stripe, the contact stresses were determined with usage of a principle of "Wellauer" superposition.

Одним из путей оптимизации качественных характеристик зубчатых передач является моделирование динамического равновесия между непрерывно меняющейся формой профилей зубьев и нагрузочно-кинематическими параметрами контакта. Такой подход позволяет на основе аналитического описания формы профилей зубьев [1], геометрических и динамических моделей зацепления [2, 3], а также модели изнашивания зубьев спрогнозировать форму профиля зуба и параметры контакта [4, 5].

В связи с разными значениями параметров контакта имеет место неравномерный износ зубьев по высоте профиля. При этом в начале и конце зацепления возможен кромочный контакт, когда контактируют вершина зуба с малым радиусом кривизны и ножка зуба с большим, зачастую отрицательным радиусом кривизны (рис. 1). Можно выделить два типа кромочного контакта вершины зуба с ножкой – контакт зоны вершины зуба в пределах ширины герцовской полосы контакта и непосредственный контакт кромки перехода зоны вершины зуба в цилиндрическую поверхность выступов зубьев.

Для определения контактных напряжений в первом случае кромочного контакта целесообразно применить принцип «наложения» Виллауэра [6]. То есть, несмотря на неполную ширину полосы контакта площадь эпюры распределения нормальных контактных напряжений должна оставаться постоянной, чтобы уравновесить приложенную внешнюю нормальную силу. При этом можно использовать известный параболический закон

распределения нормальных контактных напряжений при полном контакте соприкасающихся тел.

Схема определения нормальных напряжений в точке контакта в непосредственной близости от вершины

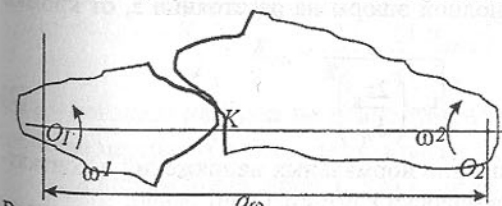


Рис. 1. Схема кромочного контакта изношенных зубьев

зуба с применением принципа наложения Виллауэра представлена на рис. 2.

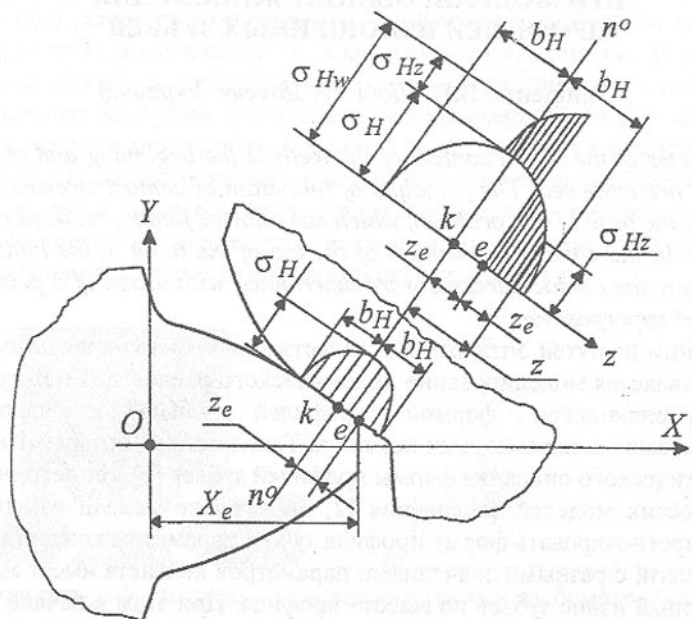


Рис. 2. Схема определения напряжений при кромочном контакте зубьев

Пусть некая точка контакта k находится на расстоянии z_e от вершины зуба e . Причем расстояние z_e не превышает половину ширины площадки контакта b_H . Закон распределения нормальных контактных напряжений по ширине полной полосы контакта является параболическим и описывается в функции расстояния от точки приложения внешней силы (центра эпюры напряжений) следующим выражением:

$$\sigma_{Hz} = \sigma_H \sqrt{1 - \left(\frac{z}{b_H}\right)^2} \quad (1)$$

Для определения нарастающей ординаты напряжений σ_{Hz} в точке k кромочного контакта необходимо вычислить ординату нормальных напряжений «свисающей» части полной эпюры на расстоянии z_e от кромки зуба:

$$\sigma_{Hz} = \sigma_H \sqrt{1 - \left(\frac{2z_e}{b_H}\right)^2} \quad (2)$$

Окончательно, полное значение нормальных напряжений в контактной точке при неполной ширине полосы контакта будет равно:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{Hw} &= \sigma_H + \sigma_{Hz} = \sigma_H \alpha_w \\ \alpha_w &= 1 + \sqrt{1 - \left(\frac{2z_e}{b_H}\right)^2} \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

Коэффициент α_w определяется только в случае, если расстояние от кромки зуба до точки контакта находится в пределах: $0 \leq z_e \leq 0.5b_H$. При $z_e > 0.5b_H$ максимальные нормальные напряжения будут равны σ_H .

Для определения контактных напряжений при непосредственном кромочном контакте предложен метод локального скругления вершины зуба, суть которого заключается в следующем.

На первом этапе из множества пар координат $C_{x,y}$, описывающих изношенный профиль зуба, выделяется подмножество $c_{x,y}$, состоящее из последних пяти точек с номерами: $N-3, N-2, N-1, N, N+1$, после чего в точках этого подмножества, за исключением крайних вычислялась кривизна профиля.

Кривизна профиля в этих точках определяется соответствующими значениями радиусов кривизны:

$$\left. \begin{aligned} K_{N-2} &= \frac{1}{R_{N-2}} \\ K_{N-1} &= \frac{1}{R_{N-1}} \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

Радиус кривизны в точке N подмножества $c_{x,y}$, может быть найден на основе следующих допущений:

- ввиду малости радиуса кривизны в точке N (вершина зуба) по сравнению с радиусом кривизны контактирующей поверхности (ножка зуба) его можно считать равным приведенному радиусу кривизны в данной контактной точке;
- теоретически бесконечно большие контактные напряжения при точечном контакте ограничиваются, (в первом приближении) пределом текучести материала $\sigma_{тек}$.

В соответствии с принятыми допущениями кривизна в точке N будет равна:

$$K_N = \frac{1}{R_{np}} = \frac{1}{q} \left(\frac{\sigma_{тек}}{Z_M} \right)^2, \quad (5)$$

где q - погонная нагрузка по длине зуба, Z_M - коэффициент, учитывающий свойства материала зубьев, для стальных колес $Z_M = 192 \text{ (Н/мм}^2\text{)}^{0.5}$

На втором этапе, приняв, что в пределах подмножества $c_{x,y}$, кривизна изменяется по параболическому закону, составляется дифференциальное уравнение кривой, проходящей через точки подмножества $c_{x,y}$ (пренебрегая

производной первого порядка ввиду ее малости):

$$\left. \begin{aligned} \frac{d^2 y}{dz^2} &= K \\ K &= K_{N-2} + a_1 z + a_2 z^2 \\ z &= x - x_{N-2} \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

Значения коэффициентов a_1 и a_2 можно найти с помощью известных значений кривизны в точках $N-1$ и N из следующих соотношений:

$$\left. \begin{aligned} K_{N-1} &= K_{N-2} + a_1 z_{N-1} + a_2 z_{N-1}^2 \\ K_N &= K_{N-2} + a_1 z_N + a_2 z_N^2 \\ z_{N-1} &= x_{N-1} - x_{N-2} \\ z_N &= x_N - x_{N-2} \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

После решения системы (7) формулы для определения коэффициентов a_1 и a_2 будут иметь вид:

$$\left. \begin{aligned} a_1 &= \frac{z_N^2 (K_{N-1} - K_{N-2}) - z_{N-1}^2 (K_N - K_{N-2})}{z_N z_{N-1} (z_N - z_{N-1})} \\ a_2 &= \frac{z_{N-1} (K_N - K_{N-2}) - z_N (K_{N-1} - K_{N-2})}{z_N z_{N-1} (z_N - z_{N-1})} \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

Двукратно интегрируя дифференциальное уравнение (6) и считая, что в точке с $z=0$ координаты профиля и первая производная остаются неизменными, получим уравнение профиля зуба у его вершины в пределах подмножества C_{xy} :

$$\left. \begin{aligned} y &= y_{N-2} + \dot{y}_{N-2} z + \frac{K_{N-2}}{2} z^2 + \frac{a_1}{6} z^3 + \frac{a_2}{12} z^4 \\ z &= x - x_{N-2} \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

После введения в выражение (9) абсцисс из подмножества C_{xy} и вычисления соответствующих значений ординат производится окончательная корректировка координат множества C_{xy} .

Предложенный подход к учету кромоочного контакта изношенных зубьев обеспечивает надежную работу программ моделирования зацепления зубьев с профилями произвольной формы, исключая переполнение разрядной сетки при значениях кривизны, близкой к нулю.

Список литературы: 1. Онищенко В.П. Математическое описание профилей зубьев при моделировании их изнашивания // Прогрессивные технологии и системы машиностроения, Международный сборник научных трудов. Выпуск 10. – Донецк: Донецкий государственный техниче-

ский университет. – 2000. – С. 188-197. 2. Онищенко В.П. Геометрична модель зацеплення зубчастої передачі із зношеними зубцями // Міжвідомчий науково-технічний збірник "Прикладна геометрія та інженерна графіка", випуск 68. Київський національний університет будівництва і архітектури. Київ, - 2001. – С. 57-62. 3. Онищенко В.П., Войнаровски Юзеф Кинетика динамической нагрузки в процессе эксплуатации зубчатой передачи. «Доповіді Національної Академії Наук України», №4, 1998. С. 81-88. 4. Онищенко В.П. Прогнозирование формы профилей зубьев зубчатых передач в результате их износа // Прогрессивные технологии и системы машиностроения, Международный сб. научных трудов. – Донецк, ДонГТУ, 1998 вып.5. – С. 155-163. 5. Валентин Онищенко Прогнозирование долговечности тяжело нагруженных зубчатых передач на основе моделирования износа зубьев. – Gliwice (Polska): Politechnika Śląska Z. 131 (1410) Mechanika, 1999. – 199 с. 6. Wellauer E. J., Seireg A. Bending strength of gear teeth by cantilever - plate theory. «Transactions of the ASME», 1959, NrA-50.

Статья поступила в редакцию 18.05.2001г.

ВЛИЯНИЕ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ, КОНСТРУКТИВНЫХ И СИЛОВЫХ ФАКТОРОВ НА ПРЕССОВАНИЕ ТВЕРДЫХ ДИСПЕРСНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Остапенко М.А., Зборщик М.П., Нестеров А.Н.

(ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

The influence physical and mechanical properties of hard dispersive materials, constructive and power parameters on compaction process was investigated.

Операция прессования твердых дисперсных материалов широко используется в различных отраслях промышленности при производстве готовых изделий, а также при подготовке первичного сырья и отходов к технологической и энергетической переработке.

При совершенствовании оборудования для прессования основное внимание должно быть направлено на снижение его материалоемкости и энергоемкости, что непосредственно связано со снижением давления прессования при достижения заданной плотности прессовки.

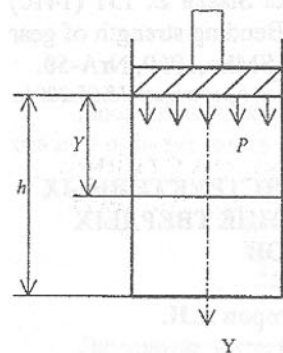
Предложены различные эмпирические формулы [1-3], устанавливающие зависимость между давлением на поверхности рабочего органа прессующего устройства и средней объемной плотностью прессовки, в которых не учитывается в совокупности влияние конструктивных, силовых и физико-механических факторов. Это не позволяет провести анализ влияния различных факторов и принять оптимальные решения при обоснова-

нии аппаратных модулей стадии подготовки первичных и вторичных сырьевых ресурсов к энерго-технологической переработке.

В данной работе рассматривается комплексный подход к определению давления прессования для достижения заданной плотности прессовки с учетом конструктивных факторов (форма и размеры рабочего объема устройства для прессования), а также физико-механических свойств уплотняемого материала (коэффициент бокового давления, коэффициент внешнего трения, начальная объемная плотность материала).

Схема прессования материала в замкнутом объеме показана на рисунке 1.

Наиболее известное и простое решение для определения среднего по поперечному сечению осевого давления в прессовке, представленное формулой (1), получено с использованием гипотезы плоских сечений [1.2].



$$P_y = P \exp\left(-kf \frac{\Pi}{S} y\right), \quad (1)$$

где P_y - осевое давление в прессовке на расстоянии y от прессующего устройства; P - давление на поверхности прессующего устройства; k, f - соответственно коэффициент внешнего трения и бокового давления прессуемого материала; Π, S - соответственно периметр и площадь поперечного сечения прессовки.

Предполагая, что объемная плотность прессовки одинакова во всех точках заданного поперечного сечения, находим формулу (2) для определения ее средней объемной плотности.

$$\rho = \frac{1}{h} \int_0^h \rho_y dy, \quad (2)$$

где h - высота прессовки; где ρ_y - плотность тонкого слоя материала при давлении прессования P_y , которая определяется при компрессионных испытаниях.

Высота прессовки определяется по формуле

$$h = h_0 \frac{\rho_0}{\rho}, \quad (3)$$

где h_0 - начальная высота порции прессуемого материала; ρ_0 - начальная объемная плотность прессуемого материала, ρ - средняя объемная плотность прессовки.

В представляемой работе величина ρ_y определяется по формуле (4), описывающей результаты компрессионных испытаний прессуемого мате-

риала в полном диапазоне давлений от нуля до P_{max} , что позволяет повысить точность исследований по сравнению с ранее описанным подходом [4,5], при котором описание результатов компрессионных испытаний производилось в ограниченном диапазоне давлений.

$$\rho_y = \rho_0 + \alpha P_y^\beta, \quad (4)$$

где α и β - экспериментальные коэффициенты.

После подстановки выражений (4) и (1) в формулу (2) и интегрирования получаем формулу (5), устанавливающую влияние различных факторов на среднюю объемную плотность прессовки

$$\rho = \rho_0 + \frac{\alpha P^\beta}{\beta k f \frac{\Pi}{S} h} \left[1 - \exp\left(-\beta k f \frac{\Pi}{S} h\right) \right]. \quad (5)$$

Из формулы (5) после преобразований приходим к формуле (6), устанавливающей влияние различных факторов на давление прессования

$$P = \left[\frac{(\rho - \rho_0) \beta k f \frac{\Pi}{S} h}{\alpha \left(1 - \exp\left(-\beta k f \frac{\Pi}{S} h\right) \right)} \right]^{\frac{1}{\beta}}. \quad (6)$$

Для упрощения анализа формул (5) и (6) введем в рассмотрение безразмерный параметр δ

$$\left[\frac{1 - \exp\left(-\beta k f \frac{\Pi}{S} h\right)}{\beta k f \frac{\Pi}{S} h} \right] = \delta. \quad (7)$$

Тогда формулы (5) и (6) примут вид:

$$\rho = \rho_0 + \delta \alpha P^\beta; \quad (8)$$

$$P = \left[\frac{(\rho - \rho_0)}{\alpha \delta} \right]^{\frac{1}{\beta}}. \quad (9)$$

Сравнивая формулы (4) и (8), приходим к выводу, что при компрессионных испытаниях $\delta = 1$. Это возможно при $\frac{\Pi}{S} h \rightarrow 0$, что приводит к известной необходимости проведения компрессионных испытаний в матрицах, в которых высота прессовки должна быть на порядок меньше диаметра.

Сравнивая выражения формулы (8), записанные для рабочих условий и для условий компрессионных испытаний, приходим к формуле (10), устанавливающей зависимость между плотностями прессовки при компрес-

сионных испытаниях ρ_k и при рабочих условиях ρ_p для одинаковых давлений прессования

$$\rho_p = (1 - \delta)\rho_0 + \delta\rho_k. \quad (10)$$

Аналогично, сравнивая выражения формулы (9), записанные для условий компрессионных испытаний и рабочих, находим, что, если $\rho_p = \rho_k = \rho$, то рабочее давление прессования может быть определено с использованием результатов компрессионных испытаний по формуле

$$P_p = P_k \left[\frac{1}{\delta} \right]^{\frac{1}{\beta}}. \quad (11)$$

Таким образом, анализ влияния конструктивных и физико-механических факторов на величину давления прессования может быть проведен по характеру изменения параметра δ , который, в свою очередь, зависит от величины безразмерного параметра $kf \frac{\Pi}{S} h = \lambda$.

При $\lambda \rightarrow 0$, $\delta \rightarrow 1$, $\rho_p \rightarrow \rho_k$, $P_p \rightarrow P_k$. При $\lambda \rightarrow \infty$, $\delta \rightarrow 0$, $\rho_p \rightarrow \rho_0$, $P_p \rightarrow \infty$.

Таким образом, уменьшение давления прессования при заданной конечной плотности прессовки может быть достигнуто путем уменьшения параметра λ , т.е. — путем уменьшения kf и обобщенного геометрического критерия $\frac{\Pi}{S} h$, что необходимо учитывать путем введения в прессуемый материал добавок, снижающих коэффициент внешнего трения и коэффициент бокового давления, а также при выборе формы и размеров прессованных изделий на стадии конструирования. Например, если поперечное сечение прессовки — прямоугольник, то необходимо стремиться приблизить ее к форме квадрата, для которого величина отношения $\frac{\Pi}{S}$ имеет минимальное значение при заданной площади поперечного сечения.

Для оценки влияния начальной объемной плотности материала ρ_0 на величины давления прессования P и конечной плотности прессовки ρ проведем анализ формул (9) и (10). Видно, что при увеличении ρ_0 величина требуемого давления прессования P для достижения заданной плотности снижается. С другой стороны, увеличение ρ_0 при заданном давлении прессования обеспечивает увеличение плотности прессовки. Отсюда следует целесообразность использования 2-х стадийного прессования или предварительного увеличения ρ_0 , например, путем вибрационного воздействия при заполнении рабочего объема.

На основании вышеизложенного предлагается следующая последо-

вательность проектирования прессующего устройства:

1. Проводятся экспериментальные исследования для определения физико-механических характеристик прессуемого материала (начальная объемная плотность — ρ_0 , коэффициент бокового давления — k , коэффициент внешнего трения — f).
2. Проводятся компрессионные испытания прессуемого материала и определяются коэффициенты α и β уравнения, описывающего результаты компрессионных испытаний.
3. Уточняются исходные данные (форма и размеры прессовки — Π , S , h и средняя объемная плотность прессовки — ρ).
4. По формуле $h_0 = h\rho/\rho_0$ определяется начальная высота порции прессуемого материала.
5. По формуле (6) рассчитывается максимальное давление на рабочей поверхности прессующего устройства P .
6. Определяется максимальное усилие прессования F по формуле $F = PS$.

Список литературы: 1. Кольман — Иванов Э.Э. Таблетирование в химической промышленности. — М.: Химия, 1976. — 200с. 2. Сарматов М.И. Элементы теории и расчета прессов для брикетирования угля. — М.: Углетехиздат, 1954. — 240 с. 3. Жданович Г.М. Теория прессования металлических порошков. — М.: Металлургия, 1969. — 262с. 4. Веретельник С.П., Зыков Д.Д., Карпов В.С. и др. Исследование уплотнения твердого топлива в процессах термической переработки. /Химия твердого топлива, 1978, 35, с.129-136. 5. Остапенко М.А. Моделирование процессов уплотнения сыпучих и порошковых материалов. В сб.н.тр.ДонГТУ. Серия: Химия и химическая технология. Выпуск 13/ гл.ред. Башков Е.А.: Донецк: ДонГТУ. — с. 174-178.

Статья поступила в редакцию 15.06.2001г.

ПОВЫШЕНИЕ СТОЙКОСТИ РЕЖУЩИХ ДИСКОВ ДЛЯ ТЕРМОФРИКЦИОННОЙ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ

Покинтелица Н.И. (ВНУ, г. Луганск, Украина)

The analysis of the reasons of wear and destruction of the instrument for the thermo-frictional processing of the plane surface. It's determined that the durability of the cutting disks depends on the quantity of the practically operating efforts on the disk. It's suggested the construction of the device for the preliminary heat of the area processing and the instrument hardening.

В качестве инструмента для термофрикционной обработки (ТФО) плоских поверхностей заготовок используются режущие диски (РД), обла-

дающие высокой износостойкостью по сравнению с обычным лезвийным инструментом, что обусловлено значительным диаметром диска (450...500 мм) и постоянным обновлением участка режущей кромки, находящейся в непосредственном контакте с обрабатываемой поверхностью. Кроме того, большая скорость вращения РД приводит к образованию интенсивного воздушного потока, охлаждающего диск в процессе работы.

Процесс трения и изнашивания – динамический процесс, сопровождающийся неизбежными колебаниями как входных (скорость, давления), так и производных параметров процесса трения (температура, износ).

На основании анализа результатов экспериментальных исследований и технологических условий работы РД было установлено, что основной причиной их разрушения являются, как правило, дефекты типа трещин или слабое сопротивление материала диска распространению в нем трещины при наличии воздействия внешних факторов.

Явление трещинообразования связано с воздействием различных факторов. В связи с этим наиболее принципиальным и важным моментом при исследовании процесса зарождения и развития трещин на рабочих поверхностях диска является определение условий локального разрушения. Поэтому весьма важно установить вид напряженного и деформированного состояний исходного материала диска, структуру поверхности самой вершины трещины, форму пластически деформированной области в ее вершине, механизмы зарождения и распространения трещины.

При скорости вращения РД 50 м/с режущая часть его то врезается в припуск, нагреваясь при этом, то разгружается при выходе из зоны резания и охлаждается. РД испытывает механические и тепловые удары. В результате воздействия на режущую кромку высоких температур в месте соприкосновения ее с припуском происходит окисление металла и частичная деформация поверхностных слоев рабочей части РД. Окисленные участки РД при работе покрываются частицами неокисленного разогретого металла, имеющими повышенную пластичность. Закатанные окислы в точке соприкосновения с основным металлом являются местами концентраций внутренних напряжений, а следовательно будущих трещин. Это позволяет сделать вывод, что трещины в РД образуются в результате механического и теплового воздействия.

Износ РД сильно зависит от упругих свойств материалов, входящих в пару трения и от давления в контакте. Чем выше давление, тем больше значение интенсивности изнашивания. Большое влияние на стойкость оказывает также площадь контакта передней поверхности диска с припуском на обработку и температура в зоне резания.

Изменение размеров и формы РД в результате эксплуатации, при которых дальнейшая работа становится малоэффективной или небезопасной, определяет его стойкость. Проведенные ранее исследования показали [2],

что интенсивность износа на начальной стадии обработки в десятки раз превышает интенсивность износа разогретого металла. Таким образом, стойкость РД увеличивается с уменьшением числа обрабатываемых заготовок при постоянной массе снимаемого металла.

На стойкость дисков влияют температура, физико-механические свойства, материал и качество изготовления, жесткость крепления диска и обрабатываемой заготовки, величина торцового биения диска и режимы резания. Стойкость зависит также от величины фактически действующих на РД усилий и несущей способности диска, что связано с выбором материала, термической обработкой и его конструкцией.

При обработке конструкционных материалов дисками из сталей 50 и 65Г наблюдались два вида износа: увеличение радиуса округления кольцевого режущего лезвия и налипание (схватывание) передней поверхности инструмента с частицами обрабатываемого материала. На процесс возникновения и развития явлений схватывания влияют следующие факторы: скорость скольжения диска по деформируемому металлу, давление металла заготовки на диск, вибрации, температура, условия теплоотвода, теплофизические свойства металлов, составляющих контактную пару. Схватывание является, в основном, процессом образования металлических связей между сопряженными поверхностями металлов за счет сваривания трущихся пар по микронеровностям с последующим вырывом или микросрезом по сваренным участкам.

Таким образом, износ передней поверхности режущего диска при высокоскоростном трении обусловлен потерей механических свойств, адгезией и налипанием на переднюю поверхность сильно нагретых и оплавленных частиц обрабатываемого материала.

Критерием износа РД является изменение радиуса вершины режущего клина r , который в процессе работы увеличивается с $r_{\min} = 0,1$ мм до $r_{\max} = 0,5$ мм. Процесс износа можно разбить на два этапа. На первом этапе происходит разогрев снимаемого слоя металла до рабочей температуры. На этом этапе рабочие поверхности диска взаимодействует с холодным металлом – это период приработки, во время которого наблюдается интенсивный износ РД. На втором этапе рабочие поверхности диска взаимодействует с разогретой заготовкой и идет установившийся процесс снятия припуска с заготовки.

При обработке «холодного» металла в процессе приработки РД изнашивается по передней поверхности, а по мере врезания диска в заготовку появляется и постепенно увеличивается износ по вершине. При достижении температуры определенной величины интенсивный износ РД заканчивается и он может работать длительное время без переточки.

Контакт с холодной поверхностью заготовки – это наиболее кратковременный и наименее изученный этап обработки, оказывающий значи-

тельное влияние на снижение стойкости РД, что приводит к необходимости разработки дополнительных методов обработки и устройств, позволяющих повысить эксплуатационные свойства РД. Закалка цилиндрической и конической поверхности РД является наиболее желательным видом термической обработки, позволяющей обеспечить высокую стойкость инструмента.

В существующих конструкциях инструмента – режущего диска и других приспособлениях для ТФО не применяются дополнительные внешние тепловые источники для разогрева припуска заготовки в период «приработки». Нет также устройств для закалки РД непосредственно на станках, которые применяются для ТФО обработки заготовок.

Для увеличения стойкости РД и уменьшения времени приработки РД с заготовкой предлагается устройство для нагрева припуска на начальной стадии обработки. Это же устройство может быть использовано для закалки РД непосредственно на станке после заточки переднего и заднего углов.

Общий вид устройства представлен на рис. 1, где показаны – режущий диск 1, шпиндель станка 2, корпус шпиндельного узла 3, кронштейн 4, заготовка 5, закрепленный к кронштейну 4 блок с набором газовых горелок 6, газовая горелка для нагрева припуска заготовки 7, газовая горелка для нагрева РД при закалке 8 и механизм для отвода кронштейна с горелками 9. Показано также вращение диска V_a , подача заготовки V_z и припуск на обработку a .

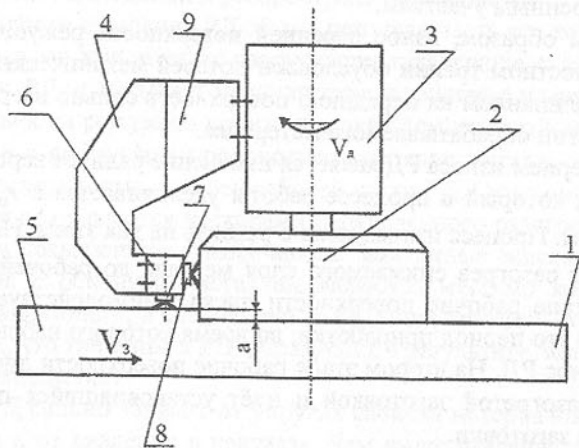


Рис.1. Устройство для разогрева припуска и закалки режущего диска

Устройство работает следующим образом. В исходном положении заготовка 5 подводится к РД 1 на установленную величину снимаемого припуска a . Припуск для разогрева располагается под газовой горелкой 7. Горелки зажигают, что приводит к разогреву припуска перед РД 1. Горелки 8 в это время отключены. После нагрева припуска кронштейн 4 с набо-

ром газовых горелок 6 отводится из зоны стружкообразования, диск и заготовке задаются, соответственно, движения V_a и V_z , приводящие к срезанию заданной величины припуска. После окончания обработки заготовку снимают и устанавливают следующую. Цикл повторяется.

Устройство позволило на 70-80% уменьшить время разогрева припуска и контакта РД с «холодным» металлом заготовки, что на 50-60% повысило его стойкость.

Закалка РД осуществляется после его заточки. Заготовку отводят от РД. Производят заточку передней и задней поверхности РД, затем зажигают газовую горелку 7, пламя которой направлено на переднюю поверхность РД, вращающегося с малой частотой. После нагрева до заданной температуры диск останавливают и охлаждают.

Применение устройства, помимо повышения стойкости, позволяет сократить вспомогательное время на снятие, транспортировку и установку РД. Предлагаемое устройство реализовано в лабораторных условиях с положительным результатом.

На рис.2 приведен график изменения радиуса вершины режущего клина диска во времени при обработке сталей 45 и 95X18. В начальный период работы наблюдается увеличение радиуса вершины режущего клина от 0,1 до 0,4 мм, затем наступает период, когда значительного изменения величины радиуса не наблюдается.

Допустимый износ инструмента по радиусу округления режущего лезвия, при котором необходима его заточка, принимается в пределах 0,4...0,5 мм. Это объясняется тем, что при резании с большим радиусом наблюдается ухудшение качества обработанной поверхности (повышение шероховатости, затягивание срезаемого слоя на обрабатываемую поверхность), появление вибраций, увеличение составляющих силы резания и расхода мощности.

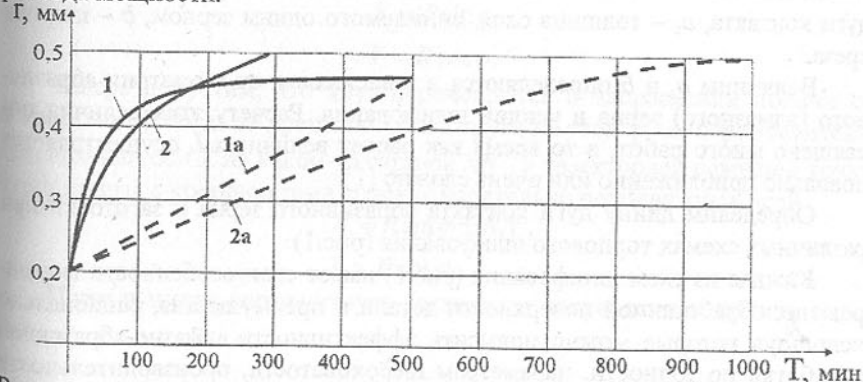


Рис.2. Изменение радиуса вершины режущего клина диска: 1 - сталь 45; 2 - сталь 95X18; кривые 1 и 2 – износ без разогретого припуска; кривые 1a и 2a – износ с разогретым припуском.

Как показали результаты экспериментальных исследований при назначении оптимальных режимов резания и правильном выборе материалов контактирующих пар трения: РД – заготовка, инструмент может сохранять режущие свойства без переточки при обработке заготовок из сталей 45 и 95Х18 соответственно до 570 и 205 мин.

Список литературы: 1. Зарубицкий Е.У., Талантов Н.В., Костина Т.П. Исследование процесса стружкообразования при обработке металлов диском трения // Вестник машиностроения.-1981.-№9.-С. 57-58. 2. Покинтелица Н.И. Применение высокоскоростного трения в резании металла. - К.: ВИПОЛ, 1993.-156 с. 3. Покинтелица Н.И., Зарубицкий Е.У., Плехотник В.А., Кривобоков В.А. Остаточное напряжение в поверхностном слое при термофрикционном резании // Прогрессивная техника и технология машиностроения, приборостроения и сварочного производства.- Киев: КПИ,1998.-С.80-83.

Статья поступила в редакцию 25.05.2001г.

РАСЧЕТ ДУГИ КОНТАКТА ИНСТРУМЕНТА С ЗАГОТОВКОЙ ПРИ РАЗЛИЧНЫХ СХЕМАХ ТОРЦОВОГО ШЛИФОВАНИЯ

Польшаков В.И., Кузьменко А.В. (ЧГИЭУ, Чернигов, Украина)

In this article was researched one of the major indexes influencing on efficiency of grinding such as an arc length of contact of the instrument and blank for the different schemes of their relative motion.

Производительность процесса шлифования зависит от объема материала, снимаемого одним зерном с заготовки: $Q = L \cdot a_z \cdot b$, где L – длина дуги контакта, a_z – толщина слоя, снимаемого одним зерном, b – ширина среза.

Величины a_z и b определяются в зависимости от геометрии абразивного (алмазного) зерна и усилий шлифования. Расчету этих величин посвящено много работ, в то время как расчет величины L осуществляется довольно приближенно или очень сложно [1].

Определим длину дуги контакта абразивного зерна и заготовки при различных схемах торцевого шлифования (рис.1).

Каждая из схем шлифования (рис.1) имеет свои особенности формирования обработанной поверхности детали и преимущества, рационально используя которые можно повысить эффективность алмазно-абразивной обработки по точности, параметрам шероховатости, производительности [1].

Рассмотрим шлифование на станках с возвратно-поступательным

движением (рис.1, а) и установим зависимость между следующими факторами, характеризующими процесс шлифования: R – расстояние от режущего зерна до центра вращения; V – окружная скорость зерна; U – скорость подачи круга или изделия; L – длина дуги, в пределах которой происходит контакт зерна; d – ширина стружки, снимаемой отдельным режущим зерном в направлении нормали к дуге шлифования; b – ширина шлифования; a – смещение шлифуемого изделия; n – число оборотов шлифовального круга; q – количество режущих зерен на единице длины круга.

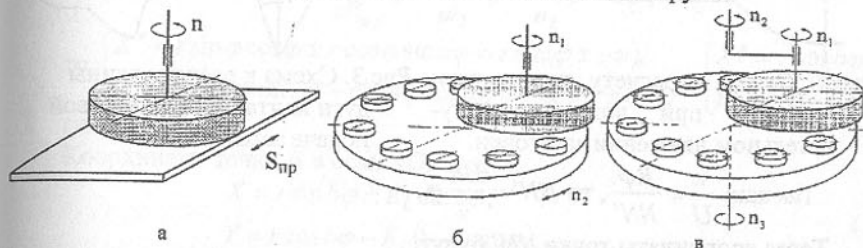


Рис.1. Схемы шлифования с различными видами относительного движения инструмента и заготовки (а – шлифование с возвратно-поступательным движением заготовки; б – шлифование с крутовым движением заготовки; в – шлифование с сложным относительным движением заготовки и инструмента).

Установим траекторию режущего зерна в координатах XOY (рис.2) с началом в центре вращения шлифовального круга, которые для случая, когда движение сообщено изделию, перемещаются в направлении подачи со скоростью U , и остающихся неподвижными, когда перемещается круг. Если скорость подачи равна нулю ($U = 0$), то траекторией режущей точки N будет окружность с координатами точки:

$$X = R \sin \varphi,$$

$$Y = R \cos \varphi.$$

Теперь допустим, что круг перемещается в направлении подачи со скоростью U . Тогда за время поворота круга на угол φ он переместится в направлении оси X на какой-то отрезок NN' , а траекторией режущей точки будет кривая с координатами точек относительно неподвижных осей:

$$X = R \sin \varphi \pm NN',$$

$$Y = R \cos \varphi.$$

Плюс и минус соответствует различным направлениям подачи изделия.

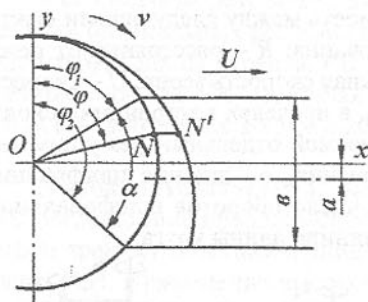


Рис.2: Схема к расчету длины дуги контакта при возвратно-поступательном движении заготовки.

Так как: $\frac{v}{U} = \frac{R\varphi}{NN'}$, то $NN' = \frac{UR}{v}\varphi$.

Тогда координаты точки NN' будут:

$$\begin{aligned} X &= R \left(\sin \varphi \pm \varphi \frac{U}{v} \right), \\ Y &= R \cos \varphi. \end{aligned} \quad (1)$$

Выражение (1) есть уравнение траектории режущей точки.

На основании уравнения (1) дифференциал дуги $dL = \sqrt{dX^2 + dY^2}$ будет

равен: $dL = \sqrt{R^2 \left(\cos \varphi \pm \frac{U}{v} \right)^2 + R^2 \sin^2 \varphi} d\varphi = R \sqrt{\frac{U^2}{v^2} + 1} \sqrt{1 \pm \frac{2 \frac{U}{v}}{\frac{U^2}{v^2} + 1} \cos \varphi} d\varphi. \quad (2)$

Рассмотрим шлифование на станках карусельного типа (рис.1,б) и установим зависимость между следующими факторами: L - длина дуги (длина стружки), r - расстояние от режущего зерна до центра вращения шлифовального круга, R_u - расстояние, на которое удалена шлифуемая точка изделия от центра стола, ω_1 - угловая скорость стола, ω_2 - угловая скорость круга, n_1 - число оборотов стола, n_2 - число оборотов круга, R_k - расстояние, на которое удален центр шлифовального круга от центра стола, q - число режущих зерен на единице длины.

Установим траекторию режущего зерна в координатах XOY с началом в центре шлифовального круга, которые перемещаются в направлении подачи по окружности радиуса R_k со скоростью U_k . Если угловая скорость стола равна нулю, то траекторией режущей точки будет окружность с координатами точек:

$$\begin{cases} X' = r \cos \varphi, \\ Y' = r \sin \varphi. \end{cases}$$

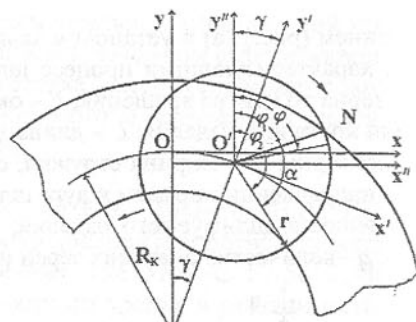


Рис.3: Схема к расчету длины дуги контакта при круговой подаче заготовки.

Теперь допустим, что стол вращается с угловой скоростью ω_1 . Тогда за время поворота круга на угол φ он повернется на угол γ , а оси координат из положения $X'O'Y'$ переместятся в положение XOY. Координаты точки в осях $X'O'Y'$ будут:

$$\begin{cases} X'' = X' \cos \gamma \pm Y' \sin \gamma, \\ Y'' = X' \sin \gamma + Y' \cos \gamma. \end{cases}$$

Так как:

$$\gamma = \frac{U_k r}{v R_u} \cdot \varphi = \frac{\omega_1}{\omega_2} \cdot \varphi = \frac{n_1}{n_2} \varphi = a \varphi,$$

то $\begin{cases} X'' = r \sin \varphi \cos a \varphi \pm r \cos \varphi \sin a \varphi = r \sin(\varphi \pm a \varphi), \\ Y'' = \pm r \sin \varphi \sin a \varphi + r \cos \varphi \cos a \varphi = r \cos(\varphi \pm a \varphi), \end{cases} \quad \begin{cases} X'' = r \cos b \varphi, \\ Y'' = r \sin b \varphi, \end{cases}$

где $b = 1 \pm a$

Координаты точки N в осях XOY будут:

$$\begin{aligned} X &= r \sin b \varphi \pm R_k \sin a \varphi, \\ Y &= r \cos b \varphi - R_k (1 - \cos a \varphi). \end{aligned} \quad (3)$$

Выражение (3) есть уравнение траектории режущей точки.

На основании уравнения траектории режущей точки дифференциал дуги будет:

$$\begin{aligned} dL &= \sqrt{b^2 r^2 + a^2 R_k^2 \pm 2 b a R_k \cos(b \varphi - a \varphi)} d\varphi, \\ dL &= \sqrt{b^2 r^2 + a^2 R_k^2} \int_{\varphi_1}^{\varphi_2} \sqrt{1 \pm \frac{2 b a R_k}{b^2 r^2 + a^2 R_k^2} \cos c \varphi} d\varphi, \end{aligned} \quad (4)$$

где $c = b - a$.

Знак минус соответствует случаю, когда резание идет от центра.

При шлифовании на станках с сложным относительным движением заготовки и инструмента (рис.1, в) взаимодействие любой точки поверхности шлифовального круга с заготовкой изучено с помощью расчетной векторной схемы (рис.4). В векторную схему входят два геометрических фактора: радиус-вектор r так называемого условного водителя (расстояние ОВ от центра вращения стола (сеператора) до центра вращения шлифовального круга); радиус-вектор R произвольной точки N_i рабочей поверхности шлифовального круга 1, движение которой по поверхности заготовки 2 изучается.

Исходными кинематическими факторами являются: абсолютная угловая скорость $\omega_{ст}$ движения стола (вала 3) относительно неподвижной станины механизма; абсолютная угловая скорость $\omega_{ш.кр.}$ рабочего шпинделя 4 с шлифовальным кругом 1. Для упрощения расчетов вводим условную заготовку 5, принимаемую в виде сплошного кольца шириной a , равной диаметру $2r_0$.

Траектория точки N_i , лежащей на окружности радиуса R поверхности

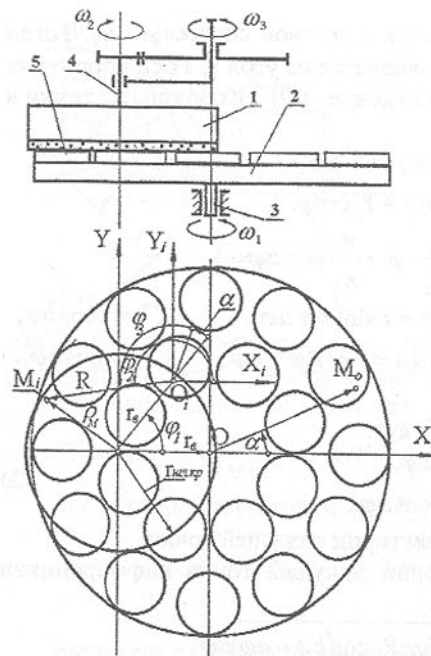


Рис.4. Расчетная векторная схема для определения длины L траектории точки поверхности притира по заготовке (1 – шлифовальный круг; 2 – стол; 3 – шпиндель стола; 4 – шпиндель шлифовального круга; 5 – заготовки).

сепаратора, относительно диска 5 может быть представлена как траектория конца результирующего радиус-вектора: $\rho_m = r + R$.

При расчетной остановке рабочего шпинделя 4 с шлифовальным кругом 1 водило вращается со скоростью $\omega_1 = -\omega_{\text{шл.кр.}}$, т.е. вращение вектора r относительно шлифовального круга происходит с той же угловой скоростью. При этом угловая скорость звена 3 относительно неподвижной станины остается неизменной.

Для исследования траектории движения точки N поместим начало системы координат в точку B (центр вращения шлифовального круга). За начальное примем следующее положение векторов: вектор r направлен по оси BX , а вектор R под углом α к оси BX , конец вектора r находится в точке O_0 , а конец вектора R – в точке N_0 .

За произвольный промежуток времени t вектор r повернется относительно оси BX на угол $\varphi_1 = \omega_1 \cdot t$. За тот же промежуток времени вектор R повернется относительно

оси BO на угол $\varphi_3 = \omega_3 t$, где $\omega_3 = \omega_2 - \omega_1 = \omega_{\text{см}}$. При одновременном вращении векторов r и R точка N описывает на плоскости шлифовального круга циклические кривые. Время одного цикла соответствует полному обороту вектора R вокруг вектора r . Для рассматриваемого исполнительного механизма время цикла $t_{\text{ц}} = 2\pi/\omega_3$.

Исследуем траекторию точки N с помощью векторной схемы (рис.4). Запишем уравнение траектории движения точки N в параметрической форме:

$$\begin{aligned} X &= r \cos \varphi_1 + R \cos \varphi_2; \\ Y &= r \sin \varphi_1 + R \sin \varphi_2, \end{aligned} \quad (5)$$

где $\varphi_1 = \omega_1 t$; $\varphi_2 = \alpha + \omega_2 t + \omega_1 t$.

Длина результирующего радиус-вектора:

$$\rho = \sqrt{r^2 + R^2 + 2rR \cos \varphi_3}, \quad (6)$$

где $\varphi_3 = \varphi_2 - \varphi_1 - \alpha = \omega_3 t$.

Для последующих расчетов необходимо установить симметричность траектории движения точки N (см. рис.4). При повороте осей координат на угол β новые координаты точки N запишем через прежние координаты X и Y :

$$X_1 = X \cos \beta + Y \sin \beta;$$

$$Y_1 = -X \sin \beta + Y \cos \beta.$$

Подставив из уравнения (5) значения X и Y получим

$$X_1 = r \cos(\varphi_1 - \beta) + R \cos(\varphi_2 - \beta);$$

$$Y_1 = r \sin(\varphi_1 - \beta) + R \sin(\varphi_2 - \beta),$$

Если отсчет изменения параметра t вести от значения $t_0 = \frac{(\pi - \alpha)}{\omega_3}$, т.е.

принять, что $t = t_0 + \Delta t = \frac{(\pi - \alpha)}{\omega_3} + \Delta t$, а $\beta = \frac{\omega_1(\pi - \alpha)}{\omega_3}$, то получим:

$$X_1 = r \cos \omega_1 \Delta t - R \cos(\omega_1 + \omega_3) \Delta t;$$

$$Y_1 = r \sin \omega_1 \Delta t - R \sin(\omega_1 + \omega_3) \Delta t.$$

При изменении знака Δt на минус не изменяется ни значение, ни знак X_1 , а изменяется только знак ординаты Y_1 . Следовательно, траектория точки N симметрична относительно прямой проходящей через центр координат под углом $\beta = \frac{\omega_1(\pi - \alpha)}{\omega_3}$.

Расчет ведется для времени одного цикла которое соответствует полному обороту вектора R вокруг вектора r .

За время цикла длина траектории точки N определяется следующим образом:

$$L = \int_{t_1}^{t_2} v dt = \int_{t_1}^{t_2} \sqrt{\left(\frac{dX}{dt}\right)^2 + \left(\frac{dY}{dt}\right)^2} dt, \quad (7)$$

где v – скорость относительного движения точки N шлифовального круга по обрабатываемой поверхности; $t_2 - t_1$ – время контакта рассматриваемой точки поверхности шлифовального круга с заготовкой за время одного цикла.

Полученные формулы для расчета длины дуги контакта (2, 4, 7) позволяют определять значение производительности для различных схем процесса торцового шлифования.

Список литературы: 1. Польшаков В.И. Основы торцового шлифования труднообрабатываемых материалов: Монография. – Чернигов: ГКПРИО, 2000. – 331с.

Статья поступила в редакцию 22.05.2001г.

ТЕРМОУПРУГАЯ МОДЕЛЬ ВНУТРИЭЛЕКТРОДНЫХ ПРОЦЕССОВ ЭЛЕКТРОЭРОЗИОННОЙ ТЕХНОЛОГИИ

Поляков С.П., Осипенко В.И., Плахотный О.П., Тригуб О.А.
(ЧИТИ, Черкассы, Украина)

The mathematics model of thermo-elastic the technical system electric-and-erosion take of material for cutting electric-and-erosion devices has been presented. An array of optimal technical parameters for provides non-break, stables work of technical process take of material, and has been defined.

На современном этапе переоснащения заброшенного производства единым путем поднятия промышленности есть внедрение высокоэффективных методов обработки, новейших технологий. Эффективность прогрессивных технологий обусловлена, как правило, возрастающим уровнем сложности, многопараметричностью физических явлений, которые лежат в их основе. Это во многих случаях приводит к неприемлемому увеличению этапа технологической подготовки производства. Поэтому задачи моделирования и количественных расчетов сложных технологических процессов есть актуальными и целесообразными.

Для электроэрозионной технологии, реализуемой на проволочных вырезных станках, авторы ставят задачу построения термоупругой математической модели технологического процесса и расчета факторов, приводящих к обрыву проволочного электрода-инструмента (ПЭИ) – главной проблемы обеспечения производительности и стабильности технологического процесса электроэрозионной вырезной обработки.

Следуя работам известного специалиста по теории электро-

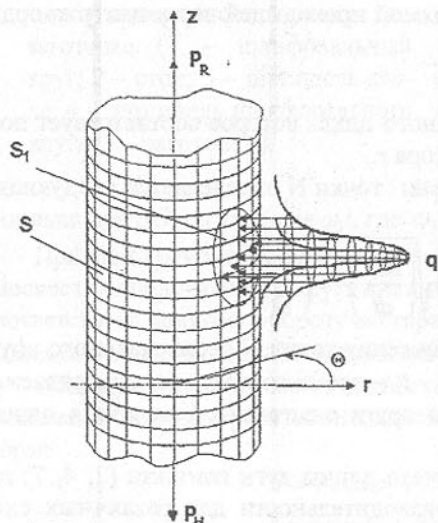


Рис.1. Расчетная схема моделирования термоупругих процессов в ПЭИ

эрозионного разрушения материалов профессора Золотых Б.Н. будем придерживаться тепловой теории разрушения электродов [1]. Температурное поле ПЭИ состоит из постоянной и переменной составляющих [2]. Нестабильность технологического процесса электроэрозионного съема материала приводит к резкому увеличению переменной составляющей температурного поля ПЭИ, из-за так называемого эффекта гнездования электрических разрядов, т.е. концентрации разрядов в локальной зоне.

Согласно предлагаемой математической модели, ПЭИ представлен в виде бесконечного цилиндра (Рис.1.). Нелинейная постановка краевой задачи учитывает зависимость теплофизических коэффициентов от резкого увеличения температуры, а граничные условия отражают характерную локальность тепловой нагрузки:

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{\lambda(T)}{c(T) \cdot \rho(T)} \cdot \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \Theta^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + \frac{q + q_1}{c(T) \cdot \rho(T)}; \quad (1)$$

$$T(r, \Theta, z, 0) = T_{cp}; \quad (2)$$

$$q|_S = \pm \alpha(T_S) \cdot (T_S - T_{cp}); \quad (3)$$

$$q|_{S_1} = \begin{cases} \frac{1}{\sigma_0 \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(z-z_0)^2}{2\sigma_0^2}}; & 0 \leq \tau \leq t_i \\ 0; & \tau > t_i \end{cases} \quad (4)$$

$$T|_{z \rightarrow \pm \infty} = T_{cp}. \quad (5)$$

где $\lambda(T)$, $c(T)$, $\rho(T)$ – зависимости от температуры соответственно теплопроводности, теплоемкости и плотности материала ПЭИ; α – коэффициент теплоотдачи, Вт/м²К; r – радиус ПЭИ, м; T_{cp} – температура среды, °С; t_i – время импульса, с; z_0 – координата центра разряда; σ_0 – коэффициент сосредоточенности функции Гаусса.

Для решения системы (1) – (5) применялся метод конечных разностей [3]. Полученные результаты тепловой модели использовались для расчета термоупругого состояния ПЭИ.

Тепловое воздействие рассматривается как источник дополнительных внутренних напряжений. При этом в уравнение статического равновесия, согласно термоупругой модели добавляется растягивающая сила P_T , вызванная действием теплового поля (Рис.1)

$$\bar{P}_R + \bar{P}_H + \bar{P}_T = 0, \quad (6)$$

где $\bar{P}_H$ – усилие натяжения проволоки, вызванное двигателем перемотки;

$\bar{P}_R$ – регулируемая реакция натяжной муфты.

Внутренние напряжения ПЭИ определяются как сумма напряжений от продольной силы σ_H и от тепловой нагрузки σ_T [4]:

$$\sigma = \sigma_H + \sigma_T = \frac{P_H}{F} + \frac{E}{d_p} \cdot \int_{-3\sigma_0}^{3\sigma_0} \beta T(z) dz, \quad (7)$$

где F – площадь сечения ПЭИ, m^2 ; E – модуль упругости материала ПЭИ, Па; d_p – диаметр пятна гнездования, м; β – коэффициент температурного расширения материала ПЭИ; $T(z)$ – функция распределения температуры.

Обрыв ПЭИ происходит в момент времени, когда внутренние напряжения достигают границы прочности σ_B . Максимальное значение температурной нагрузки в этом случае определяется по формуле:

$$T_{max} = \frac{4 \cdot (\sigma_B - \frac{P_H}{F})}{\beta \cdot E \cdot \sqrt{2\pi} \cdot erf(\sqrt{2})}. \quad (8)$$

Проведенные по формуле (8) расчеты позволили получить зависимости критического значения температуры от натяжения ПЭИ (Рис.2.), и удалось определить область оптимальных технологических параметров, обеспечивающих безобрывную электроэрозионную вырезную обработку (область P на Рис.2.).

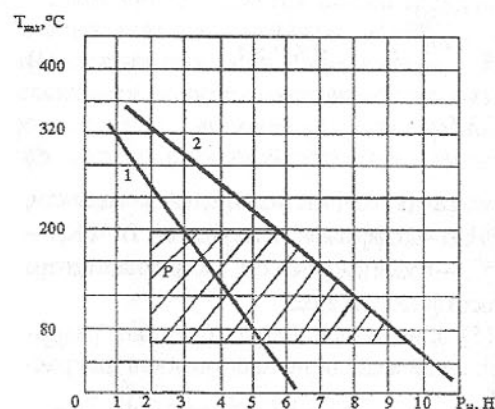


Рис.2. Зависимость максимально допустимого значения температуры от натяжения ПЭИ: 1- диаметр ПЭИ 0.1 мм; 2- диаметр ПЭИ 0.2 мм.

дает охлаждение электрода рабочей жидкостью. Благодаря построенной модели удалось определить его количественные значения, обеспечивающие необходимую стабильность электроэрозионного процесса. Полученные результаты хорошо подтверждаются опытом эксплуатации вырезного электроэрозионного комплекса СЭЛД-02 в лабораторных и производственных условиях.

Предложенная методика расчета была применена к определению оптимальных технологических параметров для рабочих режимов генератора ГКИ 300-200 электроэрозионного вырезного комплекса СЭЛД-02. Выбирая параметры обработки из области P удалось получить практически безобрывные, стабильные процессы электроэрозионного съема материалов.

Особенно сильное влияние на термоупругое состояние системы имеет коэффициент теплоотдачи α , который через граничные условия (3) учиты-

Список литературы: 1. Золотых Б.Н. Физические основы электроискровой обработки металлов. – М.: Гостехиздат 1953. – 130с. 2. Левит М.Л., Парадизова М.В. Аналитическая оценка постоянной составляющей температурного поля электрода-проволоки // электронная обработка материалов. 1988 – №3 – с.12-15. 3. Исаченко В.П., Осипова В.А., Сукомел А.С. Теплопередача. – М.: «Энергия» 1975. – 486с. 4. Писаренко Г.С., Агарев В.А. Сопrotивление материалов. Киев «Вища школа» 1986г.-776с.

Статья поступила в редакцию 23.05.2001г.

ОПТИМИЗАЦИЯ ПРОЦЕССА ОБРАБОТКИ СКУЛЬПТУРНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ НА ФРЕЗЕРНЫХ СТАНКАХ С ЧПУ

Пономарев Б.Б., Медведев Ф.В. (ИрГТУ, г. Иркутск, Россия)

The questions about the optimization of the composite sculpture surfaces processing on the CNC machines are discussed in this article. The methodic of the cut to the detail math model and methodic of the selective to the optimal tools are given.

В современном машиностроении все шире используются новейшие разработки в области CAD систем, позволяющие проектировать поверхности деталей любой геометрической сложности (рис.1), что в полной мере отвечает постоянно повышающимся требованиям к конструктивному совершенству изделий, их художественному оформлению и качеству исполнения. Производство изделий, имеющих сложные формы, требует самой тщательной технологической проработки и создания многообразной технологической оснастки. Это увеличивает сроки подготовки производства, что не устраивает как производителя, так и потребителя будущей продукции. Наиболее трудоемкими в изготовлении являются формообразующие

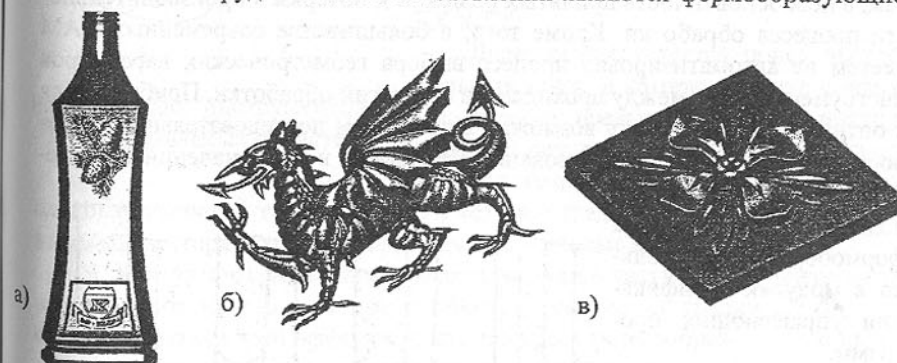


Рис. 1. Изделия со сложными поверхностями: а) эксклюзивная бутылка; б) художественный барельеф; в) элемент иконостаса

элементы штампов и пресс-форм. Особой сложностью отличается оснастка, получаемая механической обработкой, для производства деталей авиационной и автомобильной промышленности, корпусов радиоаудиоаппаратуры, деталей бытовой техники, подошв для обуви, упаковки для пищевых продуктов, нефтепродуктов, косметики, бытовой химии.

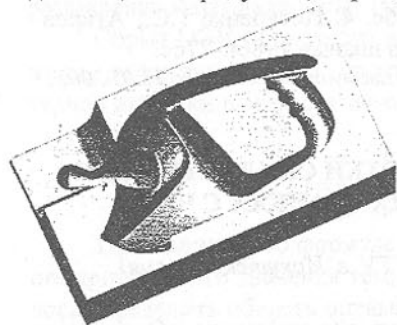


Рис. 2. Математическая модель детали пресс-формы

Процесс проектирования технологии изготовления этой оснастки может осуществляться с помощью современных САМ систем. При этом перед разработчиком возникает ряд проблемы, в частности, при обработке фрезерованием, создаются ситуации, при которых математическая модель детали, имеющей поверхности свободной формы [1], не имеет ни одного явно выраженного контура, для которого может быть назначена чистовая обработка (рис. 2). Такие модели могут быть получены, например, в системах обратного

проектирования (одной из распространенных таких систем является СоруCAD фирмы Delcam, Великобритания) или системах, использующих специфическое, в ряде случаев, бесконтурное построение 3D моделей (ArtCAM Pro той же фирмы), а также в системах восстановления объемных моделей по плоским полутоновым изображениям (ArtEmboss) [2].

В таких случаях приходится либо обрабатывать всю деталь одним инструментом при постоянных технологических параметрах (шаг, стратегия, режимы резания и др.) [3], либо разделять зоны чистовой обработки путем построения технологических контуров на мониторе компьютера вручную. Такой подход, как правило, приводит к многочисленным ошибкам, а необоснованность принятых решений к потерям в производительности процесса обработки. Кроме того, в большинстве современных САМ систем не автоматизирован процесс выбора геометрических параметров инструмента, шага между проходами и стратегий обработки. Приблизиться к оптимальному варианту возможно лишь путем последовательного перебора и перерасчета с использованием заданных в базе значений с последующей оценкой производительности процесса формообразования только в модулях верификации управляющих программ.

В процессе выполнения работ най-

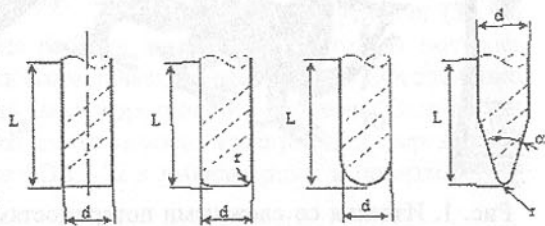


Рис. 3. Комплект инструмента

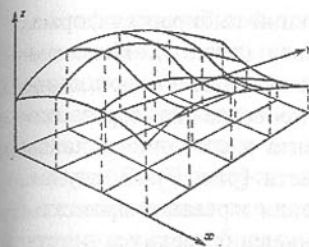


Рис. 4. Выделение на поверхности продольных и поперечных кривых

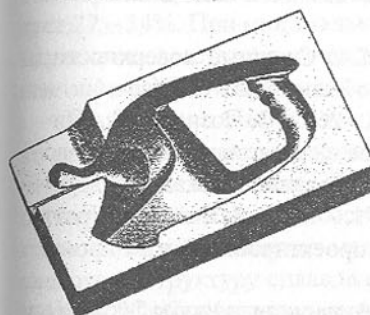


Рис. 5. Сегментация модели на конструктивно-технологические элементы

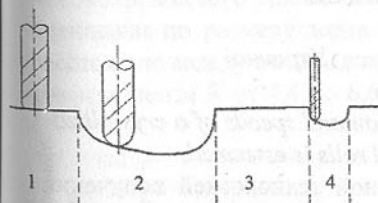


Рис. 6. Подбор инструментов для локальных областей

дено следующее решение данной проблемы:

1. В инструментальную базу данных системы заносится геометрическая информация о номенклатуре фрез, имеющих на предприятии и отвечающих требованиям конкретного станка с ЧПУ (рис. 3).

2. Осуществляется сегментация математической модели детали на конструктивно-технологические элементы в зависимости от максимального диаметра шаровой фрезы, занесенной в инструментальную базу данных системы [4]. Такое условие необходимо для исключения выделения локальных участков с радиусом кривизны поверхности меньше наибольшего радиуса шаровой фрезы.

2.1. В случае если математическая модель представлена в виде поверхности, то на ней, для сокращения объемов вычислений, выделяются продольные и поперечные кривые через интервалы, равные дискретности станка (рис. 4).

2.2. Если модель детали представлена точечным массивом, то через последовательности точек в X и Y направлениях проводятся полиномиальные сплайны, лежащие в трансверсальных плоскостях ZX и ZY.

Далее осуществляется поиск экстремальных точек, в которых радиус кривизны сплайна превышает радиус инструмента. В результате операции в трехмерном пространстве появляются группы последовательностей точек, соединив которые гладкими трехмерными кривыми мы векторно разбиваем модель на локальные области (рис. 5).

3. Контур, отражающий профиль режущей части инструмента выражается через полиномиальные сплайны. На основании теории комфортности, согласно которой эффективность процесса формообразования определяется степенью прилегания инструментальной поверхности к поверхности детали, для каждой локальной области путем сравнения полиномов

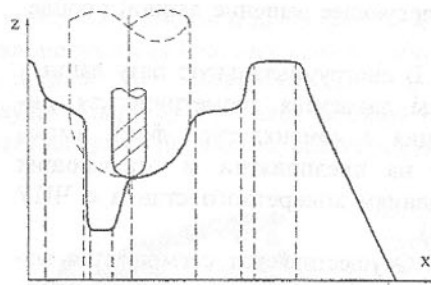


Рис. 7. Проверка на резание инструмента в соседние области

двух функций выбирается форма инструмента (рис. 6). На этом этапе производится дополнительная проверка на резание инструмента в соседние локальные области (рис. 7). В случае обнаружения резания происходит уменьшение радиуса инструмента на порядок, определенный геометрическим рядом инструментальной базы данных.

Список литературы: 1. Дружинский И.А. Сложные поверхности: Математическое описание и технологическое обеспечение: Справочник. — Л.: Машиностроение, Ленингр. отд.-ние, 1985. — 263 с. 2. Позняк Э.Г., Шикин Е.В. Дифференциальная геометрия: Первое знакомство. — М.: Изд-во МГУ, 1990. — 384 с. 3. Радзевич С.П. Формообразование сложных поверхностей на станках с ЧПУ — К.: Выща шк., 1991. — 192 с. 4. Фокс А., Пратт М. Вычислительная геометрия. Применение в проектировании и на производстве: Пер. с англ. — М.: Мир, 1982. — 304 с.

Статья поступила в редакцию 5.06.2001г.

КАЧЕСТВО РАБОЧЕГО СЛОЯ ВЫСОКОХРОМИСТЫХ ДВУХСЛОЙНЫХ ВАЛКОВ

Попова Е.Г. (ХТУСХ, г. Харьков, Украина)

In the article influencing an elemental composition and speeds of a crystallization on frame of a working layer of two-layer mill rolls is esteemed.

В настоящее время наиболее эффективной технологией получения двухслойных прокатных валков является метод центробежного литья. Для формирования рабочего слоя применяют высокохромистые сплавы.

Листопрокатные валки должны обладать высокой износостойкостью и малой склонностью к выкрашиванию, что увеличивает их срок службы, а также позволяет повысить размерную точность листа и качество его поверхности. Кроме того, в зависимости от назначения валки должны иметь различный уровень твердости, который можно регулировать изменением химического состава сплава и скорости кристаллизации отливки.

В связи с этим, целью настоящей работы явилось выявление влияния химического состава и скорости кристаллизации на структуру и твердость рабочего слоя и их однородность.

Исследования проводили на образцах отобранных от нижних колец бочек валков, содержащих 2,56 – 3,24% С, 12,2 – 18,8% Cr, 0,58 – 1,37% Mo, модифицированных и немодифицированных титаном. Исследуемые валки отличались условиями формирования рабочего слоя. Толщина слоя намазки изменялась от 2,3 до 5,5 мм.

Одним из факторов, определяющих уровень твердости высокохромистых сплавов, является количество карбидной составляющей. Максимальное количество карбидной фазы обеспечивается наиболее высокой суммой углерода и хрома. В таких сплавах по данным [1] доля карбидов с введением легирующих добавок изменяется незначительно (не более чем на 5%). В исследуемых сплавах доля карбидной фазы на глубине 25 – 50 мм составляет 27 – 34%. При минимальном количестве карбидной фазы (27%) и доле мартенсита и остаточного аустенита до 10%, уровень твердости не превышает 61 – 62 HS, а при максимальном (32%) — достигает 65 – 66 HS.

Получение заданных эксплуатационных свойств определяется не только количественным соотношением структурных составляющих, но и степенью их дисперсности. Один из путей повышения износостойкости и прочности рабочего слоя состоит в выборе оптимального химического состава, который обеспечит мелкозернистую структуру. В связи с этим исследовали структуру сплавов с различным химическим составом (коэффициент $K = Cr/C$ изменялся от 4,4 до 6,6). При этом анализировали рабочий слой на глубине 25 – 50 мм, где влияние величины слоя намазки становится несущественным.

Исследованиями выявлена корреляция между химическим составом высокохромистого сплава и степенью дисперсности структуры, которую оценивали по размеру зерна первичного аустенита и карбидов, а также расстоянию между ними и плотности эвтектических ячеек. С увеличением коэффициента K от 4,4 до 6,6, размер зерна первичного аустенита уменьшается от 95 до 70 мкм (рис.1).

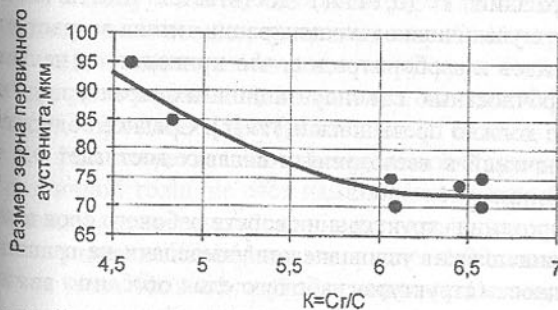


Рис.1. Зависимость размера зерна первичного аустенита от коэффициента K .

Одновременно наблюдается и измельчение эвтектических карбидов от 95 до 80 мкм (рис.2) и уменьшение расстояния между ними от 18 до 15 мкм (рис.3). Исследованиями не выявлено влияние химического состава на плотность эвтектических ячеек, которая во всем интервале значений K составляет $\sim 50 \text{ мм}^{-2}$. Дополнительное легирование

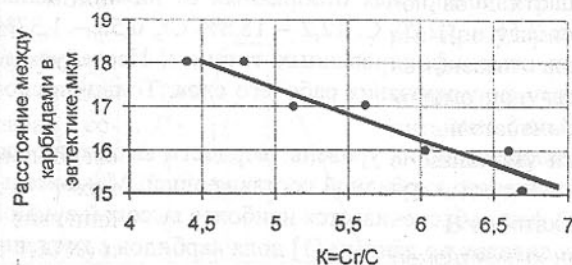


Рис. 2. Зависимость размера эвтектических карбидов от коэффициента K

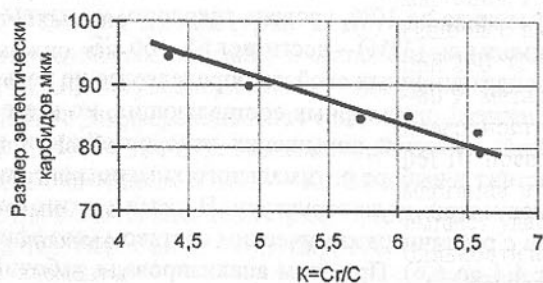


Рис. 3. Зависимость расстояния между карбидами в эвтектике от коэффициента K

V [3].

Анализ структуры сплавов дополнительно модифицированных титаном (0,01 – 0,143% Ti) не выявил заметного увеличения степени дисперсности структурных составляющих при введении 0,01 – 0,066% Ti. Лишь при максимальном содержании Ti (0,143%) достигается измельчение структуры на 10%. Однако с увеличением концентрации титана возрастает размер и количество нитридов и карбонитридов, что приводит по нашим данным [4] к снижению прочностных и эксплуатационных характеристик. Поэтому содержание Ti не должно превышать 0,1% [1]. Среднее содержание неметаллических включений в исследуемых сплавах достигает 0,5 – 0,8%, а средний размер – 8 мкм.

Важная роль в формировании структуры и свойств рабочего слоя центробежнотитановых валков принадлежит условиям теплопередачи на границе металл – форма. Однородность структуры рабочего слоя особенно важна с точки зрения стойкости валков к трещинообразованию.

В связи с этим, представляет интерес изучение однородности структуры рабочего слоя по сечению в зависимости от толщины слоя насадки. Проведенные металлографические исследования позволили оценить рас-

молибденом может способствовать измельчению структуры [2]. Однако, в исследуемых сплавах содержание молибдена изменялось в узком интервале значений (от 0,58% до 1,37%) и поэтому его влияние на степень дисперсности не было установлено. Измельчение структуры можно также добиться путем введения в сплав модификаторов. Наиболее эффективными модификаторами второго рода являются тугоплавкие элементы с незначительной растворимостью в основе сплава, например, Ti,

предельное карбидной фазы по глубине рабочего слоя для валков с различной толщиной слоя насадки (рис. 4).



Рис. 4. Распределение доли карбидной фазы по глубине рабочего слоя при различной толщине слоя насадки (1 – $h_{накл}=2,3$ мм 2 – $h_{накл}=2,8$ мм 3 – $h_{накл}=5,5$ мм).

Как видно из полученных зависимостей, доля эвтектических карбидов не является постоянной величиной. На глубине до 25 мм и 55 – 60 мм доля карбидов выше среднего значения. Распределение карбидной фазы по глубине рабочего слоя при $h_{накл}=5,5$ мм наиболее равномерное. На глубине до 10 мм количество карбидов только на 7% превышает среднее значение. Максимальное отклонение доли карбидной фазы от среднего значения на глубине до 12 мм достигается при минимальной толщине слоя насадки ($h_{накл}=2,3$ мм). Увеличение количества карбидов по сравнению со средним значением на глубине 50 – 60 мм (до 7%) также объясняется более высокой скоростью кристаллизации.

Наряду с изменением доли карбидной фазы по сечению отливки выявлена также неоднородность дисперсности структуры (рис. 5).

Наибольшее измельчение структуры (в 1,7 раза) достигается на глубине до 12 мм при толщине слоя насадки 2,3 мм, а наименьшее (в 1,25 раза) – при $h_{накл}=5,5$ мм (рис. 5).

Изменение степени дисперсности структуры по сечению отливки при различной толщине слоя насадки можно представить с помощью коэффициентов, приведенных в табл. 1.

Значение коэффициента, равное 1,00 соответствует глубине рабочего слоя 30 мм. На этой глубине влияние толщины слоя насадки становится незначимым.

Плотность эвтектических ячеек возрастает на глубине до 12 мм при $h_{накл}=2,3$ мм до 100 мм^{-2} , а при $h_{накл}=5,5$ мм до 85 мм^{-2} .

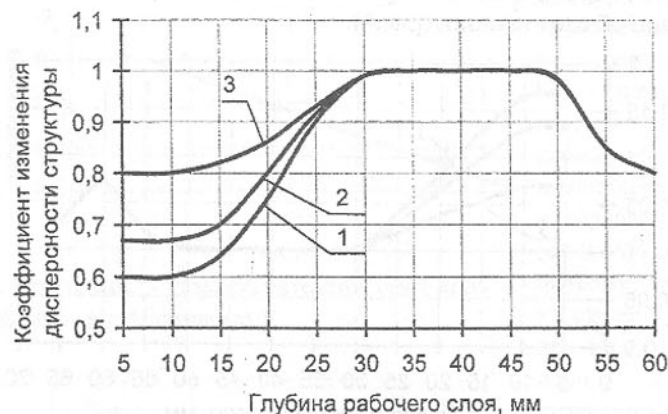


Рис. 5. Изменение степени дисперсности структуры по глубине рабочего слоя при различной толщине слоя намотки (1 – $h_{\text{нам}}=2,3$ мм, 2 – $h_{\text{нам}}=2,8$ мм, 3 – $h_{\text{нам}}=5,5$ мм).

Таблица 1 – Значение коэффициентов изменения степени дисперсности структуры.

$h_{\text{нам}}(\text{мм})$	Глубина рабочего слоя, мм					
	5	10	15	20	25	30
2,3	0,60	0,60	0,64	0,75	0,90	1,00
2,8	0,67	0,67	0,70	0,80	0,92	1,00
5,5	0,80	0,80	0,82	0,86	0,94	1,00

Выводы: Доля эвтеклических карбидов и степень дисперсности структуры рабочего слоя из высокохромистого чугуна не является постоянной величиной и определяется не только химическим составом сплава, но и скоростью его кристаллизации. Полученные зависимости позволят выбрать оптимальное содержание основных и легирующих элементов и условия формирования рабочего слоя с заданными эксплуатационными свойствами. Наиболее мелкая и однородная по сечению структура формируется при высоких значениях коэффициента $K(>5,5)$ и $h_{\text{нам}}(5-7\text{ мм})$, что обеспечивает высокую износостойкость рабочего слоя.

Список литературы: 1. Скобло Т.С., Воронцов Н.М., Рудюк С.И., Будагьянц Н.А., Воронина В.А. Прокатные валки из высокоуглеродистых сплавов. – М.: Металлургия, 1994. 336с. 2. Хаттори Т., Сано Е, Хага К. Влияние, оказываемое углеродом, хромом и молибденом на структуру после кристаллизации валков из литейного чугуна с высоким содержанием хрома. Тэцу то хаганэ, 1986, т.72, №13, с.272. 3. Мовчан Б.А. Границы кри-

сталлитов в литых металлах и сплавах. – Киев: Изд-во "Техніка", 1970. 212с. 4. Скобло Т.С., Попова Е.Г., Будагьянц Н.А., Жижкина Н.А. Эксплуатационная стойкость валков широкополосных станков, отлитых методом центробежного литья. Вісник ХДТУСГ "Підвищення надійності відновлюємих деталей машин". Вип.4 Харків, 2000. – с. 240 – 243.

Статья поступила в редакцию 9.04.2001г.

УСОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ РАСЧЁТА РАДИАЦИОННОГО НАГРЕВА МАССИВНЫХ ТЁЛ КОМПЬЮТЕРИЗАЦИЕЙ УТОЧНЁННОЙ АНАЛИТИЧЕСКОЙ МЕТОДИКИ

Постольник Ю.С., Огурцов А.П. (ДГТУ, Днепродзержинск, Украина)

On basis of adjusted analytic solution of thermal conductivity nonlinear problem an radiation body heating engineering calculation algorithm for an electronic computer is developed.

В работах [1..4] изложены практические методики теплотехнических расчётов лучистого нагрева тел. По ним с достаточной степенью точности можно определить температуру поверхности, но менее точно – температуру центра и температурный перепад. При этом погрешности вычисления последних возрастают с увеличением термической массивности тела. Поэтому расчёту радиационного нагрева тел повышенной массивности посвящено крайне мало работ [5..7], которые имеют определённые недостатки.

Долгое время считавшаяся наиболее удачной методика, приведённая в работе [5], приемлема при значениях критерия Старка $Sk \geq 2$ за пределами начального периода нагрева ($Fo \geq 0,3...0,4$). В работе [6] заранее принимается профиль температурного поля в виде параболы n -й степени

$$\tilde{\theta}(\rho, E) = \tilde{\theta}_n(Fo) - \Delta\tilde{\theta}(Fo)(1 - \rho^n). \quad (1)$$

Сравнивая расчёты по решению (1) с данными численного и аналогового моделирования, авторы [6] делают вывод, что параболическая зависимость (1) является ненадёжной и при широком использовании может послужить источником больших ошибок. Основанием для такого предостережения послужили следующие их рассуждения.

При помощи априори выбранного решения (1) в работе [6] выраженные скорости нагрева были определены через уравнение теплопроводности

$$d\tilde{\theta}/dFo = \partial^2 \tilde{\theta} / \partial \rho^2 = \Delta\tilde{\theta}(Fo)n(n-1)/\rho^{2-n}. \quad (2)$$

И так как по этому выражению скорость нагрева на оси симметрии

($\rho = 0$) стремится к бесконечности (чего, естественно, быть не может), то авторы [6] приходят к указанному выше выводу.

Но очевидно, что такой вывод справедлив лишь при $n > 2$. Более того, если определить степень параболы с учётом подобных соображений, то можно сделать и другое заключение: при выборе функции распределения в виде параболы (1) её показатель степени должен быть равен только двум, так как при $n < 2$ скорость нагрева центра обращается в бесконечность, а при $n > 2$ она равна нулю; оба эти случая одинаково противоречат действительности.

На наш взгляд, при использовании приближённого решения, не удовлетворяющего исходному уравнению, скорость нагрева надо определять прямым дифференцированием температурной функции по времени, а не косвенно через вторую производную температуры по координате, как это было сделано в работе [6] при получении формулы (2). А приближённое решение вида (1) желательно уточнять не вариациями степени n параболы (1), а поиском новых решений. И уже в работе [7] авторы [6] разрабатывают методику расчёта лучистого нагрева массивных тел, основанную на специальных таблицах, составленных по данным численного решения соответствующей краевой задачи теплопроводности. Но это уже не аналитическое решение.

В работе [8] методом эквивалентных источников (МЭИ) было получено новое приближённое аналитическое решение задачи симметричного радиационного нагрева тел плоской ($m=0$), цилиндрической ($m=1$) и сферической ($m=2$) геометрии толщиной (диаметром) $2R$ в рамках инженерной модели теплопроводности (модели термического слоя):

$$\Theta(\rho, \tau) = \begin{cases} \Theta_0 = \text{const} & 0 \leq \rho \leq \beta(\tau); \\ \Theta_1(\rho, \tau) = \Theta_0 + \frac{Sk}{2} [1 - \Theta_{1n}^4(\tau)] [\rho - \beta(\tau)]^2, & 0 \leq \tau \leq \tau_0; \\ \Theta_2(\rho, \tau) = \Theta_{2n}(\tau) - \frac{Sk}{2} [1 - \Theta_{2n}^4(\tau)] [1 - \rho^2] [1 - \rho^2], & 0 \leq \rho \leq 1; \tau_0 \leq \tau \leq \tau_*. \end{cases} \quad (3)$$

где введены общепринятые обозначения

$$\Theta(\rho, \tau) = \frac{T(\rho, \tau)}{T_C}; \quad \rho = \frac{r}{R}; \quad \tau = Sk^2 Fo; \quad Sk = \frac{\sigma_e T_C^3 R}{\lambda}; \quad Fo = \frac{at}{R^2}; \quad (4)$$

где $T(r, t)$ и $T_C = \text{const}$ – абсолютные температуры тела и среды, К; r – координата, отсчитываемая от центра сечения тела, м; t – время, ч; λ – коэффициент Вт/(мК); a – коэффициент температуропроводности, м²/ч; σ_e – видимый коэффициент излучения, Вт/(м²К⁴).

На инерционном этапе $0 \leq \tau \leq \tau_0$ относительная толщина $l(\tau) = 1 - \beta(\tau)$ тепловозмущённого слоя связана с температурной функцией

$\Theta_{1n}(\tau)$ поверхности выражением

$$l(\tau) = 2[\Theta_{1n}(\tau) - \Theta_0] / \{Sk[1 - \Theta_{1n}^4(\tau)]\}; \quad (5)$$

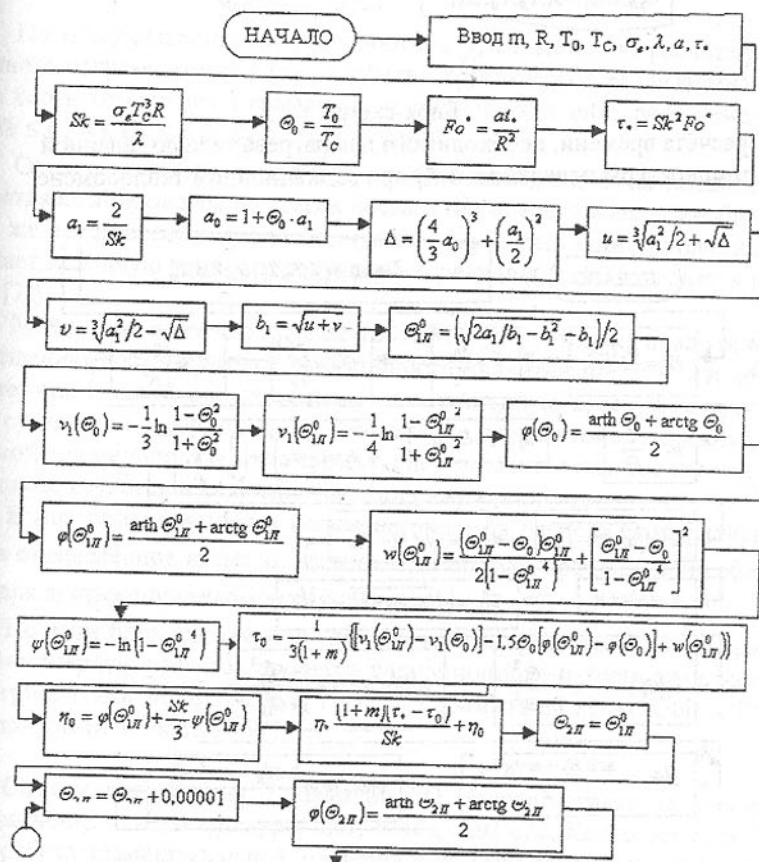
при $\Theta_{1n}(\tau_0) = \Theta_{1n}^0$; $l(\tau_0) = 1$.

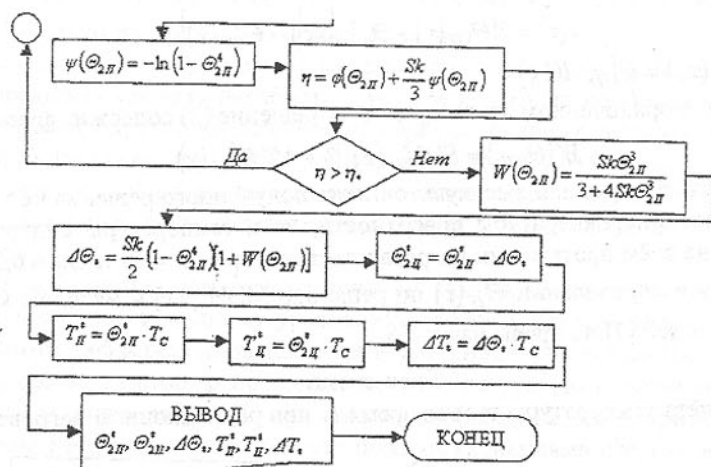
На упорядоченном этапе $\tau_0 \leq \tau \leq \tau_*$ решение (3) содержит функцию

$$W(\Theta_{2n}) = Sk \Theta_{2n}^3(\tau) / [3 + 4Sk \Theta_{2n}^3(\tau)]. \quad (6)$$

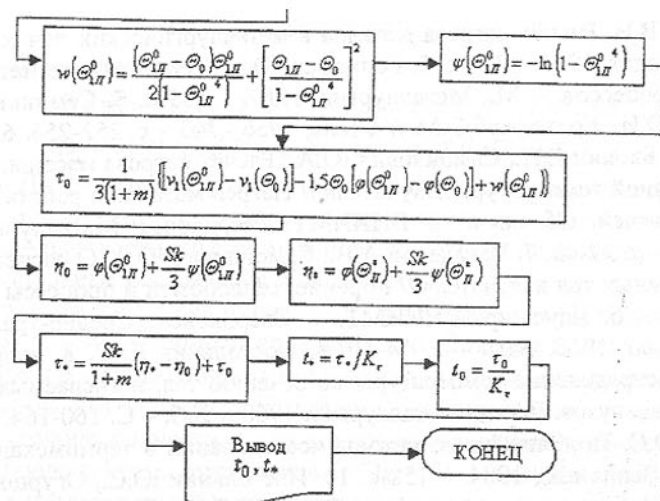
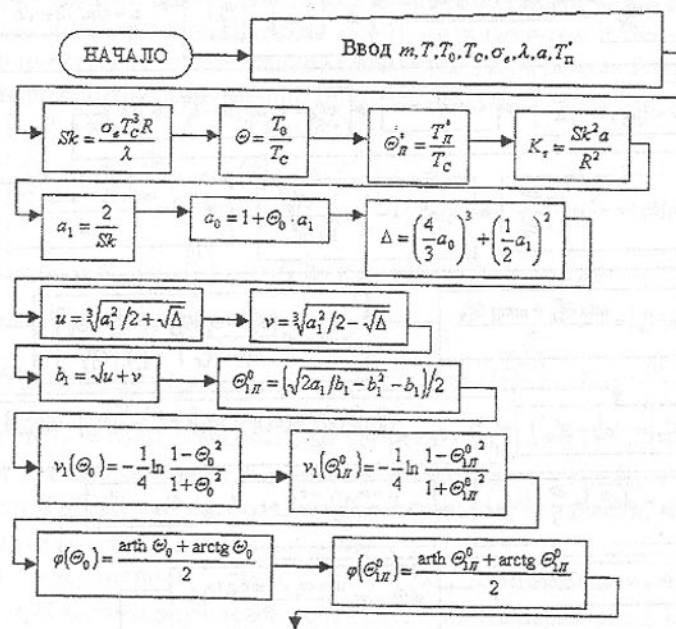
Расчёты показали высокую точность полученного решения не только в определении температуры поверхности, но и температуры центра. Например, на всём протяжении нагрева пластины при $Sk = 10$ и $\Theta_0 = 0,2$ расхождения в определении $\Theta_{1n}(\tau)$ по решению МЭИ [11] и методом конечных разностей [7] не превышают 1%.

Блок-схема
расчёта температуры тела за время t_* при радиационном нагреве





Блок-схема расчёта времени, необходимого для нагрева тела до заданной температуры поверхности T_n^* при радиационном теплообмене



По этому решению была разработана [9, 10] методика расчёта радиационного нагрева, которая (для удобства практической реализации) снабжена соответствующими графиками и таблицами в интервале изменения $0 \leq Sk \leq 6$; $0 \leq O_0 \leq 0,8$; $O_0 \leq O_n \leq 0,999$.

Однако конкретное применение этой методики из-за повышенной громоздкости оказалось не всегда достаточно оперативным и удобным. К тому же использование таблиц вынуждает прибегать к интерполяции, что снижает исходную точность полученного решения (этим страдает и методика [7]).

Между тем ясно, что применять ЭВМ к уже готовому аналитическому решению достаточно высокой точности значительно проще и эффективнее, чем каждый раз численно решать исходную красивую задачу. Отсюда становится очевидным, что обеспечение предлагаемой методики программой для машинного счёта существенно повысит технологичность счёта, а также точность и надёжность технических расчётов.

Выше приведены Блок-схемы алгоритмов расчёта температуры T_n^* тела в определённое время t_n^* нагрева и, наоборот, времени t_n^* , необходимого для достижения телом заданной температуры T_n^* .

По этим блок-схемам нетрудно составить программы для оперативных инженерных расчётов процесса радиационного нагрева тела базовой геометрии. Нами подготовлены такие программы на языке Object Pascal для платформы Windows 95 (98).

Список литературы: 1. Иванцов Г.П. Нагрев металла (теория и методы расчёта). – М.: Metallurgizdat, 1948. – 191 с. 2. Кавадеров А.В. Тепловая работа пламенных печей. – Свердловск: Metallurgizdat, 1956.-367с.

3. Соколов В.Н. Расчёт нагрева металла в металлургических печах. – М.: Металлургиздат, 1956. – 130 с. 5. Гольдфарб Э.М. Теплотехника металлургических процессов. – М.: Металлургия, 1967. – 439 с. 5. Семикин И.Д., Розенгарт Ю.И., Гольдфарб Э.М. // Сталь, 1956 - №3 – с. 252-256. 6. Кавадеров А.В., Блохин Е.П., Самойлович Ю.А. Расчёт нагрева массивных тел при постоянной температуре излучателя // Нагрев металла и работа нагревательных печей. Сб. науч. тр. ВНИИМТ. Свердловск: Металлургиздат, 1960. - №6 – с. 27-43. 7. Кавадеров А.В., Самойлович Ю.А. О расчётах нагрева массивных тел излучателя // Горение, теплообмен и процессы нагрева металла. Сб. науч. тр. ВНИИМТ. – Свердловск: Средне-уральское книжн. изд-во, 1963. №10 – с. 14-50. 8. Постольник Ю.С. К вопросу о функции распределения температуры по сечению тел, нагреваемых излучением // Изв. вузов. Чёрная металлургия, 1968. - №6. – С. 160-164. 9. Постольник Ю.С. Приближённые методы исследований в термомеханике. – К.-Донецк: Выща шк., 1984. – 158 с. 10. Постольник Ю.С., Огурцов А.П. Нелінійна прикладна термомеханіка. - К.: НМЦ ВО МОНУ, 2000. – 280 с. 11. Постольник Ю.С. Повышение точности инженерных расчётов радиационного нагрева массивных тел // Изв. вузов. Чёрная металлургия, 1968. - №10. – С. 126-129.

Статья поступила в редакцию 16.05.2001г.

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОПРОВОДНОСТИ ПЛАСТИНЫ С ВНУТРЕННИМИ ИСТОЧНИКАМИ ТЕПЛА (ВИТ) НА МОДЕЛИ ТЕРМИЧЕСКОГО СЛОЯ

Постольник Ю.С., Сторчилова В.Г.
(ДГТУ, г. Днепропетровск, Украина)

Thermal layer model is prevailing in applied thermal physics. But until now it hasn't any application in objectives of thermal conductivity of solids with internal heat sources. In this work this problem is solved using the equivalent sources method.

Исследования температурного и термонапряжённого состояния различных технических объектов при наличии ВИТ имеют немаловажное практическое значение. Достаточно привести в пример тепловыделяющие элементы ядерных реакторов, индукционный нагрев металла, сушку влажных материалов и др.

Рассмотрим симметричную задачу теплопроводности неограниченной пластины толщиной $2R$ с ВИТ постоянной удельной мощности при граничных условиях II-го рода:

$$\partial^2 \Theta / \partial \xi^2 + P_0 = \partial \Theta / \partial \tau; \quad \Theta(\xi, 0) = 0; \quad (1)$$

$$\partial \Theta / \partial \xi|_{\xi=1} = Ki; \quad \partial \Theta / \partial \xi|_{\xi=0} = 0; \quad (2)$$

где введены обозначения

$$\Theta(\xi, \tau) = [T(\xi, \tau) - T_0] / (T_c - T_0); \quad \xi = r/R; \quad \tau = at/R^2; \quad (3)$$

$$P_0 = q_v R^2 / [\lambda \cdot (T_c - T_0)]; \quad K_i = q_n R / [\lambda (T_c - T_0)].$$

Здесь $T(r, t)$ – температура в точке с координатой r в момент времени t ; T_0 , T_c – температуры начальная пластины и постоянная окружающей среды; q_v и q_n – плотности объёмного и поверхностного (внешнего) тепловых потоков; остальные обозначения общеприняты.

Имеющиеся известные точные [1] и приближённые [2] решения задачи (1)...(3) довольно громоздкие и сложные. Ставя цель получить более приемлемое для практики приближённое аналитическое решение, попытаемся привлечь для этого широко распространённую инженерную модель процесса теплопроводности, а для конкретной реализации воспользуемся методом эквивалентных источников (МЭИ) [3] – одним из наиболее эффективных представителей класса методов термического слоя (МТС) [4].

На первом (инерционном) этапе ($0 \leq \tau \leq \tau_0$; $\beta(\tau) \leq \xi \leq 1$) температурное поле $\Theta_1(\xi, \tau)$ в термическом слое $l(\tau) = 1 - \beta(\tau)$ находим путём интегрирования разрешающего уравнения МЭИ в виде [3]

$$\partial^2 \Theta_1 / \partial \xi^2 = f_1(\tau), \quad (4)$$

где "эквивалентный источник" $f_1(\tau)$ определяется интегральным условием

$$f_1(\tau) = \frac{1}{\beta(\tau)} \left[\partial \Theta_1(\xi, \tau) / \partial \tau - P_0 \right] d\xi / [1 - \beta(\tau)]. \quad (5)$$

При этом второе граничные условия (2) заменим условиями сопряжения температурных полей тепловозмущённой и невозмущённой зон сечения пластины на границе их раздела:

$$\Theta_1(\xi, \tau)|_{\xi=\beta(\tau)} = 0; \quad \partial \Theta_1 / \partial \xi|_{\xi=\beta(\tau)} = 0. \quad (6)$$

Интегрируя уравнение (4) дважды по ξ и используя для определения двух появляющихся произвольных функций интегрирования условия (6), имеем

$$\Theta_1(\xi, \tau) = f_1(\tau) [\xi - \beta(\tau)]^2 / 2.$$

Учитывая граничное условие (2), устанавливаем связь между функциями $f_1(\tau)$ и $\beta(\tau)$:

$$f_1(\tau) = Ki / [1 - \beta(\tau)], \quad (7)$$

что и определяет окончательный вид искомого решения

$$\Theta_1(\xi, \tau) = K_i [\xi - \beta(\tau)]^2 / [2(1 - \beta(\tau))]. \quad (8)$$

Подставляя выражения (7), (8) в (5) и решая образующееся при этом дифференциальное уравнение с разделяющимися переменными, получаем трансцендентное уравнение

$Pk \cdot l(\tau) - \ln[1 + Pk \cdot l(\tau)] = 3Pk^2 \tau$, $Pk = Po/Ki$, (9)
определяющее в любой момент "времени" $\tau \leq \tau_0$ толщину $l(\tau)$ теплового слоя.

Продолжительность τ_0 инерционного этапа находим, полагая в (9) $l(\tau_0) = 1$:

$$\tau_0 = [Pk - \ln(1 + Pk)] / (3Pk^2). \quad (10)$$

В пределе $Po \rightarrow 0$ ($Pk \rightarrow 0$) получаем общеизвестную (например, [5]) формулу "закона квадратного корня": $l(\tau) = \sqrt{6\tau}$; $\tau_0 = 1/6$.

На втором (упорядоченном) этапе ($\tau \geq \tau_0$, $0 \leq \xi \leq 1$) разрешающее уравнение МЭИ оставляем прежним (4), а в интегральном условии (5) полагаем $\beta(\tau) = 0$. Тогда интегрирование уравнения вида (4) с использованием условий (2), (5) приводит к решению

$$\Theta_2(\xi, \tau) = Ki[\xi^2/2 + (1 + Pk)(\tau - \tau_0)]. \quad (11)$$

При $Po = 0$ выражение (10) совпадает с известным [3] приближённым решением задачи (1), (2) без ВИТ.

Анализируя полученные для принятого (назовём его первым) варианта МЭИ (4)...(6) решения (8), (10), замечаем, что при $\tau < \tau_0$ полностью игнорируется влияние ВИТ, расположенных вне пределов термического слоя, т.е. в зоне $0 \leq \xi \leq \beta(\tau)$. Таким образом, модель термического слоя в используемом виде вступает в противоречие с физической сущностью исходной задачи, предполагающей, что ВИТ начинают действовать одновременно по всему объёму тела.

Для устранения этого несоответствия решим задачу (1), (2), используя МЭИ в сочетании с принципом суперпозиции [2] (этот подход будем именовать вторым вариантом МЭИ).

В таком случае исходная задача разделяется на две:

1) $Po = 0$; $Ki \neq 0$:

$$\begin{aligned} \partial^2 \Theta_1 / \partial \xi^2 &= \partial \Theta_1 / \partial \tau; \quad \Theta_1(\xi, 0) = 0; \\ \partial \Theta_1 / \partial \xi|_{\xi=1} &= Ki; \quad \partial \Theta_1 / \partial \xi|_{\xi=0} = 0; \end{aligned} \quad (12)$$

2) $Po \neq 0$; $Ki = 0$:

$$\begin{aligned} \partial^2 \Theta_{**} / \partial \xi^2 + Po &= \partial \Theta_{**} / \partial \tau; \quad \Theta_{**}(\xi, 0) = 0; \\ \partial \Theta_{**} / \partial \xi|_{\xi=1} &= 0; \quad \partial \Theta_{**} / \partial \xi|_{\xi=0} = 0; \end{aligned} \quad (13)$$

Решение задачи (12) при помощи МЭИ приведено в работе [3]:

$$\Theta_{*1}(\xi, \tau) = Ki[\xi - \beta(\tau)]^2 / [2(1 - \beta(\tau))]; \quad l(\tau) = \sqrt{6\tau};$$

$$\Theta_{*2}(\xi, \tau) = Ki[\xi^2 + 2(\tau - \tau_0)] / 2; \quad \tau_0 = 1/6.$$

Задача (13), в связи с отсутствием внешнего теплового возмущения,

описывает процесс, который происходит без образования термического слоя, т.е. в один этап $0 \leq \tau \leq \infty$. Решение МЭИ очевидное:

$$\Theta_{**1}(\xi, \tau) = \Theta_{**2}(\xi, \tau) = Po \cdot \tau.$$

Окончательное по второму варианту МЭИ решение исходной задачи имеет вид

$$\Theta_1(\xi, \tau) = \begin{cases} Ki[\xi - \beta(\tau)]^2 / [2(1 - \beta(\tau))] + Po \cdot \tau; & \beta(\tau) \leq \xi \leq 1; \\ Po \tau, & 0 \leq \xi \leq \beta(\tau); \end{cases} \quad (14)$$

$$\Theta_2(\xi, \tau) = Ki[\xi^2/2 + (1 + Pk)(\tau - \tau_0)] + Po \cdot \tau; \quad 0 \leq \xi \leq 1. \quad (15)$$

Сопоставляя полученные приближённые решения МЭИ с точным [1], можно сделать следующие выводы:

Во-первых, приближённые решения (11), (15) совпадают с главными членами точного решения [1], которыми определяется температурное поле пластины при числах Фурье $Fo = \tau \geq \tau_* = \tau_0 = 1/6$ [3,6], когда можно пренебречь бесконечными рядами, а решение (14) удовлетворительно согласуется с точным и при $\tau < \tau_*$ (см. табл.).

Таблица — Сопоставление точного [1] и приближённых решений МЭИ (8)...(11) и (14), (15) при $Po = 1$; $Ki = 1$.

τ	$\Theta_n(\tau) = \Theta(1, \tau)$					$\Theta_u(\tau) = \Theta_2(0, \tau)$				
	Точное [1]	1 вариант		2 вариант		Точное [1]	1 вариант		2 вариант	
		Θ	$\delta\Theta, \%$	Θ	$\delta\Theta, \%$		Θ	$\delta\Theta, \%$	Θ	$\delta\Theta, \%$
0,1	0,4578	0,5	-9,22	0,4873	-6,44	0,1089	0	100	0,1	8,17
0,5	1,3319	1,2954	2,74	1,3333	-0,105	0,8343	0,7954	4,72	0,8333	0,18
1,0	2,3333	2,2954	1,62	2,3333	0	1,8333	1,7954	2,07	1,8333	0
5,0	10,3331	0,2954	0,37	10,3333	0	9,8333	9,7954	0,39	9,8333	0

Во-вторых, игнорирование влияния ВИТ вне пределов термического слоя (первый вариант МЭИ) приводит к запаздыванию развития расчётного температурного поля в центральной области пластины, особенно при малых числах τ . Однако, если во втором варианте МЭИ длительности инерционного этапа есть величина постоянная ($\tau_0 = 1/6$), то по первому варианту τ_0 зависит от параметра $Pk = Po/Ki$ и изменяется от $\tau_0 \rightarrow 1/6$ (при $Pk \rightarrow 0$) до $\tau_0 \rightarrow 0$ (при $Pk \rightarrow \infty$). Таким образом, с ростом Pk точность решения по первому варианту возрастает, приближаясь ко второму варианту МЭИ.

Список литературы: 1. Лыков А.В. Теория теплопроводности. — М.: Высшая школа, 1967. — 600 с. 2. Пехович А.И., Жидких В.М. Расчёты теплового режима твёрдых тел. — Л.: Энергия, 1976. — 352 с. 3. Постольник Ю.С. Приближённые методы исследований в термомеханике. — К.—Донецк: Выща школа, 1984. — 160 с. 4. Лыков А.В. Методы решения нелинейных уравнений нестационарной теплопроводности. // Изв. АН СССР. Энергет.

НАГРЕВ ТЕРМОЧУВСТВИТЕЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ В УСЛОВИЯХ ПРОТИВОТОЧНОГО РАДИАЦИОННО-КОНВЕКТИВНОГО ТЕПЛООБМЕНА

Постольник Ю.С., Тимошпольский В.И., Огурцов А.П., Трусова И.А.
(ДГТУ, г. Днепродзержинск, Украина; БГПА, г. Минск, Беларусь)

In this work for the first time analytical solution of radiational-conventional heating of basic geometry bodies at counter flow heat exchange was developed

Исследованию процессов нагрева различных материалов в условиях противотока посвящено довольно много работ (например, [1..3]). Однако во всех этих работах рассматривается исключительно конвективный теплообмен (ТО). Поэтому имеющиеся решения и разработанные на их основе методики расчёта, будучи более-менее приемлемыми для фильтрационных процессов, в большинстве случаев приводят к существенным погрешностям при расчётах противоточного (ПТ) нагрева в проходных или методических печах, где ТО является или чисто радиационным, или смешанным радиационно-конвективным. На важность этой проблемы указывалось ещё в середине прошедшего столетия [4], тем не менее до сих пор общее аналитическое решение соответствующей краевой задачи ПТТО в условиях радиационно-конвективного печного пространства ещё отсутствует.

Длительное время единственной работой, посвящённой аналитическому исследованию противоточного радиационного нагрева массивного слитка, была статья [5].

Однако она имеет ряд недостатков, наиболее существенными из которых являются: форма тела ограничена пластиной; ТО чисто радиационный; теплофизические характеристики (ТФХ) неизменные; решение не может считаться аналитическим, т.к. было реализовано на гидростатическом интеграторе.

Таким образом наличие работ [4, 5] аргументированно показывает как актуальность проблемы, так и необходимость получения общего аналитического решения краевой задачи теплопроводности тел базовой геометрии в условиях лучисто-конвективного ПТТО с учётом нелинейностей I-го (функциональная зависимость ТФХ материала) и II-го (наличие радиации) рода.

Проведённые ранее исследования [6] показали, что наиболее существенное влияние оказывает переменность коэффициента теплопроводности

$\lambda(T)$. В таком случае при тепловых расчётах обычно принимают (см. [7, 8]) функцию $\lambda(T)$ линейной, а остальные ТФХ постоянными, т.е.

$$\lambda(T) = \lambda_0 + \delta_\lambda T; C = C(\tilde{T}) = \text{const}; a = a(\tilde{T}) = \text{const}. \quad (1)$$

Рассмотрим следующую задачу симметричного нагрева массивных тел плоской ($m=0$), цилиндрической ($m=1$) и сферической ($m=2$) формы в условиях сложного ПТТО:

$$\partial[\xi^m(1 + \varepsilon_\lambda \Theta) \partial \Theta / \partial \xi] / (\xi^m \cdot \partial \xi) = \partial \Theta / \partial \tau; \quad (2)$$

$$[1 + \varepsilon_\lambda \Theta_\Pi(\tau)] \partial \Theta / \partial \xi|_{\xi=1} = Sk [\Theta_\Gamma^4(\tau) - \Theta_\Pi^4(\tau)] + \zeta [\Theta_\Gamma(\tau) - \Theta_\Pi(\tau)]; \quad (3)$$

$$\partial \Theta / \partial \xi|_{\xi=0} = 0; \quad (4)$$

$$d\Theta_\Gamma / d\tau = Sk [\Theta_\Gamma^4(\tau) - \Theta_\Pi^4(\tau)] + \zeta [\Theta_\Gamma(\tau) - \Theta_\Pi(\tau)] n_m; \quad (5)$$

$$\Theta(\xi, 0) = \Theta_0 = \Theta' = \text{const}; \Theta_\Gamma(0) = \Theta_\Gamma'' = 1, \quad (6)$$

где введены безразмерные величины

$$\Theta(\xi, \tau) = T(\xi, \tau) / T_\Gamma''; \xi = r / R; \tau = at / R^2; \varepsilon_\lambda = \delta_\lambda T_\Gamma'' / \lambda_0;$$

$$Sk = \sigma_\varepsilon T_\Gamma'^3 R / \lambda_0; Bi = \alpha R / \lambda_0; \zeta = Bi / Sk; n = \frac{V \cdot c}{V_\Gamma \cdot c_\Gamma}; n_m = (1 + m)n. \quad (7)$$

Здесь T, T_Γ — абсолютные температуры тела и газа, К; r — отсчитываемая от центра координата точки тела, м; $2R$ — толщина пластины или диаметр цилиндра, шара, м; t — время, ч.; λ_0 — условное значение коэффициента теплопроводности, соответствующее температуре $T = 0$, Вт/(мК) $V = FR / (1 + m)$ — объём тела, м³; F — тепловоспринимающая поверхность тела, м²; V_Γ — объём газа, м³; n — отношение водяных чисел; T', T_Γ' и T'', T_Γ'' — соответствующие температуры тела и газа на входе (...) и выходе (...).

В качестве метода-организатора решения поставленной нелинейной задачи (1)...(7) примем известную [9] модель термического слоя (МТС), а для реализации процесса решения возьмём метод эквивалентных источников (МЭИ), хорошо проявивший себя в решении различных линейных и нелинейных задач теплопроводности [6, 10], в том числе и противоточных [11, 12].

На первом (инерционном) этапе ($0 \leq \tau \leq \tau_0; \beta(\tau) \leq \xi \leq 1$) воспользуемся готовым решением МЭИ [6, 10] задачи (2)...(4):

$$\Theta_1(\xi, \tau) = \Theta' + \Delta \Theta_1(\tau) [\xi - \beta(\tau)]^2 / l^2(\tau), \quad (8)$$

где $\Delta \Theta_1(\tau) = \Theta_{1\Pi}(\tau) - \Theta'$ — температурный перепад по толщине $l(\tau) = 1 - \beta(\tau)$ прогретого (термического) слоя.

Ввиду сравнительной быстротечности протекания инерционного этапа для тел умеренной массивности примем функцию $l(\tau)$ удовлетворяющей известному "закону квадратного корня" в форме [6]

$$l(\tau) = \sqrt{6(1+m)(1+\varepsilon_\lambda \Theta')}. \quad (9)$$

Тогда температурный перепад $\Delta\Theta_1(\tau)$ определится уравнением, аналогичным [12]

$$d[\Delta\Theta_1 l(\tau)]/d\tau = 6(1+m)(1+\varepsilon_\lambda \Theta') \Delta\Theta_1(\tau)/l(\tau),$$

что с учётом (9) даёт решение

$$\Delta\Theta_1(\tau) = \frac{\tau}{l(\tau)} = \sqrt{\tau/[6(1+m)(1+\varepsilon_\lambda \Theta')]} \quad (10)$$

Подставляя производную функции $\Theta_1(\xi, \tau)$ (8) по координате ξ в граничное условие (3), а затем в условие теплового баланса (5), приходим к дифференциальному уравнению

$$d\Theta_{1r}(\tau)/d\tau = 2n_m[1+\varepsilon_\lambda \Theta_{1r}(\tau)] \cdot \Delta\Theta_1(\tau)/l(\tau). \quad (11)$$

Учитывая функции $l(\tau)$ (9) и $\Delta\Theta_1(\tau)$ (10), получаем решение уравнения (11)

$$\Theta_{1r}(\tau) = 1 + \frac{\pi\tau}{3} \left[1 + \frac{\varepsilon_\lambda l(\tau)}{9(1+m)(1+\varepsilon_\lambda \Theta')^2} \right]. \quad (12)$$

На втором (упорядоченном) этапе ($\tau_0 \leq \tau \leq \tau_*$; $0 \leq \xi \leq 1$) разрешающее уравнение МЭИ примем в виде

$$\partial[\xi_m(1+\varepsilon_\lambda \Theta_2) \partial\Theta_2 / \partial\xi] / [\xi^m \partial\xi] = f_2(\tau), \quad (13)$$

где "эквивалентный источник" $f_2(\tau)$ будем определять интегральным условием

$$f_2(\tau) = (1+m) d \left[\int_0^1 \Theta_2(\xi, \tau) \xi^m d\xi \right] / d\tau. \quad (14)$$

Интегрируя уравнение (13) дважды по ξ и используя граничные условия (3), (4), имеем

$$f_2(\tau) = (1+m) Sk \left\{ [\Theta_{2r}^4(\tau) - \Theta_{2n}^4(\tau)] + \zeta [\Theta_{2r}(\tau) - \Theta_{2n}(\tau)] \right\}; \quad (15)$$

$$\Theta_2(\xi, \tau) = \frac{1}{2} \left\{ \sqrt{[1+\varepsilon_\lambda \Theta_{2n}(\tau)]^2 - \varepsilon_\lambda Sk \left\{ [\Theta_{2r}^4(\tau) - \Theta_{2n}^4(\tau)] + \zeta [\Theta_{2r}(\tau) - \Theta_{2n}(\tau)] \right\}} (1-\xi^2)} - 1 \right\} \quad (16)$$

Для использования интегрального условия (14) заменим радикал в (16) двумя членами его степенного ряда. Последующее интегрирование несколько снизит погрешность от этого упрощения

$$\Theta_2(\xi, \tau) = \Theta_{2n}(\tau) - \Delta\Theta_2(\tau)(1-\xi^2), \quad (17)$$

$$\text{где } \Delta\Theta_2(\tau) = \Theta_{2n}(\tau) - \Theta_{2r}(\tau) = Sk \frac{[\Theta_{2r}^4(\tau) - \Theta_{2n}^4(\tau)] + \zeta [\Theta_{2r}(\tau) - \Theta_{2n}(\tau)]}{2[1+\varepsilon_\lambda \Theta_{2n}(\tau)]}. \quad (18)$$

С другой стороны, сопоставляя выражения (16) и (5) видим, что $f_2(\tau) = \dot{\Theta}_{2r}(\tau)/n$. Тогда условие (15) превращается в дифференциальное уравнение

$$d\Theta_{2r}/d\tau = \dot{\Theta}_{2r}(\tau) = n_m \cdot d \left\{ \int_0^1 [\Theta_{2n}(\tau) - \Delta\Theta_2(\tau)(1-\xi^2)] \xi^m d\xi \right\} / d\tau,$$

после интегрирования которого устанавливаем связь между температурами газа и тела

$$\Theta_{2r}(\tau) = [\Theta_{2n}(\tau) - 2\Delta\Theta_2(\tau)/(3+m) - D] \cdot n. \quad (19)$$

Используя в качестве начальных условий решения (10), (12) задачи на первом этапе при $\tau = \tau_0$ и $l(\tau_0) = 1$, находим

$$D = \Theta' - 1/n + 2[m/(3+m) + 2\varepsilon_\lambda \Delta\Theta_{10}^2] \cdot \Delta\Theta_{10}/3. \quad (20)$$

Следует заметить, что среднемассовая температура тела при $\Theta_2(\xi, \tau)$ (17) равна

$$\bar{\Theta}_2(\tau) = (1+m) \int_0^1 \xi^m \Theta_2(\xi, \tau) d\xi = \Theta_{2n}(\tau) - \frac{2}{3+m} \Delta\Theta_2(\tau). \quad (21)$$

Тогда выражение (19) принимает вид $\Theta_{2r}(\tau) = [\bar{\Theta}_2(\tau) - D] \cdot n$.

Из условия (5) имеем

$$\Theta_{2n}(\tau) = \Theta_{2r}(\tau) \sqrt{1 - \frac{\dot{\Theta}_{2r}(\tau)/\Theta_{2r}^4(\tau)}{n_m Sk \left[1 + \zeta \frac{\Theta_{2r}(\tau) - \Theta_{2n}(\tau)}{\Theta_{2r}^4(\tau) - \Theta_{2n}^4(\tau)} \right]}}. \quad (22)$$

Следуя работам [6, 10], положим

$$k_1 = 1 + \zeta \frac{\Theta_{2r}(\tau) - \Theta_{2n}(\tau)}{\Theta_{2r}^4(\tau) - \Theta_{2n}^4(\tau)} \approx 1 + \zeta \frac{0,275 + 0,058m}{Sk}. \quad (23)$$

Такое упрощение после замены радикала (22) двумя членами разложения в ряд даёт

$$\Theta_{2n}(\tau) = \Theta_{2r}(\tau) - \dot{\Theta}_{2r}(\tau) / [4n_m Sk \cdot k_1 \Theta_{2r}^3(\tau)]. \quad (24)$$

Формулы (19) и (18), с учётом (23), позволили исключить из выражения (24) функцию температуры поверхности и получить дифференциальное уравнение относительно температуры газа

$$\frac{(3+m)[1+\varepsilon_\lambda \Theta_{2r}(\tau)] + 4k_1 Sk \Theta_{2r}^3(\tau)}{[1+\varepsilon_\lambda \Theta_{2r}(\tau)][1-k_2 \Theta_{2r}(\tau)] \Theta_{2r}^3(\tau)} d\Theta_{2r} = 4(1+m)(3+m)k_1 \Theta_C Sk d\tau, \quad (25)$$

где $k_2 = (1-n)/\Theta_C$; $\Theta_C = -nD$. (20).

Интегрируя уравнение (25) методом разложения левой части на простые дроби, получаем трансцендентное выражение

$$\Phi_r(\tau) - \Phi_r^0 = 4(1+m) \frac{\Theta_C k_1}{k_2^2} Sk (\tau - \tau_0), \quad (26)$$

$$\Phi_r(\tau) = \ln \Theta_{2r}(\tau) - p \ln [1 - k_2 \Theta_{2r}(\tau)] + (p-1) \ln [1 + \varepsilon_\lambda \Theta_{2r}(\tau)] - \frac{1 + k_2 \Theta_{2r}(\tau)}{2k_2^2 \Theta_{2r}^2(\tau)}, \quad (27)$$

где $p = 1 + 4k_1Sk / [(3+m)(k_2 + \varepsilon_\lambda)k_2^2]$, которым и определяется температура $\Theta_{2\Gamma}(\tau)$ газа.

Зная температуру газа, температуру поверхности находим из решения алгебраического уравнения

$$\Theta_{2\Gamma}^4(\tau) + a_{2\Gamma}\Theta_{2\Gamma}^2(\tau) + a_{1\Gamma}(\tau)\Theta_{2\Gamma}(\tau) = a_{0\Gamma}(\tau), \quad (28)$$

которое получается из выражения (19) с учётом (18). При этом

$$a_{2\Gamma} = \varepsilon_\lambda(h + \zeta); \quad a_{1\Gamma}(\tau) = (h + \zeta)[1 + \varepsilon_\lambda[\Theta_C - \Theta_{2\Gamma}(\tau)]/n]; \quad h = \frac{3+m}{Sk}; \quad (29)$$

$$a_{0\Gamma}(\tau) = \Theta_{2\Gamma}^4(\tau) + h[(1 + n\zeta/h)\Theta_{2\Gamma}(\tau) - \Theta_C].$$

Зная $\Theta_{2\Gamma}(\tau)$ и $\Theta_{2\Gamma}(\tau)$, по решению (16) при $\zeta = 0$ вычисляем температуру центра $\Theta_{2Ц}(\tau)$, а за ней температурный перепад $\Delta\Theta(\tau)$ (18) и среднюю температуру $\bar{\Theta}_2(\tau)$ (21).

Время τ_* окончания нагрева определяется по решению (26), (27) в предположении, что $\Theta_{2\Gamma}(\tau_*) = \Theta_{2\Gamma}^* = \eta\Theta_{2\Gamma}^*$, где η — наперёд задаваемый показатель степени завершенности процесса нагрева.

Подставляя в уравнение (28), (29) $\Theta_{2\Gamma}^* = \eta\Theta_{2\Gamma}^*$, приходим к такому же алгебраическому уравнению как (28), но уже относительно $\Theta_{2\Gamma}^*$. При этом новые коэффициенты имеют вид:

$$a_{2\Gamma} = \varepsilon_\lambda\eta h_*; \quad a_{1\Gamma} = h_* \left(1 + \frac{\zeta}{h_*} \cdot \frac{1-\eta}{1-\eta^4} - \frac{\varepsilon_\lambda\eta\Theta_C}{1-n\cdot\eta} \right); \quad a_{0\Gamma} = \frac{h_*\Theta_C}{1-n\cdot\eta},$$

$$\text{где } h_* = h(1-n\eta)/[n(1-\eta^4)].$$

После этого, зная $\Theta_{2\Gamma}^*$, из выражения (26) определяем продолжительность τ_* нагрева $\tau_* = \tau_0 + k_2^2(\Phi_{\Gamma}^* - \Phi_{\Gamma}^0)/[4(1+m)k_1Sk\Theta_C]$.

Поставленная задача полностью решена. Полагая $\varepsilon_\lambda = 0$, получаем решение без учёта термической чувствительности материала. Если положить $\zeta = 0$, придём к решению чисто радиационного нагрева.

Нами [12] был просчитан заимствованный из работы [5] числовой пример: $m = 0$; $\zeta = 0$; $\varepsilon_\lambda = 0$; $Sk = 0,5$; $n = 0,5$; $\Theta' = 0,5$; $\eta = 0,99$. Расчёты показали практически полное совпадение с данными [5] гидростатического интегратора.

Таким образом получено обобщённое (для всех трёх форм тел базовой геометрии) аналитическое решение нелинейной задачи противоточного лучисто-конвективного нагрева с учётом термической чувствительности материала. При практическом использовании предлагаемое решение довольно просто программируется для машинного счёта.

Список литературы: 1. Гольдфарб Э.М. Теплотехника металлургических процессов. М.: Металлургия, 1967. - 439 с. 2. Бабушкин Н.М., Братчиков С.Г., Намятов Г.Н. и др. Охлаждение агломерата и окатышей. - М.: Металлургия, 1975. - 208 с. 3. Китаев Б.И., Ярошенко Ю.Г., Суханов Е.Л. и др. Теплотехника доменного процесса. - М.: Металлургия, 1978. - 248 с. 4. Кавадеров А.В. Тепловая работа пламенных печей. - Свердловск: Металлургиздат, 1956. - 367 с. 5. Кавадеров А.В., Калугин В.Н. Закономерности нагрева массивного тела излучением в противотоке // Нагрев металла и работа нагревательных печей: Сб. науч. тр. ВНИИМТ.- Свердловск: Металлургиздат, 1960, №6. - С. 59-70. 6. Постольник Ю.С. Приближённые методы исследований в термомеханике. - К.-Донецк: Вища шк., 1984. - 158 с. 7. Бонилла Ч. Вопросы теплопередачи в ядерной технике. - М.: Госатомиздат, 1961. - 354 с. 8. Лоренцини Э. Теплопроводность с учётом зависимости коэффициента теплопроводности от температуры. // "Инж.-физич. журнал", 1973. - в. 19. - №6 - С. 1070-1078. 9. Лыков А.В. Методы решения нелинейных уравнений нестационарной теплопроводности // "Изв. АН СССР. Энергет. и трансп.", 1970, - №5 - С. 109-150. 10. Постольник Ю.С., Огурцов А.П. Нелінійна прикладна термомеханіка. - К.: НМЦ ВО МОНУ, 2000 - 280 с. 11. Постольник Ю.С. К расчёту температур и времени нагрева массивных тел при противоточном теплообмене // "Изв. вузов. Чёрн. метал.", 1990. - №6. - С. 84-86. 12. Постольник Ю.С., Огурцов А.П., Тимошпольский В.И., Трусова И.А. Математическая модель радиационного нагрева массивных тел в теоретическом противотоке // "Математичне моделювання", 2000 - №2 (5) - С. 87-91.

Статья поступила в редакцию 16.05.2001г.

МЕХАНИЗАЦИЯ ОБРАБОТКИ КАТОДНОГО НИКЕЛЯ

Потапенков А.П., Крахт В.Б., Бахмутская О.Н.

(СТИ МИСс, г. Старый Оскол, Россия)

Three types of cutting unites (having double drums, a single drum, stamped blocks) were investigated. They provide the cutting of plates into rectangular plates of smaller sizes in one operation. Industrial units have been designed using a single drum and stamped blocks as a basis.

Основным процессом обработки листов катодного никеля, размер которых 985×885×(4...10)мм, является резка их на маломерные (25×25...100×100мм) пластины. Существующие поточные линии базируются на принципе двухоперационной резки [1], заключающемся в раскрое листов гильотинными ножницами на полосы с последующей резкой этих полос. Большой объем оборудования и корабление полос после первой

операции резки снижает эффективность этих линий.

Предлагается новый способ резки — однооперационный, при котором из листа в одном режущем блоке последовательно вырезаются пластины заданного размера. Предложены и исследованы три вида однооперационных режущих блоков: двухбарабанный, однобарабанный, штамповый.

Барабаны двухбарабанного режущего блока [2] образуют два параллельно установленных приводных вала, на которые вплотную друг к другу посажены дисковые ножи, толщина которых равна размеру пластин. По окружности диски имеют чередующиеся впадины и выступы, окружная длина которых также равна размеру пластин. Диски на валах установлены так, что выступы дисков одного барабана расположены против впадин дисков другого барабана и обеспечивается чередование впадин и дисков по длине образующих барабанов. При вращении сведенные барабаны захватывают лист и перемещают его с окружной скоростью. При этом выступы дисков сближаясь режут лист, заталкивая пластины во впадины, из которых они, после выхода из зоны резания, удаляются пружинными выталкивателями, смонтированными в зоне впадин дисков. Испытание модели данного блока с диаметром дисков 112 мм и размером впадин 50×50 мм показали трудность обеспечения необходимых зазоров между режущими кромками выступов ножей в зонах резания. В результате этого во многих местах при резке листов из алюминиевых сплавов толщиной до 3 мм наблюдалось неполное разделение пластин.

Однобарабанный [3] и штамповый [4] блоки резки подобны. Их основу составляют неподвижный нож-гребенка с чередующимися прямоугольными впадинами и выступами по размеру пластин и два ряда подвижных ножей (пуансонов), расположенных в шахматном порядке. В первом случае подвижные ножи закреплены на приводном барабане и, вращаясь, периодически входят в зону неподвижного ножа, во втором случае пуансоны скреплены между собой и совершают возвратно-поступательные перемещения от гидропривода. Ножи (пуансоны) первого ряда (по направлению подачи листа), имеющие в сечении размер пластин, двигаясь входят в пазы ножа гребенки; ножи второго ряда — примыкают к выступам. Лист на рез подается периодически и перекрывает нож-гребенку. При рабочем ходе ножи первого ряда на переднем конце листа делают гребенку, а ножи второго ряда обрезают выступы предыдущей гребенки. В обоих случаях вырезаются прямоугольные пластины. Для уменьшения усилия резания ножи на барабане располагаются по винтовой линии, а пуансоны — ступенчато. Лабораторные испытания подтвердили работоспособность этих блоков. В обоих случаях на физических моделях резали листы никеля толщиной до 1,5 мм (углеродистой стали — до 3 мм) на пластины — 25×25 мм. С учетом этих испытаний разработаны промышленные установки.

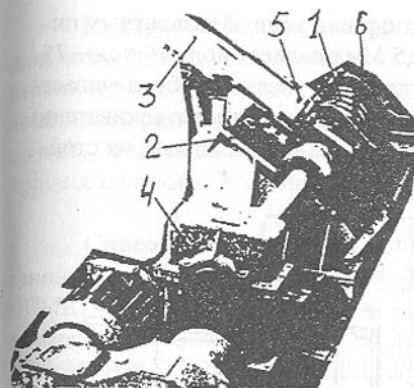


Рис.1. Общий вид установки с однобарабанным блоком резки.

размер вырезаемых пластин (а). Диаметры (D_1 и D_2) дисков по выступам связаны зависимостью: $D_1 - D_2 = 2a$. Периодическую загрузку листов производит поворотный стол (на рис.1 не показан), а последующую периодическую подачу листа на рез — наклонный стол 3 с прижимом 5, который кинематически связан с приводом 4 барабана кулачково-рычажной системой 6. Производственные

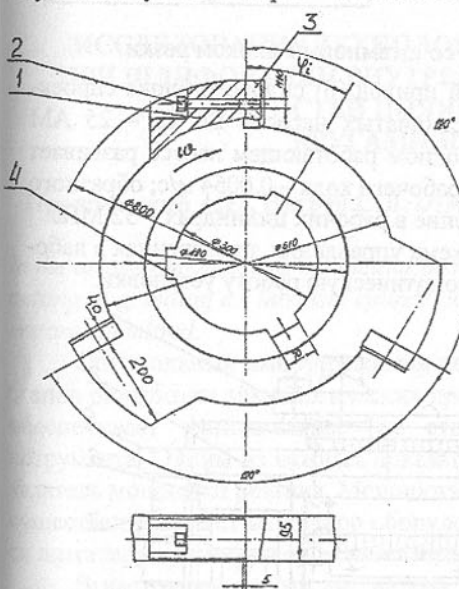


Рис.2. Общий вид ножевого диска с ножами. 1 — выступ; 2 — болт крепления; 3 — нож; 4 — шпоночный паз

Установка с однобарабанным блоком (рис.1), обеспечивающая вырезку пластин размером 95×95 мм, испытана на комбинате «Северникель». Она имеет барабан 1 диаметром 800 мм с тремя группами ножей, нож-гребенку 2. Барабан образован комплектом дисков равной толщины (по размеру пластин) двух размеров по диаметру, с чередованием, вплотную друг к другу, посаженных на приводной вал. По окружности диски (рис.2) имеют выступы, на радиально расположенных опорных плоскостях которых закреплены ножи, имеющие

испытания подтвердили работоспособность однобарабанного блока резки и установки в целом, в которой сила веса листа является движущей при подаче его в зону резания. Установка со штамповым блоком (рис.3), спроектированная для вырезки пластин размером 32×32 мм, имеет общую раму 3, на которой смонтирован блок резки 1 и подающее устройство, состоящее из наклонного стола 2, поворотного стола 4 с цилиндром 5. Блок резки (рис.4) включает силовой блок 1, блок режущего инструмента (блок пуансонов) 2 и прижим-выталкиватель 3. Силовой блок бесшпинной конструкции [5] состоит из неподвижной траверсы 4, под-

вижной траверсы 5, четырех рабочих цилиндров 6 и двух возвратных цилиндров 7. Спроектированный на усилие 2,5 Мн он имеет полный ход – 75 мм. Блок пуансонов спроектирован как отдельный узел, что обеспечивает его быструю замену при переналадках и ремонтах. Прижим-выталкиватель также выполнен как отдельный независимый блок, закрепленный на стойках 8.

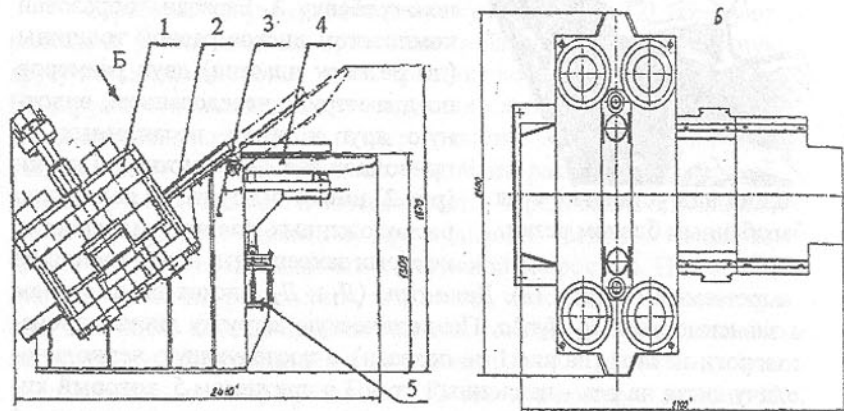


Рис.3. Общий вид установки со штамповым блоком резки

Редукторно-мультипликаторный привод [6] силового блока спроектирован на основе четырех пластинчатых насосов БГ 12 – 25 АМ ($P_n=12,5$ МПа; $Q_n=102$ л/мин) и при одном работающем насосе развивает скорости: холостого хода – 0,03 м/с; рабочего хода – 0,0054 м/с; обратного хода – 0,027 м/с. Максимальное давление в рабочих цилиндрах – 32 МПа.

Разработанная электрическая схема управления, проверенная в лабораторных условиях, обеспечивает автоматическую работу установки.

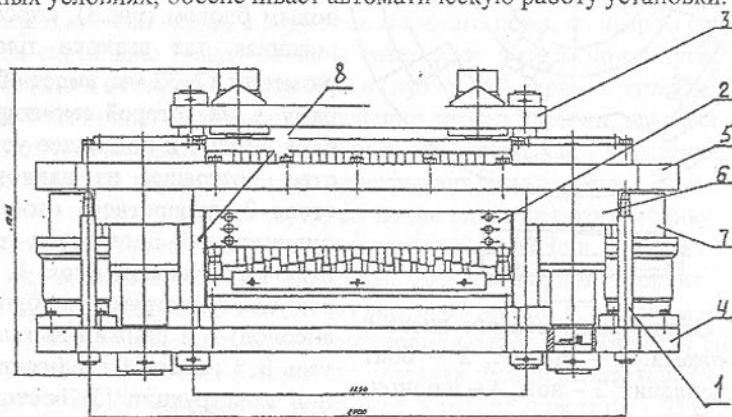


Рис.4. Общий вид штампового блока резки

Выводы: Лабораторными и производственными испытаниями показана возможность использования однопозиционных блоков резки (одноба-
рабанного и штампового) для разделения листов катодного никеля на ма-
ломерные прямоугольные пластины. Установки, спроектированные на их
основе, отличаются небольшими габаритами и масса, легкость автоматизации
процесса, высокая производительность.

Список литературы: 1. Способ обработки катодного никеля / По-
тапенков А.П., Серебренников Ю.Г. Чернобай В.М.//Завод-вуз при
НГМК. – Норильск, 1990. – 13 с. – Деп. В ЦНИИцветмет Экономики и ин-
формации 23.03.90, № 1920 – 90 деп. 2. Патент № 2121900, РФ. МКИ В21
Д 28/36, В26 F 1/20. Оpubл. 20.11.93. Бюл. № 32. 3. Патент № 2057622, РФ.
МКИ В23Д19/00. Оpubл. 10.04.96. Бюл. № 10. 4. А.С. № 1704887, СССР.
МКИ В21Д28/14. Оpubл. 15.01.92. Бюл. № 2. 5. Оценка прочности элементов
бесстанинной клетки /Потапенков А.П., Чернобай В.М., Миняков О.В.
//Цветная металлургия. – 1985. – № 7-8. – с. 26-30. 6. Патент №2084348,
Р.Ф. МКИ В30В15/24. Оpubл. 20.07.97. Бюл. № 20

Статья поступила в редакцию 13.06.2001г.

ИССЛЕДОВАНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ПРИ ШЛИФОВАНИИ ВНУТРЕННИХ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ПОЛИМЕР-АБРАЗИВНЫМИ КРУГАМИ-ЩЕТКАМИ

Проволоцкий А.Е., Негруб С.Л. (НМетАУ, Днепрпетровск, Украина)

*In the article the outcomes of calculations for determination of value of power of
cutting at grinding an intrinsic cylindrical surface polymer by abrasive sweep-
ers are submitted.*

Оптимальный выбор режимов резания является одним из основных этапов разработки технологических процессов. Выполнение этого условия обеспечивает оптимальное (по стойкости) использование режущего инструмента. Одним из важных показателей процесса резания является показатель мощности резания. Мощность, затрачиваемая на процесс резания, существенно влияет на подбор оборудования, и во многих случаях является лимитирующим фактором при назначении режимов резания.

В настоящей работе поставлена задача получить аналитическое выражение для определения мощности резания при обработке полимер-абразивными кругами-щетками внутренней цилиндрической поверхности в случае, когда размер заготовки значительно превышает размер инструмента. Особенности контакта инструмента и обрабатываемой заготовки

$$I_1 = \int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} \sqrt{\eta^2 - m^2 \sin^2 \varphi} \cos \varphi d\varphi = m \arcsin \frac{\sin \varphi}{\eta/m} \Big|_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} = 2m \arcsin \frac{\sin \varphi_0}{\eta/m};$$

$$I_2 = \eta^2 \int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} \cos \varphi d\varphi = 2\eta^2 \sin \varphi_0;$$

$$I_3 = m^2 \int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} \sin^2 \varphi \cos \varphi d\varphi = m^2 \frac{\sin^3 \varphi}{3} \Big|_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} = \frac{2}{3} m^2 \sin^3 \varphi_0;$$

$$I_4 = m \int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} \sqrt{\eta^2 - m^2 \sin^2 \varphi} \cos^2 \varphi d\varphi = m \eta \int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} \sqrt{1 - \left(\frac{m}{\eta}\right)^2 \sin^2 \varphi} \cos^2 \varphi d\varphi =$$

$$= m \eta \left[\frac{\sqrt{1 - k^2 \sin^2 \varphi} \sin 2\varphi}{3} + \frac{1 - k^2}{3k^2 m} \arcsin \frac{\sin \varphi}{\eta/m} + \left(\frac{\sin \varphi}{2} \sqrt{\left(\frac{\eta}{m}\right)^2 - \sin^2 \varphi} + \right. \right.$$

$$\left. + \frac{(\eta/m)^2}{2} \arcsin \frac{\sin \varphi}{\eta/m} \right) \frac{(k^2 + 1)m}{3k^2} \Big] \Big|_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} = m \eta \left[\frac{\sqrt{1 - k^2 \sin^2 \varphi_0} \sin 2\varphi_0}{3} - \right.$$

$$\left. - \frac{(1 - k^2)m}{3k^2} \sin \varphi_0 \sqrt{\left(\frac{\eta}{m}\right)^2 - \sin^2 \varphi_0} + \arcsin \frac{\sin \varphi_0}{\eta/m} \left(\frac{(1 + k^2)\eta^2 - 2 + 2k^2}{3k^2 m} \right) \right];$$

$$I_5 = m \int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} \cos 2\varphi d\varphi = m \left(\int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} \cos^2 \varphi d\varphi - \int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} \sin^2 \varphi d\varphi \right)$$

$$I_5 = I_5^1 - I_5^2,$$

$$I_5^1 = \int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} \cos^2 \varphi d\varphi = \int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} \frac{1 + \cos 2\varphi}{2} d\varphi = \int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} \frac{d\varphi}{2} + \int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} \frac{\cos 2\varphi}{2} d\varphi = \varphi_0 + \frac{\sin 2\varphi_0}{2};$$

$$I_5^2 = \int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} \sin^2 \varphi d\varphi = \int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} \frac{1 - \cos 2\varphi}{2} d\varphi = \int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} \frac{d\varphi}{2} - \int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} \frac{\cos 2\varphi}{2} d\varphi = \varphi_0 - \frac{\sin 2\varphi_0}{2};$$

$$I_5 = m(\sin 2\varphi_0);$$

$$I_6 = m \int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} \sqrt{\eta^2 - m^2 \sin^2 \varphi} \cos 2\varphi d\varphi = m \int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} \cos^2 \varphi \sqrt{\eta^2 - m^2 \sin^2 \varphi} d\varphi -$$

$$- m \int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} \sin^2 \varphi \sqrt{\eta^2 - m^2 \sin^2 \varphi} d\varphi$$

$$I_6 = I_6^1 + I_6^2;$$

$$I_6^1 = m \int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} \cos^2 \varphi \sqrt{\eta^2 - m^2 \sin^2 \varphi} d\varphi = m \eta \int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} \cos^2 \varphi \sqrt{1 - \left(\frac{m}{\eta}\right)^2 \sin^2 \varphi} d\varphi =$$

$$= m \eta \left[\frac{\sqrt{1 - k^2 \sin^2 \varphi_0} \sin 2\varphi_0}{3} + \frac{(k^2 + 1)m}{3k^2} \sin \varphi_0 \sqrt{\left(\frac{\eta}{m}\right)^2 - \sin^2 \varphi_0} + \right.$$

$$\left. + \arcsin \frac{\sin \varphi_0}{\eta/m} \left(\frac{(k^2 - 1)\eta^2 - 2 + 2k^2}{3k^2 m} \right) \right];$$

$$I_6^2 = \int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} \sin^2 \varphi \sqrt{\eta^2 - m^2 \sin^2 \varphi} d\varphi = m \eta \left[-\frac{\sqrt{1 - k^2 \sin^2 \varphi_0} \sin 2\varphi_0}{3} + \frac{m(2k^2 - 1)}{3k^2} \right.$$

$$\left. * \sin \varphi_0 \sqrt{\left(\frac{\eta}{m}\right)^2 - \sin^2 \varphi_0} + \arcsin \frac{\sin \varphi_0}{\eta/m} \left(\frac{(2k^2 - 1)\eta^2 - 2 + 2k^2}{3k^2 m} \right) \right];$$

$$I_6 = m \eta \left[\frac{2}{3} \sqrt{1 - k^2 \sin^2 \varphi_0} \sin 2\varphi_0 + \sin \sqrt{\left(\frac{\eta}{m}\right)^2 - \sin^2 \varphi_0} \left(\frac{m(2 - k^2)}{3k^2} \right) + \right.$$

$$\left. + \arcsin \frac{\sin \varphi_0}{\eta/m} \left(\frac{2 - k^2}{3k^2 m} \right) \right];$$

$$I_7 = \frac{m}{2} \int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} \sin 2\varphi \sin \varphi d\varphi = m \int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} \cos \varphi \sin^2 \varphi d\varphi = \frac{2}{3} m \sin^3 \varphi_0;$$

$$I_8 = m^2 \int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} \cos \varphi \cos 2\varphi d\varphi = m^2 \left(\int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} \cos^3 \varphi d\varphi - \int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} \sin^2 \varphi \cos \varphi d\varphi \right)$$

$$I_8 = I_8^1 - I_8^2;$$

$$I_8^1 = m^2 \int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} \cos^3 \varphi d\varphi = m^2 \int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} (1 - \sin^2 \varphi) \cos \varphi d\varphi = 2m^2 \sin \varphi_0 - \frac{2}{3} m^2 \sin^3 \varphi_0;$$

$$I_8^2 = m^2 \int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} \sin^2 \varphi \cos \varphi d\varphi = \frac{2m}{3} \sin^3 \varphi_0;$$

$$I_8 = 2m^2 \left(\sin \varphi_0 - \frac{1}{3} \sin^3 \varphi_0 - \frac{1}{3} \sin^3 \varphi_0 \right) = 2m^2 \left(\sin \varphi_0 - \frac{2}{3} \sin^3 \varphi_0 \right);$$

$$I_9 = \frac{m^2}{2} \int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} \frac{\cos \varphi \sin^3 \varphi \sin \varphi d\varphi}{\sqrt{\eta^2 - m^2 \sin^2 \varphi}} = \frac{m^2}{2\eta} \left[-\frac{1}{3k^2} (2 + k^2 \sin^2 \varphi) \sqrt{1 - k^2 \sin^2 \varphi} \right] \Big|_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} =$$

$$= \frac{m^2}{2\eta} \left[-\frac{1}{3k^2} (2 + k^2 \sin^2 \varphi) \sqrt{1 - k^2 \sin^2 \varphi_0} + -\frac{1}{3k^2} (2 + k^2 \sin^2 \varphi_0) * \sqrt{1 - k^2 \sin^2 \varphi_0} \right] = 0;$$

$$I_{10} = \frac{m}{2} \int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} \frac{\sin 2\varphi \sin \varphi d\varphi}{\sqrt{\eta^2 - m^2 \sin^2 \varphi}} = \frac{m}{2\eta} \int_{-\varphi_0}^{+\varphi_0} \frac{\sin^2 \varphi \cos \varphi d\varphi}{\sqrt{1 - k^2 \sin^2 \varphi}} = \frac{m}{2\eta} \left[-\frac{\sqrt{1 - k^2 \sin^2 \varphi_0}}{k^2} * \sin \varphi_0 + \frac{\arcsin k \sin \varphi_0}{k^3} \right]. \quad (7)$$

Подставив решение 10-ти интегралов в выражение (7) и сделав необходимые преобразования, получим следующее конечное выражение:

$$W(x) = fCr\omega_0^2 m \left[\sin 2\varphi_0 (2 + \sqrt{1 - m^2 \sin^2 \varphi_0}) + \sin \varphi_0 \left(\eta^3 \left(\frac{1}{m} + \frac{1}{m^2} \right) * \sqrt{\left(\frac{\eta}{m} \right)^2 - \sin^2 \varphi_0} - 2m \right) + \arcsin \frac{\sin \varphi_0}{\eta/m} \left(\frac{2\eta}{3m} - \frac{\eta^3}{m^3} \left(\eta^2 + \frac{2}{3} \right) + 2 \right) - \frac{2\eta^2}{m} \sin^2 \varphi_0 - 2 \sin^3 \varphi_0 \left(m - \frac{2}{3} \right) \right]. \quad (8)$$

Используя выражения 3, 8 в технологических расчетах, можно определить величину мощности резания при обработке внутренней цилиндрической поверхности для случая обработки, когда $R_d \gg r_0$, $\gamma \approx 0$ с учетом величины деформации инструмента, диаметров круга и заготовки, величины угла контакта заготовки и инструмента.

Список литературы: 1. Щеголев В. А., Уланова М. Е. Эластичные абразивные и алмазные инструменты. – Л.: Машиностроение, 1977. – 182 с. 2. Таблицы интегралов, сумм, рядов и произведений: Справ. изд. /И.С. Градштейн, Н.М. Рыжик.- М.: Государственное издательство физико-математической литературы, 1963.-1100 с.

Статья поступила в редакцию 11.06.2001г.

ТЕПЛОВОЙ И АКУСТИЧЕСКИЙ КОНТРОЛЬ КАЧЕСТВА СТАЛЬНОЙ АРМАТУРЫ

Прохоренко С.В., Прохоренко В.Я., Бужанский М.И. (НУ „Львовская Политехника“ -Украина), Чайка В. (Жешувская Политехника, Польша)

The outcomes of diagnostic of quality of a steel accessory are reduced during

electrical tension. The metallography and fractographic examination, methods acoustic emission, thermal monitoring are used in this work.

Метод электроупрочнения стальной арматуры, предназначенной для изготовления предварительно напряженных железобетонных конструкций, преимущественно используется на комбинатах ЖБИ. Несмотря на большую энергоемкость, метод весьма технологичен и поэтому предпочтителен при изготовлении ответственных конструкций. Распространенность указанного метода обусловлена также его относительной простотой и потенциально высокой эффективностью, благодаря которой горячекатаную сталь класса А-III можно по прочностным характеристикам довести до А-V и даже выше. Однако целесообразность применения метода может быть совсем не очевидной в условиях отсутствия управления качеством.

Даже на металлургических комбинатах контроль соответствия комплекса механических свойств арматурной стали заданному классу прочности проводится избирательно после прокатки партии металла. На комбинатах ЖБИ также избирательно качество металла в состоянии поставки контролируется методом механических (прочностных) испытаний. После электронатяжения арматурного прута осуществляется его заливка бетоном и по понятным причинам – механические испытания и металлографические исследования становятся недоступными. Поэтому разработка методики диагностирования арматуры в процессе этих электронатяжений методами неразрушающего контроля представляется весьма актуальной.

Арматурная сталь класса А-III исследовалась нами по длине прутков методом определения теплового поля а также методом акустической эмиссии в процессе электротермического напряжения.

Проводилась многоточечная регистрация распределения температуры вдоль прута после прекращения электрического воздействия. На следующем этапе – из сплошного прута вырезались участки, прилегающие к зонам предыдущих (температурных) измерений. Изготовленные образцы подвергались механическим испытаниям на растяжение с последующим фратографическим и металлографическим анализом.

Фратографические исследования проводились на сканирующем электронном микроскопе Nowascan-30 с ускоряющим напряжением 15кВ. Предварительно поверхность растяжения напылялась серебром в вакууме с целью увеличения контрастности изображения.

Поверхность разрушения состоит из двух зон. От периферии к центру поверхность излома наклонена под углом $\approx 45^\circ$ к оси образца – имеет место гладкий мелкозернистый излом растяжения. Вторая зона расположена в центре образца – она сориентирована более перпендикулярно к оси образца и представляет мелкозернистый нерегулярный излом. В обеих зонах имеет место в основном вязкое разрушение, однако с большим количеством включений. Включения разноразмерны, слабо связаны с основой и

весьма хрупки. Такое сочетание характеристик избыточной фазы не может повысить пластичность матрицы. Наоборот, при определённых условиях указанные включения могут стать концентраторами разрушения понижая прочностные характеристики арматуры. Такое предположение проверялось методами металлографии и рентгеноспектрального анализа.

На протравленном поперечном шлифе даже невооружённым глазом можно наблюдать изменение структуры в направлении от периферии к центру. Действительно в сканирующем микроскопе видно, что микроструктура изменяется от бейнитной в приповерхностном слое до бейнитно-ферритной в центре прутка. Микрофотографии подтвердили также наличие в поперечном сечении значительного размера слабосвязанных с матрицей овальных включений.

Ввиду возможной серьёзной опасности неметаллических включений было решено провести локальный рентгеноспектральный анализ. Анализ показал, что выделения содержат высокую концентрацию серы, марганца и железа. Учитывая их хрупкость, следует допустить, что включения представляют собой сульфиды MnS и FeS . Судя по микроанализу соединений первого типа больше, что ослабляет негативный эффект, но не исключает его. Таким образом, поставляемая сталь содержит завышенное содержание фосфора и значительное количество сульфидных выделений. Надо полагать жидкая сталь недостаточно легируется марганцем и не модифицируется силикокальцием либо церием.

Распределение температуры вдоль прута арматуры измерялось при электротермическом натяжении (второй этап технологического процесса — с началом охлаждения арматурного прута, предварительно нагретого пропусканием через него тока).

Горячие спаи термопар зачеканивались в прут арматуры на расстояниях 0,5, 1,5, 2,5, 3,5, 4,5, 5,5 м. от неподвижного токоподводящего зажима (второй упорный контакт — осуществляет перемещение вместе с торцом расширяющегося при воздействии током прута). Полный цикл опроса термопар — 30 сек. С целью уменьшения погрешности измерения, возникающего вслед-

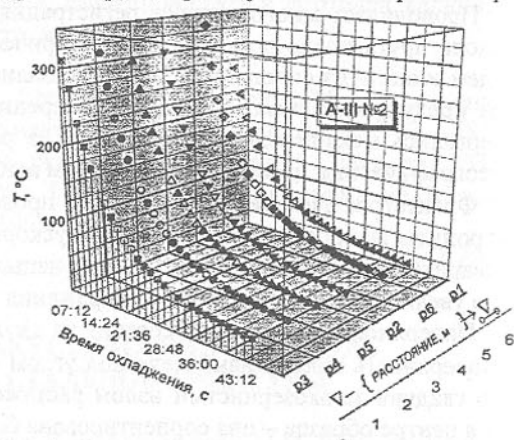


Рис. 1. Распределение температурного поля по длине прутка арматуры в процессе её охлаждения.

ствие дрейфа температуры за время полного цикла опроса термопар, — измерения проводились в прямом (от 1-й до 6-й точки) и в обратном порядке с последующим усреднением результатов измерений.

Как видно из рис. 1. — температурная неоднородность по длине прутка уменьшается в меру его охлаждения. Это явление является закономерным результатом теплопроводности вдоль арматуры. Поэтому — тепловую диагностику целесообразно проводить при окончании нагрева и начальном этапе охлаждения.

Распределение температур по длине прута, особенно на начальных этапах охлаждения — далёк от равномерного. При этом, если занижение температуры на концах прута возможно объяснить тепло отводом, но этим фактором не возможно объяснить прорыв температурного поля в области пункта измерения $P5$.

Причины неравномерного прогрева прута арматуры пропусканием через него электрического тока можно искать или в неравномерном излучении с поверхности, или же в неоднородности удельного сопротивления по длине. Первая причина вряд ли будет существенной в условиях невысокого (до $400^{\circ}C$) значения максимальной температуры. Вторая причина может иметь существенное значение как вследствие структурной, так и особенно фазовой неоднородности по длине, наличие которой существенно ухудшает эксплуатационные особенности арматуры, а следовательно и железобетонного объекта в целом.

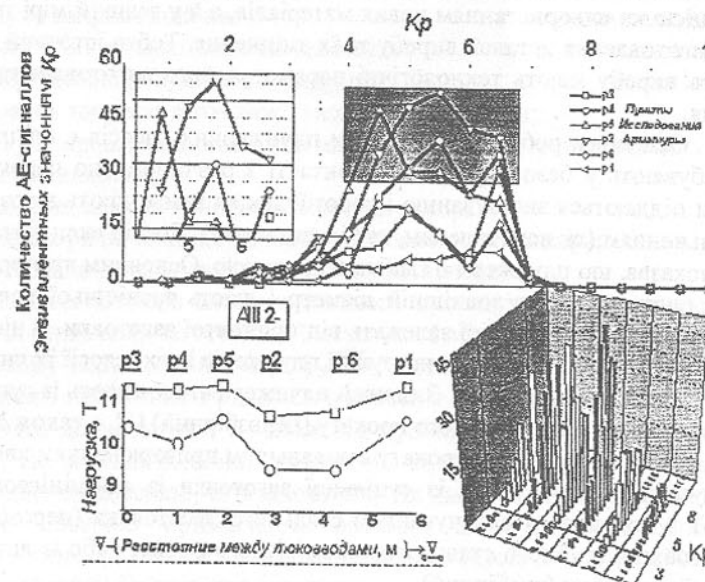


Рис. 2. Распределение параметра Kp по длине прутка арматуры в процессе её охлаждения.

Результати изучения Акустической приведены на рис.2. в виде зависимости K_p (качество процесса) от времени нагружения образца. Спектр акустической эмиссии несёт в себе богатую информацию об отдельных событиях (вернее группах аналогичных событий), которые формируются в процессах пластической деформации. Такой спектр имеет стохастический характер и потому очень трудно интерпретируем. Однако сравнение этого спектра с эталонным (полученным предварительно для „идеальной“ структуры высококачественной стали данного класса) даёт возможность проводить очень эффективную выбраковку надёжным и экспрессным методом неразрушающего контроля.

Статья поступила в редакцию 11.06.2001г.

ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ПРОЦЕСІВ ВИГОТОВЛЕННЯ ПЛУНЖЕРІВ БУРОВОГО НАСОСА

Роп'як Л.Я., Шуляр І.О., Борушак Б.О.
(ІФДТУНГ, Івано-Франківськ, Україна)

The article deals with optimization of the technological process of manufacturing plunger pumps. It was suggested to use oxide coating to reinforce the pump.

Надійність роботи бурових насосів визначається не тільки їх конструкцією чи використанням нових матеріалів, а й у великій мірі технологією виготовлення деталей виробу та їх зміцнення. Тобто істотний вплив на якість виробу мають технологічні параметри його виготовлення та зміцнення.

Основним робочим елементом плунжерних насосів є плунжери, які перебувають у безпосередньому контакті з розчином, що перекачується. Вони піддаються зношуванню і корозії, так як взаємодіють з розчином і з ущільненням (як неметалевим, так і металевим). Досвід експлуатації насосів показав, що плунжери є слабкою їх ланкою. Основним критерієм роботи плунжера є його зовнішній діаметр і якість зовнішньої поверхні. Ці параметри у великій мірі залежать від прийнятої заготовки. З цієї метою було розглянуто існуючі конструкції плунжерів і технології їх виготовлення і запропоновано новий. Зазвичай плунжер виготовляють із суцільної заготовки з круглого сталюого прокату (нерозбірний) [1], а також із заготовки з трубного сталюого прокату з подальшим приварюванням хвостовика і заглушки (нерозбірний), із суцільної заготовки із алюмінієвого сплаву Д16Т з подальшим вкручуванням сталюого хвостовика (нерозбірний), із заготовки з трубного сталюого, алюмінієвого прокату або із литої алюмінієвої заготовки (розбірний).

Загальний підхід до оцінки технологічного процесу полягає в його

детальному аналізі як на стадії отримання заготовки, так і в процесі механічної і викінчувальної обробки, які тісно пов'язані з умовами роботи виробу, а також техніко-економічні розрахунки і обґрунтування оптимального маршруту.

Аналіз технологічних процесів виготовлення плунжера з метою оптимізації технологічних параметрів для забезпечення максимальної надійності насоса повинен включати такі етапи:

- аналіз співмірних технологічних процесів виготовлення плунжера;
- побудова узагальненого маршруту виготовлення плунжера;
- визначення впливу окремих операцій технологічного маршруту;
- моделювання технологічного маршруту виготовлення плунжера;
- визначення впливу технологічних параметрів і їх взаємодія на показники якості поверхні, які забезпечують стійкість поверхні до спрацювання;
- дослідження процесів, які відбуваються з матеріалами, що наносяться на поверхню плунжера як на стадії виготовлення, так і в процесі експлуатації;
- лабораторні і промислові дослідження розробленого технологічного процесу;
- визначення економічних показників виготовлення і експлуатації плунжера.

При цьому повинні враховуватись ряд факторів, закономірний вплив яких, повинен бути направлений на:

- розробку процесу виготовлення заготовок;
- розробку високопродуктивних операцій;
- підвищення точності заготовок і механічної обробки;
- розробку і впровадження методів маловідходної, малоенергосмкої і зміцнюючої технології;
- технологічне забезпечення надійності плунжера;
- підвищення рівня технологічності виготовлення плунжера;
- автоматизацію і механізацію виробництва плунжера;
- використання методів автоматизованого проектування технологічних процесів отримання заготовки і її механічної обробки та зміцнення.

В цілому технологічний маршрут виготовлення плунжера вибирається виходячи з необхідного рівня його якості, з врахуванням нормативно-технологічної документації, а також від прийнятого способу отримання заготовки. По заданій величині твердості і зносостійкості призначається спосіб зміцнення поверхні, та в залежності від цього та вимог до точності і шорсткості поверхні призначають варіанти викінчувальної обробки. Виходячи з вимог до якості металу плунжера вибирають технологічні методи термообробки і складання плунжера.

Таким чином технологічний маршрут виготовлення плунжера скла-

дається з таких груп операцій:

- заготівельні;
- попередня механічна обробка;
- складання попереднє;
- термообробка;
- чистова механічна обробка;
- поверхнєве зміцнення (формування оксидного шару);
- викінчувальна механічна обробка.

Вибір групи заготівельних операцій визначається такими вимогами: технологічними властивостями матеріалу заготовок, їх ливарними властивостями, структурними змінами при термообробці, міцністю зчеплення нанесеного покриття з основою; конструктивними формами і розмірами заготовок необхідною точністю отримання заготовки, шорсткістю і якістю її поверхонь, програмою випуску і термінами виконання цієї програми.

Знаючи вид заготовки, вибирають метод механічної обробки, термообробки, а вимоги нормативно-технічної документації та методи нанесення покриття - визначають методи викінчувальної обробки.

Складальна операція не є трудомісткою і визначаючою при заданих технологіях виготовлення плунжера, оскільки в подальшому відбувається механічна обробка в зборі цілого плунжера.

Найбільш вагомим в технологічному процесі виготовлення плунжера є поверхнєве зміцнення, яке залежить від матеріалу заготовки, і в подальшому визначає наступні операції обробки поверхневого шару, а також надійність з'єднання його з матеріалом основи та зносостійкість. При цьому матеріал заготовки, в комплексі з методом поверхневого зміцнення [2], визначає об'єм як попередньої механічної обробки, так і викінчувальної.

При побудові технологічного маршруту виготовлення плунжера необхідно вирішувати дві задачі: визначення переліку операцій і послідовності їх виконання. Вирішення цих задач вимагає виявлення закономірностей технологічного проектування, які роблять їх багатоваріантними і направленними на забезпечення вимог до якості плунжера і місцю вибраної операції в технологічному маршруті.

Логічні умови вибору операцій можна розділити на ряд груп. Характерними для груп є умови, які визначають якість плунжера. Основними умовами є:

- A1. Точність розміщення хвостовика відносно конструкторських баз.
- A2. Точність розміщення втулки відносно конструкторських баз.
- A3. Відхилення циліндричності втулки (циліндричної частини).
- A4. Шорсткість поверхні втулки (приблизюваність).
- A5. Надійність з'єднання хвостовика з втулкою.
- A6. Підвищення твердості поверхневого шару робочої зони втулки.
- A7. Підвищення зносостійкості.

A8. Підвищення корозійної стійкості.

A9. Підвищення ресурсу роботи плунжера за рахунок збільшення зносостійкості та дововічності покриття.

A10. Підвищення контактної втомлюваності.

A11. Зменшення рівня вібрацій насоса за рахунок зменшення ваги плунжера.

A12. Зменшення коефіцієнту тертя.

A13. Підвищення ресурсу роботи манжети.

A14. Зменшення трудомісткості виготовлення.

A15. Підвищення продуктивності праці при виготовленні.

A16. Підвищення коефіцієнту використання матеріалу.

A17. Зниження собівартості плунжера.

A18. Економія хрому.

Загальні показники якості плунжера включають в себе: технологічні (A1 - A6), експлуатаційні (A7 - A13), економічні (A14 - A18).

Впорядкований перелік операцій виготовлення плунжерів є узагальненим технологічним маршрутом, який включає в себе всі операції виготовлення плунжера по різних існуючих і проектних маршрутах.

На основі аналізу ряду конструкцій плунжерів насосів систематизовані технологічні процеси виготовлення плунжерів:

- P1 - технологічний процес виготовлення плунжера із суцільної заготовки з круглого сталюого прокату з подальшим хромуванням (суцільний).
- P2 - технологічний процес виготовлення плунжера із заготовки з трубного сталюого прокату з подальшим хромуванням (нерозбірний).
- P3 - технологічний процес виготовлення плунжера із суцільної заготовки зі сплаву Д16Т з подальшим мікродуговим оксидуванням (нерозбірний).
- P4 - технологічний процес виготовлення плунжера із заготовки з трубного сталюого прокату з подальшим хромуванням (розбірний).
- P5 - технологічний процес виготовлення плунжера із трубного прокату з Д16Т, з подальшим оксидуванням (розбірний).
- P6 - технологічний процес виготовлення плунжера із литої заготовки з алюмінієвого сплаву з подальшим оксидуванням (розбірний).

Узагальнений технологічний маршрут виготовлення плунжера є впорядкована множина операцій для різних методів отримання заготовки.

1. Заготівельні операції (3).

A₃₁ - заготовка з круглого прокату;

A₃₂ - заготовка з трубного прокату;

A₃₃ - заготовка лита з алюмінієвого сплаву.

2. Попередня механічна обробка (B).

A_{B1} - точіння спряжених поверхонь втулки і хвостовика.

3. Складання (C).

А_{с1} – зварювання втулки з хвостовиком і заглушкою;
А_{с2} – склеювання втулки і хвостовика; А_{с3} – з'єднання за допомогою різьби.

4. Термічна обробка (Т).

А_{т1} – відпуск зварної конструкції

5. Механічна обробка (М).

А_{м1} – точіння циліндричної поверхні втулки;

А_{м2} – точіння хвостовика.

6. Поверхневе зміцнення (У).

А_{у1} – хромування; А_{у2} – оксидування.

7. Шліфування (Ш).

А_{ш1} – шліфування втулки і хвостовика на круглошліфувальному верстаті;

А_{ш2} – шліфування втулки на стрічковошліфувальному верстаті.

8. Полірування (П).

А_{п1} – полірування втулки.

Узагальнення послідовності операцій з різною степенню їх подільності направлено на подолання "жорсткості" логіки проектування технологічних процесів і тісного зв'язку з конкретними умовами виготовлення. Загальні положення проектування технологічних процесів знаходять своє відображення в графах технологічних маршрутів. Розроблений граф технологічного маршруту виготовлення плунжера подано на рис.1 і містить всі можливі варіанти послідовності операцій.

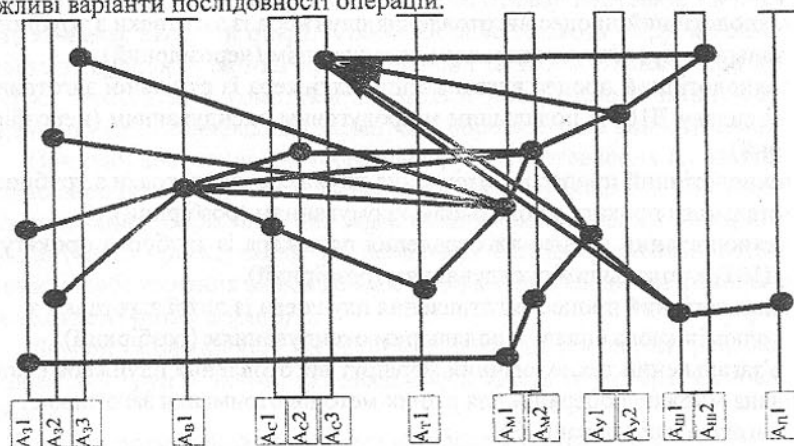


Рис. 1. Узагальнений графік послідовності операцій виготовлення плунжера насоса

Визначення технологічного процесу обробки плунжера виконується по всіх можливих взаємозв'язках між окремими операціями з врахуванням умов якості формування покриття плунжера.

Потужність технологічних маршрутів, які забезпечують загальні показники якості плунжера, визначаються шляхом ділення загальної кількості операторів якості виготовлення плунжера на кількість операцій, які забезпечують технологічний маршрут рис.2.

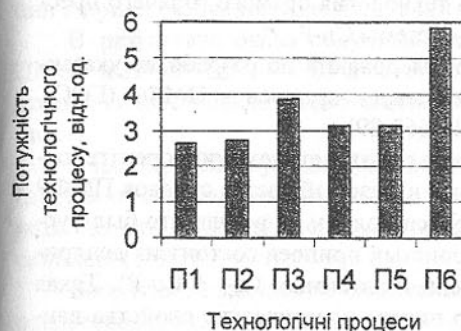


Рис. 2. Характер зміни загальних показників якості порівнюваних технологічних процесів виготовлення плунжера.

Найменші показники якості і потужності забезпечують технологічні процеси М1 - М5. Найбільш ефективним, який забезпечує максимальну якість загальних, технологічних і експлуатаційних показників є розроблений технологічний процес М6 виготовлення плунжера з литої алюмінієвої заготовки з подальшим оксидуванням.

Таким чином, найбільш ефективним є технологічний процес виготовлення плунжера із литої заготовки, в якому зміцнена робоча циліндрична частина мікродуговим оксидним покриттям.

Список літератури: 1. Волков А.С., Ермакова В.И. Буровые геолого-разведочные насосы. – М.: Недра, 1978. – 123 с. 2. Применение поверхностного упрочнения алюминиевых сплавов и покрытий для повышения коррозионно-механической стойкости деталей нефтегазопромыслового оборудования/ Л.С. Саакян, А.П. Ефремов, Л.Я. Ропяк, А.В. Эпельфельд – М.: ВНИИОЭНГ, 1986. – 58 с.

Статья поступила в редакцию 14.06.2001г.

ПРЯМОЕ ГОРЯЧЕЕ ПРЕССОВАНИЕ ПРОВОЛОКИ И ПРУТКОВ СПЛАВОВ ПРИПОЕВ СИСТЕМЫ Cu-P

Самсонов А.И., Золотухин В.А., Беленький А.В., Карпачев В.М.
(ДонИЦМ, г. Донецк, Украина)

An effective process of direct extrusion of Cu-P solder wire and bar has been developed and brought into commercial practice. The investigation results allow to improve the process increasing its output and extending the range of products.

Медно-фосфористые припои нашли широкое применение во многих

областях промышленности: металлургической, химической, легкого машиностроения и др. В ряде случаев их используют взамен дорогостоящих серебряных припоев. С учетом возросшей потребности в продукции из данных сплавов в Донецком государственном институте цветных металлов была разработана и успешно внедрена технология прямого горячего прессования проволоки и прутков припоев системы Cu-P.

В работе приведены результаты исследований по разработке указанной технологии для распространенных марок припоев – ПМФ9 (ГОСТ 4515-93) и ПМФОЦр 6-4-0,03 (ТУ 48-21-663-89).

На первом этапе исследовательских работ методом микрорентгеноспектрального анализа изучали структуру и фазовый состав сплавов ПМФ9 и ПМФОЦр 6-4-0,03 в исходном литом состоянии. В результате было установлено, что структура меднофосфористых припоев состоит из дендритов α -твердого раствора на основе меди и эвтектики ($\alpha_{Cu} + Cu_3P$). Такая структура обуславливает чрезвычайно низкие пластические свойства данных сплавов в холодном состоянии. Заготовки, полученные из вторичного сырья (после нескольких переплавов), имеют более грубую структуру по сравнению с первичными сплавами.

На основании проведенного металлографического анализа и физико-механических свойств сплавов исследовали и отработывали режимы прямого горячего прессования проволоки и прутков.

Заготовки под прессование отливали в цилиндрические металлические кокили, а затем подвергали их механической обработке (обточке и порезке на мерные длины).

Нагрев заготовок под прессование проводили в модернизированных камерных печах электросопротивления, а также на установке индукционного нагрева.

Медно-фосфористые сплавы при нагреве склонны к интенсивному окислению. Поэтому заготовки в печи нагревали в защитной атмосфере аргона или в твердой засыпке древесным углем.

Зона пластичности сплавов на базе системы Cu-P ограничена узким температурным интервалом.

Температуру нагрева заготовок назначали в пределах $0,8-0,97 T_{пл}$. При нагреве на индукционной установке их перегревали на $10-30^\circ C$ выше установленной температуры нагрева в печи.

Время нагрева заготовок в печах назначали в зависимости от марки сплава, размера заготовки, массы и конфигурации садки, среды нагрева и температуры изотермической выдержки.

Прессование заготовок осуществляли на оснащенном вертикальном прессе с номинальным усилием 160 т/с, в режиме "одна за одной" без удаления пресс-остатка, что повышает производительность процесса и значительно увеличивает выход годного готовой продукции. Конструкция пресс

оснастки, разработанной и изготовленной для производства проволоки и прутков из сплавов припоев, позволила мобильно перенастраиваться на выпуск готовой продукции необходимого сортамента. Заготовки прессовали в одноочковые конические матрицы. Относительную степень деформации ϵ при прессовании изменяли в пределах 90-99%.

В результате были получены мерные прутки и проволока сплавов ПМФ9 и ПМФОЦр 6-4-0,03 диаметром 8-1,5 мм, качество которых полностью соответствовало требованиям нормативно-технической документации.

Характер действующих усилий и кинетику процесса прессования исследовали анализируя диаграммы прессования, построенные для изучаемых сплавов. Все полученные диаграммы прессования имеют классический вид [1-3].

Возрастание давления в начальный момент процесса обусловлено распрессовкой слитка в полости контейнера и матрицы. Период начальной стадии прессования характеризуется максимальным пиковым давлением, что связано с трением на контактных поверхностях (переходом от трения покоя к трению скольжения), термозффектом деформации, рядом структурных факторов, преодолением инерции пресса и др. Период течения металла характеризуется постепенным снижением рабочих давлений по мере движения пресс-штемпеля и выдавливания металла. При прессовании ПМФОЦр хорошо прослеживается последний период, связанный с выдавливанием захоложенной части слитка, а также металла упругих мертвых зон, рабочие давления при этом несколько возрастают.

Прессование сплава ПМФОЦр 6-4-0,03 проходит при более высоких давлениях, чем ПМФ9. Это связано прежде всего со структурными факторами, обусловленными дополнительным легированием сплава ПМФОЦр 6-4-0,03 оловом и цирконием.

Добавки повышают прочностные свойства α -твердого раствора, эвтектической смеси, в структуре возможно появление выделений неравновесной «оловянистой» фазы. В результате этого затрудняется процесс деформации сплава (создаются препятствия для переползания и скольжения дислокаций и др.), экстенсифицируются динамические процессы разупрочнения. Площадка, часто присутствующая в начале периода течения металла на диаграмме прессования ПМФОЦр 6-4-0,03, вероятно вызвана указанными структурными факторами, а также выдавливанием захоложенного прессостатка предыдущей заготовки.

С увеличением температуры нагрева заготовок и уменьшением степени деформации происходит снижение рабочих давлений.

В ходе эксперимента установлено, что увеличение скорости деформирования с 6 мм/с до 9 мм/с приводит к некоторому снижению действующих усилий на этапе истечения металла. Это связано с тем, что при боль-

ших скоростях деформирования прессуемая заготовки меньше охлаждается. Если позволяет технология нагрева, с увеличением скорости прессования уменьшается время одного цикла прессования, а, следовательно, уменьшается захлаживание предыдущего прессостатка.

Структура горячепрессованной проволоки измельчена и вытянута вдоль направления деформации. На основании имеющихся данных можно предположить, что при прямом горячем прессовании медно-фосфористых сплавов проходит динамический и методинамический возврат. Статическое разупорядочение, вероятно, не происходит из-за быстрого охлаждения сплавов (проволока и прутки имеют небольшое сечение, в массивные бухты проволоку не сматывали).

В процессе прессования применяли различные жидкие смазочные материалы оригинального состава для смазки прессового инструмента. При общем неравномерном характере деформации, присущего горячему прессованию, смазка контейнера уменьшает трение металла об инструмент, замедляет охлаждение поверхностных слоев слитка вследствие контакта с холодными частями инструмента и, в результате этого, в конечном счете уменьшается неравномерность деформации по сечению и длине слитка, снижается давление прессования [1]. Смазка инструмента, наряду с другими факторами, позволила увеличить скорость прессования и степень деформации.

Исследовалось влияние исходного состояния заготовки сплава ПМФЦОр 6-4-0,03 на процесс прямого горячего прессования. Для этого часть слитков отжигали при температуре 610°C в защитной атмосфере с различным временем выдержки, другую часть заготовок подвергали комплексному барро-термическому воздействию (обработка высоким гидростатическим давлением (ВГД)-гидростатическое обжатие + отжиг). Ниже приведены значения твердости заготовок для некоторых режимов предварительных воздействий:

литая (исходная) – 81 HRB;

литая + отжиг 610°C , 2 ч. – 70 HRB;

литая + отжиг 610°C , 5 ч. – 68 HRB;

литая + циклическая обработка ВГД (10 кбар)+отжиг 610°C , 4 ч. – 63 HRB;

отлитая из вторичного сырья – 85 HRB.

Под воздействием ВГД на источниках упругих неоднородностей (поры, включения, выделения, поверхности раздела и т.д.) в сплаве возникают касательные напряжения, которые, начиная с $P \geq P_{кр.}$, будут вызывать генерацию новых дислокаций, т.к. система стремится релаксировать напряжения [4]. Предварительная обработка ВГД, повышая степень неравновесности исходного состояния сплава, интенсифицирует диффузионные процессы в сплаве, происходящие при последующей термообработке, что приводит к уменьшению твердости сплава при возможном уменьшении времени

отжига.

Проведенные разупрочняющие обработки снижают уровень рабочих давлений на этапе течения металла, при предварительном отжиге 610°C , 5 ч., в среднем, на 10%, при барро-термическом воздействии на 14%. Кроме этого улучшается качество поверхности прессованной проволоки.

Прессование заготовок, отлитых из вторичного сырья и не подвергнутых какой-либо разупрочняющей обработке, проходит при более высоких рабочих давлениях.

Вывод:

Таким образом, в результате проведенных исследовательских работ в Донецком государственном институте цветных металлов была разработана и внедрена технология прямого горячего прессования проволоки и прутков припоев системы Cu-P. Полученные результаты позволяют совершенствовать имеющийся технологический процесс, снизить производственные затраты и расширить сортамент выпускаемой продукции.

Список литературы: 1. Жолобов В.В., Зверев Г.И. Прессование металлов. - М.: Металлургия, 1971. – 456 с. 2. Джонсон В., Кудо Х. Механика процесса выдавливания. - М.: Металлургия, 1965. – 175 с. 3. Прессование тяжелых цветных металлов и сплавов. Шевакин Ю.Ф., Грабарник Л.М., Нагайцев Л.А. – М.: Металлургия, 1987. – 246 с. 4. Зайцев В.И. Физика пластичности гидростатически сжатых кристаллов. – Киев: Наук.думка, 1983. – 188 с.

Статья поступила в редакцию 4.06.2001г.

ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ПРЕДПОСЫЛКИ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ РАБОТЫ АЛМАЗНЫМ ЗЕРНОМ ЗА СЧЕТ СПОСОБА ПОДАЧИ СОТС

Свитковский Ф.Ю., Иванова Т.Н.

(ИжГТУ, ИТНПРП, г. Ижевск, Россия)

Theoretical factors concerning the increase of the effective work by diamond drain by means of the cooling liquid feed technique are considered in the article.

Надежность и долговечность машин во многом зависит от физико-механических свойств поверхностного слоя деталей, которые в значительной степени определяются термомеханическими процессами при шлифовании, так как зона контакта абразивного инструмента с заготовкой представляет собой источник большой интенсивности.

Для управления процессом шлифования, с целью создания наиболее благоприятных условий обработки, особый интерес представляет приме-

нение смазочно-охлаждающих технологических средств, которые обеспечивают существенное снижение теплонапряженности, и способствуют стабильности процесса резания и высокой стойкости инструмента, что в большей степени позволяет решать задачи повышения производительности труда и автоматизации производства.

Износ шлифовального круга, а также качество поверхности обработанной им детали во многом зависит от особенности распределения температурного поля во времени и по объему абразивного зерна. В процессе работы зерно многократно подвергается нагреву и охлаждению. Это приводит к таким нежелательным явлениям, как снижение прочности удержания зерна в связке, резкое падение его твердости, интенсификация диффузионных и окислительных процессов, возникновение значительных температурных напряжений в самом зерне.

При изучении процесса распространения тепла в системе зерно - обрабатываемая поверхность примем, что источниками теплообразования являются зерна. Мощность тепловых импульсов зависит от геометрической формы зерен, величины врезания их в обрабатываемую поверхность и скорости резания. Тепловой процесс в зоне шлифования определяется совокупностью огромного числа высокотемпературных очагов - температурных импульсов. Теплофизические параметры в рассматриваемом интервале температур остаются постоянными. Предполагаем, что абразивное зерно на две трети находится в связке круга. Режущая поверхность зерна подвергается воздействию теплового импульса - нагреванию и охлаждению. За основное направление распространения тепла принимаем направление, перпендикулярное плоскости, в которой расположен вектор скорости резания. При этом необходимо отыскать решение системы дифференциальных уравнений:

$$\begin{cases} \frac{\partial T(x,t)}{\partial t} = a \frac{\partial^2 T(x,t)}{\partial x^2}, & (t > 0, \quad -\infty < x < 0); \\ \frac{\partial T_1(x,t)}{\partial t} = a_1 \frac{\partial^2 T_1(x,t)}{\partial x^2}, & (t > 0, \quad 0 < x < -\infty); \end{cases} \quad (1)$$

с начальными и граничными условиями

$$\left. \begin{aligned} T(x,0) &= T_1(x,0), \\ T(0,t) &= T_1(0,t), \\ \lambda \frac{\partial T(0,t)}{\partial x} + \lambda_1 \frac{\partial T_1(0,t)}{\partial x} &= q \end{aligned} \right\} \quad (0 < t < t_0), \quad (2)$$

$$-\lambda_1 \frac{\partial T_1(0,t)}{\partial x} + \alpha T_1(0,t) = 0, \quad (t_0 < t),$$

где T, T_1 - соответственно температура зерна и детали; a, a_1 - соответственно коэффициенты теплопроводности зерна и детали; λ, λ_1 - соответственно коэффициенты теплопроводности зерна и детали; α - коэффициент теплообмена торца стержня; t, t_0 - соответственно время нагревания и охлаждения.

Если алмазное зерно представить в виде полубесконечного стержня, на торце которого постоянный тепловой поток q , то в общем виде температура на поверхности стержня с учетом наличия теплообмена по торцу и по боковой поверхности может быть рассчитана по следующей зависимости [1]:

$$T(x,t) = \frac{q\sqrt{a}}{\lambda} \left[\frac{\exp\left(-\sqrt{\frac{\beta}{a}}x\right) \operatorname{erfc}\left(\frac{x}{2\sqrt{at}}\right) - \sqrt{\beta}t \exp\left[\sqrt{\frac{\beta}{a}}x \cdot \operatorname{erfc}\left(\frac{x}{2\sqrt{at}} + \sqrt{\beta}t\right)\right]}{2\left(\frac{\alpha}{\lambda}\sqrt{a} + \sqrt{\beta}\right)} + \frac{\exp\left[\frac{\alpha}{\lambda}x + \left(\frac{\alpha^2}{\lambda^2}a - \beta\right)t\right] \operatorname{erfc}\left(\frac{x}{2\sqrt{at}} + \frac{\alpha}{\lambda} - \sqrt{a}t\right)}{2\left(\frac{\alpha}{\lambda}\sqrt{a} - \sqrt{\beta}\right)} - \frac{\alpha}{\lambda}\sqrt{a} \frac{\exp\left(\frac{\alpha}{\lambda}x + \left(\frac{\alpha^2}{\lambda^2}a - \beta\right)t\right) \times \operatorname{erfc}\left(\frac{x}{2\sqrt{at}} + \frac{\alpha}{\lambda} - \sqrt{a}t\right)}{\frac{\alpha^2}{\lambda^2}a - \beta} \right], \quad (3)$$

где $\beta = \frac{\alpha_1}{c\rho h}$ - коэффициент интенсивности теплообмена; α_1 - коэффициент теплообмена боковой поверхности зерна; h - отношение площади сечения к периметру зерна; c - коэффициент теплоемкости зерна; ρ - плотность зерна.

При условии, что $\alpha = 0$, получим выражение для расчета температуры с наличием теплообмена только по боковой поверхности, а при $\alpha_1 = 0$ только по торцу. Первое условие соответствует охлаждению зерна через поры круга или каналы круга, второе - подача смазочно-охлаждающего технологического средства вне зоны резания [2].

Глубина проникновения теплового импульса определяется из зависимости

$$x = 3,6\sqrt{at}. \quad (4)$$

Плотность теплового потока может быть рассчитана через максимальную температуру в зоне резания без охлаждения, определяемую экспериментально при условии $t = t_0$ [3]:

$$q = \frac{T(x,t)\sqrt{\lambda c \rho}}{2\sqrt{t} \operatorname{ierfc}\frac{x}{2\sqrt{at}}}. \quad (5)$$

Численные расчеты, выполненные по зависимостям (3-5) при следующих данных $\alpha = 2,9 \cdot 10^4$ Дж/м² с град, $\alpha_1 = 0,87 \cdot 10^4$ Дж/м² с град, $\alpha = 8,3 \cdot 10^5$

m^2/c , $\lambda=146$ Дж/м с град, $\alpha=0,01$ мкм, $q=1,6 \cdot 10^5$ Дж/м² с град представлены графически на рис. 1. Анализ полученных зависимостей показывает влияние подачи смазочно-охлаждающего технологического средства на температуру работы зерна.

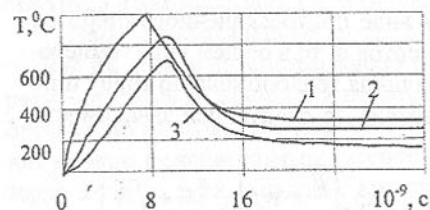


Рис. 1. Зависимость температуры поверхности режущего зерна от времени: 1 – без охлаждения, 2 – охлаждением по торцу, 3 – с охлаждением по торцу и по боковой поверхности.

самым интенсифицировать процесс шлифования, обеспечивая повышение производительности без снижения качества поверхностного слоя.

Список литературы: 1. Гуськов В.Т., Свитковский Ф.Ю., Колмогоров П.В. Выбор характеристик алмазных кругов по тепловому критерию. // Резание и инструмент. – Харьков: Выш. шк., 1986. – Вып. 34. С. 18-26. 2. Сипайлов В.А., Колмогоров П.В. Влияние способа подачи СОЖ на тепловой режим работы абразивного инструмента. Сб. научн. тр. Совершенствование процессов механической обработки. Ижевск: ИМИ, 1978. С. 22-26. 3. Свитковский Ф.Ю., Осипова Т.И. Тепловой режим абразивного зерна при однопроходном и многопроходном шлифовании. Сб. научн. тр. Управление качеством финишных методов обработки. Пермь: ПГТУ, 1996. С. 66-73.

Статья поступила в редакцию 7.06.2001г.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ГИДРОДИНАМИКИ И ТЕПЛООБМЕНА В ТЕПЛО ВЫДЕЛЯЮЩИХ СБОРКАХ ВОДООХЛАЖДАЕМОГО ЯДЕРНОГО РЕАКТОРА

Семенович О.В., Куликов И.С.
(ИПЭ НАН Беларуси, г. Минск, Беларусь)

The paper considers the problem of mathematical simulation of heat and mass

transfer and hydrodynamic processes in the longitudinally cooled cylindrical heat generating rods, which are specific for LWR-type reactors making use of fuel assemblies.

Обеспечение высокой надежности и вместе с тем эффективности ЯЭУ требует решения широкого класса теплофизических и термомеханических задач в обоснование работоспособности активных зон ядерных реакторов в штатных и нештатных (включая аварийные) режимах работы. К указанному классу относится, в частности, задача термогидродинамического расчета тепловыделяющих сборок (ТВС), цель которого – определение параметров потока теплоносителя, охлаждающего сборку. ТВС водоохлаждаемых ядерных реакторов (LWR, HWR) является сборками стержневого типа, представляющими собой размещенный в чехле пучок тепловыделяющих элементов (ТВЭлов), имеющих форму тонких цилиндрических стержней [1]. Поэтому исследование гидродинамики и тепломассообмена в пучках ТВЭлов – одна из основных проблем теплогидравлического анализа стержневых ТВС. Наиболее широкое применение в практике теплогидравлических расчетов такихборок нашли методы, основанные на субканальном приближении [2–5].

Общепринято [6–11] для характеристики моделей многофазного потока теплоносителя использовать термины "многожидкостная" и "многополевая". Поясним их смысл. Многофазный поток предполагается состоящим из некоторого количества фаз, для каждой из которых в рамках приближения раздельного течения записывается своя система уравнений сохранения (уравнений поля). Пусть количество фаз равно N . Очевидно, количество полей в этом случае тоже N . Если для описания процессов теплообмена для каждой из рассматриваемых фаз используется отдельное уравнение энергии, это означает, что фазы рассматриваются как различные жидкости, количество которых равно количеству полей, т.е. N . Такая модель называется N -жидкостной N -полевой. Если же для некоторых из полей одной и той же жидкости предполагается, что они различны лишь с точки зрения их гидродинамики (например: капли воды и водяная пленка), то естественно рассматривать поток как смесь жидкостей, количество M которых меньше N . Эта модель называется M -жидкостной N -полевой. Для различных гидродинамических полей данной жидкости следует применять одно и то же уравнение энергии. Термогидродинамические процессы в ТВС легководных (LWR) реакторов (как реакторов с водой под давлением (PWR), так и реакторов с кипящим теплоносителем (BWR)) для всех режимов работы, включая аварийные, корректно описать в рамках субканального приближения можно, если применить трехжидкостную трехполевую модель. В этом случае она включает систему из двенадцати субканальных уравнений баланса: уравнения неразрывности, баланса энергии, продольной и поперечных составляющих импульса для пара, унесен-

ной жидкости и сплошной жидкости. Учитывая ограниченный объем данной публикации, приведем систему субканальных фазовых уравнений баланса и субканальные условия межфазного обмена. Подробную информацию можно получить в работах [10, 11]. Уравнения разработанной и реализованной в комплексе компьютерных программ трехполевой трехжидкостной субканальной модели выводятся из данной системы. Субканальное фазовое уравнение неразрывности:

$$\left[(S \langle \alpha_p \rangle \langle \bar{\rho}_p \rangle)_{,t} \right]_i + \left[(S \langle \alpha_p \rangle \langle \bar{\rho}_p \rangle \langle \tilde{v}_p^z \rangle)_{,z} \right]_i = - \sum_{j=1}^N W_{pij} + (S \langle \Gamma_p \rangle)_i. \quad (1)$$

Субканальное фазовое уравнение баланса продольной составляющей импульса:

$$\begin{aligned} & \left[S \langle \alpha_p \rangle \langle \bar{\rho}_p \rangle \langle \tilde{v}_p^z \rangle_{,t} \right]_i + \left[S \langle \alpha_p \rangle \langle \bar{\rho}_p \rangle \langle \tilde{v}_p^z \rangle \langle \tilde{v}_p^z \rangle_{,z} \right]_i = \\ & = - \left[\langle \alpha_p \rangle (S \langle \bar{P}_p \rangle)_{,z} \right]_i - \sum_{j=1}^N (\tilde{v}_{pij}^z - \langle \tilde{v}_p^z \rangle_i) W_{pij} - \\ & - (S \langle \alpha_p \rangle \langle \bar{\rho}_p \rangle g)_{,z} + \left[\langle \alpha_p \rangle (S \langle \bar{\tau}_p^{zz} \rangle)_{,z} \right]_i + \\ & + \left[\langle \alpha_p \rangle (S \langle T_{Tp}^{zz} \rangle)_{,z} \right]_i + \langle \alpha_p \rangle_i \int_{C_{wi}} \bar{\tau}_p^{z\beta} n_C^\beta dC + \\ & + \langle \alpha_p \rangle_i \sum_{j=1}^N \int_{C_{ij}} \bar{\tau}_p^{z\beta} n_C^\beta dC + \langle \alpha_p \rangle_i \sum_{j=1}^N \int_{C_{ij}} T_{Tp}^{z\beta} n_C^\beta dC. \end{aligned} \quad (2)$$

Субканальное фазовое уравнение баланса энергии:

$$\begin{aligned} & (S \langle \alpha_p \rangle \langle \bar{\rho}_p \rangle \langle \tilde{T}_p \rangle_{,t})_i + (S \langle \alpha_p \rangle \langle \bar{\rho}_p \rangle \langle \tilde{v}_p^z \rangle \langle \tilde{T}_p \rangle_{,z})_i = \\ & = - \left[\langle \alpha_p \rangle (S \langle q_{tot p} \rangle)_{,z} \right]_i - \sum_{j=1}^N W_{pij} (\tilde{T}_{pij} - \langle \tilde{T}_p \rangle_i) + \\ & + \left[\langle \alpha_p \rangle \langle \tilde{v}_p^z \rangle S \langle \bar{P}_p \rangle_{,z} \right]_i + \left[S \langle \bar{P}_p \rangle \langle v_i^z \rangle \langle \alpha_p \rangle_{,z} \right]_i - \\ & - \langle \alpha_p \rangle_i \int_{C_{wi}} \bar{q}_p^\beta n_C^\beta dC - \langle \alpha_p \rangle_i \sum_{j=1}^N \int_{C_{ij}} q_{tot p}^\beta n_C^\beta dC + \\ & + \langle \bar{P}_p \rangle_i \sum_{j=1}^N \int_{C_{ij}} (\alpha_p - \langle \alpha_p \rangle_i) v_i^\beta n_C^\beta dC + \left[(S \langle \alpha_p \rangle \langle \bar{P}_p \rangle)_{,t} \right]_i + \\ & + (S \langle \alpha_p \rangle \langle \bar{\rho}_p \rangle \langle Q_p \rangle)_{,t} \end{aligned} \quad (3)$$

Субканальное фазовое уравнение баланса поперечной составляющей

импульса:

$$\begin{aligned} & W_{pij,t} + (W_{pij} \tilde{v}_{pij}^z)_{,z} + (W_{pij} \tilde{v}_{pij}^x)_{,x} = \\ & = - C_{ij} \langle \alpha_p \rangle_{,ij} \bar{P}_{p,x} + \langle \alpha_p \rangle_{,ij} \left(C_{ij} \langle \bar{\tau}_p^{xz} \rangle_{,ij} \right)_{,z} + \\ & + \langle \alpha_p \rangle_{,ij} \left(C_{ij} \langle T_{Tp}^{xz} \rangle_{,ij} \right)_{,z} + \langle \alpha_p \rangle_{,ij} \sum_{B_1, B_2} \bar{\tau}_p^{x\beta} n_B^\beta + C_{ij} \Gamma_{pij} \tilde{v}_{pij}^x. \end{aligned} \quad (4)$$

Соответствующие субканальные условия межфазного обмена имеют вид:

$$\sum_p \langle \Gamma_p \rangle = 0, \quad (5)$$

$$\begin{aligned} & \sum_p \left(\langle \Gamma_p \rangle \langle \tilde{v}_p^z \rangle + \langle \bar{P}_p \rangle \langle \alpha_p \rangle_{,z} - \langle \tau_{tot p}^{zz} \rangle \langle \alpha_p \rangle_{,z} \right)_i - \\ & - \frac{1}{S_i} \sum_p \int_{C_{wi}} (\alpha_p - \langle \alpha_p \rangle_i) \bar{\tau}_p^{z\beta} n_C^\beta dC - \\ & - \frac{1}{S_i} \sum_p \sum_{j=1}^N \int_{C_{ij}} (\alpha_p - \langle \alpha_p \rangle_i) \tau_{tot p}^{z\beta} n_C^\beta dC = \langle M_{\sigma m}^z \rangle_i, \end{aligned} \quad (6)$$

$$\begin{aligned} & \sum_p \left[\langle \Gamma_p \rangle \left(\langle \tilde{t}_p \rangle + \frac{\langle \tilde{v}_p^\beta \rangle^2}{2} \right) + \langle q_{tot p}^z \rangle + \langle \bar{P}_p \rangle \langle v_i^z \rangle \langle \alpha_p \rangle_{,z} \right]_i + \\ & + \frac{1}{S_i} \sum_p \int_{C_{wi}} (\alpha_p - \langle \alpha_p \rangle_i) \bar{q}_p^\beta n_C^\beta dC + \\ & + \frac{1}{S_i} \sum_p \sum_{j=1}^N \int_{C_{ij}} (\alpha_p - \langle \alpha_p \rangle_i) (q_{tot p}^\beta - \langle \bar{P}_p \rangle v_i^\beta) n_C^\beta dC = \langle \Lambda_{\sigma m} \rangle_i, \end{aligned} \quad (7)$$

$$\begin{aligned} & \sum_p \left[\Gamma_{pij} \tilde{v}_{pij}^x - \langle \bar{\tau}_{tot p}^{xz} \rangle_{,ij} (\langle \alpha_p \rangle_{,ij})_{,z} \right] - \\ & - \frac{1}{C_{ij}} \sum_p \sum_{B_1, B_2} (\alpha_p - \langle \alpha_p \rangle_{,ij}) \bar{\tau}_p^{x\beta} n_B^\beta = \langle M_{\sigma m}^x \rangle_{,ij}. \end{aligned} \quad (8)$$

Поверхностным натяжением на границах фаз можно пренебречь; в этом случае правые части равенств (6)-(8) становятся равными нулю. W_{pij} - линейный (отнесенный к единице длины) расход p -фазы теплоносителя через межстержневой зазор из субканала i в смежный с ним субканал j , определенный тождеством:

$$W_{pij} \equiv C_{ij} \langle \alpha_p \bar{\rho}_p \tilde{v}_p^\beta n_C^\beta \rangle_{,ij}. \quad (9)$$

Использованы, в частности, следующие обозначения [10–11]: $\langle\langle\Psi\rangle\rangle$ – усредненное по площади значение величины Ψ ; $\langle\Psi\rangle$ – усредненное по отрезку значение этой величины; α_p – объемное содержание p -фазы; $\bar{\rho}_p$ – плотность (средняя) p -фазы, кг/м³; $\tilde{v}_p^\beta$ – скорость (среднемассовая) p -фазы, м/с; G_p – объемная мощность обусловленного межфазным обменом источника массы p -фазы, кг/(м³·с); $(\psi)_{,x}$ – частная производная функции по аргументу x ; t – время, с; тензорные индексы α принимают значения x , y и z ; по немому индексу подразумевается (если не оговорено обратное) суммирование; нижний индекс p указывает фазу; v_l^β – скорость межфазной поверхности, м/с; n_p^β – единичный вектор нормали к межфазной поверхности, внешний по отношению к p -фазе; где P – давление, Па; f^β – удельная массовая сила, Н/кг; $\tau^{\beta\chi}$ – тензор вязких напряжений (девиатор напряжений), Па; $T^{\beta\chi}$ – тензор напряжений, Па; $I^{\beta\chi}$ – единичный тензор; i – удельная энтальпия, Дж/кг; S – площадь поперечного сечения субканала, м²; q – плотность теплового потока, Вт/м²; нижний индекс i указывает рассматриваемый субканал, а j – субканал, смежный с рассматриваемым; индексы T и tot означают, соответственно, к турбулентную и "полную" величины.

Список литературы: 1. Дементьев Б.А. Ядерные энергетические реакторы: Учебник для вузов. – М.: Энергоатомиздат, 1984. – 280 с. 2. Sha W. T. An overview on rod-bundle thermal-hydraulic analysis // Nuclear Engineering and Design. – 1980. – Vol. 62, № 1–3. – P. 1–24. 3. Жуков А.В., Сорокин А.П., Матюхин Н.М. Межканальный обмен в ТВС быстрых реакторов: Расчетные программы и практическое приложение. – М.: Энергоатомиздат, 1991. – 224 с. 4. Семенович О.В. Методы и программы термогидродинамического расчета стержневых тепловыделяющих сборок (аналитический обзор). – Минск, 1997. – 45 с. – (Препринт / ИПЭ НАНБ, № 25). 5. Семенович О.В., Куликов И.С. Компьютерное моделирование термогидродинамических процессов в стержневых ТВС энергетического ядерного реактора // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сборник научных трудов. – Донецк: ДонТГУ, 2000. – Вып. 13. – С. 159–163. 6. Simulation of the distribution of flow and phases in vertical and horizontal bundles using the ASSERT-4 subchannel code / M. B. Carver, A. Tahir, J. C. Kiteley and all. // Nuclear Engineering and Design. – 1990. – Vol. 122, № 1–3. – P. 413–424. 7. Семенович О.В. Исследование процессов теплообмена в элементах активной зоны водоохлаждаемого ядерного реактора // Труды III Минского международного форума по

теплообмену (20–24 мая 1996 г.): В 10 т. – Мн.: АНК "ИТМО им. А.В. Лыкова", 1996. – Т. X: Теплообмен в энергетических устройствах и энергосбережение, Ч. 1. – С. 197–201. 8. COBRA/TRAC – A Thermal-Hydraulics Code for Transient Analysis of Nuclear Reactor Vessels and Primary Coolant Systems. Vol. 1: Equations and Constitutive Models / M. J. Thurgood, J. M. Kelly, T.E. Guidotti et all. – Pacific Northwest Laboratory. – Richland, Washington, 1983. – 187 p. 9. Sugawara S., Miyamoto Y. FIDAS: detailed sub-channel analysis code based on the three-fluid and three-field model // Nuclear Engineering and Design. – 1990. – Vol. 120, № 1. – P. 147–161. 10. Семенович О.В. К проблеме термогидродинамического расчета стержневых тепловыделяющих сборок. Уравнения модели раздельного течения фаз. – Минск, 1999. – 75 с. – (Препринт / НАН Беларуси. Ин-т проблем энергетики; ИПЭ-50). 11. Семенович О.В. К проблеме термогидродинамического расчета стержневых тепловыделяющих сборок. Субканальные уравнения баланса. – Минск, 2000. – 66 с. – (Препринт / НАН Беларуси. Ин-т проблем энергетики; ИПЭ-56).

Статья поступила в редакцию 14.06.2001г.

ПРОГРАММНЫЙ КОМПЛЕКС ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ В ТЕЛАХ СЛОЖНОЙ СТРУКТУРЫ И КОНФИГУРАЦИИ

Семенович О.В., Куликов И.С. (ИПЭ НАН Беларуси, г. Минск, Беларусь)

The paper considers the problem of mathematical simulation of heat transfer processes in the solid of complex structure and configuration. The computation technique has been developed based on the method of finite elements.

Тепловой (температурный) режим подвергаемых нагреву деталей и узлов является одним из основных факторов, влияющих на их ресурс, надежность и работоспособность. Знание температурных полей в исследуемом твердом теле необходимо, как правило, и при расчете напряженно-деформированного состояния. Подобного рода задачи актуальны в различных областях машиностроения и техники. В частности, разработанный О.В. Семеновичем в возглавляемой И.С. Куликовым лаборатории Института проблем энергетики НАН Беларуси, программный комплекс (ПК) нашел применение при исследовании температурных полей в элементах конструкций активных зон ядерных реакторов, узлах энергетического оборудования, деталях двигателей внутреннего сгорания, металлорежущем инструменте, интегральных микросхемах.

Исследуемые объекты имеют сложную пространственную конфигурацию и внутреннюю структуру: состоят из различных материалов, могут

содержать внутренние источники тепла. Практика требует решения как стационарной

$$\nabla (\lambda \nabla T) + Q_v = 0, \quad (1)$$

так и нестационарной

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla (\lambda \nabla T) + Q_v \quad (2)$$

задач теплообмена. Используются следующие обозначения: λ — коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К); T — температура, К; Q_v — мощность объемного тепловыделения, Вт/м³; ρ — плотность, кг/м³; c — удельная теплоемкость, Дж/(кг·К); t — время, с.

На внутренних границах конструктивных элементов исследуемого объекта термическим сопротивлением на поверхностях контакта либо можно пренебречь:

$$T_1 = T_2, \quad \lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial n} = \lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial n}, \quad (3)$$

либо необходимо учитывать его [1]:

$$\alpha_{cont} (T_1 - T_2) = -\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial n} = -\lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial n}. \quad (4)$$

При этом на внешних границах могут задаваться граничные условия 1-го

$$T_b = T(x_b, y_b, z_b) \quad (5)$$

или 3-го

$$q_b = -\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial n} \right)_b = \alpha (T_b - T_{env}) \quad (6)$$

рода или их комбинация. Здесь T_b — температура на внешней границе в точке с координатами (x_b, y_b, z_b) , К; q_b — удельный тепловой поток на внешней границе, Вт/м²; α — коэффициент теплоотдачи, Вт/(м²·К); T_{env} — температура окружающей среды, К. При задании граничных условий 3-го рода предполагается, что величина коэффициента теплоотдачи может быть представлена как сумма двух слагаемых [2–3]: конвективной и радиационной составляющих:

$$\alpha = \alpha_c + \alpha_r, \quad (7)$$

где α_c — конвективная составляющая коэффициента теплоотдачи, Вт/(м²·К); α_r — радиационная составляющая, Вт/(м²·К). Величина α_r определяется на основании закона Стефана-Больцмана. Для нестационарной задачи необходимо задать начальные условия

$$\{T\}_{t=0} = \{T_0\}. \quad (8)$$

Дискретные аналоги задач построены с помощью метода конечных элементов (МКЭ) в вариационной формулировке [4–6]. В этом случае принимается во внимание тот факт, что с вариационной точки зрения решение указанной задачи эквивалентно отысканию минимума функционала

$$\chi = \iiint_V \frac{1}{2} (\lambda \Delta T - 2 Q_v T) dV + \iint_S \frac{1}{2} \alpha (T - T_{env})^2 dS \quad (9)$$

в случае стационарной задачи и

$$\chi = \iiint_V \frac{1}{2} \left[\lambda \Delta T - 2 \left(Q_v - \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \right) T \right] dV + \iint_S \frac{1}{2} \alpha (T - T_{env})^2 dS \quad (10)$$

для задачи нестационарной. Минимизация функционалов (9) и (10) должна быть осуществлена на множестве узловых значений $\{T\}$. Как и автор [4], выполняем эту процедуру перед вычислением интегралов. Если ввести матрицы теплопроводности $[K]$ и теплоемкости $[C]$ системы и вектор тепловой нагрузки $\{F\}$ системы следующим образом:

$$[K] = \sum_{e=1}^E [k^{(e)}], \quad (11)$$

$$[C] = \sum_{e=1}^E [c^{(e)}], \quad (12)$$

$$\{F\} = - \sum_{e=1}^E \{f^{(e)}\}, \quad (13)$$

то условия минимума функционалов (9) и (10) можно записать, соответственно, в виде

$$\frac{\partial \chi}{\partial \{T\}} = [K] \{T\} - \{F\} = 0 \quad (14)$$

и

$$\frac{\partial \chi}{\partial \{T\}} = [C] \frac{\partial \{T\}}{\partial t} + [K] \{T\} + \{F\} = 0. \quad (15)$$

Итак, минимум рассматриваемых функционалов достигается на множестве узловых значений $\{T\}$, которые являются решениями, соответственно, систем

$$[K] \{T\} = \{F\} \quad (16)$$

и

$$[C] \left\{ \frac{\partial T}{\partial t} \right\} + [K] \{T\} + \{F\} = 0. \quad (17)$$

Выражения для матриц теплопроводности $[k^{(e)}]$ и теплоемкости $[c^{(e)}]$ и вектора тепловой нагрузки $\{f^{(e)}\}$ элементов можно найти в [4–7].

Для дискретизации расчетной области в рассматриваемом ПК применяются трехмерные (семейство шестигранных призм) серендиповы элементы: линейные, квадратичные и кубические [4, 7]. Этого семейство эле-

ментов выбрано потому, что обеспечивается большая наглядность расчетной сетки и, главное, удастся существенно уменьшить число узлов (а значит и количество уравнений в решаемой системе). Функции формы для указанных элементов задаются следующими полиномами [4–7]. В линейном элементе, используя общепринятые обозначения

$$\xi_0 = \xi \xi_\beta, \quad \eta_0 = \eta \eta_\beta, \quad \zeta_0 = \zeta \zeta_\beta, \quad (18)$$

для узла с номером β

$$N_\beta = \frac{1}{8}(1 + \xi_0)(1 + \eta_0)(1 + \zeta_0). \quad (19)$$

В квадратичном элементе для узлов, расположенных в вершинах:

$$N_\beta = \frac{1}{8}(1 + \xi_0)(1 + \eta_0)(1 + \zeta_0)(\xi_0 + \eta_0 + \zeta_0 - 2); \quad (20)$$

для узлов, лежащих на ребрах $\xi_\beta = 0, \eta = \pm 1, \zeta = \pm 1$:

$$N_\beta = \frac{1}{4}(1 - \xi^2)(1 + \eta_0)(1 + \zeta_0). \quad (21)$$

Аналогичные выражения для других ребер могут быть получены после соответствующей перестановки координат. В кубичном элементе для узлов, расположенных в вершинах:

$$N_\beta = \frac{1}{64}(1 + \xi_0)(1 + \eta_0)(1 + \zeta_0)[9(\xi^2 + \eta^2 + \zeta^2) - 19]; \quad (22)$$

для узлов, лежащих на ребрах $\xi_\beta = \pm \frac{1}{3}, \eta = \pm 1, \zeta = \pm 1$:

$$N_\beta = \frac{9}{64}(1 - \xi^2)(1 + 9\xi_0)(1 + \eta_0)(1 + \zeta_0). \quad (23)$$

Для других ребер соотношения для функций формы получаются путем перестановки координат. Явный вид функций формы для всех указанных элементов приведен в работе [7].

В зависимости от конфигурации исследуемого тела используются как изопараметрические, так и субпараметрические элементы. Вторые разумно применять, когда границы представляют собой плоские поверхности. Разбиение исследуемой области на элементы осуществляется в два этапа: выделяются макроэлементы; макроэлементы разбиваются на конечные элементы. После завершения процедуры дискретизации выполняется перенумерация элементов и узлов. Задача состоит в том, чтобы минимизировать профиль матрицы решаемой системы. С этой целью используются алгоритмы рекомендованные в монографии [8]. Следует отметить, что минимизируется именно профиль матрицы, а не ширина ленты. Это объясняется тем, что в процессе решения систем (16) и (17) применяется метод LDL^T-факторизации, использующий профильную схему хранения матрицы системы, подобную рассмотренной авторами [9]. Матрица системы всегда

разреженная (при исследовании температурных полей в реальных деталях и механизмах количество узлов равняется, как минимум, тысячам). Важно учитывать это обстоятельство: в результате удастся существенно снизить количество требуемых памяти и процессорного времени. По сравнению с методами, использующими ленточные схемы хранения, памяти необходимо меньше на треть (в зависимости от конфигурации объекта эта оценка может несколько варьироваться). Выигрыш же в процессорном времени, по сравнению с гауссовскими процедурами, составляет 20–25 раз.

Система дифференциальных уравнений (17) численно интегрируется по неявной схеме переменных направлений Дугласа-Ганна [10]. Для реализации итерационной процедуры применяется метод простой итерации.

Чтобы убедиться в точности пространственной дискретизации, используется прием, основанный на известном факте [4, 6]: увеличение порядка аппроксимации более эффективное, чем уменьшение пространственного шага вдвое. Вычисления проводятся с использованием (для аппроксимации температурного поля) квадратичных элементов. По достижении сходимости, выполняется пересчет (полученное решение служит нулевым приближением) на сетке кубичных элементов. Если новый результат совпадает, в пределах требуемой точности, с предыдущим – более детальная дискретизация не требуется. В противном случае, элементы, для которых необходимо дальнейшее разбиение, дискретизируются, узлы и элементы перенумеровываются, и расчет повторяется.

Список литературы: 1. Кокорев Л.С., Харитонов В.В. Теплогидравлические расчеты и оптимизация ядерных энергетических установок: Учеб. пособие для вузов / Под ред. В.И. Субботина. – М.: Энергоатомиздат, 1986. – 198 с. 2. Тепло- и массообмен. Теплотехнический эксперимент: Справочник / Е.В. Аметистов, В.А. Григорьев, Б.Т. Емцев и др.; Под общ. ред. В.А. Григорьева В.М. Зорина. – М.: Энергоиздат, 1982. – 512 с. 3. Галин Н.М., Кириллов Л.П. Тепломассообмен (в ядерной энергетике): Учеб. пособие для вузов. – М.: Энергоатомиздат, 1987. – 376 с. 4. Сергерлинд Л. Применение метода конечных элементов. – М.: Мир, 1979. – 392 с. 5. Норри Д., де Фриз Ж. Введение в метод конечных элементов. – М.: Мир, 1981. – 304 с. 6. Зенкевич О., Морган К. Конечные элементы и аппроксимация. – М.: Мир, 1986. – 318 с. 7. Семенович О.В. Расчет температурных полей в интегральных микросхемах. Математическая модель процессов теплообмена и методика расчета. – Минск, 1997. – 45 с. – (Препринт / ИПЭ НАНБ, № 28). 8. Писсанецки С. Технология разреженных матриц. – М.: Мир, 1988. – 410 с. 9. Джордж А., Лю Дж. Численное решение больших разреженных систем уравнений. – М.: Мир, 1984. – 333 с. 10. Андерсон Д., Таннехилл Дж., Плетчер Р. Вычислительная гидродинамика и теплообмен: В 2-х т.: Пер. с англ. – М.: Мир, 1990. – Т. 1. – 384 с.

Статья поступила в редакцию 14.06.2001г.

МЕТОДИКА РОЗРАХУНКУ ПОВЕРХНІ НАСАДКІВ ВІБРАЦІЙНОГО ПУЛЬСАТОРА УСТАТКУВАННЯ ДЛЯ МЕХАНІЗАЦІЇ ЧИЩЕННЯ ОБЛОЮ

Сілін Р.І., Гордєєв А.І., Савицький Ю.В.

(ТУП, м. Хмельницький, Україна)

The authors offer technology and construction of the equipment for removal residuals of moulding in the closed capacity by a pulsing fluid flow. In work the dependence of diametrical sizes injector from parameters of the equipment is obtained. The offered technique of account enables to find basic points of injector.

Однією із складних та трудомістких технологічних задач виготовлення релейної апаратури є чищення облою з пластмасових та армованих пластмасових деталей після їх пресування. Існує багато конфігурацій пресованих деталей, розбитих на певні класи. Звідси існує і багато способів зняття облою: ручний, вібраційний із наповнювачами та повітряно-струменевий з кістками, у барабанах із щітками.

Авторами запропонована технологія та конструкція устаткування для зняття облою у ємкості пульсуючим струменем рідини. Стінки ємкості та кришка вкриті шаром сталевих голок [1]. При попаданні деталі у струмінь вона розганяється та багаторазово вдарається в голки. Таким чином знімається облой. Схема устаткування зображена на рис.1.

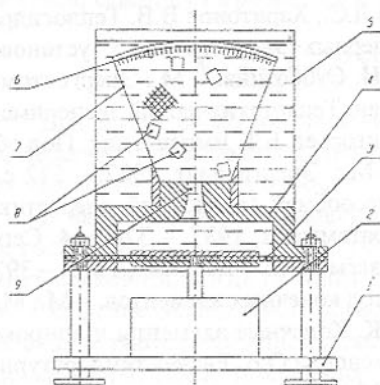


Рис.1. Устаткування для зняття облою з пластмасових армованих деталей (1 - рама, 2 - вібратор, 3 - мембрана, 4 - камера, 5 - ємкість, 6 - голчастий екран, 7 - сітка, 8 - деталі, 9 - насадок).

Найбільший ефект зняття облою спостерігається при найбільшій силі удару струменя по деталі. Попередніми дослідженнями [2,3] встановлено зв'язок між максимальною швидкістю пульсуючого струменя та максимальним тиском струменя, які залежать від параметрів приводу. Тобто, для частот коливання мембрани $f = 11 \dots 12$ Гц, які можливо отримати за допомогою електродвигуна АО2 ($n = 710 \dots 725$ об/хв.), оптимальне співвідношення діаметра камери до діаметра насадка дорівнює 20 при амплітуді коливань $A = 0,002$ м.

Однак, у цих роботах ставилось завдання отримання пульсуючого газорідного потоку при до-

помозі насадка з гострими крайками на вході. Задачею даних досліджень є проектування насадка із зменшеними витратами рідини на протікання крізь нього та отримання струменя з максимальною кінетичною енергією.

Тиск у вібраційному пульсаторі визначається за залежністю:

$$P = \rho A \omega C \frac{\sin\left(\frac{\omega L}{C}\right)}{\cos\frac{\omega H}{C}} \cos \omega t, \quad (1)$$

де A, ω - амплітуда, кутова частота вібрацій; C - швидкість розповсюдження гідравлічного удару; L - рівень зрізу насадка під поверхню рідини; H - рівень стовпа рідини від поверхні до мембрани гідропульсатора; t - час.

Максимальний тиск отримуємо при значеннях $\omega = 2\pi n$, де $n = 0, 1, 2, \dots$

Проаналізувавши різні конструкції насадків [4, 5, 6], та їх характеристики, було запропоновано застосувати експонентний насадок для отримання високих динамічних напорів.

Для розрахунку ефективної форми насадка розглянемо рух ідеальної нестискуваної рідини, при цьому, вплив рідини в пульсаторі врахуємо приблизно - додаванням до маси мембрани маси всієї рідини. Прогин гумової частини мембрани не враховуємо. Розрахункова схема наведена на рис.2.

Так як конусність насадка невелика, радіальні складові швидкості не враховуємо, і можемо записати рівняння балансу енергії:

$$\frac{mv^2(x)}{2} + \int_0^x \frac{\rho w(x, \xi) S(\xi) d\xi}{2} = \frac{mv_0^2}{2}, \quad (2)$$

Рівняння нерозривності:

$$w(x, \xi) S(\xi) = v(x) S_0, \quad (3)$$

Рівняння максимального тиску на мембрані пульсатора:

$$\frac{mv_{\max}^2(x)}{2} - \frac{mv_0^2}{2} = P_{\max} \int_0^x S(\xi) d\xi, \quad (4)$$

де m - маса мембрани з приєднаною масою рідини; x - координата фронту рідини, яка відраховується від входу у насадок; ξ - координата перерізу насадка, що розглядається; $v_0, v_{\max}$ - початкова та максимальна швидкості мембрани; $P_{\max}$ - тиск на мембрані; S_0, S_1, S_2 - відповідно площини мембрани, входу в насадок і виходу з насадка; $S(\xi)$ - площа поточного перерізу насадка; $w(x, \xi)$ - швидкість рідини.

Розв'язуючи систему рівнянь (2,3,4), знаходимо необхідну форму насадка:

$$S_x = S_1 e^{-\alpha x}, \quad (5)$$

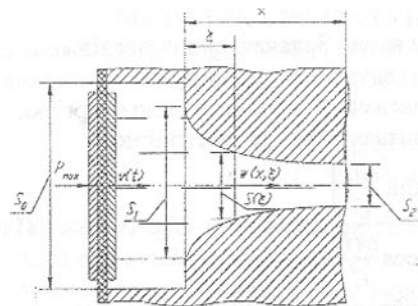


Рис.2. Розрахункова схема насадки.

де $\alpha = \frac{\rho S_0^2}{m S_1}$ - параметр насадки.

Перейдемо до діаметральних розмірів і отримаємо залежність:

$$d_x = \sqrt{D_1^2 e^{\frac{\rho \left(\frac{\pi D_0^2}{4} \right)^2}{m \pi D_1^2} x}}, \quad (6)$$

де D_0, D_1, d_x - відповідно діаметри мембрани, входу в насадок, поточний діаметр насадка.

Приклад розрахунку ефективної форми насадка із різними параметрами D_0, D_1 і $m=10$ кг, виконаний на персональній ЕОМ за допомогою прикладної програми «Mathcad» та представлений у вигляді графіка залежності радіусу насадка $r = \frac{d_x}{2}$ від його довжини x на рис.3.

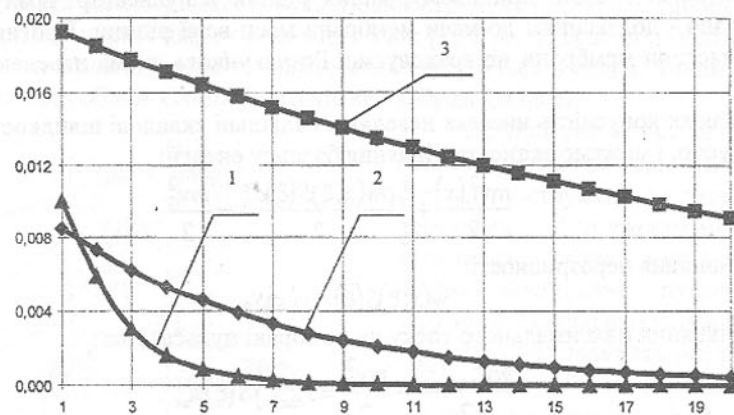


Рис.3. Твірні осьосиметричного насадка (1 - $D_0=0,4$ м, $D_1=0,04$ м; 2 - $D_0=0,2$ м, $D_1=0,02$ м; 3 - $D_0=0,2$ м, $D_1=0,04$ м).

Так знаючи оптимальне співвідношення $D_0/d_x=20$ (див. вище) та користуючись графіком (рис.3) неважко знайти необхідну довжину насадка x .

Після пресування деталей (рис.4, зліва) контакти та фаски в різьбових отворах залишилися залитими пластмасою АГ-4В. В результаті обробки партії деталей (рис.4, справа) на запропонованому устаткуванні, за термін часу $T=10$ хв., облой з контактів та фасок отворів був знятий. Процент зняття облой сягає 80%. Залишається найтовстіший облой до 0,4мм біля

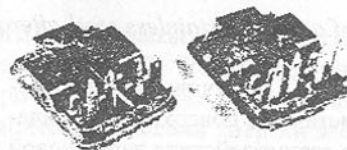


Рис.4. Експериментальні зразки деталей (зліва - до обробки, справа - після обробки).

кореня контакту, який підлягає ручному зняттю при огляді кожної деталі.

В цілому дану технологію та устаткування можна рекомендувати для попереднього зачищення облой з наступним дозачищенням вручну на контрольній операції.

Запропонована методика розрахунку внутрішньої поверхні насадка дає можливість розраховувати за допомогою ЕОМ опорні точки з певним кроком і, користуючись пакетом прикладних програм «Компас ЧПУ», створити керуючі програми для виготовлення на верстаті з ЧПК чистової фасонної зенківки. Отримавши фасонний інструмент, за три переходи: свердлування, зенкування конічною зенківкою, та зенкування фасонною чистовою зенківкою, можливо отримати насадок із заданими характеристиками за багато короткий термін.

Таким чином, запропонований підхід проектування з використанням ЕОМ в технології виготовлення насадків дає можливість більш широкого застосування їх у техніці.

Список літератури: 1. А.С 129795/СССР/ А.И.Гордеев, М.А.Фетисов, С.А.Дитюк. Устройство для очистки мелких деталей. 2. Силин Р.И., Гордеев А.И., Савицкий Ю.В. Аналитическое исследование параметров гидропульсационного устройства для мойки. Всеукр. н. т. журнал «Вибрации в технике и технологиях». №1(3), 1996, с. 3-5. 3. Силин Р.И., Гордеев А.И., Савицкий Ю.В. Определение скорости струи при изменении различных параметров гидропульсатора. Збірник статей ТУП. «Актуальні проблеми техніки та суспільства», 1996, Вип. 2, с.58-65. 4. Войцеховский Б.В., Дудин Ю.А., Кавитационный эффект в экспоненциальном струйном насадке., Динамика сплошной среды. Новосибирск. 1971, Вип.9, с7-11. 5. Сиов Б.Н. Истечение жидкости через насадки. М.: Машиностроение, 1968.- 139 с. 6. Арзуманов Э.С. Кавитация в местных гидравлических сопротивлениях. М.: Энергия, 1978. -304 с.

Статья поступила в редакцию 22.05.2001г.

ФОРМИРОВАНИЕ КАЧЕСТВА ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ЭЛЕКТРОИМПУЛЬСНОМ ПОЛИРОВАНИИ КОРРОЗИОННОСТОЙКИХ СТАЛЕЙ

Синькевич Ю.В. (БГПА, НПП «Этол», г. Минск, Беларусь)

The brief characteristic of a method electropulse polish of metals is given and

the results of researches of chemical structure of a surface stainless steel after polish on different modes are given.

При электроимпульсном полировании (ЭИП), получившем в настоящее время широкое распространение, съем металла с поверхности осуществляется за счет физико-электрохимического взаимодействия парогазовой оболочки с обрабатываемой поверхностью [1,2]. В качестве электролитов используются нетоксичные водные растворы солей. Технология ЭИП характеризуется малостадийностью, высокой производительностью, стабильностью, универсальностью и экологической безопасностью. Полированные поверхности имеют низкую шероховатость ($Ra = 0,16 \dots 0,03$ мкм) и высокую отражательную способность. Опыт внедрения технологии на многих предприятиях позволяет ее рекомендовать для высококачественного полирования сложнопрофильных поверхностей, для подготовки поверхности под нанесение различных покрытий, в том числе ионно-вакуумных, для удаления небольших заусенцев с одновременным притуплением острых кромок, а также для очистки поверхности от минеральных и органических загрязнений.

Замена традиционных способов финишной обработки поверхности на ЭИП позволяет снизить трудоемкость операций полирования и удаления загрязнений в 1,5...12 раз, удаления заусенцев в 4...25 раз и в большинстве случаев существенно повысить качество изделий, стабильность получаемых результатов, производительность и полностью устранить ручной труд, заменить который в ряде случаев другими методами обработки не удавалось.

Для реализации технологии ЭИП разработан и производится ряд универсальных полуавтоматических установок и автоматических линий. Установки между собой отличаются специализацией, степенью автоматизации технологического процесса, компоновкой и производительностью. Максимальная производительность оборудования при продолжительности цикла обработки 6 минут составляет $3,57 \text{ м}^2/\text{ч}$.

В настоящее время разработаны технологии ЭИП коррозионностойких, низколегированных углеродистых сталей и медьсодержащих сплавов.

На эксплуатационные характеристики деталей существенное влияние оказывает физико-химическое состояние поверхности. Из-за большого разнообразия структурных составляющих коррозионностойких сталей, а также с целью изучения механизма съема металла в процессе ЭИП и влияния технологических режимов на качество поверхности возникла необходимость исследовать равномерность растворения основных структурных составляющих этих сталей. Исследовалось также влияние добавок в электролит – органических комплексообразователей (ОКО) на качество поверхности.

Химический состав поверхности коррозионностойких сталей после

ЭИП исследовался методом рентгеновской фотоэлектронной спектроскопии (РФЭС) [3]. РФЭС основана на явлении фотоэлектрического эффекта при использовании монохроматического рентгеновского излучения и позволяет определять энергии электронных уровней на основании измеренных кинетических энергий фотоэлектронов. С помощью РФЭС можно без разрушения образца исследовать поверхность твердых тел, в том числе адсорбированные на ней молекулы. Глубина выхода фотоэлектронов из поверхности не превышает 5 нм, поэтому метод позволяет изучать сверхтонкий поверхностный слой.

Исследования выполнялись на электронном спектрометре ЭС-2401, позволяющем анализировать энергии связи электронов в диапазоне 1...1500 эВ по методике, разработанной в соответствии с ГОСТ 8.010-90. Это позволило определить наличие соединений, находящихся на исследуемой поверхности на глубине до $7 \dots 25 \text{ \AA}$ в количестве большем 0,01 ат. %.

Объектами для исследований были выбраны: из мартенситного класса коррозионностойких сталей – сталь 20Х13, из аустенитного класса – сталь 12Х18Н10Т. Образцы $\varnothing 10$ мм и толщиной 2 мм обрабатывались методом ЭИП в сульфатном электролите в течение 5 минут. Было исследовано 12 образцов: 1...7 из стали 20Х13, 8...12 из стали 12Х18Н10Т, при этом образцы 1 и 8 были эталонными (после механического полирования). Образцы 2, 5, 9 и 11 полировались при 250 В, 3 и 6 при 300 В и 4, 7, 10 и 12 при 450 В, причем образцы 5, 6, 7, 11 и 12 полировались в электролите с добавкой ОКО.

После сканирования поверхности образцов были получены спектры. Идентификацию молекул осуществляли с помощью корреляционных таблиц [3], а идентификацию элементов – по таблицам энергии связи электронов [4]. Количественный анализ состава поверхности основан на прямой пропорциональной зависимости интенсивности линии на спектре и концентрации исследуемого элемента на поверхности. Обработка результатов выполнялась по специальной программе на персональном компьютере.

Полученные результаты представлены в табл. 1 и 2.

Как видно из представленных в табл. 1 и 2 данных, растворение коррозионностойких сталей при ЭИП происходит в основном за счет окисления металлов, образования фторидов железа и нитридов хрома.

Полученные результаты позволяют также судить о науглероживании приповерхностного слоя коррозионностойких сталей мартенситного и аустенитного классов в процессе ЭИП. Вывод об этом можно сделать по избыточному содержанию углерода на поверхности исследованных образцов по сравнению с эталонным.

Науглероживание приповерхностных слоев мартенситной стали 20Х13 характерно при полировании в сульфатном электролите. Повыше-

ние напряжения до 450 В способствует значительному науглероживанию поверхности стали 20X13. Наименьшее науглероживание обеспечивается при напряжении 300 В. Введение в состав электролита ОКО изменило степень науглероживания мартенситной стали, причем максимальное науглероживание наблюдается при 250 В. Повышение напряжения полирования вплоть до 450 В устраняет науглероживание стали 20X13.

Таблица 1 – Распределение химических элементов и соединений в поверхностном слое стали 20X13 по атомному (в числителе) и весовому (в знаменателе) составу, %

Химические элементы и соединения	Номер образца						
	1 эталон	2	3	4	5	6	7
C 1S ½	13.4 2,3	19.3 3,6	14.2 2,2	44.3 11	47.4 14,7	13.6 2,3	10 1,8
O 1S ½	51.1 11,5	38.4 9,5	43.1 10	28 9,4	27.2 11	40 9,2	41 9,6
Cr ₂ O ₃	3.5 3,4	5.0 5,6	3.5 3,7	2.1 3,2	4.0 5,4	5.6 5,9	5.4 5,8
Cr ₂ N	0 0	5.0 2,9	4.2 2,4	2.8 2,4	3.7 3,6	5.7 3,1	5.0 2,8
NaFe(CH) ₃ (NO)	11.1 27	7.5 20,2	7.5 19,2	4.5 16,5	4.2 19	7.7 19,4	8.5 19,2
Na ₂ Fe(CH) ₃ H ₂ O	10.5 26,8	7.1 20,2	8.1 22	5.2 19,5	2.6 7,6	7.8 20,8	8.2 21
Fe ₂ Cr ₂ O ₄	10.4 29	6.6 20,4	7.7 23	5.2 21,2	3.9 20	7.5 21,5	8.3 22,3
FeF ₂	0 0	6.0 8,7	7.0 9,7	4.6 8,5	3.6 8,7	6.5 8,7	7.8 8,7
FeF ₃	0 0	5.1 8,9	4.7 7,8	3.5 8,3	3.4 10	5.6 9,1	5.8 8,8

Полирование аустенитной стали 12X18H10T в сульфатном электролите также приводит к науглероживанию приповерхностных слоев во всем диапазоне исследованных напряжений, причем повышение напряжения полирования интенсифицирует процесс науглероживания. Введение в состав электролита ОКО, способствующего переводу окислов металлов с обрабатываемой поверхности в электролит в виде растворимых комплексных соединений, позволило полностью устранить науглероживание поверхности.

Следует отметить, что науглероживание поверхности при ЭИП в сульфатном электролите более выражено у мартенситного класса сталей.

Анализ полученных данных показывает, что введение в состав сульфатного электролита в виде добавки ОКО способствует более равномер-

ному растворению основных структурных составляющих стали 20X13. Установлено, что напряжение полирования, при котором наблюдается наименьшая неравномерность растворения, составляет 300 В. При полировании стали 12X18H10T введение в электролит добавки выражает скорости растворения отдельных структурных составляющих для всего диапазона исследованных напряжений.

Таблица 2 – Распределение химических элементов и соединений в поверхностном слое стали 12X18H10T по атомному (в числителе) и весовому (в знаменателе) составу, %

Химические элементы и соединения	Номер образца				
	8 эталон	9	10	11	12
C 1S ½	7.7 1,1	11 1,7	18.4 3,0	8.2 1,1	8.0 1,0
O 1S ½	52 9,9	40.3 8,1	38 8,3	39 7,2	34 5,7
Cr ₂ O ₃	3.6 6,6	8.0 15	6.0 13	8.2 14,5	6.3 7,8
Cr ₂ N	5.0 7,1	8.9 13	7.4 13	8.4 11,2	7.4 13,5
NaFe(CH) ₃ (NO)	9.6 20,1	5.2 11,3	4.8 11,5	6.0 12	7.7 14
Na ₂ Fe(CH) ₃ H ₂ O	8.3 20	5.1 12	4.9 11,3	5.9 12,3	7.3 14
Fe ₂ Cr ₂ O ₄	7.0 27	4.7 16,5	4.4 17	5.6 18,2	6.8 20
FeF ₂	0 0	4.3 5,5	4.3 5,5	5.0 5,5	6.0 6,0
FeF ₃	0 0	3.8 5,6	3.7 5,7	4.4 5,8	5.5 6,5
CaCrO ₄	2.5 4,8	4.0 7,8	3.5 7,5	4.7 8,5	4.2 6,5
Ti	0.7 0,5	0.7 0,4	0.7 0,5	0.9 0,5	1.1 0,5
TiO	0.9 0,7	0.9 0,7	1.0 0,9	1.1 0,6	1.2 0,8
Ni	1.3 1,0	2.0 1,4	1.7 1,4	1.7 1,4	3.0 2,5
NiO	1.4 1,2	1.1 1,0	1.2 1,2	1.2 1,2	1.5 1,2

Таким образом, для обеспечения качества поверхности при ЭИП коррозионностойких сталей необходимо обработку проводить при напряжении 300 В в электролите с добавкой ОКО.

Список литературы: 1. Метод электроимпульсного полирования металлов / Е.Я. Головкина, С.Н. Терехов, Ю.В. Синькевич, О.И. Авсеевич//

Машиностроение. - Мн.: Вышэйшая школа, 1988, - Вып.13. - С.40-43. 2. Авсеевич О.И., Синькевич Ю.В., Головкина Е.Я., Романчук С.И. Электрогидродинамическая модель прианодной зоны при электроимпульсном полировании металлов. - М, 1988. - 14 с. - Деп. в ВИНТИ, № 11 (205). 3. Нефедов В.И. Рентгеноэлектронная спектроскопия химических соединений. Справочник. - М.: Химия, 1984. - 256 с. 4. Зигбан К., Нордлинг К., Фальман Н. и др. Электронная спектроскопия. Пер. с англ. // Под ред. И.Б.Бороваго. - М.: Мир, 1971. - 493 с.

Статья поступила в редакцию 6.06.2001г.

МОДЕЛИРОВАНИЕ И ОСОБЕННОСТИ АЛГОРИТМА РАСЧЕТА ДИНАМИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В ГИДРАВЛИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ НАГРУЖЕНИЯ ИСПЫТАТЕЛЬНОЙ МАШИНЫ

Скляревский А.Н., Денисенко А.И. (ЗГТУ, г. Запорожье, Украина)

The non-linear mathematical model and the program of calculating of dynamic processes in the test machine's hydraulic power drive are introduced. The model and program takes into consideration basic design and exploitation features of the test machine.

Испытательные машины (ИМ), предназначенные для механического нагружения образцов материалов по заданной программе, как правило, имеют сложный гидравлический привод и систему его управления, что вызывает серьезные затруднения в процессе его проектирования и наладки. Для сокращения сроков разработки и оптимизации параметров привода ИМ целесообразно применять численный анализ на ЭВМ происходящих в нем процессов.

Рассмотрены особенности математического моделирования и расчета динамики гидравлической системы нагружения ИМ серии ИС-4, позволяющей проводить механические испытания образцов материалов в одно- и двухчастотных режимах. Расчетная схема системы нагружения приведена на рис.1. Система состоит из гидропульсаторного привода и двух электрогидравлических следящих приводов (ЭГСП). Гидропульсаторный привод реализован на базе роторного пульсатора 14, четыре плунжера 15 которого осуществляют одновременную подачу жидкости в рабочую полость дифференциального цилиндра 16. В штоковой полости 17 поддерживается постоянное давление ($P_2 = \text{const}$). Рабочие камеры пульсатора соединены с цилиндром 16 симметричными трубопроводами 18 и 19. Плунжеры 15 перемещаются посредством вращающихся относительно центральной оси пульсатора эксцентриков 20 по закону близкому к синусоидальному.

Статическая составляющая давления P_1 поддерживается ЭГСП, со-

стоящим из электрогидравлического усилителя мощности (ЭГУ) типа УЭГ.С 4, электронных усилителей 1 и 3, сумматора 2. Сигнал от датчика силы, пропорциональный его деформации ($X_7 - X_9$), поступает на вход электронного усилителя 1 и далее после преобразования в напряжение U_c в сумматор 2. (X_7, X_9 - перемещение верхнего захвата ИМ и деформация верхней траверсы). На вход данного сумматора подается также задающий сигнал напряжение U_{31} и сигнал U_{11} от датчика перемещения 5 плунжера пульсатора. Для выделения статического значения U_{31} обеспечивается инвертируемость сигналов U_{11} и U_c и согласование их фаз. В усилителе 3 напряжение U_{01} преобразуется в ток I_1 .

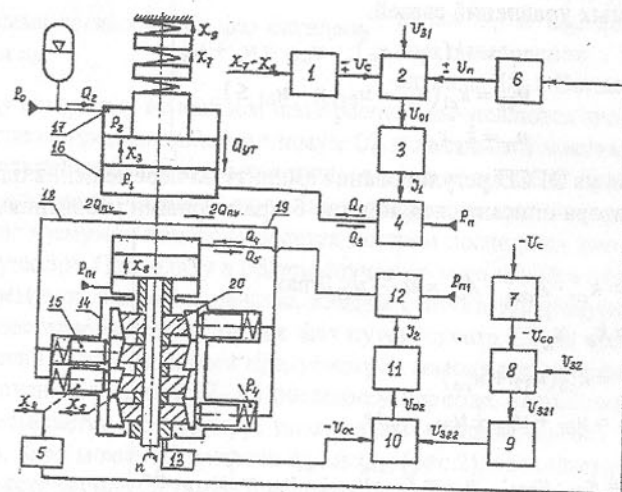


Рис. 1. Схема гидропривода и системы управления испытательной машины.

Амплитуда перемещения плунжеров регулируется вторым ЭГСП, состоящим из блока выделения статического и динамического сигналов (БВСД) 7, сумматора 8, ПИД - регулятора 9, сумматора 10, электронного блока управления 11, ЭГУ 12, гидроцилиндра смещения эксцентриков 20, датчика перемещения 13 поршня гидроцилиндра. Сигнал U_c поступает в блок 7. На выходе этого блока сигнал U_{co} пропорционален амплитуде динамической составляющей сигнала U_c . После алгебраического суммирования с задающим сигналом U_{32} , усиления и преобразования в блоке 9 сигнал в виде напряжения U_{322} алгебраически суммируется в блоке 10 с сигналом обратной связи U_{oc} , значение которого пропорционально величине смещения поршня X_8 . Полученный сигнал U_{02} преобразуется в блоке 11 в ток I_2 и поступает в ЭГУ 12, управляющий подачей жидкости в гидроцилиндр пульсатора. Перемещение поршня этого цилиндра определяет величину эксцентриситета на плунжерах пульсатора, а значит и амплитуду динами-

ческой составляющей усилия развиваемого приводом.

Динамика гидропульсаторного привода описана системой дифференциальных и алгебраических уравнений [1], с учетом масс перемещающихся объектов, сухого и вязкого трения, переменности объемов рабочих полостей, нестационарности движения жидкости в соединительных гидроканалах, переменного модуля упругости рабочей жидкости.

Математическая модель ЭГСП управления первой гармоникой давления P_1 состоит из системы уравнений, описывающих динамику ЭГУ с учетом его основных конструктивных и эксплуатационных факторов, в том числе с учетом утечек жидкости через радиальные зазоры на золотнике [2], и безразмерных уравнений связей.

$$\left. \begin{aligned} u_c &= -k(x_7 - x_9); & u_{011} &= u_c + u_n \\ u_{01} &= k_{c1}(u_{31} - u_{011}); & u_{01} &\leq 1 \\ u_n &= k_g x_4 \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

Динамика ЭГСП регулирования амплитуды перемещения плунжеров гидропульсатора описана следующими безразмерными уравнениями.

$$\left. \begin{aligned} u_{c0} &= k_{c0} \cdot A_{c0}; & A_{c0} &= |u_c - u_{011}|_{\max} \\ a_2 &= k_a \cdot x_g \\ u_{321} &= k_{c2}(u_{32} + u_{c0}) \\ u_{322} &= u_{\partial 1} + u_{\partial 2} + u_{\partial 3}, & \text{где} \\ u_{\partial 1} &= k_{\partial 1} \cdot u_{321}; & u_{\partial 1} &= k_{\partial 1} \cdot \dot{u}_{321}; & u_{\partial 1} &= \int_0^{\tau} u_{321} \cdot \partial \tau. \\ u_{\partial 2} &= k_{c3}(u_{322} - u_{oc}); & u_{\partial 2} &\leq 1; \\ u_{oc} &= -k_{oc} \cdot x_g \\ i_2 &= k_{y2} \cdot u_{\partial 2}; & i_2 &\leq i_{\max} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

$$\dot{p}_6 = \frac{k_{66}}{1 - k_{76}x_8}(q_4 - q_5 + k_{86}\dot{x}_8); \quad \dot{p}_6 \geq 0 \quad (4)$$

$$\ddot{x}_8 = -k_{28} \operatorname{sign} \dot{x}_8 - k_{48} \cdot p_6 + k_{481} \cdot p_{\Pi 1} - k_{58}; \quad |\ddot{x}_8| \leq b_8 - \text{«упор»} \quad (5)$$

Описание ЭГУ 12 выполнено аналогично описанию ЭГУ 4 [2]. В приведенных уравнениях и рисунках приняты следующие обозначения: x_i — безразмерное перемещение соответствующих объектов; k_a — безразмерный коэффициент, определяемый из условия настройки ПИД — регулятора; $k_{c1}=5 \div 8$ — безразмерный коэффициент настройки испытательной машины; u_i — безразмерное напряжение; i_i — безразмерный ток. Остальные выражения для определения значений безразмерных коэффициентов приведены в

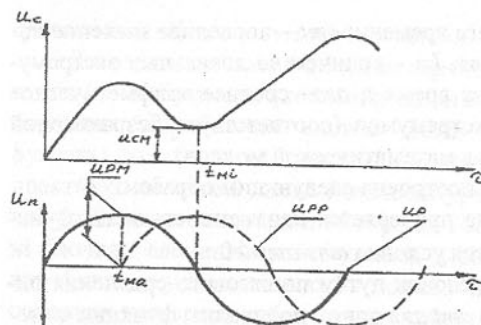


Рис. 2. Схема согласования фаз сигналов U_c и U_n .

работам [1-3]. Алгоритм и программа расчетов на ЭВМ динамики гидропривода реализована с учетом особенностей условий работы испытательной машины. Первой особенностью программы является согласование в процессе счета на ЭВМ фаз инвертируемых сигналов U_c и U_n , необходимое для выделения задающего сигнала U_{31} . Согласно разработанному алгоритму на каждом шаге расчета вычисляются значения U_c и U_n и определяется локальный минимум U_c и локальный максимум U_n , которые в дальнейшем совмещаются путем сдвига во времени функции U_n . С целью исключения влияния случайных всплесков при определении локальных экстремумов контроль ведется по трем последним значениям для каждой функции. Поскольку в общем случае не ясно какой из двух указанных экстремумов выявится раньше, введем счетчик экстремумов h_m . При $h_m=2$ осуществляется согласование фаз путем сдвига U_n во времени. Для осуществления этого процесса предусмотрен массив upz хранения памяти в ЭВМ значений функций U_n на последнем периоде. Заполнение массива upz осуществляется по порядку, по мере вычислений U_n без пересылки элементов. Зная моменты времени $t_{\min}$ и $t_{\max}$ (рис.2), соответствующие локальным экстремумам, а также шаг интегрирования, определяем на сколько шагов отстаёт по времени функция U_c от функции U_n . В дальнейших вычислениях используются значения массива upz с учетом соответствующего запаздывания. При определении очередных локальных экстремумов U_c и U_n осуществляется корректировка запаздывания и т.д.

Второй особенностью программы расчётов является вычисление на каждом шаге по времени амплитуды A_{c0} второй гармоники (динамической составляющей) сигнала U_c . При первом обращении к программе вспомогательные параметры amp , amt , aco , aso , Im получают нулевые значения. Эти параметры имеют следующий смысл — рис.3.

Здесь ams — текущее значение функции $u_c - u_{011}$ (второй гармоники); amp — значение

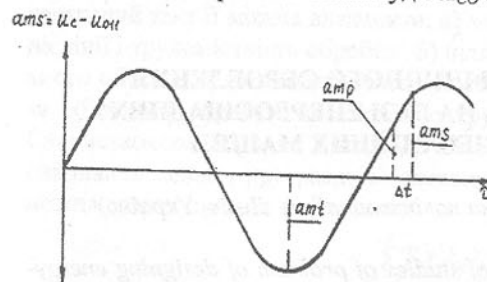


Рис. 3. Схема определения параметра aso .

этої функции на предыдущем шаге времени; amt — последнее значение локального экстремума функции ams ; Im — количество локальных экстремумов функции aso , появившихся за время t ; aso — среднее арифметическое значение модулей локальных экстремумов (соответствует безразмерной амплитуде второй гармоники A_{CO} в математической модели).

Процедура вычисления aso построена следующим образом.

1. На очередном шаге счета проверяется неизменность знака функции ams . Критерием этого является условие $ams \cdot amp > 0$.

2. При выполнении этого условия путём пошагового сравнения определяется локальный экстремум amt для одной полуволны функции ams .

3. При изменении знака функции ams ($ams \cdot amp < 0$) счетчик экстремумов Im увеличивается на единицу и затем определяется среднее арифметическое всех найденных экстремумов (aso). После чего текущее значение экстремума amt приравнивается к нулю и происходит переход к пункту 1. Приведенный алгоритм определения A_{CO} позволяет уменьшить влияние случайных всплесков функции ams , что является стабилизирующим фактором в общей схеме численного решения математической модели привода.

Разработанная нелинейная математическая модель и алгоритм расчета гидравлического привода и системы управления позволяет рассчитывать динамические процессы в испытательной машине и оптимизировать её параметры.

Список литературы: 1. Складневский А.Н., Тумаркин М.М., Стах Е.П. Динамика гидропульсаторного привода // Известия Вузов. Машиностроение. 1990, № 11-12, с. 34-38. 2. Машинное моделирование характеристик ЭГСП: Учебн. пособие / А.В. Андреев, А.Н. Складневский, М.М. Тумаркин. / Под общ. Ред. М.М. Тумаркина. — К.: УМК ВО, 1989 — 80с. 3. Тумаркин М.М., Складневский А.Н. Синтез гидравлического следящего привода с пневматическим управлением. // Механика машин. — 1981. — Вып. 58. С.55-61.

Статья поступила в редакцию 22.05.2001г.

ОРГАНІЗАЦІЯ ЛІНІЙ ФІНІШНОГО ОБРОБЛЕННЯ ПЛОСКИХ ПОВЕРХОНЬ НА БАЗІ ЕНЕРГООЩАДНИХ РЕЗОНАНСНИХ ВІБРАЦІЙНИХ МАШИН

Сорочак О.З. (НУ "Львівська політехніка", м. Львів, Україна)

In report are presented the results of studies of problem of designing energy-efficient technological lines for finish machining of surfaces of parts on the base

of resonance vibratory systems of machines.

Динамічні технологічні зміни характерні для кінця XX та початку XXI століть і глобалізація економіки вимагають розробки швидкопереналаджуваних виробничих систем (RMS - Reconfigurable Manufacturing Systems), які характеризуються високою продуктивністю та відсутністю практично обмежень щодо номенклатури виробів [1]. Цей тип систем почав розвиватись в середині 90-х років і базується на гнучкому використанні блочних елементів устаткування, дозволяє швидко переналаджувати виробництво у відповідності з постійною зміною потреб ринку. Одним з основних напрямків забезпечення конкурентоспроможності машинобудівних підприємств України, з огляду на дефіцит власних енергетичних ресурсів, є інноваційна діяльність, пов'язана з розробкою та впровадженням енергоощадних прогресивних технологій, а також нетрадиційних та спеціальних технологій. Органічне поєднання енергоощадності, ресурсозбереження та гнучкості очевидно буде характерною ознакою розвитку промислового комплексу України на початку нового століття.

В роботі розглядаються питання організації швидкопереналаджуваних ліній фінішного оброблення плоских прецизійних поверхонь. Компонування цих ліній здійснюється на основі резонансних вібраційних машин, які мають високий к.к.д. за рахунок використання явища резонансу, що дозволяє з допомогою прикладання невеликих збуджуючих зусиль отримати значні амплітуди коливань робочих органів.

В якості основного модуля таких ліній використовується вібраційний довідний верстат з коловими траєкторіями коливань притирів [2]. Кожний наступний етап обробки плоских поверхонь здійснюється алмазними пастами чи мікропорошками все дрібнішої зернистості, а це впливає на продуктивність зйому матеріалу і, як наслідок, на чисельність довідних верстатів для обробки однієї і тієї ж кількості виробів на різних ступінях технологічного процесу. Кількість верстатів на кожній ступіні технологічного процесу обробки плоских поверхонь визначається з умови забезпечення принципу пропорційності виробництва [3]. Так як на лінії повинна реалізовуватися групова технологія, то за різної повної трудомісткості доведення виробів, частковий такт її можна визначити: а) через незмінне число робочих місць на лінії і трудомісткість обробки; б) шляхом приведення програми до умовного об'єкта; в) розподілом загального дійсного фонду часу роботи лінії за об'єктами обробки пропорційно трудомісткості програмних завдань. Скористаємось першим методом. Чисельність верстатів необхідних для виконання заданої програми, в залежності від параметрів їх інструментів, можна розрахувати за формулою:

$$c_p = \frac{\sum_{j=1}^n T_j s_j k_o N_j}{F_o S_n \eta_s (1 - \gamma)}, \quad (1)$$

де c_p – розрахункова кількість довідних верстатів на лінії, шт.; F_0 – дійсний фонд часу роботи одного верстату за плановий період, хв.; n – кількість найменувань виробів, доведення поверхонь яких здійснюється на лінії, шт.; s_j і S_n – відповідно площі j -тої заготовки, що обробляється, по зовнішньому контуру і одного притиру верстату, m^2 ; k_0 – коефіцієнт виду обробки (для однобічного доведення приймають рівним 0,5; для двобічного – 1); η_s – середній коефіцієнт заповнення поверхні притиру заготовками, що обробляються (максимальне його значення дорівнює 1); N_j – програма запуску виробів j -го найменування за плановий період, шт.; T_j – повна трудомісткість доведення одного виробу j -го найменування на всіх ступінях техпроцесу, хв.; γ – коефіцієнт, який відображає втрати часу на переналагодження лінії за умови зміни об'єкта виробництва (приймається в межах 0,02...0,08). Прийняту кількість верстатів c_n на лінії визначають округленням розрахункової до найближчого більшого цілого числа.

Тоді частковий такт обробки кожного окремого виробу визначається як

$$r_j = \frac{T_j}{c_n}, \quad (2)$$

а кількість робочих місць на кожній i -тій ступіні техпроцесу доведення із відношення

$$c_{pij} = \frac{t_{ij}}{r_j}, \quad (3)$$

з врахуванням того, що вибирають максимальну прийнятну кількість робочих місць c_{ni} з усіх розрахункових значень c_{pij} .

Штучна норма часу на обробку однієї j -тої заготовки на i -тій ступіні техпроцесу розраховується за формулою

$$t_{ij} = \left(\frac{Q_{ij}}{q_{ij}} + t_{dij} \right) \cdot \left(1 + \frac{\alpha + \beta + \gamma + \delta}{100\%} \right), \quad (4)$$

де Q_{ij} – припуск під обробку для j -го виробу на i -тій ступіні технологічного процесу, мм; q_{ij} – хвилинна продуктивність зйому матеріалу заготовок в залежності від режимів доводки на та зернистості абразиву, мкм/хв.; t_{dij} – допоміжний час на виконання i -тої операції над j -тим виробом (ця складова норми часу є досить значною при доведенні поверхонь, особливо коли обробка здійснюється алмазними пастами), хв.; α, β, γ і δ – відповідно нормативи часу технічного і організаційного обслуговування робочого місця, відпочинку і регламентованих технологічних перерв у відсотках від оперативного часу операції, %.

Важливим моментом, з точки зору гнучкості, є можливість одно- і двобічної доводки поверхонь різних деталей на одних і тих же верстатах. Це питання вирішується застосуванням спеціальних касет 1 з пружинними

елементами 2 (рис.1), які при розміщенні в них деталей 3 дозволяють останнім самовстановлюватися відносно поверхні інструментів двобічних довідних верстатів. Конструкція направляючої колонки верхньої плити верстату [2] забезпечує просте регулювання зазору між поверхнями притирів у широкому діапазоні. Регулювання зазору між поверхнями на величину висоти оброблюваних заготовок здійснюється шляхом повороту верхньої плити навколо своєї осі. При цьому в залежності від напрямку обертання вона переміщується по різьбі стакану колонки вгору або вниз відповідно збільшуючи або зменшуючи зазор.

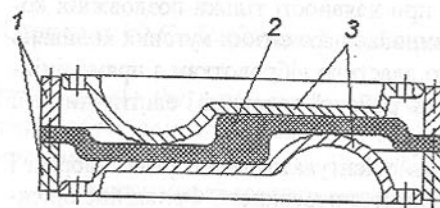


Рис.1. Конструкція касети для однобічного доведення поверхонь.

Для міжопераційного переміщення деталей, при організації швидкопереналагоджуваних ліній фінішного оброблення плоских прецизійних поверхонь, доцільно застосовувати транспортно-орієнтуючі вібраційні модулі з анізотропною ворсовою робочою поверхнею [4]. Конструктивна схема анізотропного лотка з поведжними коливаннями робочого органу представлена на рис.2. На робочій поверхні лотка 2 розташована анізотропна ворсова підкладка 1 з нахилом ворсу в сторону транспортування. Вібраційний лоток 2 може бути виконаний з робочої поверхні 2, з'єднаної з нею за допомогою плоских пружин 3 реактивної маси 5 та вібраційного електромагнітного приводу 4. Вся конструкція встановлена на опорах 6, закріплених в нерухомих точках на плоских пружинах 3.

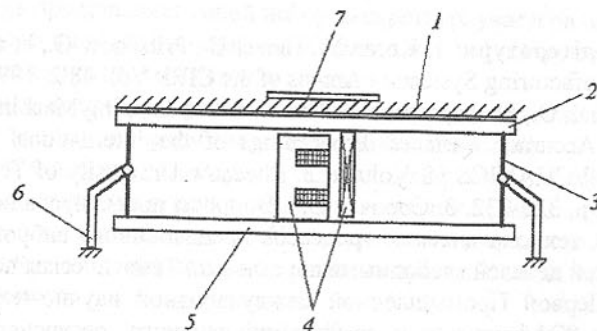


Рис.2. Конструктивна схема анізотропного вібраційного лотка.

Пристрій працює так: вібраційний електромагнітний привід 4 збуджує гармонійні коливання робочої поверхні лотка 2 та антифазні гармонійні коливання реактивної маси 5. Пружна система пристрою, яка складається з плоских пружин 3, забезпечує гармонійні поведжні коливання робочої

поверхні лотка 2 в дорезонансному режимі. За рахунок анізотропії ворсової підкладки 1 та її високочастотних поздовжніх гармонійних коливань разом з робочою поверхнею лотка 2, заготовка 7 переміщується в напрямку нахилу ворсу по поверхні лотка 2. Наявність тільки поздовжньої складової коливань робочої поверхні лотка 2, усуває будь-які динамічні навантаження на заготовку 7 у напрямку перпендикулярному до її поверхні. Так як, лоток встановлений на демпфуючих опорах 6, які закріплені до нерухомих точок на плоских пружинах 3, усувається передача вібрації на базові поверхні. Такі транспортні модулі можуть компонуватися у лотки практично довільної протяжності, оскільки при наявності тільки поздовжніх коливань робочої поверхні лотка 2 не виникає паразитних кутових коливань конструкції навколо її центра мас, що властиво вібралоткам з прямолінійними під кутом траєкторіями коливань робочої поверхні і еліптичними її коливаннями.

Крім того, дані лотки дозволяють орієнтувати деталі різної форми і розмірів в процесі переміщення їх ворсовою поверхнею. Фрикційне орієнтування деталей на транспортно-орієнтуючих модулях з анізотропною робочою ворсовою поверхнею є перспективним завдяки своїй універсальності та відносній простоті його організації, за умови наявності методики керування силами тертя [5], що виникають у процесі вібротранспортування. Перевагою такого транспорту є також те, що усувається можливість пошкодження оброблених поверхонь.

Наведений у роботі матеріал, проведені дослідження [3] та розроблені математичні моделі [4, 5] дозволяють успішно вирішувати проблеми організаційно-технологічного проектування ліній для фінішної обробки плоских поверхонь деталей.

Список літератури: 1. Koren Y., Heisel U., Pritschow G., et al. Reconfigurable Manufacturing Systems. - Annals of the CIRP Vol. 48/2, 1999, p. 527-540. 2. Sorochak O., Shabaycovich V. The Vibration Lapping Machine For Flat Dimensional Accuracy Surfaces. Proceedings of the International Scientific Conference MECHANICS'98 Volume 2. Rzeszow University of Technology, Poland, 1998, p. 325-332. 3. Сорочак О.З. Вопросы проектирования энергосберегающих технологических процессов прецизионного виброшлифования плоскостей деталей свободными абразивами. Тематическая подборка и материалы Первой Промышленной международной научно-технической конференции "Эффективность реализации научного, ресурсного и промышленного потенциала в современных условиях", п. Славское, 2001, с.89-90. 4. Soroczak O., Wieliczko L. Projektowanie modułow transportowo-orientujących z anizotropowa powierzchnia robocza dla elastycznych systemów montazowych. Kwartalnik naukowo-techniczny "Technologia i automatyzacja montazu", Nr1(31), OBR TEKOMA, Warszawa, 2001, str.23-26. 5. Soroczak O.

Matematyczne modelowanie procesu ciernego orientowania czesci w automatycznym montazu. Materiały IV międzynarodowej konferencji naukowo-technicznej „Technika i technologia montazu maszyn”, Rzeszow: Oficyna wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, 2001, str.5-10.

Статья поступила в редакцию 25.05.2001г.

ИМИТАЦИОННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТОПОГРАФИЧЕСКОГО ИЗОБРАЖЕНИЯ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ДЕТАЛИ

Степанов Ю.С., Барсуков Г.В., Белкин Е.А. (ОрелГТУ, г. Орел, Россия)

In the article the parts surface microgeometry is described analytically by means of the geometrical modules, in the basis of which the universal surface parameter is used – Riemann – Kristoffel Tensor.

Для решения теоретико-технических задач: аналитического описания зоны контакта, определения технологической поверхности детали по заданной поверхности сложной формы на основе локальной аппроксимации с учетом технологии ее изготовления и с более высокой степенью точности, чем это возможно в рамках существующих моделей, а также моделирование микрогеометрии поверхности детали, необходимо знать кривизну в окрестности фиксированной точки.

Аппроксимация поверхности сложной формы соприкасающимся параболоидом позволяет решать задачи моделирование топографии микрогеометрии поверхности с сохранением естественной кривизны поверхности.

Модель представляет собой набор дискретных участков поверхности определенного вида (плоскости, параболоида и т. д.), которые аппроксимируют каждый локальный участок поверхности.

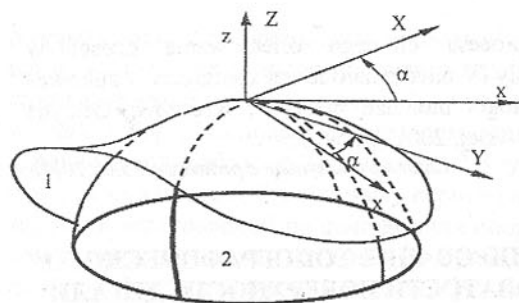
Соприкасающийся параболоид в точке соприкосновения с поверхностью, воспроизводит ее форму во втором приближении [1].

Введем в пространстве прямоугольные декартовы координаты XYZ, приняв точку соприкосновения за начало координат, касательную плоскость в этой точке за плоскость XY и нормаль к поверхности – за ось Z. Тогда поверхность в окрестности точки соприкосновения может быть задана уравнением

$$Z=Z(X, Y),$$

где $Z(X,Y)$,- дважды дифференцируемая функция в окрестности точки (0,0).

Уравнение параболоида, а также его вырождения в параболический цилиндр и плоскость могут быть заданы уравнением вида:



$$z = \frac{1}{2}(b_{11}x^2 + 2b_{12}xy + b_{22}y^2),$$

где b_{11}, b_{12}, b_{22} – коэффициенты второй квадратичной формы поверхности.

Преобразованием поворота вокруг оси Z системы координат XY можно привести уравнение соприкасающегося параболоида к уравнению, не содержащему членов с произведением координат [2] (рис. 1).

Рис. 1. Воспроизведение формы поверхности во втором приближении: 1 – поверхность; 2 – соприкасающийся параболоид; α – угол поворота

Табл. 1. Классификация типов соприкасающегося параболоида

Название	Приведенное уравнение	Вид поверхности	B_{11}	B_{22}
Эллиптический параболоид	$2pZ = \frac{X^2}{a^2} + \frac{Y^2}{b^2}$	$p=1$	$\frac{1}{pa^2}$	$\frac{1}{pb^2}$
Гиперболический параболоид	$2pZ = \frac{X^2}{a^2} - \frac{Y^2}{b^2}$	$p=1$	$\frac{1}{pa^2}$	$-\frac{1}{pb^2}$
Параболический цилиндр	$2pZ = \frac{X^2}{a^2}$	$p=1$	$\frac{1}{pa^2}$	0
Плоскость	$Z=0$		0	0

где $a, b \in R; p = \pm 1$

Классификация типов соприкасающегося параболоида представлена

в табл. 1.

В общем виде уравнение соприкасающегося параболоида будет иметь следующую форму:

$$Z = \frac{1}{2}(B_{11}X^2 + B_{22}Y^2) \quad (1)$$

где B_{11}, B_{22} ($B_{12} = 0$) – коэффициенты второй квадратичной формы поверхности в системе координат XYZ .

Система координат XYZ получена из системы координат xyz преобразованием поворота вокруг оси z системы координат xy .

Соприкасающийся параболоид представляет собой поверхность.

Отсюда следует, что полная и средняя кривизна этой поверхности может быть выражена через главную кривизну следующим образом [3]:

$$K = k_1 k_2 = \frac{R_{1221}}{q_{11}q_{22} - q_{12}^2}, \quad (2)$$

$$H = \frac{1}{2}(k_1 + k_2) = \frac{1}{2} \cdot \frac{B_{11}q_{22} + B_{22}q_{11}}{q_{11}q_{22} - q_{12}^2}, \quad (3)$$

где K – гауссова или полная кривизна поверхности, H – средняя кривизна поверхности, k_1, k_2 – главные кривизны поверхности, q_{11}, q_{12}, q_{22} – компоненты метрического тензора, R_{1221} – существенная компонента тензора Римана-Кристоффеля из уравнения Гаусса [4]:

$$R_{1221} = B_{11}B_{22},$$

для уравнения (2) получим форму:

$$k_1 k_2 = \frac{B_{11}B_{22}}{q_{11}q_{22} - q_{12}^2}. \quad (4)$$

Определим для уравнения (1) компоненты метрического тензора [5].

$$q_{11} = 1 + Z_x^2 = 1 + B_{11}^2 X^2,$$

$$q_{12} = Z_x Z_y = B_{11}B_{22}XY,$$

$$q_{22} = 1 + Z_y^2 = 1 + B_{22}^2 Y^2,$$

тогда

$$q_{11}q_{22} - q_{12}^2 = 1 + B_{11}^2 X^2 + B_{22}^2 Y^2.$$

Для точки соприкосновения исследуемой поверхности и соприкасающегося параболоида в нулевом приближении имеем:

$$q_{11}q_{22} - q_{12}^2 = 1, \quad q_{11} = q_{22} = 1.$$

Так как данная точка имеет координаты $X=0, Y=0$, то уравнение (3) и (4) примут вид:

$$k_1 k_2 = B_{11}B_{22}, \quad k_1 + k_2 = B_{11} + B_{22},$$

отсюда следует, что:

$$B_{11} = k_1, \quad B_{22} = k_2.$$

Исходя из того, что главные кривизны поверхности и соприкасающегося параболоида в точке соприкосновения равны [1], делаем вывод: в точке соприкосновения поверхности и соприкасающегося параболоида, последний определяет кривизну поверхности в смысле Римана-Кристоффеля [6], т. е. существенная компонента тензора кривизны численно равна углу поворота вектора, параллельно обнесенного вокруг замкнутого контура, лежащего на поверхности соприкасающегося параболоида и содержащего точку соприкосновения, при условии, что в заданном приближении, в каждой точке области, ограниченной данным контуром, тензор кривизны считать величиной постоянной, а площадь охваченной обходом области – единичной (рис. 2).

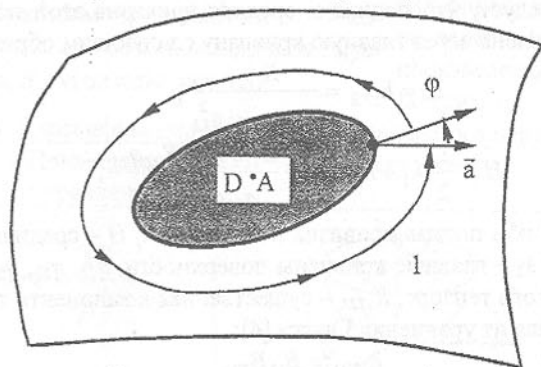


Рис. 2. Геометрический смысл тензора кривизны: $\vec{a}$ – вектор; A – точка соприкосновения; 1 – соприкасающийся параболоид

$$\text{Действительно [7]: } \varphi = K \iint_D d\sigma = K\sigma,$$

где φ – угол поворота, D – область обхода, σ – площадь области D.

В нашем случае:

$$K = R_{1221},$$

тогда, если $R_{1221} = \text{const}$ в области D и $\sigma = 1$:

$$\varphi = R_{1221}$$

В заключение следует отметить, что уравнение (1) в окрестности точки соприкосновения будет иметь вид:

$$Z = \frac{1}{2}(k_1 X^2 + k_2 Y^2)$$

Это является важным результатом, используемым при построении имитационного изображения топографии шероховатости поверхности детали.

Модульная геометрическая модель микрорельефа представляет собой совокупность модулей – соприкасающихся параболоидов. Каждый из соприкасающихся параболоидов может быть одним из четырех типов,

представленных в табл. 1 с соответствующей ориентацией по отношению к оси Z в локальной системе координат XYZ [8].

Выводы:

1. Полученная модель позволяет оценить количественно макро- и микрогеометрию поверхности детали с сохранением в узлах каркаса естественной кривизны поверхности в смысле Римана-Кристоффеля.

2. Используя предлагаемую модель можно оценить микрогеометрию не только детали, но и абразивных зерен инструмента. Система характеристик шероховатости рельефа абразивных зерен, полученная на основе модели, позволяет провести анализ режущей способности абразивного инструмента и оценить характер взаимодействия режущей поверхности абразивного инструмента с обрабатываемым материалом, и судить о качестве поверхности после шлифования и гидроабразивной обработки сверхзвуковой струей жидкости.

Список литературы: 1. Погорелов А.В. Дифференциальная геометрия. – М.: Наука, 1974. – 176 с. 2. Бахвалов С. В. и др. Аналитическая геометрия. – М.: Просвещение, 1970. – 376 с. 3. Шуликовский В. И. Классическая дифференциальная геометрия в тензорном изложении. – М.: Физматгиз, 1963. – 540 с. 4. Степанов Ю. С. Белкин Е. А. Расчет параметров соприкасающегося параболоида в локальной полугеодезической системе координат // Прогрессивная технология механической обработки и сборки в машиностроении. Матер. науч.-техн. конф. 20 – 22 сентября Орел. – Орел: ОФМИП, 1992. – С. 106 – 112. 5. Люкшин В. С. Теория винтовых линий поверхностей. – М.: Физматгиз, 1963. – 216 с. 6. Норден А. П. Пространства аффинной связности. – М.: Наука, 1976. – 432 с. 7. Рашевский П. К. Риманова геометрия и тензорный анализ. – М.: Наука, 1967. – 664 с. 8. Степанов Ю. С., Белкин Е. А., Барсуков Г. В. Описание микрогеометрии поверхности детали методами тензорного анализа // Fundamental and applied technological problems of machine building – Technology-2000. Transactions collection of International Scientific-technical Conference in Oryol, September 28-30, 2000. – Oryol: OSTU, 2000. – P. 130 – 132.

Статья поступила в редакцию 30.05.2001г.

АНАЛИТИЧЕСКИЙ МЕТОД ИССЛЕДОВАНИЯ МАКРООТКЛОНЕНИЙ ПРОФИЛЯ ВНУТРЕННЕЙ РЕЗЬБЫ

Стешков А.Е., Добровольский Г.И., Безубов Ю.С.
(БГТУ, ОАО «НИИ «Изотерм», ОАО «Темотрон» г. Брянск, Россия)

Для рассмотрения отклонения от прямолинейности образующей бо-

ковых сторон профиля резьбы следует принимать условие симметричности угла профиля левой и правой сторон, т.е.

$$\alpha_0/2 = \frac{1}{2} \left(\alpha_0/2_{(лев.)} + \alpha_0/2_{(прав.)} \right); \quad (1)$$

Такое допущение часто используется при рассмотрении резьб, т.к. угол ее подъема (особенно для резьб с мелким шагом) β не превышает $1^\circ \dots 2^\circ$ и погрешностью в расчетах от такой замены пренебрегать. Приняв данное допущение, появляется возможность замены винтовых поверхностей резьбового отверстия коническими поверхностями, тогда в сопряжении пары "резец - деталь", при рассмотрении общей стороны профиля контактируют два конуса (рис.1):

а) конус профильной части резца с вершиной в точке O_0 и диаметром d_0 ;

б) конус профиля резьбы детали с вершиной в точке O и диаметром D_m .

Данные конуса имеют две общих точки контакта: точка A , лежащая на наружных диаметрах конусов d_0 и D_m ; точка B , принадлежащая внутренним диаметрам профильной части конусов d_1 и D_0 .

Через точки A, B проходит передняя поверхность резца под углом к оси детали и углом:

$$= \gamma_a + \lambda_a; \quad (2)$$

к оси резца. Для наиболее распространенных конструкций фасонных резцов передняя плоскость должна быть параллельна осям детали и резца, которая также параллельна между собой. В дальнейших выводах использовано сечение двух контактирующих конусов передней плоскостью.

Так как передняя плоскость не проходит через оси детали и резца, а параллельна им, то в данном сечении лезвие резца и профиль резьбы детали в качестве образующих профиля должны быть отрезками гиперболы с различной степенью выпуклости, в связи с чем фактический будет иметь не прямолинейность образующей боковой стороны. Для оценки величины этой погрешности необходимо определить выпуклость гипербол на участке профиля резьбы AB в сечении передней плоскостью (рис. 1).

Через точки A и B проходят ветви двух гипербол:

а) гиперболы (1), образованной сечением конуса резца,

б) гиперболы (2), образованной сечением конуса детали.

Так как резец и деталь имеют разные диаметры и оси расположения, следовательно выпуклость гипербол на участке AB будет разной. Очевидно, что гипербола (1) будет иметь большую выпуклость (рис. 2а) в сравнении с гиперболой (2). При переходе от сечения плоскостью $\Gamma-\Gamma$ к осевому сечению детали гипербола (2) обратится в прямую, т.е. прямолинейную образующую профиля резьбы, но так как резьба образована режущей кромкой резца с формой гиперболы (1), то в осевом сечении получится выпуклая образующая профиля, выпуклость которой будет равна разности

выпуклости гипербол (1) и (2), (рис. 2б).

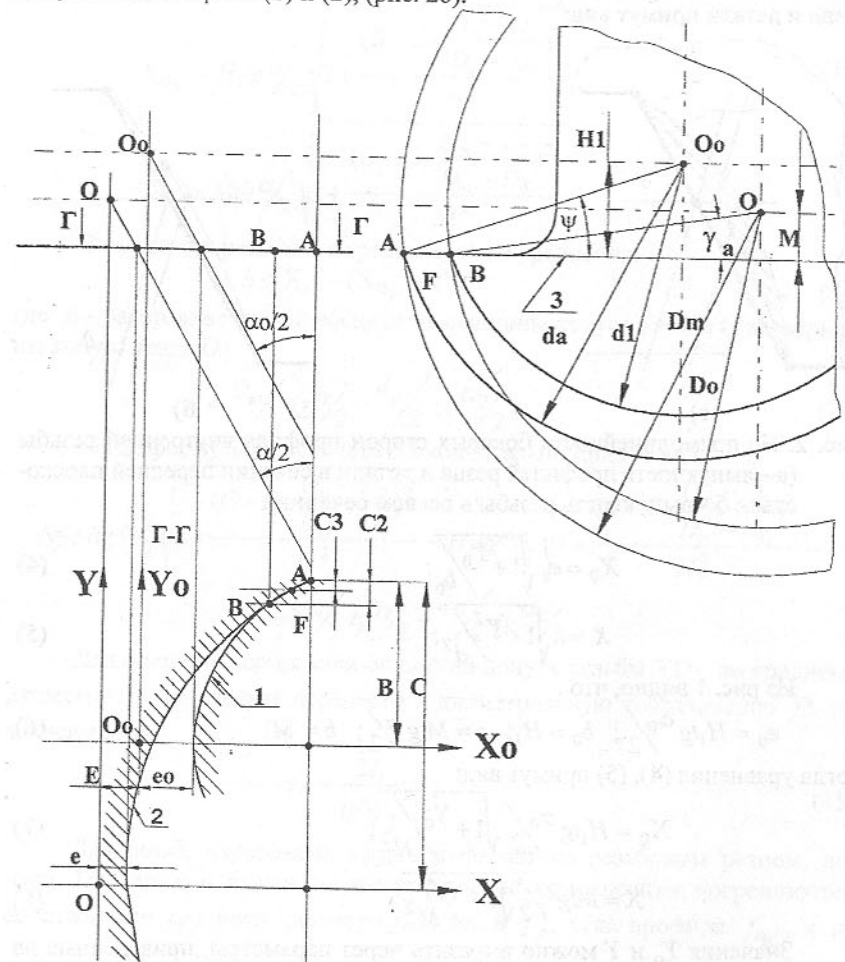


Рис. 1. Сечение резца и детали передней плоскостью (1 - профиль резца; 2 - профиль детали; 3 - передняя плоскость).

Каноническое уравнение гиперболы имеет вид:

$$\frac{X^2}{e^2} - \frac{Y^2}{b^2} = 1 \quad (3)$$

где: e - расстояние от центра гиперболы O до ее вершины;

b - расстояние от вершины гиперболы до пересечения с одной из ее асимптот.

Установив систему координат $X-Y$ для сечения детали, X_0-Y_0 - для се-

чения резца и произведя преобразования, уравнения гипербол для сечения резца и детали примут вид:

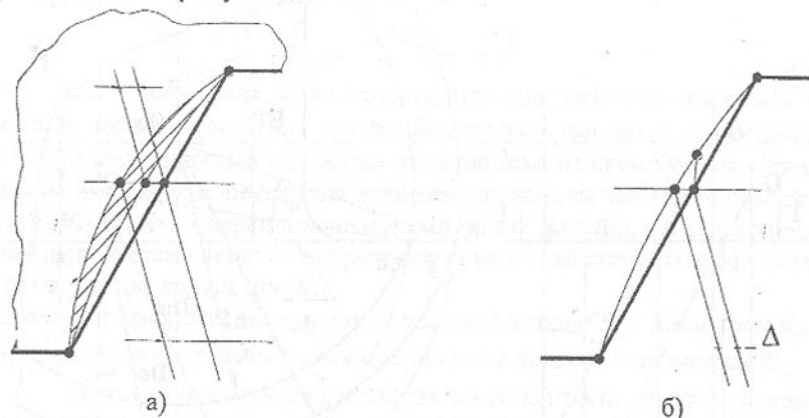


Рис. 2. Не прямолинейность боковых сторон профиля внутренней резьбы (а - выпуклость профилей резца и детали в сечении передней плоскостью; б - выпуклость резьбы в осевом сечении).

$$X_0 = e_0 \sqrt{1 + \frac{Y_0^2}{b_0^2}}; \quad (4)$$

$$X = e \sqrt{1 + \frac{Y^2}{d^2}}; \quad (5)$$

Из рис. 1 видно, что:

$$e_0 = H_1 \operatorname{tg} \frac{\alpha_0}{2}; \quad b_0 = H_1; \quad e = M \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}; \quad b = M; \quad (6)$$

тогда уравнения (4), (5) примут вид:

$$X_0 = H_1 \operatorname{tg} \frac{\alpha_0}{2} \sqrt{1 + \frac{Y_0^2}{H_1^2}}; \quad (7)$$

$$X = M \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} \sqrt{1 + \frac{Y^2}{M^2}}; \quad (8)$$

Значения Y_0 и Y можно выразить через параметры, приведенные на рис. 1:

$$Y_0 = B - C_3; \quad Y = C - C_3; \quad (9)$$

где: C_3 - расстояние от вершины резца A до линии среднего диаметра в сечении передней плоскостью. Из соотношения высот профиля резьбы в первом сечении и в плоскости передней поверхности можно определить величину C_3 :

$$C_3 = C_2 \frac{D_m - D_2}{D_m - D_0}; \quad (10)$$

Тогда уравнения (8), (7) для точки F примут вид:

$$X_{0F} = H_1 \operatorname{tg} \frac{\alpha_0}{2} \sqrt{1 + \frac{(B - C_2 \frac{D_m - D_2}{D_m - D_0})^2}{H_1^2}}; \quad (11)$$

$$X_F = M \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} \sqrt{1 + \frac{(C - C_2 \frac{D_m - D_2}{D_m - D_0})^2}{M^2}}; \quad (12)$$

Выпуклость резьбы Δ определяется из уравнения:

$$\Delta = X_F - (X_{0F} + E); \quad (13)$$

где: E - расстояние по оси абсцисс от вершины конуса детали O до вершины конуса резца O_0 .

$$E = \frac{D_m}{2} \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} - \frac{d_p}{2} \operatorname{tg} \frac{\alpha_0}{2}; \quad (14)$$

Тогда формула для расчета Δ окончательно примет вид:

$$\Delta = M \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} \sqrt{1 + \frac{(C - C_2 \frac{D_m - D_2}{D_m - D_0})^2}{M^2}} - H_1 \operatorname{tg} \frac{\alpha_0}{2} \sqrt{1 + \frac{(B - C_2 \frac{D_m - D_2}{D_m - D_0})^2}{H_1^2}} - \frac{D_m}{2} \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} + \frac{d_p}{2} \operatorname{tg} \frac{\alpha_0}{2};$$

Для оценки влияния величины Δ на допуск резьбы TD_2 по среднему диаметру D_2 ее следует перевести в диаметрную компенсацию f_Δ по зависимости:

$$f_\Delta = \frac{2\Delta}{\operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}}; \quad (15)$$

Для резьб, нарезанных круглым фасонным резьбовым резцом, допуск TD_2 должен включать диаметрные компенсации погрешностей собственного среднего диаметра f_{D_2} , шага f_p , угла профиля $f_{\alpha/2}$, и не прямолинейности боковой стороны f_Δ , т.е.

$$TD_2 \geq f_{D_2} + f_p + f_{\alpha/2} + f_\Delta; \quad (16)$$

Очевидно, что величина Δ зависит от отношения диаметров резца d_p и детали D_m : чем больше D_m и меньше d_p , тем большей будет величина Δ . При нарезании резьб больших диаметров нецелесообразно соблюдать условие:

$$d_p = 0.75 D_0; \quad (17)$$

так как это может приводить к чрезмерному увеличению диаметра резца,

кроме этого, резьбу одного и того же шага на разных диаметрах желательно нарезать одним резцом. Тогда, зная ограничение величины f_{Δ} , можно определить диаметры резьб, нарезаемых резцом диаметра d_p .

Статья поступила в редакцию 21.05.2001г.

ПАРАМЕТРЫ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ДИСКОВОГО ГЕНЕРАТОРА ВОЛН С ГИБКИМ КОЛЕСОМ

Стрельников В.Н. (АО «НКМЗ», г. Краматорск, Украина)

The results of experimental research of the parameters of the wave generator discs interaction with the flexible gear, carried out by a strain measurement method, are presented in the article.

В крупных волновых зубчатых передачах используется дисковый генератор волн, обладающий наиболее высокой нагрузочной способностью. Генератора волн воспринимают полную радиальную нагрузку зубчатого зацепления и обеспечивает необходимую радиальную жёсткость конструкции, предотвращая пропуск зубьев при больших крутящих моментах. Диски генератора установлены на быстроходном валу с эксцентриситетом и относительным аксиальным смещением. Их диаметр достигает 1,5 м и более, а величина эксцентрично установленных масс может превышать 3000 кг. Для снижения динамической активности уменьшают частоту вращения генератора волн, для чего на входе волновой передачи устанавливают дополнительную зубчатую пару. Это существенно ограничивает диапазон передаточных чисел крупных волновых передач. Для оптимизации конструкции генератора волн, необходимо установить силовые параметры взаимодействия дисков с гибким колесом. Задачей работы является получение достоверных результатов об уровне деформации дисков и характере распределения давлений гибкого колеса на диски при различных уровнях нагрузки.

Исследования выполнялись на экспериментальном стенде (рис. 1) методом тензометрирования. Объектом исследования являлся волновой зубчатый редуктор (рис. 2) привода перефутеровки рудоразмольных мельниц типа МГР 5500×7500, объёмом 160 м³ и ёмкостью загружаемой руды 220 т.

Технические параметры волнового зубчатого редуктора

•габаритные размеры, мм	2680×1600×1554
•масса, кг	7495
•передаточное число редуктора	275
•модуль зубьев волновой передачи, мм	2

•угол зацепления α , град	20°
•числа зубьев гибкого и жесткого колёс	550; 552
•длина, внешний диаметр, толщина оболочки и ширина зубчатого венца гибкого колеса, мм	550; 1110; 13,5; 100
•максимальный крутящий момент, $M_{2\max}$, Нм	$5 \cdot 10^5$

Диски генератора волн, гибкое и жесткое колеса изготовлены из стали 34ХНЗМА.

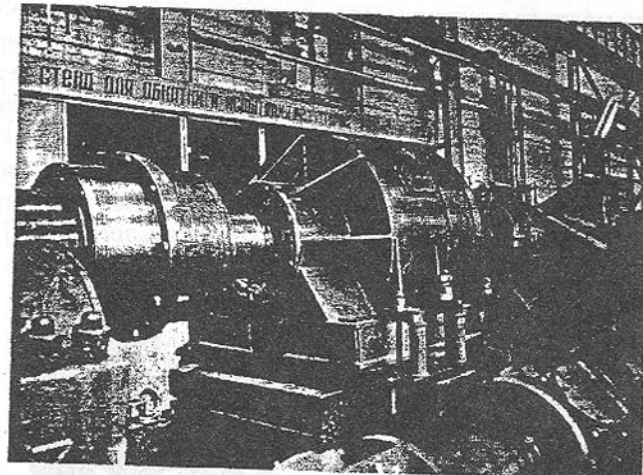


Рис. 1 Стенд для волнового редуктора привода мельницы МГР 5500×7500

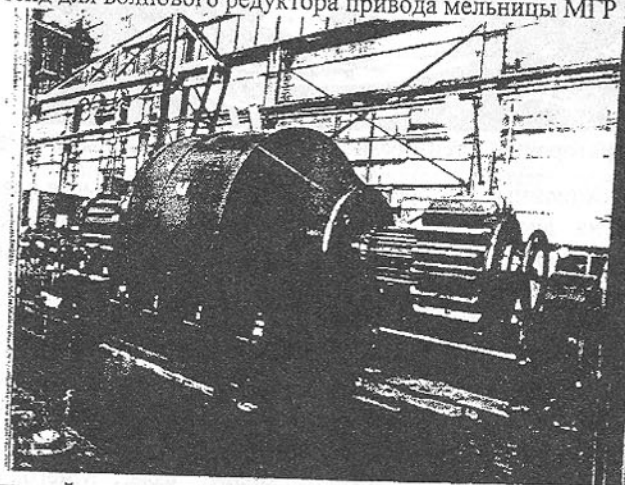


Рис. 2 Волновой редуктор с шестерней привода мельницы МГР 5500×7500

Измерения деформаций дисков проводились методом тензометрирования [1] с помощью фольговых тензорезисторов типа ФК-РБ-1×3, имеющих базу 1 мм. В одной розетке смонтировано три

тензорезистора под углом 45° относительно друг друга. Тензорезисторы устанавливают с максимальным приближением к его активной цилиндрической поверхности. Относительное положение двух тензорезисторов ортогонально, а третьего - под углом 45° к ним. Один тензорезистор розетки сориентирован в радиальном направлении плоскости диска I_r , другой в тангенциальном направлении I_θ , а третий под углом 45° к ним I^* . Торцы дисков вплотную примыкают друг к другу, для возможности монтажа тензорезисторов на торцах дисков выполнены пазы глубиной 3, шириной 20 мм (рис. 3). В этих пазах смонтированы тензорезисторы с минимальным расстоянием от центра розетки до цилиндрической поверхности 3 мм (рис. 4). Сигналы тензорезисторов регистрируются с помощью шлейфового осциллографа Н-117 по независимой схеме включения. Надежность результатов измерения достигается дублированием измерений с помощью симметричной установки тензорезисторов на смежных плоскостях каждого диска [2].

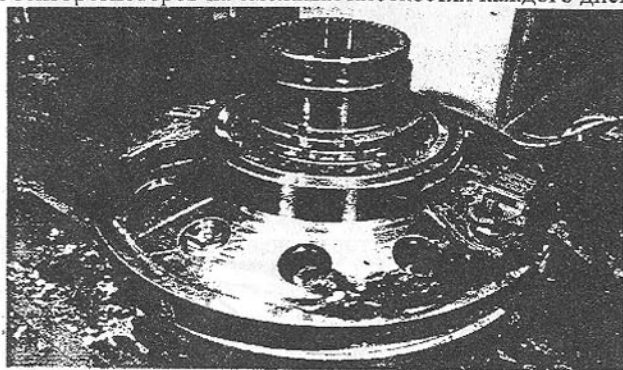


Рис. 3. Генератор волн с тензорезисторами смонтированными на дисках

Компенсационные тензорезисторы наклеены на стальные пластинки, закрепленные на дисках. На каждом диске закреплялся штепсельный разъем, к которому подводились провода от тензорезисторов, смонтированных по мостовой схеме. Группа тензорезисторов от одного диска подпаивалась к индивидуальному разъему.

Для фиксации угловых координат использовался датчик угла поворота эксцентрикового вала. На осциллограмме с помощью этого датчика фиксировался каждый оборот эксцентрикового вала (рис. 5).

При работе редуктора регистрировалось изменение деформаций дисков за каждый оборот эксцентрикового вала. Многократными измерениями и варьированием нагрузки были получены устойчивые формы кривых деформации дисков с удовлетворительным разбросом результатов измерения. Систематические ошибки исключены дублированием измерений другими приборами.

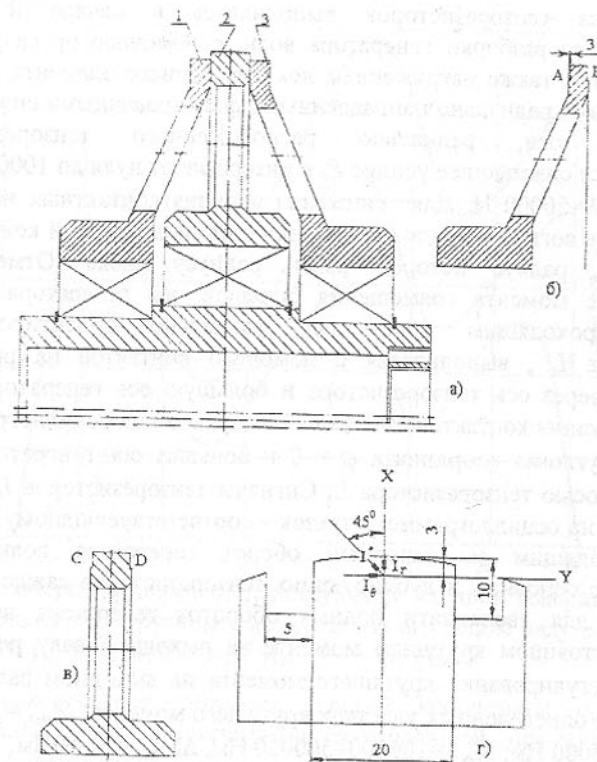


Рис. 4. Размещение тензорезисторов на дисках генератора волн: а) - генератор волн: 1,3 - внешние диски; 2 - внутренний диск; б), в) - внешний и внутренний диски с выточками под тензорезисторы; г) - схема размещения тензорезисторов на дисках

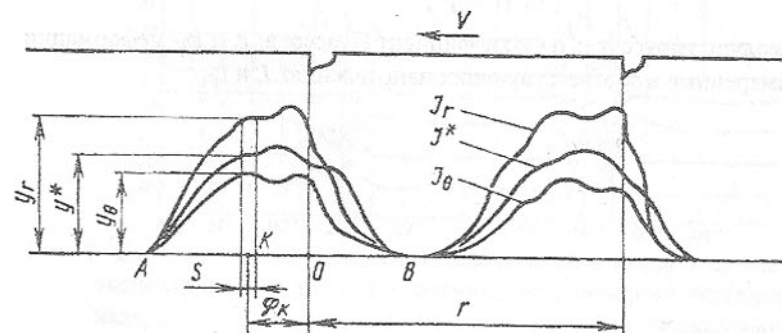


Рис. 5. Осциллограмма сигналов тензорезисторов на диске генератора волн

Тарировка тензорезисторов выполнялась в начале и конце эксперимента без разборки генератора волн, с помощью бруса равного сопротивления, а также нагружением локализованного элемента диска с тензорезисторами радиально направленными фиксированными силами. На диск вдоль оси, радиально расположенного тензорезистора, прикладывается сжимающее усилие P_r в интервале от нуля до 1000000 Н с интервалом $\Delta R=50000$ Н. Для снижения влияния контактных нагрузок, использовалась вогнутая подложка из меди с цилиндрической контактной поверхностью, радиус которой равен радиусу диска. Отметка на осциллограмме момента совмещения большой оси генератора волн с радиусом, проходящим через ось радиально ориентированного тензорезистора I_r , выполняется с помощью контактов на радиусах, проходящих через ось тензорезистора и большую ось генератора волн. Момент замыкания контактов отмечается импульсом на осциллограмме. В этот момент угловая координата $\varphi = 0$ и большая ось генератора волн совмещена с осью тензорезистора I_r . Сигналы тензорезисторов I_r , I_θ , I^* фиксируются на осциллограмме. Отрезок r соответствует одному обороту диска, проходящим за неполный оборот генератора волн. Съем информации с основных и дублирующих тензорезисторов каждого диска выполняется для двенадцати полных оборотов генератора волн при заданном постоянном крутящем моменте на выходном валу редуктора. Интервалы регулирования крутящего момента на выходном валу $\Delta M_{\text{вых}}$ постоянны на определенных участках крутящего момента: $M_{\text{вых}}=0 \div 100000$ Нм, $\Delta M_{\text{вых}}=25000$ Нм; $M_{\text{вых}}=100000 \div 500000$ Нм, $\Delta M_{\text{вых}}=50000$ Нм.

При обработке осциллограмм горизонтальную ось φ разбивают на интервалы $S = 5^\circ$ и определяют средние значения ординат кривых Y_r , Y_θ и I^* . Давление q на цилиндрическую часть поверхности диска определяется по формуле (1) и строится графическая зависимость (рис. 6)

$$q = \frac{E}{(1-\mu^2)}(\varepsilon_r + \mu\varepsilon_\theta), \quad (1)$$

где E — модуль упругости; μ — коэффициент Пуассона; ε_r и ε_θ — деформации диска измеренные в соответствующих направлениях I_r и I_θ .

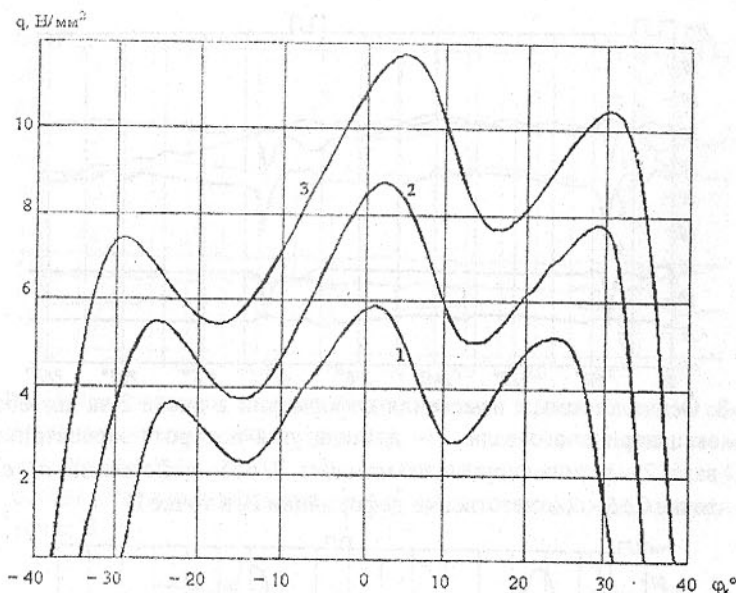


Рис. 6. Эпюры давлений q , действующих на диск генератора волн при различных крутящих моментах на выходном валу редуктора $M_{\text{вых}}$: 1 — $1,5 \cdot 10^5$ Нм; 2 — $3 \cdot 10^5$ Нм; 3 — $5 \cdot 10^5$ Нм

Положительное значение угловой координаты φ_k измеряемой деформации диска угла отсчитывается от большой оси генератора волн в сторону его вращения

$$\varphi_k = 2\pi \cdot \frac{OK}{r} \quad (2)$$

Результаты осциллографирования дисков генератора волн при нагрузочном моменте $M_2 = 3 \cdot 10^5$ Нм приведены на рис. 7–10.

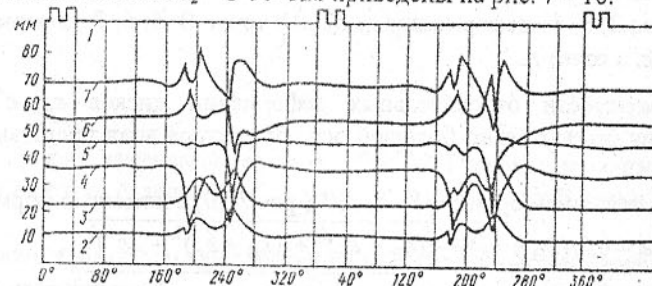


Рис. 7. Осциллограммы изменения деформаций в диске 1 за два оборота эксцентрикового вала: 1 — датчика угла поворота эксцентрикового вала; 2, 3, 4 — деформации ε_θ , ε_r , ε^* в точке А; 5, 6, 7 — деформации ε_θ , ε_r , ε^* в точке В

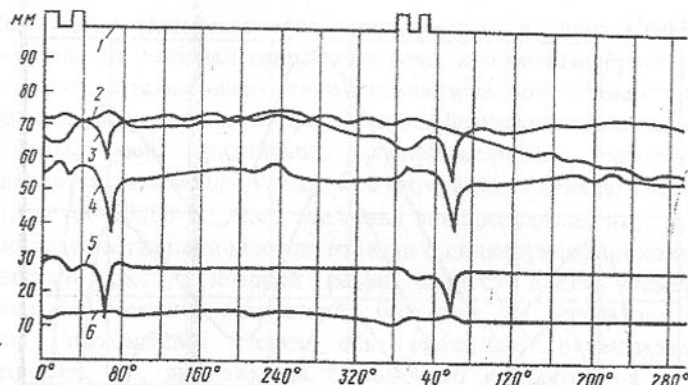


Рис. 8. Осциллограммы изменения деформаций в диске 2 за два оборота эксцентрикового вала: 1 — датчика угла поворота эксцентрикового вала; 2 — датчика крутящего момента; 3, 4, 5 — деформации ϵ_r , ϵ^* , ϵ_θ в точке С; 6 — соответственно деформации ϵ_θ в точке D

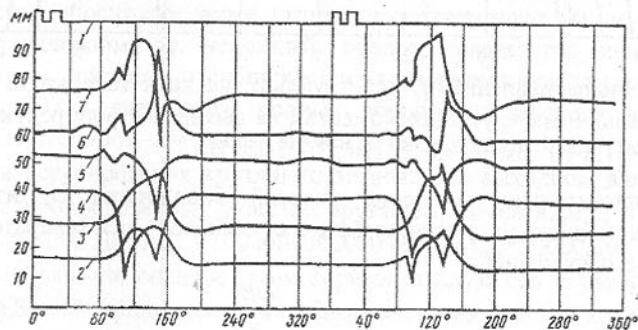


Рис. 9. Осциллограммы изменения деформаций в диске 3 за два оборота эксцентрикового вала: 1 — датчика угла поворота эксцентрикового вала; 2, 3, 4 — деформации ϵ_θ , ϵ^* , ϵ_r в точке В; 5, 6, 7 — деформации ϵ_θ , ϵ^* , ϵ_r в точке А.

Зависимости относительных деформаций дисков ϵ_θ , ϵ^* , ϵ_r от положения относительно большой оси генератора волн представлены на рис. 11 — 16.

По значениям ординат Y_r , Y_θ , Y^* (рис. 7-10) с помощью формул (3-4)

$$\epsilon_I = 0,5\{(\epsilon_\theta + \epsilon_r) + \sqrt{(\epsilon_\theta - \epsilon_r)^2 + [(\epsilon_\theta + \epsilon_r)^2 - 2\epsilon^*]^2}\}, \quad (3)$$

$$\epsilon_{III} = 0,5\{(\epsilon_\theta + \epsilon_r) - \sqrt{(\epsilon_\theta - \epsilon_r)^2 + [(\epsilon_\theta + \epsilon_r)^2 - 2\epsilon^*]^2}\}, \quad (4)$$

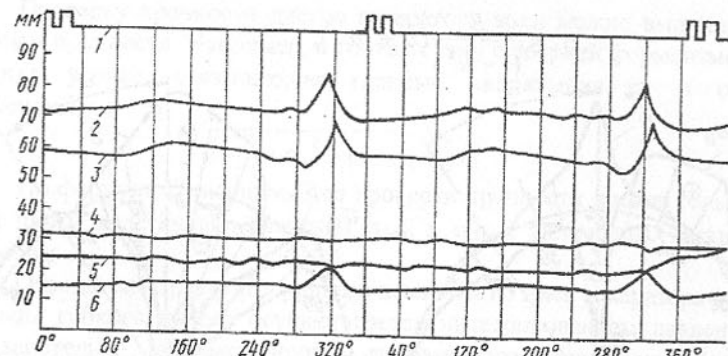


Рис. 10. Осциллограммы изменения деформаций в диске 2 за два оборота эксцентрикового вала (реверс) 1 — датчика угла поворота эксцентрикового вала; 2 — датчика крутящего момента; 3, 4, 5 — деформации ϵ_r , ϵ^* , ϵ_θ в точке А; 6 — деформации ϵ_θ в точке В.

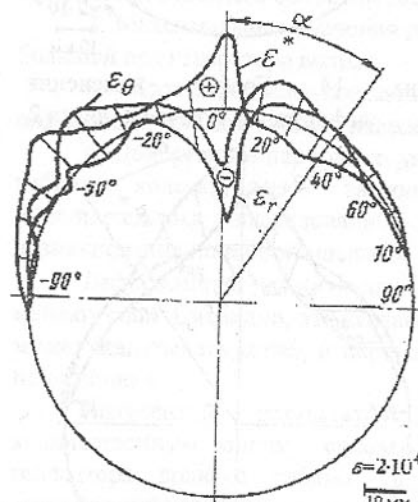


Рис. 11. График изменения деформаций в точке А диска I

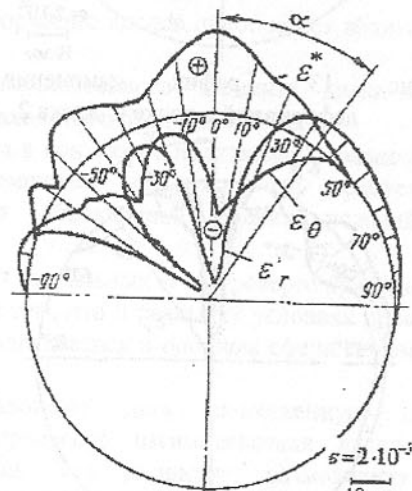


Рис. 12. График изменения деформаций в точке В диска I

определяются максимальные значения относительных деформаций вдоль главных направлений $\epsilon_{I\max}$ и $\epsilon_{III\max}$, которые подставляются в формулы (5) и (6) для определения максимальных значений главных направлений диска генератора волн $\sigma_{I\max}$ и $\sigma_{III\max}$.

$$\sigma_1 = \frac{E}{(1-\mu^2)}(\varepsilon_1 + \mu\varepsilon_{||}), \quad (5)$$

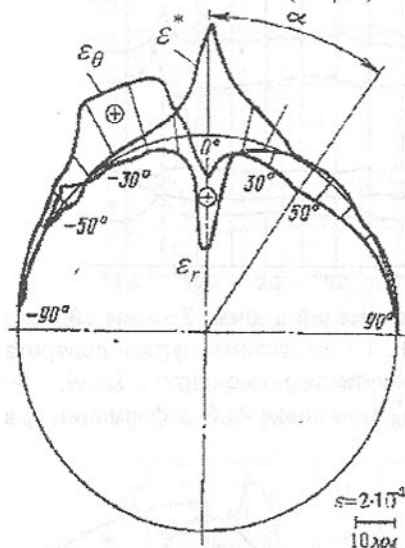


Рис. 13. График изменения деформаций в точке С диска 2

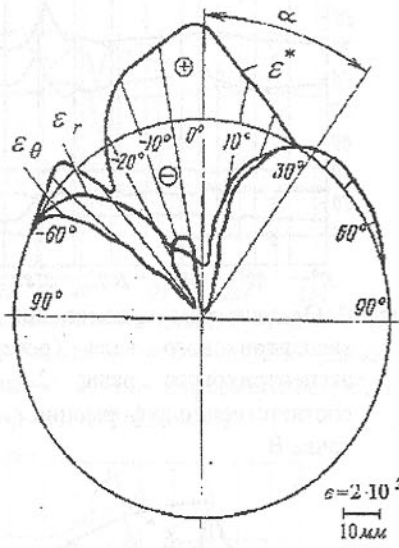


Рис. 14. График изменения деформаций в точке D диска 2

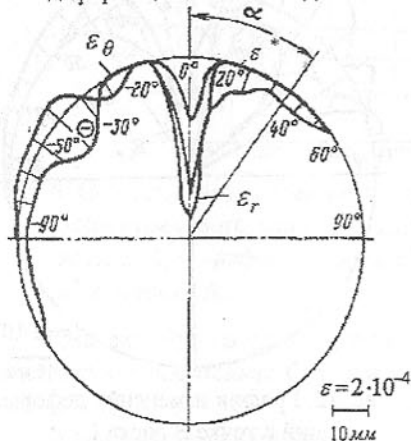


Рис. 15. График изменения деформаций в точке А диска 3

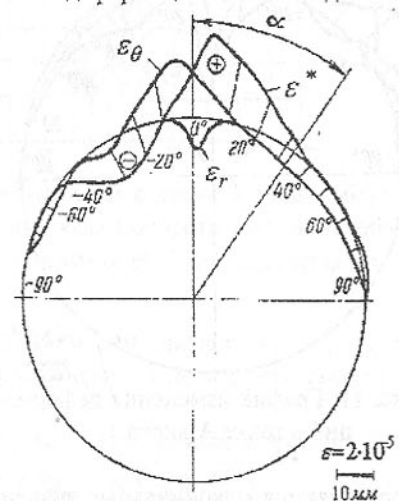


Рис. 16. График изменения деформаций в точке В диска 3

$$\sigma_3 = \frac{E}{(1-\mu^2)}(\varepsilon_{||} + \mu\varepsilon_1). \quad (6)$$

Проверку прочности дисков генератора волн можно выполнить по теориям прочности. Например, в соответствии с теорией формоизменения имеется усилие, связывающее главные напряжения σ_1 и σ_3 с допускаемыми $[\sigma]$:

$$\sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_3^2 - \sigma_1 \cdot \sigma_3} \leq [\sigma] \quad (7)$$

По формуле (7) выполняется проверка прочности дисков генератора волн путем подстановки значений $\sigma_{1\max}$ и $\sigma_{3\max}$ полученных указанным способом.

Определение результирующего давления на диск генератора волн со стороны гибкого колеса осуществляется интегрированием давлений q_k , предварительно аппроксимировав графическую зависимость (рис. 6) аналитической.

Анализ полученных результатов показывает:

1. Деформации дисков имеют волновой характер. За каждый оборот эксцентрикового вала происходит одно нагружение локализованного элемента диска (рис. 7 - 10) от "0" до «тах». Эти нагружения повторяются циклически с каждым оборотом эксцентрикового вала.

2. Максимальные значения деформации дисков приобретает вблизи большой оси генератора волн.

3. Протяжённость контакта локализованного элемента диска с подкладным кольцом гибкого колеса находится в пределах $70^\circ - 85^\circ$.

4. Деформации наружного диска в контакте с подкладным кольцом гибкого колеса имеют знакопеременный характер, что требует дополнительных исследований для объективной оценки условий возникновения подобного явления.

Деформации ε^* , ε_θ относительно радиальных ε_r при реверсе привода меняют знак. Очевидно, это связано с тем, что в реальных условиях диск может испытывать изгиб, и переустанавливаться в опорном сферическом подшипнике.

Полученные результаты позволяют дать качественную и количественную оценку силовых процессов взаимодействия дисков генератора волн с гибким колесом. Это расширяет возможности оптимизации параметров крупных волновых редукторов, увеличивает эффективность использования конструктивных и технологических методов при повышении их нагрузочной способности, ресурса работы и надёжности.

Список литературы: 1. Макаров В.А. Тензометрия в машиностроении. – М.: Машиностроение, 1975. – 287 с. 2. Касаткин Б.С. и др. Экспериментальные методы исследования деформаций и напряжений. – К.: Наукова думка, 1981. – 583 с.

Статья поступила в редакцию 29.05.2001г.

СОДЕРЖАНИЕ

Быковских С.В., Еронько С.П., Шевченко А.И., Цыхмистро Е.С., Быковских П.С. АВТОМАТИЧЕСКАЯ ЛИНИЯ ПО ПРОИЗВОДСТВУ РАБОЧИХ ОРГАНОВ СЕЛЬСКОХОЗЯЙСТВЕННЫХ МАШИН	3
--	---

Ивченко Т.Г., Легашева Т.А. ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ ИНСТРУМЕНТА НА РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУР ПО ПЕРЕДНЕЙ ПОВЕРХНОСТИ ЛЕЗВИЯ.....	7
--	---

Лебедь В.Т. ОЦЕНКА НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ СОСТАВНЫХ ИЗДЕЛИЙ	11
---	----

Левченко А.И., Тараненко В.А. ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОСТЬ ОПЕРАЦИЙ И ПРОЦЕДУР ОБЕСПЕЧЕНИЯ КАЧЕСТВА ОБРАБОТКИ И НАДЕЖНОСТИ ОПЕРАЦИИ ГЛУБОКОГО СВЕРЛЕНИЯ ДЛЯ ТИПОВОГО ПРОЦЕССА АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ.....	15
---	----

Леховицер В.А., Мозговой В.Ф., Богуслаев А.В., Липский Е.Р., Балущок К.Б., Басов А.Ю. МАТЕМАТИЧЕСКИЕ МОДЕЛИ ЗУБОРЕЗНЫХ ДОЛБЯКОВ В СПЕЦИАЛИЗИРОВАННОЙ САПР ИНСТРУМЕНТА	19
--	----

Лещенко А.И. ФОРМООБРАЗОВАНИЕ ПОВЕРХНОСТЕЙ ПЕРЕМЕННОЙ КРИВИЗНЫ, ЗАДАННЫХ АНАЛИТИЧЕСКИ, ЛИНЕЙНО-КРУГОВЫМ ИНТЕРПОЛЯТОРОМ СЧПУ	23
--	----

Лунарски Е., Стадницка Д. УПРАВЛЕНИЕ ШЕРОХОВАТОСТЬЮ И УПРОЧНЕНИЕМ В ПРОЦЕССЕ УДАРНОЙ ПІД СТАЛЬНЫХ ДЕТАЛЕЙ.....	27
--	----

Лысенко Н.А., Жеманюк П.Д., Клочихин В.В., Цивирко Э.И. ИССЛЕДОВАНИЕ НОВЫХ МЕХАНИЗМОВ СТРУКТУРНОГО УПРОЧНЕНИЯ ЖАРОПРОЧНЫХ СПЛАВОВ	32
---	----

Малинов Л.С., Малышева И.Е. РЕГУЛИРОВАНИЕ КОЛИЧЕСТВА МЕТАСТАБИЛЬНОГО	
---	--

АУСТЕНИТА В СТРУКТУРЕ СТАЛЕЙ И ЧУГУНОВ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ ИХ АБРАЗИВНОЙ И УДАРНО-АБРАЗИВНОЙ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ	36
--	----

Малышко И.А., Татьянченко А.Г. ВЛИЯНИЕ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ЗУБЬЕВ РАЗВЕРТКИ НА КАЧЕСТВО ОБРАБОТКИ ОТВЕРСТИЙ	41
---	----

Малышко И.А., Мирошниченко А.В. ТЕМПЕРАТУРНЫЕ ДЕФОРМАЦИИ ДЕТАЛИ ПРИ ОБРАБОТКЕ ОТВЕРСТИЙ	45
---	----

Мамаев Л.М., Огурцов А.П., Кабаков А.М. ВЛИЯНИЕ СИЛ ТРЕНИЯ НА НАДЕЖНОСТЬ В ЭКСПЛУАТАЦИИ КАБЕЛЕЙ УПРАВЛЕНИЯ.....	52
---	----

Мартыненко С.В., Гришин В.С., Вулых А.Ю., Попенко А.Ф. МЕХАНИЗМ ВОЗНИКНОВЕНИЯ ДЕФЕКТОВ ТОРЦЕВ ТРУБ ПРИ РАЗРЕЗАНИИ ИХ ПИЛЬНЫМИ ДИСКАМИ	56
---	----

Мартыненко С.В., Гришин В.С., Вулых А.Ю., Попенко А.Ф. СТРУЖКООБРАЗОВАНИЕ ПРИ РАЗРЕЗАНИИ ТРУБ ПИЛЬНЫМИ ДИСКАМИ.....	60
---	----

Марчук В.И. МОДУЛЬНО-ФУНКЦИОНАЛЬНЫЙ СИНТЕЗ МЕХАНОСКЛАДАЛЬНЫХ СИСТЕМ З ПОЗИЦІЙ УНІФІКАЦІЇ	64
--	----

Марчук В.И., Божидарник В.В., Кайдык О.Л. ИМИТАЦИОННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ОБЪЕКТОВ МЕХАНОСБОРОЧНОГО ПРОИЗВОДСТВА С ПОМОЩЬЮ ЭВМ.....	67
--	----

Марчук В.И., Красовський В.В. ДОСЛІДЖЕННЯ ДИНАМІЧНОЇ ТОЧНОСТІ ПРИ БАГАТОІНСТРУМЕНТНІЙ ТОКАРНІЙ ОБРОБЦІ	71
--	----

Матвиенко А.В., Ищенко А.Л., Михайлов А.Н., Угнивенко Т.А. ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЙ РОТОР ДЛЯ ПЛАСТИЧЕСКОГО ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ВНУТРЕННЕЙ РЕЗЬБЫ НА ТОНКОСТЕННОМ ИЗДЕЛИИ	76
--	----

Матросов Н.И., Сенникова Л.Ф., Дугалко А.Б.,
Павловская Е.А., Шевченко Б.А., Медведская Э.А.
РАЗМЕРНЫЕ ЭФФЕКТЫ В ВОЛОКНИСТОМ КОМПОЗИТЕ80

Матюха П.Г., Гринёв Ю.А.
ОПРЕДЕЛЕНИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ И
КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ РЕЖУЩЕЙ
ЧАСТИ УНИВЕРСАЛЬНО-СБОРНОГО РЕЗЦА85

Михайлов А.Н., Калафатова Л.П.
ОСОБЕННОСТИ ФОРМИРОВАНИЯ ДЕФЕКТНОГО СЛОЯ
ПРИ АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКЕ КОНСТРУКЦИОННЫХ
ИЗДЕЛИЙ ИЗ МАТЕРИАЛОВ НА ОСНОВЕ СТЕКЛА90

Монастырский В.Ф., Соловьев С.В.
ОПТИМИЗАЦИЯ РЕЖИМОВ МЕЛЬНИЦЫ САМОИЗМЕЛЬЧЕНИЯ
ПРИ ОБОГАЩЕНИИ АЛМАЗОСодержащего сырьё93

Монастырский В.Ф., Монастырская Н.Н.,
Воронцов В.С., Чадаев А.С.
ПРОМЫШЛЕННАЯ ПРОВЕРКА МЕЛЬНИЦ
САМОИЗМЕЛЬЧЕНИЯ В УСЛОВИЯХ
ФАБРИКИ 12 УДАЧНИНСКОГО ГОКА 101

Настасенко В.А.
НОВАЯ КОНЦЕПЦИЯ ПОВЫШЕНИЯ ТОЧНОСТИ
ЧЕРВЯЧНЫХ ЗУБОРЕЗНЫХ ИНСТРУМЕНТОВ 107

Непомилуев В.В.
ТЕХНОЛОГИЯ ВИРТУАЛЬНОЙ СБОРКИ 114

Нечепанов В.Г., Гнистько А.Н.
ПРЕДПОСЫЛКИ И МЕТОДИКА ОПРЕДЕЛЕНИЯ
ХАРАКТЕРИСТИК ТРЕНИЯ СЫПУЧИХ МАТЕРИАЛОВ,
ПЕРЕМЕЩАЕМЫХ МЕХАНО-ГИДРОДИНАМИЧЕСКИМИ
СИСТЕМАМИ ТРАНСПОРТИРОВАНИЯ 118

Николаев А.В.
МАТЕМАТИЧЕСКИЕ МЕТОДЫ ОЦЕНКИ ТОЧНОСТИ
БАЗИРОВАНИЯ ДЕТАЛЕЙ ПО ПОВЕРХНОСТЯМ
СЛОЖНОЙ ПРОСТРАНСТВЕННОЙ ФОРМЫ 123

Новиков Н.В., Богатырева Г.П., Невструев Г.Ф., Ильницкая Г.Д.
УПРАВЛЕНИЕ КАЧЕСТВОМ АЛМАЗНОГО
ИНСТРУМЕНТА ФАСОННОГО ПРОФИЛЯ 128

Новосёлов Ю.К., Тараховский А.Ю.
АНАЛИЗ И СТРУКТУРНО-КОМПОНОВОЧНЫЙ
СИНТЕЗ СБОРОЧНЫХ УСТРОЙСТВ ДЛЯ СБОРКИ
УПЛОТНИТЕЛЬНЫХ СОЕДИНЕНИЙ (ЭЛАСТИЧНАЯ
КОЛЬЦЕВАЯ ДЕТАЛЬ – КАНАВКА ОТВЕРСТИЯ) 132

Новоселов Ю.К., Шерешевский А.Н., Медведева В.В.
ПОВЫШЕНИЕ УРОВНЯ АВТОМАТИЗАЦИИ ПРОЦЕССА СБОРКИ
УПЛОТНИТЕЛЬНЫХ УЗЛОВ АВТОТРАНСПОРТНЫХ СРЕДСТВ 136

Огурцов А.П., Кабаков А.М., Мамасев Л.М.
МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ДИНАМИЧЕСКОГО
ГАШЕНИЯ ВИБРАЦИЙ ГРУЗОПОДЪЕМНЫХ МАШИН 140

Оксень Е.И.
РАСЧЁТ НАГРУЖЕНИЯ РАБОЧИХ ОРГАНОВ ПИТАТЕЛЕЙ
ПРИ ВЫДАЧЕ НАСЫПНЫХ ГРУЗОВ ИЗ БУНКЕРОВ 144

Онищенко В.П.
УЧЕТ КРОМОЧНОГО КОНТАКТА ЗУБЬЕВ
ПРИ МОДЕЛИРОВАНИИ ЗАЦЕПЛЕНИЯ
ПРОФИЛЕЙ ИЗНОШЕННЫХ ЗУБЬЕВ 149

Остапенко М.А., Зборщик М.П., Нестеров А.Н.
ВЛИЯНИЕ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ, КОНСТРУКТИВНЫХ
И СИЛОВЫХ ФАКТОРОВ НА ПРЕССОВАНИЕ ТВЕРДЫХ
ДИСПЕРСНЫХ МАТЕРИАЛОВ 153

Покинтелица Н.И.
ПОВЫШЕНИЕ СТОЙКОСТИ РЕЖУЩИХ ДИСКОВ
ДЛЯ ТЕРМОФРИКЦИОННОЙ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ 157

Польшаков В.И., Кузьменко А.В.
РАСЧЕТ ДУГИ КОНТАКТА ИНСТРУМЕНТА С ЗАГОТОВКОЙ
ПРИ РАЗЛИЧНЫХ СХЕМАХ ТОРЦОВОГО ШЛИФОВАНИЯ 162

Поляков С.П., Осипенко В.И., Плахотный О.П., Тригуб О.А.
ТЕРМОУПРУГАЯ МОДЕЛЬ ВНУТРИЭЛЕКТРОДНЫХ

ПРОЦЕССОВ ЭЛЕКТРОЭРОЗИОННОЙ ТЕХНОЛОГИИ.....	168
---	-----

Пономарев Б.Б., Медведев Ф.В. ОПТИМИЗАЦИЯ ПРОЦЕССА ОБРАБОТКИ СКУЛЬПТУРНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ НА ФРЕЗЕРНЫХ СТАНКАХ С ЧПУ	171
---	-----

Попова Е.Г. КАЧЕСТВО РАБОЧЕГО СЛОЯ ВЫСОКОХРОМИСТЫХ ДВУХСЛОЙНЫХ ВАЛКОВ.....	174
--	-----

Постольник Ю.С., Огурцов А.П. УСОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ РАСЧЁТА РАДИАЦИОННОГО НАГРЕВА МАССИВНЫХ ТЕЛ КОМПЬЮТЕРИЗАЦИЕЙ УТОЧНЁННОЙ АНАЛИТИЧЕСКОЙ МЕТОДИКИ.....	179
---	-----

Постольник Ю.С., Сторчилова В.Г. ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОПРОВОДНОСТИ ПЛАСТИНЫ С ВНУТРЕННИМИ ИСТОЧНИКАМИ ТЕПЛА (ВИТ) НА МОДЕЛИ ТЕРМИЧЕСКОГО СЛОЯ.....	184
---	-----

Постольник Ю.С., Тимошпольский В.И., Огурцов А.П., Трусова И.А. НАГРЕВ ТЕРМОЧУВСТВИТЕЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ В УСЛОВИЯХ ПРОТИВОТОЧНОГО РАДИАЦИОННО-КОНВЕКТИВНОГО ТЕПЛООБМЕНА.....	188
---	-----

Потапенков А.П., Крахт В.Б., Бахмутская О.Н. МЕХАНИЗАЦИЯ ОБРАБОТКИ КАТОДНОГО НИКЕЛЯ	193
--	-----

Проволоцкий А.Е., Негруб С.Л. ИССЛЕДОВАНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ПРИ ШЛИФОВАНИИ ВНУТРЕННИХ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ПОЛИМЕР-АБРАЗИВНЫМИ КРУГАМИ-ЩЕТКАМИ	197
---	-----

Прохоренко С.В., Прохоренко В.Я., Бужанский М.И. ТЕПЛОВОЙ И АКУСТИЧЕСКИЙ КОНТРОЛЬ КАЧЕСТВА СТАЛЬНОЙ АРМАТУРЫ	202
--	-----

Роп'як Л.Я., Шуляр І.О., Борушак Б.О. ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ПРОЦЕСІВ ВИГОТОВЛЕННЯ ПЛУНЖЕРІВ БУРОВОГО НАСОСА.....	206
--	-----

Самсонов А.И., Золотухин В.А., Бельский А.В., Карпачев В.М. ПРЯМОЕ ГОРЯЧЕЕ ПРЕССОВАНИЕ ПРОВОЛОКИ И ПРУТКОВ СПЛАВОВ ПРИПОЕВ СИСТЕМЫ Cu-P	211
---	-----

Свитковский Ф.Ю., Иванова Т.Н. ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ПРЕДПОСЫЛКИ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ РАБОТЫ АЛМАЗНЫМ ЗЕРНОМ ЗА СЧЕТ СПОСОБА ПОДАЧИ СОТС	215
--	-----

Семенович О.В., Куликов И.С. МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ГИДРОДИНАМИКИ И ТЕПЛООБМЕНА В ТЕПЛО ВЫДЕЛЯЮЩИХ СБОРКАХ ВОДООХЛАЖДАЕМОГО ЯДЕРНОГО РЕАКТОРА.....	218
--	-----

Семенович О.В., Куликов И.С. ПРОГРАММНЫЙ КОМПЛЕКС ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ В ТЕЛАХ СЛОЖНОЙ СТРУКТУРЫ И КОНФИГУРАЦИИ	223
--	-----

Сілін Р.І., Гордєєв А.І., Савицький Ю.В. МЕТОДИКА РОЗРАХУНКУ ПОВЕРХНІ НАСАДКІВ ВІБРАЦІЙНОГО ПУЛЬСАТОРА УСТАТКУВАННЯ ДЛЯ МЕХАНІЗАЦІЇ ЧИЩЕННЯ ОБЛОЮ	228
--	-----

Синькевич Ю.В. ФОРМИРОВАНИЕ КАЧЕСТВА ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ЭЛЕКТРОИМПУЛЬСНОМ ПОЛИРОВАНИИ КОРРОЗИОННОСТОЙКИХ СТАЛЕЙ.....	231
--	-----

Скляревский А.Н., Денисенко А.И. МОДЕЛИРОВАНИЕ И ОСОБЕННОСТИ АЛГОРИТМА РАСЧЕТА ДИНАМИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В ГИДРАВЛИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ НАГРУЖЕНИЯ ИСПЫТАТЕЛЬНОЙ МАШИНЫ.....	236
--	-----

Сорочак О.З. ОРГАНІЗАЦІЯ ЛІНІЙ ФІНІШНОГО ОБРОБЛЕННЯ ПЛОСКИХ ПОВЕРХОНЬ НА БАЗІ ЕНЕРГООЩАДНИХ РЕЗОНАНСНИХ ВІБРАЦІЙНИХ МАШИН	240
--	-----

Степанов Ю.С., Барсуков Г.В., Белкин Е.А. ИМИТАЦИОННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТОПОГРАФИЧЕСКОГО ИЗОБРАЖЕНИЯ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ДЕТАЛИ	245
--	-----

Стешков А.Е., Добровольский Г.И., Беззубов Ю.С. АНАЛИТИЧЕСКИЙ МЕТОД ИССЛЕДОВАНИЯ МАКРООТКЛОНЕНИЙ ПРОФИЛЯ ВНУТРЕННЕЙ РЕЗЬБЫ	249
--	-----

Стрельников В.Н. ПАРАМЕТРЫ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ДИСКОВОГО ГЕНЕРАТОРА ВОЛН С ГИБКИМ КОЛЕСОМ	254
--	-----

ПРАВИЛА

представления рукописей в международный сборник научных трудов Донецкого государственного технического университета «Прогрессивные технологии и системы машиностроения»

Содержание рукописей должно отражать новые достижения науки и техники в области машиностроения, их практическое значение, соответствовать технической направленности сборника и представлять интерес для широкого круга специалистов.

В рукописи должно быть кратко изложено то новое и оригинальное, что разработано авторами, показано преимущество перед аналогами предлагаемых разработок, описаны их особенности и практическая значимость. Результаты работы не должны представляться в виде тезисов.

Языки представления рукописей: украинский, русский, английский и немецкий.

Сборник научных трудов является специальным изданием в котором могут публиковаться результаты диссертационных работ, так как он включен в перечень ВАК Украины (Перелік № 1 наукових фахових видань України, в яких можуть публікуватися результати дисертаційних робіт на здобуття наукових ступенів доктора і кандидата наук. Додаток до постанови президії ВАК України від 9 червня 1999 р. № 1 – 05/7).

ОСНОВНАЯ ТЕМАТИКА СБОРНИКА

1. Практика и перспективы создания и применения прогрессивных технологий.
2. Информационные технологии (CAD/CAM/CAE). Механизация и автоматизация производственных процессов. Проблемы мехатроники и мехатронные технологии.
3. Проблемы проектирования и применения инструментов, прогрессивные инструментальные материалы и их обработка.
4. Автоматизация конструкторской и технологической подготовки производства, прогрессивное оборудование.
5. Управление качеством, метрология, сертификация, диагностика, надежность и эксплуатация технологических систем.
6. Специальные и нетрадиционные технологии, экономические проблемы машиностроения.
7. Вопросы моделирования и расчетов сложных технических систем.
8. Эргономические и экологические проблемы машиностроения.

В рамках сборника можно представлять рекламу продукции, которая будет помещена после рукописей статей.

ПРЕДСТАВЛЕНИЕ МАТЕРИАЛОВ

Для принятия решения о включении рукописи Вашей статьи в сборник необходимо выслать в адрес редакционной коллегии следующее:

- заявку и сведения об авторах статьи;
- рукопись статьи в двух экземплярах (второй экземпляр статьи должен быть подписан всеми авторами);
- акт экспертизы (один экземпляр);
- дискету 3,5 дюйма с записью текста статьи.

Публикация статей в данном сборнике платная.

ТРЕБОВАНИЯ К ОФОРМЛЕНИЮ

1. Текст рукописи статьи от 5 до 10 страниц на белой бумаге формата А4 (210х297 мм) с полями: верхнее и нижнее 30 мм, левое и правое 25 мм. Страницы не нумеровать (нумерацию выполнить карандашом в нижнем правом углу). Рукопись статьи оформить с применением редактора WinWord (не ниже версии 6,0) шрифтом Times New Roman размером 14, распечатать в двух экземплярах с высоким качеством печати.
2. Порядок оформления. Материалы должны отвечать следующей структурной схеме: название, фамилии и инициалы авторов, сокращенное название организаций, города, страны, аннотация на английском языке, основной текст, выводы, список литературы. Название печатать прописными (жирными) буквами, не отступая от верхнего поля, без переносов, центрировать. Через 1,5 интервала строчными буквами – фамилии и инициалы авторов (жирными), в круглых скобках курсивом – сокращенное название организаций, название городов, стран (через запятую, центрировать). Через 1,5 интервала – материалы статьи (язык изложения – по выбору авторов, межстрочный интервал 1). См. образец оформления материалов.
3. Графический материал (рисунки, графики, схемы) следует выполнять в формате *.bmp, *.gif, *.psx, *.dwg размерами не менее 60х60 мм внедренными объектами (по ходу материалов). Все позиции, обозначенные на рисунке, должны быть объяснены в тексте. Позиции на рисунке должны располагаться по часовой стрелке. Под каждым рисунком указывается его номер и название, например: Рис. 3. Схема устройства. Каждый рисунок должен иметь один интервал сверху и снизу.
4. Формулы и математические знаки должны быть понятны. Показатели, степени и индексы должны быть меньше основных знаков и выполняться в соответствии с редактором формул Microsoft Equation. Формулы нумеруются (справа в круглых скобках, не отступая от правого поля), только в том случае, если на них в тексте имеются ссылки. Между крайними знаками формулы и текстом должен выполняться один интервал. Формулы выполняются курсивом.

Размер формул для Microsoft Equation

Full (обычный).....	14 pt
Subscript/Superscript (крупный индекс).....	10 pt

Sub-Subscript/Superscript (мелкий индекс).....	8 pt
Symbol (крупный символ).....	16 pt
Sub-Symbol (мелкий символ).....	12 pt

5. Все таблицы должны иметь название и порядковый номер и располагаться после упоминания по тексту, например: Таблица 2. Классификация муфт. Каждая таблица должна иметь один интервал сверху и снизу.
6. Список литературы должен быть приведен в конце статьи в соответствии с образцом. Перечень ссылок должен быть составлен в порядке упоминания в тексте. Ссылки на литературу заключаются в квадратные скобки.
7. Текст рукописи статьи требуется записать на дискету 3,5 дюйма, которую нужно подписать следующим образом: фамилии и инициалы авторов, название статьи.
8. Материалы рукописи представляются без изгибов.
9. Материалы, не отвечающие перечисленным требованиям и тематике данного сборника, а также поступившие в редакционную коллегию с опозданием, опубликованы не будут.

Образцы оформления материалов:

ОСНОВЫ СТРУКТУРНОГО СИНТЕЗА СБОРОЧНЫХ СИСТЕМ

Иванов И.И., Петров П.П. (ДонГТУ, БГТУ, г. Донецк, г. Брянск, Украина, Россия)

The efficient design of assembly machinery is vitally importantas noun description of functions of presented in the paper

Сборочные системы являются сложными иерархическими системами. Одним из условий [1] повышения производительности ... сборочных технологических систем (рис. 5).

Список литературы: 1. Ким И.П. Исследование эффективности роторных машин. – К.: КПИ, 1985. – 123 с. 2. Устюгов А.В. Надежность технологических машин. – Донецк: ДонГТУ, 1998. – 425 с.

Пописано к печати 13.07.2001г. Формат 60x84 $\frac{1}{16}$ Бумага SvetoCopy
Ризографическая печать Усл. печ. л. 15,6 Усл. кр. отт. 16,0
Уч.-из. л. 17,0 Тираж 300 экз. Заказ №12
Издательско-полиграфический центр "Технополис"

83000, г. Донецк, пр. Дзержинского, 1