

Министерство высшего и среднего специального
образования БССР

Белорусский ордена Трудового Красного Знамени
политехнический институт

РЕСПУБЛИКАНСКИЕ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЕ СБОРНИКИ

МАШИНОСТРОЕНИЕ

В ы п у с к 6

Минск,
"Вышэйшая школа",
1981

021.7

M38

Главный редактор П. И. Ящерицын, академик АН
БССР, доктор технических наук, профессор

Редакционная коллегия:

Г.М. Яковлев, Н.И. Жигалко, В.В. Бабук, Э.М. Дечко, А.И. Ко-
чергин, Е.И. Махаринский, Ю.А. Новоселов, И.П. Филонов,
П.С. Чистосердов, А.И. Шевцов, Р.В. Широкий

Рассматриваются вопросы совершенствования технологических процес-
сов механической обработки, создания упрочняющей технологии путем
улучшения поверхностных слоев деталей и машин и нанесения износостой-
ких покрытий. Предлагаются пути повышения термоциклической стойкости
деталей, эксплуатирующихся в тяжелых условиях.

Сборник предназначен для научных и инженерно-технических работни-
ков предприятий, СКБ, научно-исследовательских институтов, преподавате-
лей, аспирантов, студентов вузов машиностроительных специальностей.

M $\frac{70104 - 050}{304(05) - 81}$ 80 · 81 2704010000

© Издательство "Вышэйшая школа", 1981.

П.И.Ящерицын, П.С.Чистосердов, В.Г.Беляй

ИССЛЕДОВАНИЕ ШЕРОХОВАТОСТИ ПЛОСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ, ОБРАБОТАННЫХ КОМБИНИРОВАННЫМ ИНСТРУМЕНТОМ

В связи с широким внедрением в производство размерно-чистовой и упрочняющей обработки методом поверхностно-пластического деформирования (ППД) особое значение приобретает совмещение обработки поверхности резанием под накатывание с самим накатыванием при помощи комбинированных инструментов (КИ) [1].

В ММИ проведены исследования влияния различных факторов (усилия деформирования, подачи, скорости и глубины резания) на шероховатость плоских линейных поверхностей, обработанных одноэлементным КИ. Исследования проводились на вертикально-фрезерном станке модели 6М12П инструментом, конструктивная схема которого показана на рис. 1.

В корпусе инструмента 1 жестко закреплен резец 3 и расположена вставка 5, в которой установлен шарикоподшипник 4 с опирающимся на него деформирующим шаром 2. Усилие деформирования создается тарельчатыми пружинами 6 и регулируется нажимной гайкой 7. Вставка удерживается от выпадания гайками 8.

Образцы были изготовлены из стали 45 и чугуна СЧ 18 - 36 и имели исходную шероховатость 80...40 мкм. Шероховатость обработанной поверхности измерялась с помощью профилометра-профилографа блочной конструкции модели 201 завода "Калибр".

Зависимость шероховатости обработанной поверхности от усилия деформирования при обработке стали 45 показаны на рис. 2, а. Для диаметра шара $d_{ш} = 20,5$ мм (кривая 1) $Ra = 0,137$ мкм, для $d_{ш} = 5,5$ мм (кривая 2) $Ra = 0,146$ мкм. При обработке чугуна шаром с $d_{ш} = 12,5$ мм минимальная шероховатость составила 0,182 мкм (кривая 3).

Характер изменения шероховатости обработанной поверхности в зависимости от усилия деформирования аналогичен характеру влияния усилия на шероховатость при накатывании плоских поверхностей отдельными инструментами [2].

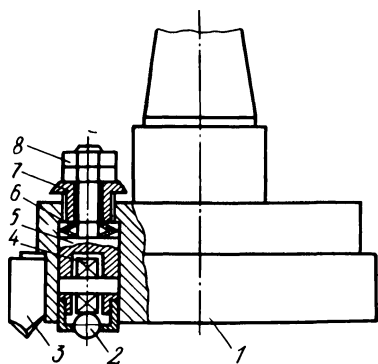


Рис. 1. Схема комбинированного инструмента.

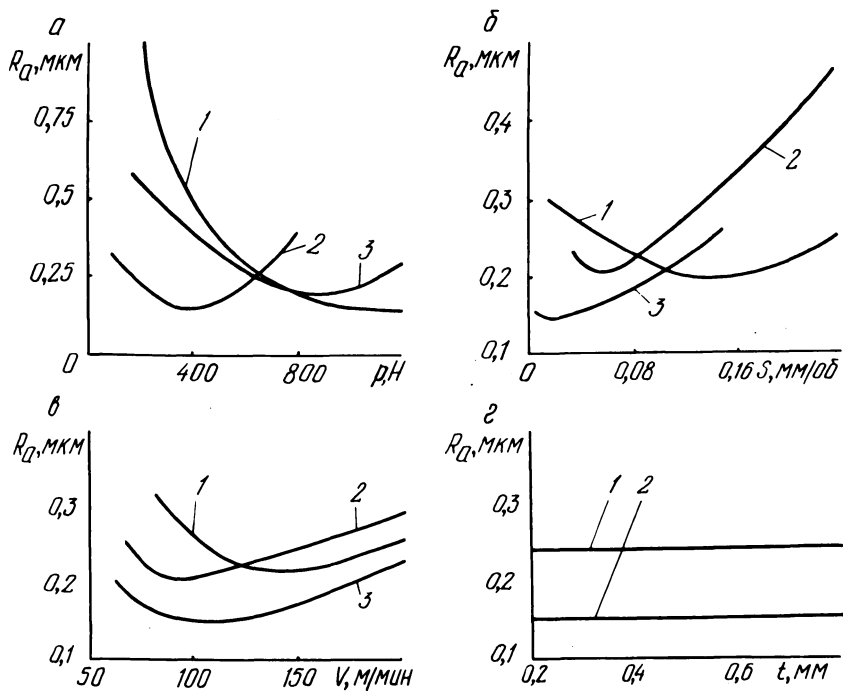


Рис. 2. Влияние усилия деформирования (а), подачи (б), окружной скорости (в), глубины резания (г) на шероховатость обработанной поверхности.

На рис. 2, б показано влияние подачи на шероховатость поверхности. Наименьшая шероховатость достигается при $s = 0,14$ мм/об для $d_{ш} = 20,5$ мм (кривая 1), при $s = 0,02$ мм/об для $d_{ш} = 5,5$ мм (кривая 3) при обработке стали и $s = 0,07$ мм/об для $d_{ш} = 12,5$ мм при обработке чугуна (кривая 2). Дальнейший рост подачи приводит к увеличению шероховатости.

Значительное влияние подачи на шероховатость объясняется тем, что при совмещенной обработке резанием и ППД изменение подачи вызывает изменение исходной (получаемой после режущего элемента) и окончательной шероховатости (получаемой после обработки деформирующим элементом).

Скорость накатывания, как известно, не оказывает заметного влияния на шероховатость обработанной поверхности, когда процессы резания и ППД осуществляются отдельно [2], тогда как скорость резания, как показано в работе [3], значительно влияет на величину микрогребешков.

В связи с этим скорость обработки комбинированным инструментом также оказывает влияние на окончательную шероховатость. Это подтверждается рис. 2, в, где кривая 1 получена для стали 45 при $d_{ш} = 20,5$ мм, а кривая 3 - при $d_{ш} = 5,5$ мм. Кривая 2 относится к случаю обработки чугуна при $d_{ш} = 12,5$ мм.

Глубина резания в диапазоне 0,2...1,0 мм, как показали эксперименты (рис. 2, г), не оказывает влияния на шероховатость окончательно обработанной поверхности.

Для получения математической модели, описывающей влияние технических факторов на шероховатость плоской поверхности для стали 45 при $d_{ш} = 12,5$ мм, было проведено ис-

Т а б л и ц а 1

Фактор	Сила	Подача	Скорость	Глубина
	$X_1, Н$	$X_2, мм/об$	$X_3, м/мин$	$X_4, мм$
Основной уровень	800	0,075	97,5	0,6
Интервалы варьирования	400	0,045	325	0,4
Верхний уровень	1000	0,12	130	1
Нижний уровень	200	0,03	65	0,2

следование методом полнофакторного планирования эксперимента. Условия проведения экспериментов для матрицы 2^4 показаны в табл. 1.

В результате проведения экспериментов и расчетов, необходимых для проверки воспроизводимости эксперимента и значимости коэффициентов, получено уравнение регрессии в следующем виде:

$$y = 0,4343 - 0,3035X_1 + 0,092X_2 - 0,0311X_3 - 0,0793X_1X_2 + 0,0265X_1X_3.$$

Проверка математической модели по критерию Фишера подтвердила ее адекватность.

Были определены коэффициенты чувствительности, учитывающие влияние каждого из факторов на величину параметра оптимизации.

Фактор X_2 (величина подачи) оказывает наибольшее влияние на показатель параметра оптимизации, затем идут факторы X_1 (усилие деформирования) и X_3 (скорость обработки).

Контрольные эксперименты, проведенные при раздельной обработке, осуществляемой за два прохода, показали, что шероховатость поверхности не отличается заметно от шероховатости при обработке КИ.

На основании проведенных экспериментов видно, что применение КИ, совмещающих процесс резания и деформирования в один технологический переход, при обработке плоских поверхностей повышает производительность обработки и улучшает шероховатость на 4 - 5 классов.

Л и т е р а т у р а

1. Чистосердов П.С. Комбинированные инструменты для отделочно-упрочняющей обработки. - Мн., 1977.
2. Коновалов Е.Г. Основы новых способов металлообработки. - Мн., 1961.
3. Вульф А.М. Резание металлов. - Л., 1973.

В.Н.Комаров, С.И.Миткевич, Л.С.Овчинников

ОСОБЕННОСТИ ТЕХНОЛОГИИ ЗАТАЧИВАНИЯ СИЛОВЫХ РАЗВЕРТОК

Развитие исследований в области силового развертывания, внедрение силовых разверток на ряде машиностроительных предприятий требует разработки технологии изготовления этих инструментов. Необходимо систематизировать и обобщить опубликованный ранее материал [1, 2, 3, 4, 5] по этому вопросу. Принципиальной конструктивной особенностью силовых разверток является увеличенная по длине (до 150 мм) режущая часть, имеющая малый угол в плане $\varphi < 3^\circ$ [6]. Зубья рабочей части этого инструмента могут быть винтовыми (с левым и правым наклоном) и прямыми (с углом наклона $\omega = 0^\circ$), поэтому их затачивание вызывает известные трудности.

Одним из требований, предъявляемых к силовым разверткам, является соблюдение постоянства переднего угла зубьев вдоль конической режущей части, которое обеспечивается путем разворота оси силовой развертки в процессе затачивания относительно направления продольного хода стола станка в горизонтальной и вертикальной плоскостях. Положение оси силовой развертки определяется расчетным путем по уравнениям:

$$\operatorname{tg} \psi_{\Gamma} = \left(\operatorname{tg} \varphi - \frac{a}{l_p} \right) \sin(\theta + \gamma) ; \quad (1)$$

$$\operatorname{tg} \psi_{\text{В}} = \left(\operatorname{tg} \varphi - \frac{a}{l_p} \right) \cos(\theta + \gamma), \quad (2)$$

где ψ_{Γ} - угол разворота оси силовой развертки в горизонтальной плоскости; $\psi_{\text{В}}$ - угол разворота оси силовой развертки в вертикальной плоскости; γ - передний угол; θ - угол наклона передней поверхности зуба относительно вертикальной плоскости (угол наклона рабочей поверхности заточного круга); a - разность высот зуба на большем и меньшем диаметрах режущей части инструмента; l_p - длина режущей части силовой развертки.

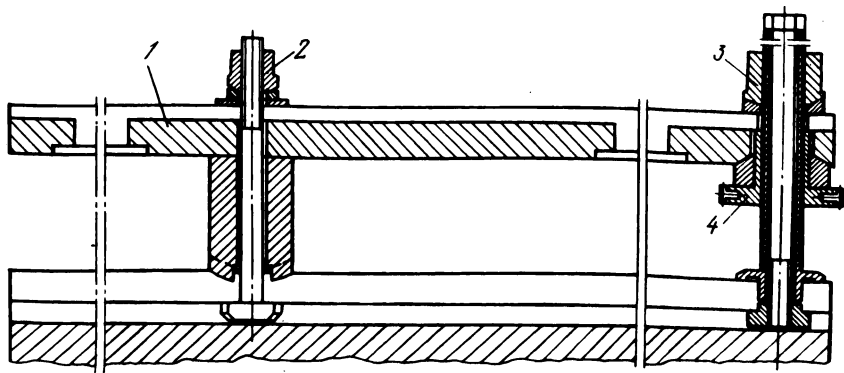


Рис. 1. Конструкция приспособления к заточному станку для установки оси инструмента в вертикальной плоскости.

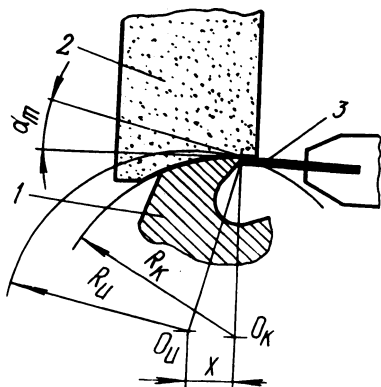


Рис. 2. Схема затылования зубьев по окружности:

1—затачиваемый инструмент; 2—абразивный круг; 3—регулируемый упор.

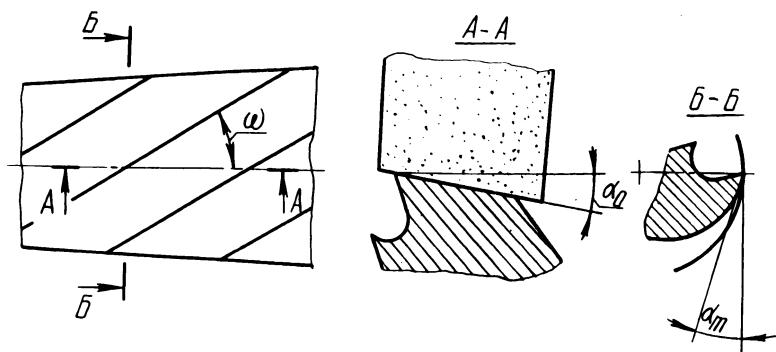


Рис. 3. Схема затачивания зуба силовой развертки по прямой образующей.

Отметим, что формулы (1) и (2) применены также для определения положения оси инструмента относительно стола фрезерного станка при настройке его на операцию фрезерования стружечных канавок. При этом θ соответствует углу наклона рабочей поверхности фрезы, которая образует переднюю поверхность обрабатываемого зуба.

Конструкции универсально-заточных станков (например ЗА64М) позволяют производить разворот стола на определенный угол только в горизонтальной плоскости. Для обеспечения разворота оси затачиваемой силовой развертки под углом ψ в вертикальной плоскости необходимо применять приспособление, изображенное на рис. 1. Основной деталью этого приспособления является плита 1, на которой закрепляются передняя и задняя бабки станка. Установка плиты под определенным углом ψ осуществляется вращением гайки 4. Положение плиты фиксируется сферическими гайками 2 и 3.

Для затачивания силовых разверток по задним поверхностям целесообразно использовать два простых метода затылования, основанных на принципе копирования формы круга задней поверхностью зуба.

Затылование по дуге окружности заключается в том, что обработка производится шлифовальным кругом заточного станка, заправленным по радиусу R_k , равному радиусу затачиваемого инструмента $R_{\text{и}}$ (рис. 2). Этим методом можно затачивать инструменты как с прямыми так и с винтовыми зубьями. Правят шлифовальный круг колебательными и круговыми движениями алмазного карандаша относительно оси центров при одновременном перемещении стола. Карандаш крепится в оправке, установленной в центрах заточного станка, а шлифовальный круг разворачивается на угол наклона винтовых зубьев ω . Для получения заднего угла заданной величины ось затачиваемого инструмента, установленного в центрах вместо оправки, смещается от центра радиусной поверхности круга в поперечном направлении на величину

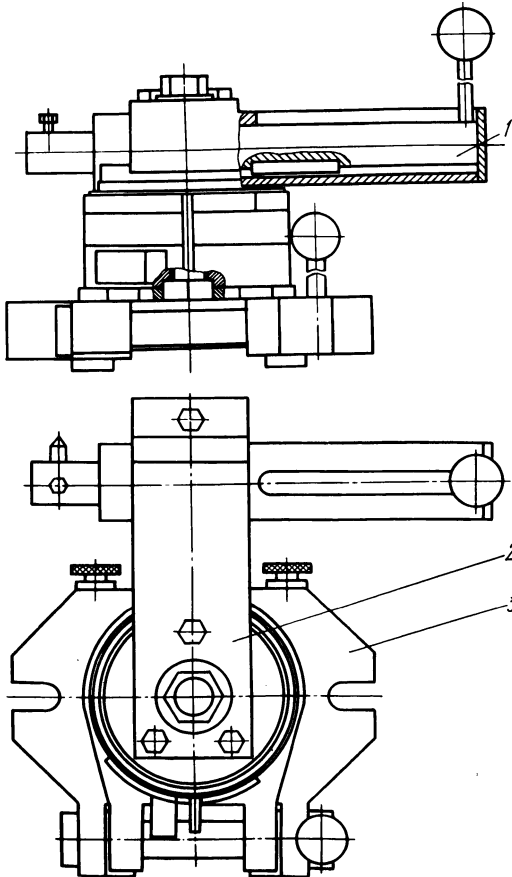
$$x = 2R_k \sin \alpha_T, \quad (3)$$

где α_T — задний угол, измеренный в торцевом сечении.

Второй метод затылования на универсально-заточном станке применим только для инструментов с винтовыми зубьями, угол ω у которых больше 15° . Принцип затылования за-

ключается в том, что при формообразовании поверхности зуба по прямой в осевом сечении А-А (рис. 3), составляющей с первоначальной (незаточенной) поверхностью угол α_0 , задняя поверхность в сечении Б-Б, перпендикулярном оси инструмента, представляет собой выпуклую кривую, близкую по своему характеру к логарифмической спирали.

Поверхность, подлежащая затачиванию, устанавливается параллельно направлению продольного перемещения стола за счет его поворота в горизонтальной плоскости. Для получения заданного заднего угла в сечении, перпендикулярном оси ин-



струмента α_T , шлифовальный круг правится под углом α_0 или разворачивается шлифовальная головка на этот угол. Величина угла α определяется по формуле [1]

$$\operatorname{tg} \alpha_0 = \operatorname{tg} \alpha_T \operatorname{tg} \omega. \quad (4)$$

Спиралеобразование при применении описанных методов производится по неподвижной упорке, установленной на шлифовальной головке станка.

Для правки шлифовального круга под углом α_0 удобно пользоваться приспособлением (рис. 4), обеспечивающим поступательное перемещение алмазного карандаша в процессе

Рис. 4. Приспособление для правки шлифовального круга:
1—пиноль; 2—поворотная каретка; 3—основание.

правки абразивного круга под углом α_0 к направлению продольного хода стола.

Высокое качество затачивания зубьев можно обеспечить, применяя устройства, придающие инструменту принудительное вращение в соответствии с шагом винтовой спирали зубьев, в процессе их затачивания. Однако все известные конструкции указанных устройств неприменимы для затачивания силовых разверток в силу их конструктивных особенностей. Предлагаемое приспособление отличается относительной простотой конструкции, высокой жесткостью и точностью. Принцип действия приспособления заключается в обеспечении принудительного, согласованного с продольным перемещением вращения затачиваемого инструмента. Согласование указанных движений осуществляется цилиндрическим копиром 2 (рис. 5), имеющим винтовой паз, в котором размещается ведущая каретка 3. Копир соединяется с затачиваемым инструментом 5 через беззазорную зубчатую передачу 1. Для обеспечения круговой подачи врезания в процессе затачивания копир и, соответственно, инструмент доворачиваются посредством беззазорного

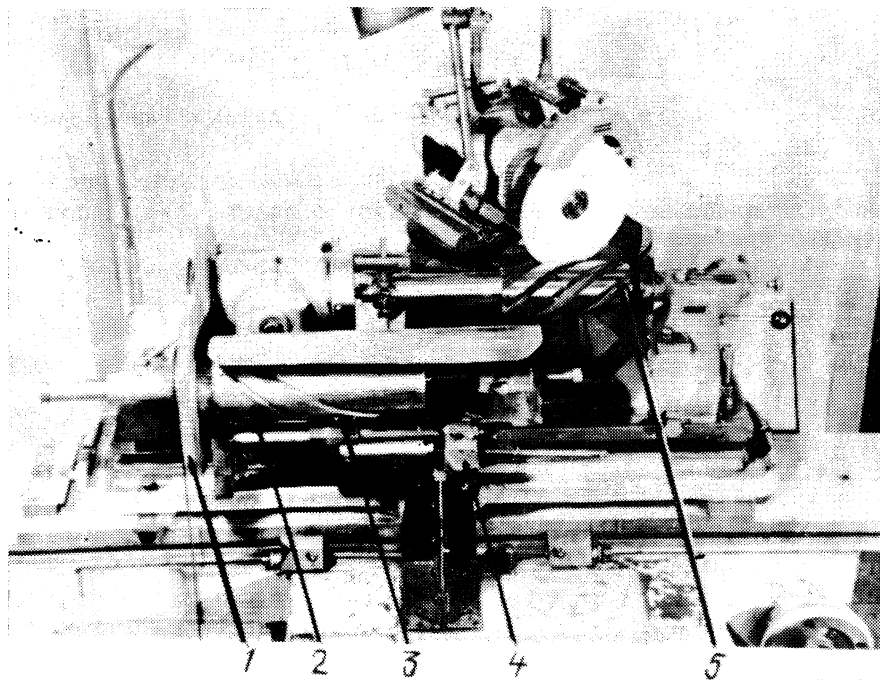


Рис. 5. Приспособление для принудительного спиралеобразования.

микровинта 4. Приспособление устанавливается на плите, обеспечивающей разворот инструмента в вертикальной плоскости на угол ψ_B . Конструкция плиты описана выше (см. рис. 1).

Известно, что перетачивание силовых разверток можно осуществлять как по передней, так и по задней поверхности зубьев.

Укорочение длины калибрующей части за одну переточку по передней поверхности

$$\Delta l_{\Pi} = \frac{x_{\Pi} \sin \delta}{\cos(\omega + \delta)}, \quad (5)$$

где x_{Π} - слой металла, удаляемый за одну переточку; δ - угол, определяемый из соотношения

$$\sin \delta = \frac{\operatorname{tg}(\alpha_p - \alpha_k)}{\operatorname{tg} \varphi \sqrt{1 + \frac{\operatorname{tg}(\alpha_p - \alpha_k)}{\operatorname{tg} \varphi \cos \omega} \left[\frac{\operatorname{tg}(\alpha_p - \alpha_k)}{\operatorname{tg} \varphi \cos \omega} - 2 \sin \omega \right]}}, \quad (6)$$

где α_p и α_k - задние углы режущей и калибрующей частей силовой развертки.

Знак плюс в подкоренном выражении знаменателя уравнения (6) принимается для инструментов с правым наклоном зубьев.

Величина укорочения при съеме слоя металла по задней поверхности толщиной x_3 определяется из равенства

$$\Delta l_3 = \frac{x_3}{\sin \varphi}. \quad (7)$$

Из сравнения зависимостей (5) и (7) при условии, что $x_{\Pi} = x_3$, следует, что в большинстве случаев при перетачивании зубьев по передней поверхности укорочение калибрующей части Δl_{Π} меньше, чем при перетачивании по задней поверхности. Вместе с тем при определенных условиях, когда износ зубьев протекает преимущественно по задним поверхностям, затачивание силовых разверток с относительно большим углом φ ($2-3^\circ$) выгоднее производить по задней поверхности.

При затачивании силовых разверток точность исполнения угловых размеров зубьев в значительной степени зависит от точности измерения геометрических параметров после осуществления пробных проходов шлифовального круга. Обычно такие измерения производятся различными универсальными средствами (угломерами, шаблонами, делительными головками и др.), не обеспечивающими высокую точность. В связи с этим для измерения переднего и заднего углов зубьев, а также и других геометрических параметров силовых разверток можно рекомендовать прибор МИЗ для контроля червячных фрез.

При измерении переднего угла разверток прибор настраивается на режим контроля радиальности поверхности фрез с той разницей, что измерительная каретка разворачивается на угол наклона винтового зуба ω . Этим обеспечивается перемещение измерительного наконечника в нормальной секущей плоскости, т.е. перпендикулярно касательной к лезвию зуба. При измерении фиксируется величина перемещения измерительного наконечника x_{Γ} в плоскости, проходящей через ось силовой развертки, и смещение наконечника x_B в плоскости, нормальной режущему лезвию. Передний угол определяется из соотношения

$$\operatorname{tg} \delta = \frac{x_B}{x_{\Gamma}} . \quad (8)$$

Для измерения заднего угла производится продольное перемещение салазок с инструментом относительно вертикальной ножки индикатора. Величина этого перемещения x'_{Γ} оценивается при помощи измерительного микроскопа; вертикальное перемещение измерительного наконечника x'_B (спад затылка зуба) фиксируется индикатором часового типа с ценой деления 1мкм. Задний угол определяется из соотношения

$$\operatorname{tg} \alpha_0 = \frac{x'_B}{x'_{\Gamma}} .$$

Л и т е р а т у р а

1. Ящерицын П.И., Комаров В.Н., Миткевич С.И. Новые методы затылования инструментов. — Промышленность Белоруссии. 1972, №10.
2. Ящерицын П.И., Комаров В.Н., Миткевич С.И. Повышение производительности обработки отверстий методом силового развертывания. — В сб.: Совре-

менная обработка металлов и неметаллов резанием. М., 1973.

3. Эффективное применение силового развертывания в машиностроении. Обзорная информация/ П.И.Ящерицын, В.Н.Комаров, С.И.Миткевич, Л.С.Овчинников - Мн., 1979.

4. Миткевич С.И. Исследование силового развертывания. Автореф. дис. на соиск. уч. ст. канд. техн. наук. - Мн., 1975.

5. Овчинников Л.С. Исследование точности и качества обработанной поверхности при силовом развертывании. Автореф. дис. на соиск. уч. ст. канд.техн.наук. -Мн., 1978.

6. АС 371037 (СССР). Режущий инструмент/ П.И.Ящерицын, С.И.Миткевич, В.Н.Комаров. - Оpubл. в Б.И., 1974, №12.

УДК 621.919

Н.И.Жигалко

ОСОБЕННОСТИ ЗАТОЧКИ И ДОВОДКИ НАПАЙНЫХ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ НАРУЖНЫХ ПРОТЯЖЕК

Блок наружных твердосплавных протяжек, например для обработки елочного хвостовика лопаток турбин, обычно состоит из нескольких секций [1]. Количество их зависит от формы и размеров протягиваемой поверхности и величины снимаемого припуска.

Каждая из секций является твердосплавной напайной протяжкой, имеющей в основном призматическую форму. Протяжка обычно состоит из корпуса, изготовленного из конструкционной стали 40Х, и напайных твердосплавных пластинок различных марок Т5К12В, ВК100М, ТТ7К12 и др.

Технология производства корпусов секций протяжек призматической формы, изготовленных из обычной конструкционной стали 40Х, чаще всего не имеет особенных элементов оригинальности по сравнению с деталями конструкции. Получение формы корпусов секций протяжек из кованых и отожженных заготовок обеспечивается фрезерованием, строганием или черновым шлифованием на обычных металлорежущих станках. После этого фрезеруются гнезда под твердосплавные пластинки и стружечные канавки, а затем осуществляется слесарная зачистка гнезд, а также сверление крепежных отверстий и нарезание в них резьбы.

Припайка пластинок твердого сплава к корпусам секций протяжек является следующим технологическим этапом. Напайка

пластинок к корпусу осуществляется припоем МНМц 68-4-2, а в качестве флюса применяется бура. Следует иметь в виду, что процесс припайки оказывает влияние на прочность режущей части протяжки, а поэтому должны быть предусмотрены технологические зазоры 0,1 - 0,15 мм между пластинкой и стенками гнезда, в которые свободно затекает расплавленный припой.

Особое влияние на работоспособность напайных твердосплавных протяжек оказывает процесс заточки и доводки их зубьев. Это усугубляется тем, что зубья твердосплавных напайных режущих инструментов обычно имеют тройную заднюю и двойную переднюю поверхности (рис. 1), Шлифовка зубьев по корпусу из стали 40Х осуществляется кругами из электрокорунда белого 22А - 24А, а по твердосплавной пластинке - кругами из карбида кремния зеленого 63С. Однако при небольших величинах съема черновая заточка твердого сплава с γ и α может также производиться алмазными кругами.

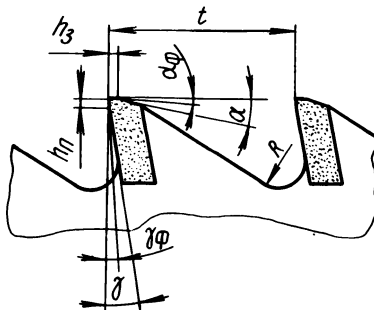


Рис. 1. Форма передней и задней поверхности зубьев протяжек.

Чистовую заточку и доводку твердосплавных зубьев протяжек следует производить алмазными кругами формы АПП и АТ. При этом зерна кругов берутся из алмазов АСО или АСР. Связка кругов металлическая и органическая Б1, Б2, зернистость круга 100/80 - 125/100.

При выборе размеров алмазных кругов следует руководствоваться следующими соображениями:

- а) диаметры кругов принимаются возможно большими, допускаемыми конструкцией станка и протяжки;
- б) ширина алмазного слоя должна быть больше глубины стружечной канавки протяжки.

Для достижения малой шероховатости шлифуемых поверхностей твердосплавных зубьев ($R_a = 0,2$ мкм) рекомендуется применять алмазные круги зернистостью 80/63 - 50/40, а

для получения поверхностей с $Ra = 0,1$ мкм – круги меньшей зернистости. Меньшая шероховатость поверхности при обработке алмазными кругами в большой степени связана также с меньшими радиусами округления алмазных зерен (ρ до $0,005 - 0,008$ мм), чем зерна карбидов абразивных кругов.

Чистовую заточку (доводку) зубьев протяжек с $\gamma_{\text{ф}}$ и $\alpha_{\text{ф}}$ из титановых сплавов ТК следует по возможности производить алмазными кругами с $V_{\text{кр}} = 30 \text{ м/с}$, а зубьев из ВК – с $V_{\text{кр}} = 35 \text{ м/с}$. При этом глубина шлифования должна быть $0,0025 \div 0,005$ мм, при продольной подаче круга $0,5 - 1 \text{ м/мин}$, и поперечной подаче $0,5 - 1 \text{ м/мин}$. В конце процесса доводки твердосплавных зубьев протяжки следует осуществлять выхаживание. Стружкоразделительные канавки на зубьях протяжек рекомендуется шлифовать алмазными кругами на металлической связке М1.

Очистку засаленных алмазных кругов на металлической связке можно производить мягкими брусками из электрокорунда белого, а также чугунной плитой или бруском, шаржированными абразивными порошками.

Правку алмазных кругов с целью получения определенной геометрической формы алмазносного слоя круга и восстановления его режущей способности можно производить абразивными кругами или брусками, электрохимическим, электрофизическим, пластическим деформированием и другими способами [2].

При правке алмазных кругов брусками последние обычно закрепляются жестко, а алмазный круг устанавливается на шлифовальном или заточном станках и вращается с рабочей скоростью. Продольная подача брусков относительно рабочей поверхности алмазного слоя правящего круга составляет $1 - 2 \text{ м/мин}$, поперечная подача – $0,02 - 0,2 \text{ мм/дв.ход}$. Скорость вращения алмазных кругов при их правке абразивными кругами составляет $1 - 1,5 \text{ м/с}$, а продольная подача – $0,5 - 1 \text{ м/мин}$. Правящие круги и бруски должны иметь зернистость режущих зерен на одну – две степени меньше, чем алмазные круги. В качестве правящего инструмента обычно используется круг из карбида кремния следующей характеристики: ППД х х h х d 63С25НСМ15К1А. Можно также применять круг из электрокорунда белого.

Из электрофизических и электрохимических методов фасонной правки алмазных кругов заслуживают внимания электроэрозионный и электроискровой способы правки кругов. При электроискровом способе в качестве инструмента используется графитовый электрод – ролик. Правка может производиться с

применением необходимой технологической оснастки, а также на специальном оборудовании.

При правке алмазного круга вращающимся электродом-роликóм алмазные зерна и связка круга не должны касаться графитового электрода-ролика. При рабочем напряжении $U_{\text{раб.ток}} = 110$ В межэлектродный зазор должен быть равен 50 мкм, ток короткого замыкания $J_{\text{к.з}} = 1$ А, емкость разряда $C_{\text{раб.}} = 1$ мкФ, что обеспечивает производительность обработки алмазного слоя $Q = 9,0$ мм³/мин.

Получение более точных сложных профилей алмазных кругов (многониточных резьбовых, елочного профиля и т.д.) может быть обеспечено электроэрозионным способом, технология которого разработана Пензенским политехническим институтом. Процесс может быть осуществлен на модернизированных шлифовальных станках с применением специального генератора импульсов. При оптимальных режимах обработки его длительность составляет $5...46$ мкс, ток - $1,2...13,2$ А, частота $9,4...52,6$ кГц, скорость 4 м/с. После электроэрозионной правки и профилирования режущая способность алмазных кругов повышается в $1,4-1,5$ раза по сравнению с обычной механической правкой, снижается также удельный расход кругов в $2...4$ раза. Точность полученного фасонного профиля на круге соответствует $7...9$ квалитетам.

На эффективность применения алмазных кругов для заточки и доводки твердосплавных зубьев протяжек во многом влияет правильный выбор их характеристик и режимов обработки. От зернистости круга, например, зависит шероховатость поверхностей заточенных зубьев протяжек, а производительность шлифования и заточки - от глубины шлифования (поперечной подачи). Для увеличения, например, глубины шлифования (заточки) до 1 мм/дв. ход необходимо продольную подачу уменьшить до $0,15-0,25$ м/мин.

Для повышения производительности заточки по передней поверхности зуба применяется так называемый глубинный процесс алмазного шлифования. При этом способе используются например, алмазные круги АТ на органической связке 100% концентрации при работе с режимами: скорость стола $V_{\text{пр}} = 125$ мм/мин, глубина шлифования (поперечная подача) $S_{\text{поп}} = 0,5$ мм/ход, скорость алмазного круга $V_{\text{кр}} = 23$ м/с. При этом применяют охлаждение эмульсией. Шероховатость поверхности достигает $R_a = 0,25$ мкм, а производительность заточки повышается до 8 раз.

Таблица 1

Виды обработки	R_a , мкм	Характеристика круга			Припуск на обработку, мм	Режим обработки		t, мм
		форма	зернистость	связка		v, м/с	$s_{пр}$, м/мин	
Заточка плоских поверхностей	0,8...0,1	АПП	120/40	М 0	0,1...0,5	15...20	5,0...4,0	0,04...0,3
					0,1...0,2	25...35	3,0...2,0	0,03...0,1
Заточка по передней и задней поверхностям	1,0...0,4	АТ	160/140	М	0,1...0,5	15...25	1,5...2,0	0,01...0,02
		АПП						
Доводка по передней и задней поверхностям	0,4...0,05	АТ	50/20	0	0,01...0,02	30...40	0,5...1,0	0,005...0,01

При затачивании зубьев твердосплавных протяжек с $\gamma_{\text{ф}}$ и $\alpha_{\text{ф}}$ необходимо вначале начерно обработать их по передней γ и задней α поверхностям, а затем производить доводку мелкозернистыми кругами фасок h_n и h_z шириной 1,5 - 2мм с уменьшенными углами $\gamma_{\text{ф}}$ и $\alpha_{\text{ф}}$ по обеим поверхностям. Для заточки и доводки твердосплавных зубьев могут применяться обычные плоскошлифовальные станки или специальные. Установка протяжек осуществляется на столе станка в специальных приспособлениях.

Режимы резания при заточке и доводке твердосплавных зубьев протяжек назначаются в зависимости от характеристик алмазных кругов, вида выполняемой операции и условий обработки, применяемого станочного оборудования и технических требований, предъявляемых к протяжке. Режимы шлифования, заточки и доводки (скорость резания и подача) протяжек алмазными кругами также зависят от жесткости системы СПИД, качества шлифуемой поверхности, применяемых СОЖ и т.д.

Выше приводятся режимы заточки и доводки твердосплавных зубьев наружных протяжек алмазными кругами (табл. 1).

В случае обработки алмазными кругами деталей из сталей скорость вращения круга следует уменьшать на 25...30% (в местах припайки пластинок к корпусам). Обработку по возможности производить с охлаждением.

Л и т е р а т у р а

1. Жигалко Н.И. Скоростное протягивание. - Мн., 1981.
2. Чачин В.Н., Дорофеев В.Д. Профилирование алмазных шлифовальных кругов сложных профилей. - Мн., 1974.

УДК 621.822

М.Ю.Пикус, М.Г.Киселев, В.П.Луговой

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛООБРАЗОВАНИЯ В ЗОНЕ ОБРАБОТКИ ПРИ ДОВОДКЕ ШАРИКОВ В ПОЛЕ УЛЬТРАЗВУКОВЫХ КОЛЕБАНИЙ

Использование ультразвуковых колебаний в процессе абразивной обработки приводит к некоторым ее особенностям. Исследованиями [1] установлено, что физико-механические изменения, происходящие в поверхностном слое, имеют одну и ту же природу. Разница заключается лишь в том, что ультразвук вызывает интенсификацию всех явлений в поверхностном

слое. Это происходит в тончайшем поверхностном слое в результате мгновенных пластических деформаций и высокой локальной температуры, возникающей при ударном взаимодействии. "Акустическое разупрочнение обрабатываемой поверхности, а также действие большей динамической силы по сравнению со статической вызывают сравнительное увеличение глубины наклепанного слоя и его микротвердости. При этом температура процесса, измеренная методом естественной термомпары, достигает $800...1200^{\circ}\text{C}$ [2]. Однако кратковременный и локальный характер динамического взаимодействия не вызывает структурных изменений в поверхностных слоях.

С целью количественной оценки теплообразования при доводке шариков с использованием энергии ультразвуковых колебаний было произведено измерение температуры вблизи зоны обработки. Обработке подвергались шарики диаметром 3,176 мм, изготовленные из стали ШХ-15, которые в исходном состоянии соответствовали II степени точности (ГОСТ 3722-60). Верхний доводочный диск, соединенный с концентратом магнитоострикционного преобразователя, был изготовлен из стали Ст 45, что позволяло получить добротную акустическую систему. В качестве абразивной среды использовалась паста следующего состава (в % по весу): окись хрома - 8,5; синтетические жирные кислоты фракции $\text{C}_{17} - \text{C}_{20}$ - 8,5; масло машинное - 83. Измерение температуры осуществлялось при помощи термомпары медь-константан, рабочий спай которой располагался в верхнем доводочном диске на расстоянии 0,5... 0,7 мм от поверхности дорожки, и милливольтметра М 82.

Следует отметить, что в отличие от обычных условий при воздействии ультразвука теплообразование в зоне обработки наблюдается в результате пластического отгеснения металла при ударно-фрикционном взаимодействии и поглощения акустической энергии в верхнем диске и шариках. Основной фактор, определяющий рост теплообразования - интенсивность колебаний. Увеличение ее вызывает повышение температуры в зоне обработки в результате диссипации акустической энергии и увеличения работы, затрачиваемой на пластическое деформирование. Вследствие этого измеряемая температура вблизи зоны обработки является интегральной, вызываемой одновременным действием перечисленных факторов.

Исследования проводились при трех значениях амплитуды изгибных колебаний диска, равных 3; 4,5 и 6 мкм, которым соответствовали радиальные колебания с амплитудой 1; 1,5 и

2 мкм. Доводка шариков осуществлялась при следующих условиях : $v = 0,5$ м/с; $P = 1,4$ Н/шар; $D = 45$ мм. Результаты измерения температуры представлены на рис. 1, из которого видно, что температура вблизи зоны обработки растет пропорционально амплитуде колебаний. Наиболее интенсивно температура растет в начальные 10...15 мин обработки, после чего процесс теплообразования стабилизируется.

Вследствие волнового характера распределения ультразвуковых колебаний величина температуры зависит от расположения желобов нижнего диска по отношению к узлу изгибающей волны верхнего доводочного диска. Для подтверждения этого было проведено измерение температуры при обработке шариков в узле изгибных колебаний ($D = 37$ мм). Установлено, что при этом наблюдается та же закономерность изменения температуры, однако величина ее достигает меньших значений (рис. 2).

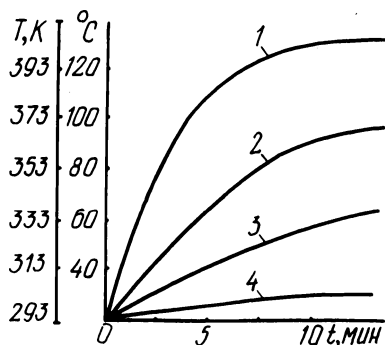


Рис. 1. Изменение температуры в зоне обработки при доводке шариков:

1,2,3 — с амплитудой 6; 4,5 и 3 мкм; 4 — без ультразвука.

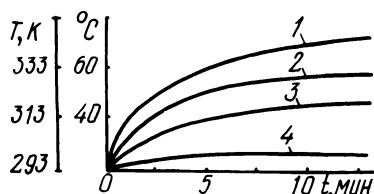


Рис. 2. Изменение температуры диска при обработке шариков в узле изгибных колебаний:

1,2,3 — с амплитудой радиальных колебаний 2; 1,5 и 1 мкм; 4 — без ультразвука.

Изменение усилия прижима и скорости вращения нижнего диска не оказывают существенного влияния на величину температуры. Например, изменение усилия прижима от 0,05 до 1,4 Н/шар привело к изменению температуры лишь на 10°C .

Степень теплообразования зависит от физико-механических и акустических свойств дисков. Результаты измерения температуры при доводке шариков с различными материалами нижнего диска показали, что наибольшее теплообразование наблю-

дается при обработке на бронзовом диске (Бр ОФ 10-1) и меньшее – при обработке на чугунном диске (СЧ 21-40), обладающем низкими пластическими свойствами и большим поглощением акустической энергии. Однако разница температуры при этом незначительна – 10...20°C.

Измерение микротвердости поверхностных слоев обработанных шариков показало, что возникающая температура не вызывает существенных структурных изменений. Микротвердость шариков, обработанных в поле ультразвуковых колебаний, в 1,2...1,4 раза выше, чем при обработке в обычных условиях.

Возникающее тепло в зоне обработки оказывает положительное влияние на поверхностно-активные вещества, активизируя их химическое действие, а также облегчая работу, затрачиваемую на пластическое отеснение гребешков микронеровностей на обрабатываемой поверхности.

Л и т е р а т у р а

1. Филяев А.Т. Изнашивание сталей в ультразвуковом поле. – Мн., 1978. 2. Голубев Ю.М., Минахин Н.Е. Повышение износостойкости пуансонов ультразвуковым наклепом. – Станки и инструмент. 1966, №6.

УДК 621.923

П.И.Ящерицын, Э.С.Бранкевич, В.И.Туромша

К ВОПРОСУ О МЕХАНИЗМЕ ПРОНИКНОВЕНИЯ СМАЗОЧНО-ОХЛАЖДАЮЩЕЙ ЖИДКОСТИ В ЗОНУ РЕЗАНИЯ ПРИ ШЛИФОВАНИИ

В настоящее время, несмотря на многочисленные исследования, нет однозначного толкования многих физических явлений, имеющих место при шлифовании. В частности, нет единой точки зрения на механизм проникновения смазочно-охлаждающей жидкости (СОЖ) в зону резания. Объясняется это чрезвычайной сложностью и многообразием физических процессов, происходящих в зоне контакта шлифовального круга с обрабатываемой поверхностью.

На наш взгляд, объяснение механизма проникновения СОЖ в зону резания невозможно без учета аэро- и гидродинамических явлений, возникающих при шлифовании. Поэтому было проведено экспериментальное исследование процессов, происхо-

дящих в рабочей зоне в связи с движением воздушных и жидкостных потоков.

Между рабочей поверхностью шлифовального круга и обрабатываемой поверхностью образуется клиновидная щель, в которую с большой скоростью устремляются потоки воздуха и СОЖ. Здесь протекают гидродинамические явления, подобные явлениям в гидравлическом клине при работе вала во втулке. Отличие состоит в том, что образование гидравлического клина при шлифовании происходит в результате взаимодействия струи СОЖ не только с поверхностью круга и изделия, но и с создаваемым шлифовальным кругом аэродинамическим потоком. Последний препятствует свободному доступу охлаждающей смеси в рабочую зону [1, 2]. Однако по мере приближения к зоне контакта шлифовального круга с деталью струя СОЖ сбивает поток воздуха, подхватывается и увлекается абразивными зернами по ходу вращения круга. Чем интенсивнее воздушный поток, тем меньше количество СОЖ попадает в гидравлический клин и меньше величина давления в нем.

В узкой части гидравлического клина СОЖ по капиллярным ходам, образующимся при контакте микрорельефов детали и круга, проникает в зону резания. Одновременное действие самовозбуждаемых высокочастотных вибраций [3] и избыточного давления ускоряет течение жидкости по капиллярам.

Были проведены измерения величины гидродинамического давления СОЖ при различных условиях шлифования. Исследования проводились на плоскошлифовальном станке мод. 3Г71. В приспособлении закреплялся образец (пластина 180×50×20) из закаленной стали ШХ15СГ, в котором было просверлено отверстие $\phi 1,5$ мм. Через отверстие СОЖ сообщалась с датчиком, представляющим собой полый тонкостенный цилиндр, на наружную поверхность которого наклеивались тензорезисторы, а

Т а б л и ц а 1

Характеристика шлифовального круга	Скорость резания, м/с	Продольная подача, м/мин	Глубина резания, мм	Поперечная подача, мм/дв.ход
24А6НС17К6			0,005	
24А16НС17К6			0,01	
24А25НС17К6	35	7,1	0,015	5
63С6НС1В			0,005	

внутренняя полость заполнялась СОЖ. Сигнал, полученный при деформации стенки датчика, усиливался с помощью усилителя ТА-5 и поступал на светолучевой осциллограф К12-22.

Для исследований использовались шлифовальные круги характеристик 24А6НС17К6, 24А16НС17К6, 24А25НС17К6, 63С6НС1В. Применялись два типа СОЖ: 5%-ный раствор эмульсола и 0,8%-ный раствор кальцинированной соды с добавкой 0,3% нитрита натрия. Шлифование проводилось на режимах, указанных в табл.1.

Эксперименты подтвердили, что величина гидродинамического давления СОЖ зависит от интенсивности создаваемого шлифовальным кругом воздушного потока. Об этом свидетельствует сравнение величины давления при шлифовании кругами на вулканитовой и керамической связках (рис. 1, кривые 1,2). В первом случае оно выше в 5...10 раз. Это можно объяснить тем, что вулканитовая связка почти не содержит пор, и воздушный поток, образующийся лишь вследствие неровности рабочей поверхности круга, не способен в значительной степени препятствовать проникновению СОЖ в рабочую зону. Круги же на керамической связке, имеющие пористую структуру, создают более интенсивные воздушные потоки.

С уменьшением зернистости шлифовального круга интенсивность воздушного потока ослабевает, так как абразивная поверхность круга становится менее шероховатой. Кроме того, затрудняется выход воздуха сквозь поры круга вследствие уменьшения расстояния между зернами. Поэтому при тонких процессах шлифования в узкой части гидравлического клина создается более высокое давление (рис. 1, кривые 2,3,4).

Для ослабления действия воздушного потока можно увеличить расход подаваемой СОЖ. Однако возможности этого метода ограничены. Значительное возрастание гидродинамического давления отмечается при расходе от 3 до 10...12 л/мин. Дальнейшее его увеличение незначительно влияет на условия проникновения СОЖ в зону резания. При достижении предельного в данных условиях шлифования гидродинамического давления количество попадающей в гидравлический клин СОЖ будет оставаться неизменным и излишек ее будет стекать к торцам круга, способствуя лишь снижению средней установившейся температуры детали. В этой связи следует отметить, что на практике при работе мелкозернистыми кругами количество подаваемой СОЖ может быть уменьшено. Как следует из графиков на рис. 1, при работе мелкозернистыми кругами и кругами на вулканитовой связке увеличение расхода СОЖ незна-

чительно влияет на величину гидродинамического давления, излишек подаваемой жидкости с точки зрения усиления степени охлаждения становится нецелесообразным.

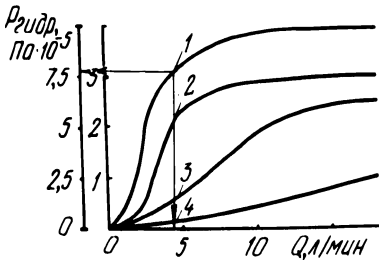


Рис. 1. Влияние расхода СОЖ на величину гидродинамического давления:
1,2,3,4 — соответственно при шлифовании кругами характеристик ПП 63С6НС1В, ПП 24А6НС17К6, ПП 24А16НС17К6, ПП 24А25НС17К6.

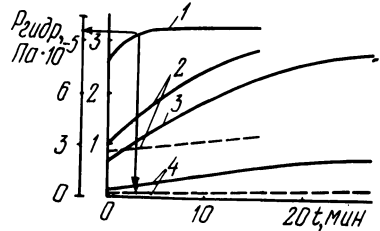


Рис. 2. Влияние времени шлифования T на величину гидродинамического давления (расход СОЖ 12,5 л/мин):
1,2,3,4 — соответственно при шлифовании кругами характеристик ПП 63С6НС1В, ПП 24А6НС17К6, ПП 24А16НС17К6, ПП 24А25НС17К6; сплошные линии — при охлаждении раствором эмульсола; пунктир — при охлаждении раствором кальцинированной соды.

Как следует из графиков на рис.2, в процессе работы шлифовального круга при использовании в качестве СОЖ раствора эмульсола гидродинамическое давление значительно возрастает. Это означает, что при том же расходе СОЖ количество жидкости, поступающей в рабочую зону, увеличивается, т.е. улучшаются условия охлаждения. Происходит это вследствие того, что на рабочей поверхности шлифовального круга образуется защитная пленка, а межзеренное пространство забивается шламом, которые препятствуют свободному протеканию воздуха из пор круга. При этом главную роль в ослаблении воздушных потоков играет образующаяся на поверхности круга масляная пленка, что следует из сравнения величины гидродинамического давления при охлаждении раствором эмульсола (пленка образуется) и раствором кальцинированной соды (пленка не образуется).

Процесс образования защитной масляной пленки протекает наиболее интенсивно на мелкозернистых кругах (рис. 2, кривые 2,3,4). По-видимому, это происходит вследствие того,

что у них меньше по сравнению с крупнозернистыми расстояния между зернами. При шлифовании вулканическим кругом гидродинамическое давление увеличивается лишь в начальный период работы (кривая 1). В это время происходит максимальное ослабление аэродинамического потока и в дальнейшем условия проникновения СОЖ в зону резания не изменяются.

На наш взгляд, применение СОЖ, способных интенсивно образовывать на поверхности шлифовального круга защитные масляные пленки, является эффективным методом улучшения условий охлаждения зоны резания.

На основании вышеизложенного можно сделать вывод о том, что интенсивностью воздушного потока можно управлять различными технологическими методами. Так как ослабление аэродинамического потока способствует более свободному проникновению СОЖ в зону резания, то можно за счет этого снизить контактную температуру, улучшить условия стружкообразования и тем самым повысить качество обработанной поверхности.

Л и т е р а т у р а

1. Худобин Л.В. Смазочно-охлаждающие средства, применяемые при шлифовании. - М., 1971. 2. Fisher R.C. Grinding dry with water? - Grinding and Finishing, 1965, v. 11, N 3. 3. Яшерлицын П.И. Повышение эксплуатационных свойств шлифованных поверхностей. - Мн., 1965.

УДК 621.91

В.Ф.Горошко, Л.Л.Иванов, С.Н.Ковзель, Е.А.Маркин,
В.К.Савченко

НЕКОТОРЫЕ ВОПРОСЫ ДИНАМИКИ И СТАТИКИ СКОРОСТНЫХ ПРОТЯЖНЫХ СТАНКОВ

Внедрение скоростного протягивания обеспечивает не только повышение производительности труда, но и значительно расширяет технологические возможности станков, повышает качество обработки.

Одним из основных вопросов является выбор схемы компоновки станков.

С этой целью спроектированы и изготовлены скоростные станки различной компоновки. Так, скоростной протяжной

станок мод. 4МП593 с тяговым усилием 100 кН имеет одноцилиндровую компоновку, станок мод. 4МП585 со скоростью резания $v = 40$ м/мин – двухцилиндровую. Осесимметричная компоновка станка мод. 4МП585 обеспечивает лучшие статические характеристики. Сравнительное исследование деформаций столов показало, что прогиб стола станка мод. 4МП585 в зоне базирования заготовки составил максимально 42 мкм, станка мод. 4МП593 – 70 мкм (рис. 1). Такая разница в деформациях столов получена не только в связи с различной компоновкой станков, но и в связи с применением различных конструкций самих столов.

Установлено, что схема крепления цилиндров у станков двухцилиндровой компоновки оказывает значительное влияние на картину деформаций штоков цилиндров.

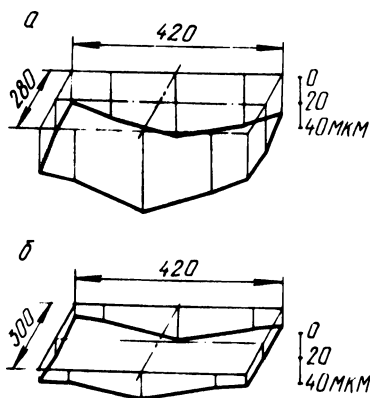


Рис. 1. Деформации рабочих столов скоростных протяжных станков:
 а – одноцилиндровая компоновка, мод. 4МП593;
 б – двухцилиндровая компоновка, мод. 4МП585.

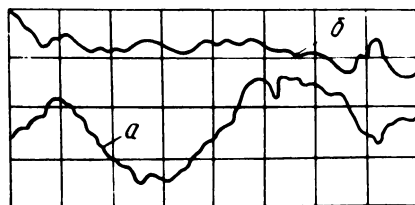


Рис. 2. Профилграммы протянутой поверхности, материал ст. 45, вертикальное увеличение 10^4 , горизонтальное увеличение 200:
 а – скорость резания 8 м/мин;
 б – скорость резания 40 м/мин.

При протягивании на скоростях до 40 м/мин в зависимости от шага инструмента вынужденные колебания, связанные со входом и выходом зуба протяжки из заготовки, лежат в пределах 15...80 Гц, захватывая области собственных частот парциальных систем. Поэтому анализ динамики скоростных протяжных станков представляет особый интерес. Разгрузка системы, связанная с выходом зуба из заготовки, оказывает пря-

мое влияние на равномерность хода рабочего органа и на общий уровень колебаний. Колебания имеют сложный спектр. В зависимости от характеристик резонанса и, в частности, от величины добротности колебательного контура система может воспроизводить сигнал без искажения, но может и выделять только одну спектральную компоненту.

Исследования динамики протяжных станков на обычных скоростях показали, что происходит неискаженное воспроизведение сигнала с небольшой модуляцией. В связи со значительным расширением области частот вынужденных колебаний скоростные протяжные станки при резании могут выделять только одну спектральную компоненту. Этот момент важно учитывать при расчете виброгасителей. Эффективно работающий пневмогидравлический виброгаситель при скорости резания $v < 15$ м/мин (неискаженное воспроизводство сигнала) снижает эффект виброгашения, что подтверждено экспериментально. Это является следствием расстройки контуров, вызванной изменением характера прохождения сигнала (выделением одной спектральной компоненты или уменьшением числа спектральных компонент). Исследование колебаний в диапазоне скоростей до 40 м/мин показало, что колебания носят, как правило, затухающий характер. В отличие от станков, работающих на обычных скоростях, на скоростном станке мод. 4МП593 четко выделяются два диапазона колебаний в пределах 30 и 60 Гц.

Исследование влияния вида сопровождения на величину и характер колебаний системы СПИД показало, что растягивающее сопровождение является более предпочтительным.

Скоростное протягивание обеспечивает лучшее качество поверхности (рис. 2). В данном случае протягивалась шлицевая стальная заготовка.

Зависимость кпд от усилия резания проявляется в меньшей мере, чем от скорости резания. При построенной скорости 5 м/мин минимальный кпд имел величину 0,38. При скорости резания 30,6 м/мин он увеличился почти в три раза и был равен 0,87. Малая величина кпд на скорости 5 м/мин определяется незначительной нагрузкой электродвигателя привода главного движения.

В диапазоне скоростей 25...30 м/мин величина кпд практически оставалась постоянной (вид сопровождения существенного влияния на нее не оказывает).

Динамика и статика протяжного станка оказывает существенное влияние на такие технологические показатели, как стой-

кость протяжного инструмента, отклонение формы обработанного отверстия от исходного профиля, точность обработки и производительность.

При окончательном решении вопросов, связанных с выбором схем компоновки и других конструктивных параметров, необходимо совместное рассмотрение показателей динамического качества скоростных протяжных станков и вопросов технологичности конструкций, трудоемкости изготовления. Исследование опытных образцов скоростных протяжных станков показало, что их внедрение в производство обеспечивает значительный экономический эффект.

УДК 621.833:539.374.2

А.С.Соболев, В.Л.Басинюк, О.И.Кузьменков,
Е.С.Яцура, В.Н.Кущенко

ВОССТАНОВЛЕНИЕ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС МЕТОДОМ РОТАЦИОННОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ

Одним из перспективных методов восстановления деталей из пластичных материалов является метод ротационного (пластического) деформирования, который в настоящее время с успехом применяется для восстановления деталей несложной конфигурации [1]. Большой научный и практический интерес представляет использование этого метода для восстановления изношенных зубчатых колес.

Сущность метода при восстановлении зубчатых колес заключается в перераспределении металла внутри зубчатого венца с одновременным формированием зубьев накатником после предварительного нагрева восстанавливаемых зубьев до 780...850°C.

К недостаткам метода восстановления ротационным деформированием следует отнести необходимость отсутствия на зубьях трещин, сколов, изломов. Вместе с тем метод прост, высокопроизводителен, не требует высокой квалификации обслуживающего персонала и позволяет повысить физико-механические свойства восстанавливаемых поверхностей.

В ИНДМАШ АН БССР разработана установка для восстановления профиля зубьев первичного вала-шестерни (дет. №51-7017) коробки скоростей автомобиля ГАЗ-51 методом ротационного деформирования, анализ результатов повреждений и разрушений которого показал, что около 95% этих деталей,

поступивших на ремонт, выбраковываются из-за износа рабочих боковых поверхностей зубьев в замковой части венца. Установка (рис. 1) базируется на токарно-винторезном станке мод. 1Д63А и работает следующим образом.

В цанговую оправку устанавливается изношенный вал-шестерня, который вводится в беззазорное зацепление с накатником 2, включается индуктор 5 и в течение 8 с нагревается замковая часть вала-шестерни 3 до температуры 780...850°C. Ротационным дорном 4 через пиноль задней бабки 6 деталь 3 перемещается гидроцилиндром 7 от гидростанции 8 из зоны нагрева до упора цанговой оправки, включаются шпиндель (125 об/мин) передней бабки 1 и подача ротационного дорна. Обкатной ролик 9 поджимается к замковой части детали. После этих операций обкатным роликом и накатником 2 профилируются уступ замковой части до $\phi 66 \pm 1,0$ мм и эвольвент-

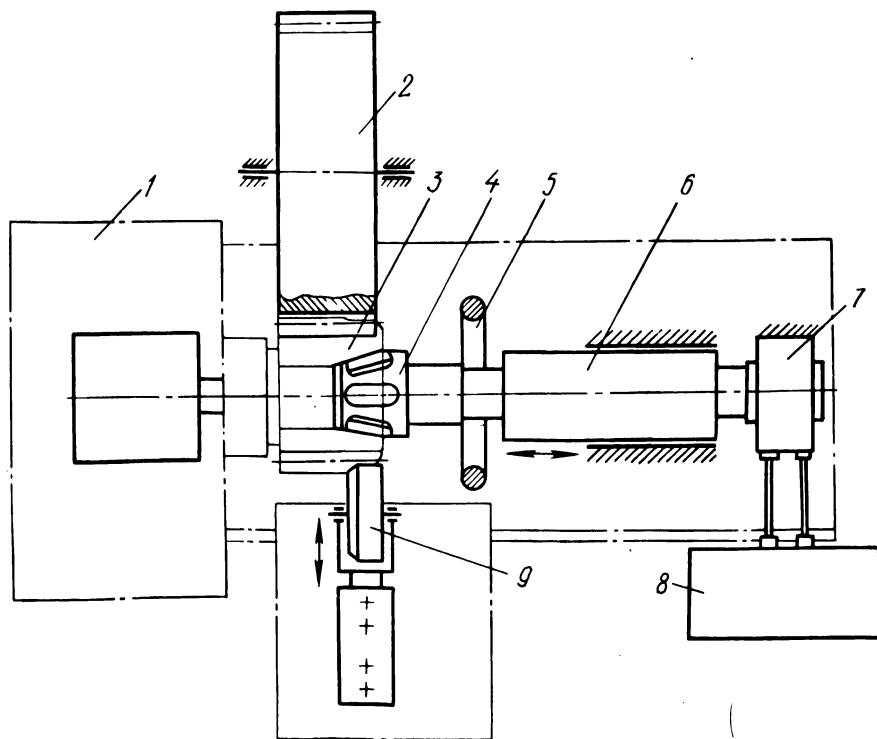


Рис. 1. Принципиальная схема установки для восстановления первичного вала-шестерни (дет. 51-7017) коробки скоростей автомобиля ГАЗ-51 методом пластического деформирования.

ные поверхности восстанавливаемых зубьев за счет перераспределения металла при раскатывании конической части шестерни ротационным дорном. В процессе профилирования давление в гидросистеме поддерживается в пределах 4 МПа. После полного восстановления изношенных поверхностей замковой части производится отвод в исходное положение ротационного дорна обратным ходом гидроцилиндра, обкатного ролика, выключается вращение шпинделя, и восстановленный вал-шестерня снимается со станка.

Время восстановления от загрузки до выгрузки вала-шестерни составляет 35...40 с. После восстановления венец вала-шестерни отжигается на установке ТВЧ (время отжига -

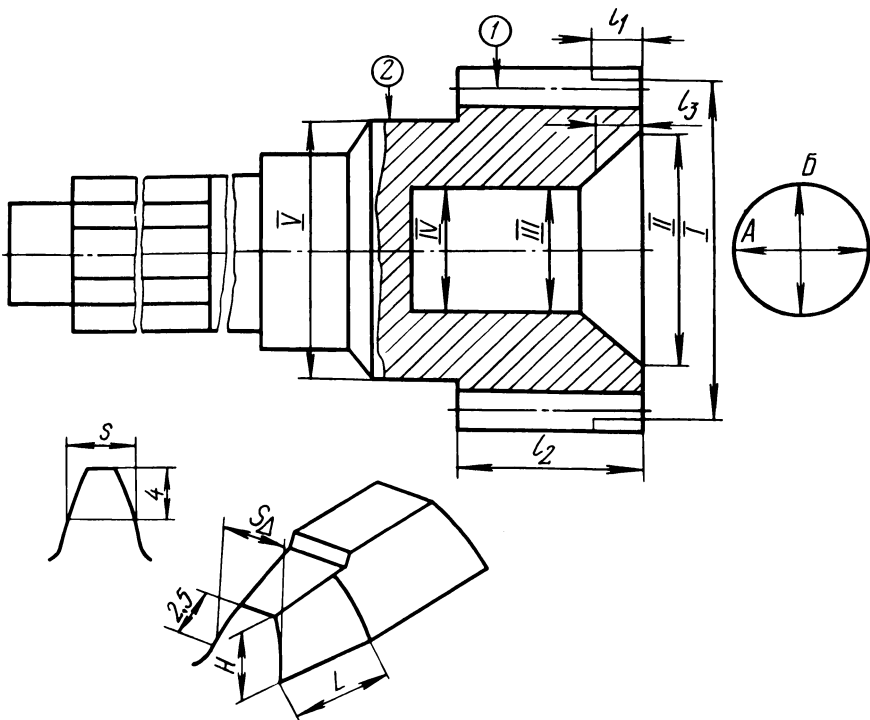


Рис. 2. Схема замеров основных параметров вала-шестерни 51-7017: I — диаметр замковой части венца; II — наружный диаметр внутреннего конуса; III, IV, V — диаметры посадочных поверхностей подшипников; l_1 — длина скоса замковой части; l_2 — длина зуба; S , S_Δ — соответственно толщина зуба по делительной окружности неизношенной и изношенной части зуба; LH — соответственно длина и высота изношенной части зуба; 1, 2 — соответственно места замеров радиального боения замковой части зуба и посадочной поверхности под подшипник.

10 с), торцы зубьев замковой части венца закругляются, зубья шевингуются на станке мод. 5702. В заключение венцы вала-шестерни проходят нитроцементацию в триэтаноловой среде шахтной печи при температуре 880°C в течение 150 мин и закалку в масле при температуре 840°C с последующим отпуском при $T = 200^\circ\text{C}$. Твердость зубчатого венца обеспечивается в пределах 58...60 HRC. При этом важно сохранить внутреннее посадочное отверстие под подшипник, которое после процесса восстановления уменьшается, что вызывает необходимость его последующей шлифовки до нужного размера. Следует отметить, что перед каждым циклом рабочие поверхности накатника, конуса раскатного дорна и обкатного ролика смазываются водной суспензией на основе графита. Описанная установка внедрена на Оршанском трактороремонтном заводе (ОТРЗ).

Для восстановления геометрических параметров была отобрана партия валов-шестерен в 50 шт. Замер основных параметров производился до восстановления, после восстановления и после термообработки вала-шестерни по схеме (рис.2) в сечениях А и Б.

Анализ данных измерений показал следующие средние значения параметров: $L = 6,47$ мм, $H = 4,5$ мм, $S - S_{\Delta} = 0,432$ мм. Максимальное значение $S - S_{\Delta} = 0,76$ мм.

Профиль замковой части восстанавливался полностью при незначительном увеличении параметра I_3 , размер I уменьшался в среднем на 1,36 мм, а размер II увеличивался в среднем на 3,38 мм за счет перераспределения металла.

Радиальное биение восстановленной части зубчатого венца увеличивалось на 0,01 мм, а биение посадочных поверхностей под подшипники оставалось неизменным. После шевингования зубьев радиальное биение зубчатого венца обеспечивалось в пределах допуска.

Полученные данные измерений зубчатого венца (параметр 1), диаметров подшипниковой шейки (параметр 2) и посадочных диаметров под подшипник (сеч. III и IY) до и после восстановления и после окончательной термообработки были математически обработаны на ЭВМ ЕС-1020. Результаты этой обработки показали, что биение зубчатого венца и диаметр подшипниковой шейки после восстановления практически не изменились, а посадочный диаметр под подшипник (сеч. III и IY) после нитроцементации незначительно (до 0,1 мм) уменьшился, что устранялось последующим шлифованием.

Т а б л и ц а 1

Принадлежность образцов	Величина нагрузки, вызывающая излом зуба, для различных партий образцов, кН									Среднее значение изломной нагрузки, кН
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	
Серийные образцы, изготовленные на ГАЗе	75,0	80,0	78,0	65,0	69,0	72,0	66,0	68,0	74,0	71,8
Образцы, изготовленные на ОРТЗ	65,0	55,0	60,0	62,0	57,0	64,0	61,0	65,0	58,0	60,7
Образцы, восстановленные на ОРТЗ методом ротационного деформирования	83,0	80,0	78,0	84,0	81,0	80,0	76,0	79,0	82,0	80,3

Метрологический анализ процесса восстановления валов — шестерен позволил установить, что перераспределение металла в детали не влияет на основные ее параметры и эксплуатационная пригодность деталей восстанавливается.

Были проведены испытания на статическую изгибную прочность зубьев девяти партий серийных, восстановленных и изготовленных на ОРТЗ валов—шестерен, результаты которых приведены в табл. 1.

Из таблицы видно, что восстановленные методом ротационного деформирования детали имеют более высокую изгибную прочность, чем детали, изготовленные на заводах ГАЗ и ОРТЗ. Это объясняется процессом упрочнения при деформации поверхностного слоя зубьев [2] и, особенно, ножки и впадины зуба.

Полученные результаты явились основанием для повторной установки восстановленных валов—шестерен на ремонтируемые коробки передач автомобилей ГАЗ—51, что позволило ликвидировать механический участок для их изготовления и одновременно сэкономить около 40 т легированной стали.

Себестоимость восстановления вала—шестерни 0,65 руб., себестоимость изготовления 3,93 руб. Экономический эффект от внедрения установки для восстановления вала—шестерни (дет. №51—7017) ГАЗ—51 на Оршанском трактороремонтном заводе составил 34 тыс.руб. в год.

Метод ротационного деформирования может быть использован для восстановления изношенных зубьев различного класса зубчатых колес, в том числе и станочных. На Борисовском авторемонтном заводе уже внедрен метод восстановления скользящей муфты синхронизатора ротационным деформированием с годовым экономическим эффектом 30 тыс.руб.

Установка может быть рекомендована для использования на ремонтных предприятиях Госкомсельхозтехники, Министерства автомобильной промышленности, Минстанкопрома и др.

Л и т е р а т у р а

1. Кузьменков О.И. Восстановление зубчатых колес методом пластической деформации. — Изв. АН БССР, сер. физико-техн. наук. Мн., 1969, №4. 2. Солонин И.С. Математическая статистика в технологии машиностроения. — Москва—Свердловск, 1960.

ВЛИЯНИЕ УСЛОВИЙ РЕЗАНИЯ МАШИНЫМИ МЕТЧИКАМИ НА ПОГРЕШНОСТИ ФОРМЫ СРЕДНЕГО ЦИЛИНДРА РЕЗЬБЫ, НАРЕЗАЕМОЙ В СТАЛИ

Резьбу М16 х 2 в стали 45 нарезали на вертикально-сверлильном станке 2А125 методом самозатягивания метчика. Скорость резания изменяли от 5 до 50 м/мин, твердость стали – от 170 до 320 НВ, диаметр отверстия под резьбу – 13,6...14,2 мм, время резания 0...7,5 мин. Биение метчика от нуля до 0,4 мм относительно оси вращения шпинделя станка создавалось искусственно с помощью специального патрона. В качестве СОЖ использовали сульфозрезол и 3...5% – ную эмульсию из эмульсола Э-2 (Б). Метчики устанавливали в плавающем патроне, за исключением опытов по изучению влияния скорости резания, биения метчика и времени резания, когда их крепили жестко с упругой податливостью в радиальном направлении 0,005 мм/Н. Параметры метчиков и другие постоянные условия опытов изложены в работе [1].

В результате выполненных исследований установлено, что продольное сечение среднего цилиндра резьбы имеет форму корсета на конусе с большим диаметром со стороны захода метчика и определяется характером изменения удельных значений осевых и вектора суммы радиальных и тангенциальных сил резания [1]. С увеличением радиального биения метчика, диаметра отверстия под резьбу, скорости резания до 35 м/мин, а также твердости стали и времени резания отклонения от цилиндричности в продольном сечении без учета двух первых и последних витков резьбы, нарезанной метчиками типа Б, изменялись однонаправленно от 3 до 16, от 7 до 14, от 2 до 4, от 10 до 7, от 16 до 5 мкм соответственно. Овальность поперечного сечения среднего цилиндра изменялась подобным образом, но в меньшей степени: 2,0...4,5; 13,5...14,0; 3,0...4,5; 4,0...6,0; 2,5...3,0 мкм. Дальнейшее увеличение скорости до 50 м/мин привело к уменьшению отклонений формы продольного сечения до 2 мкм.

Причины влияния радиального биения метчика на отклонения формы продольного сечения среднего цилиндра резьбы общеизвестны. Малая сила влияния объясняется незначительной радиальной жесткостью системы. Размеры резьбы как функция диаметра отверстия являются следствием характера

подрезания боковых сторон резьбы под действием осевых сил и роста удельных значений вектора суммы радиальных и тангенциальных сил при увеличении диаметра отверстия [2]. Проявление остальных исследованных факторов связано в основном с изменением величины упругого восстановления боковых сторон резьбы при изменении трения на округленных участках режущих кромок метчика, главным образом вспомогательных. Чем меньше коэффициент трения и больше радиус округления кромок и закругления вершин зубьев метчика, тем больше металла подминается задними поверхностями метчика, больше упругое восстановление боковых сторон резьбы, меньше разбивание ее размеров и выше точность формы среднего цилиндра.

С увеличением времени резания увеличивается округление кромок и закругление вершин зубьев метчика. Увеличение твердости стали способствует уменьшению коэффициента трения, повышению упругих свойств стали и более интенсивному нарастанию износа метчика. Эмульсия в большей степени, чем сульфрезол, уменьшает коэффициент трения, так как она менее вязкая, лучше проникает в зону резания и сильнее понижает температуру в зоне контакта трущихся поверхностей инструмента и детали. Характер изменения трения от скорости резания такой же, как и погрешностей формы резьбы и определяется температурой в скользящем контакте [2].

Для повышения точности формы среднего цилиндра резьбы, как показывают опыты, следует создавать условия обработки, способствующие большему упругому последствию обрабатываемого металла [2].

Л и т е р а т у р а

1. Шагун В.И. Влияние параметров конструкции машинных метчиков на отклонения формы среднего цилиндра резьбы, нарезаемой в стали. - В сб.: Машиностроение. Мн., 1979, вып. 3.
2. Шагун В.И. Влияние условий работы на размеры резьбы, нарезаемой машинными метчиками. - В сб.: Прогрессивная технология машиностроения. Мн., 1970, вып.1.

ТЕХНОЛОГИЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ, ЗАТОЧКИ И ДОВОДКИ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ ЗУБЬЕВ-КОЛЕЦ СБОРНЫХ КРУГЛЫХ ПРОТЯЖЕК

Работоспособность сборных круглых протяжек и прошивок с твердосплавными зубьями-кольцами во многом зависит от качества поверхности и точности изготовления зубьев их рабочей части.

Получение твердосплавных заготовок для режущих, калибрующих и выглаживающих зубьев-колец круглых протяжек может осуществляться двумя методами: прессованием или механической обработкой пластифицированных заготовок, например, из сплавов марок ВК10М, Т5К12В, ТТ7К12 и др., которые по стойкости даже при обычных скоростях протягивания в 5-10 раз превосходят быстрорежущую сталь. При малом количестве и небольших размерах твердосплавных зубьев заготовки для них получают из пластифицированных твердых сплавов механической обработкой. Более универсальным методом получения заготовок является прессование их в специальных пресс-формах [1].

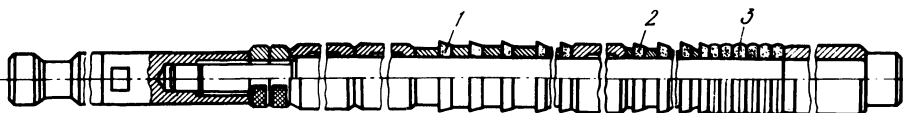


Рис. 1. Сборная круглая протяжка с твердосплавными зубьями-кольцами.

Для получения после протягивания отверстий высоких квалитетов точности (Н7...Н9) и малой шероховатости (7... 9 класс) сборные твердосплавные протяжки (рис. 1) должны быть качественными. В связи с этим сопряженные поверхности всех деталей протяжек следует изготавливать по 6...7 квалитетам точности, а рабочие детали из твердого сплава должны иметь 11-ый класс шероховатости поверхности с $Ra = 0,32...0,5$ мкм, что достигается чистовым алмазным шлифованием и доводкой. При этом диаметры режущих 1 зубьев выдерживаются с допуском 0,01 мм, а калибрующие 2 и деформирующие 3 с допуском 0,005 мм. Все другие детали сборных круглых протяжек (см. рис. 1) и прошивок (оправки, промежуточные кольца, направления и т.д.), изготовленные из инструментальных сталей марок Р6М5 или ХВГ, подвергаются за-

Т а б л и ц а 1

Размеры колец, мм	Протяжки для обработки отверстий					
	ϕ 22Н7		ϕ 50Н9		ϕ 66Н9	
	заготов- ка	зубья-коль- ца	заготов- ка	зубья- кольца	заготов- ка	зубья- кольца
Наружный диаметр, D	23	21,34...22,02	52	49,40... 50,05	68,5	65,40...66,0
Внутренний диаметр, d	13,4	14	29	30	42,5	44
Высота, H	6,6	6	7	6	7,5	6
Припуск на диаметр	—	1,74...0,98	—	2,60... 1,97	—	3,10...2,46

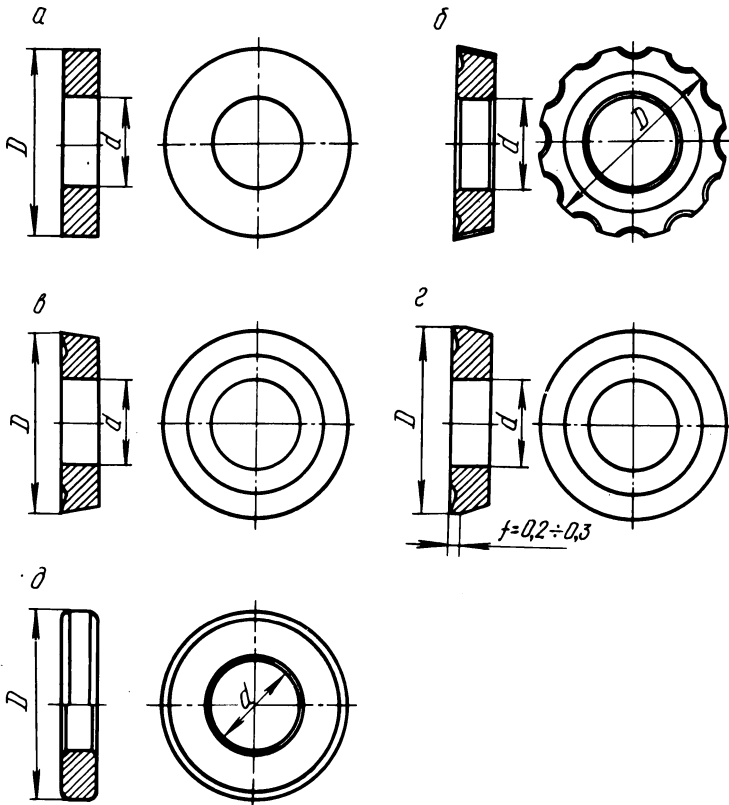


Рис. 2. Заготовка и твердосплавные зубья-кольца.

калке с последующим отпуском с HRC = 45...50, а затем черновой и чистовой шлифовке кругами из электрокорунда белого марок 23А...25А с зернистостью 25...10 на керамической связке К6 и К8 со средней структурой 7...8.

Выше приводятся данные по выбору твердосплавных заготовок и процессу изготовления твердосплавных зубьев-колец сборных круглых протяжек.

После прессования и спекания заготовки из металлокерамических сплавов подвергаются механической обработке алмазными абразивными инструментами, в результате чего обеспечивается получение режущих, калибрующих и деформирующих зубьев-колец протяжек и прошивок для обработки отверстий ϕ 18...80 мм и более в различных деталях. Размеры заготовок для твердосплавных зубьев-колец трех протяжек, а также величины припусков под механическую обработку приводятся в табл. 1.

Из таблицы видно, что наибольшие припуски под обработку на диаметр имеют заготовки для зубьев-колец круглых протяжек больших диаметров. Это связано с большей величиной их деформации и упругого восстановления стенок заготовки.

Обработка твердосплавных заготовок-колец (рис. 2,а) и получение при этом режущих, прорезных и зачистных (рис. 2, б, в), калибрующих (рис. 2, г) и деформирующих (рис. 2,д) зубьев протяжек может производиться алмазным или электрохимическим шлифованием, а также чистовой заточкой и доводкой.

Алмазное шлифование наружных и внутренних цилиндрических, а также торцевых поверхностей твердосплавных зубьев колец производится на универсальных круглошлифовальных станках для внутреннего и наружного круглого шлифования, а также плоскошлифовальных станках, а заточка осуществляется на универсально- или круглошлифовальных универсально-заточных станках для заточки протяжек. При алмазном шлифовании круги на металлической связке применяются для предварительной обработки, а на бакелитовой - для окончательной шлифовки. При этом снимается основной припуск и обеспечивается получение 8 класса шероховатости обработанной поверхности твердосплавных зубьев-колец. Алмазное шлифование производят с охлаждением жидкостью состава (в %): тринатрийфосфат - 0,60; вазелиновое масло - 0,05; бура - 0,30; кальцинированная сода - 0,25; нитрит натрия - 0,10; вода - 98,70.

Маршрутный технологический процесс обработки твердосплавных зубьев-колец алмазным инструментом производится в такой последовательности:

1. Шлифовать внутренний диаметр и 1-ый торец начерно;
2. Шлифовать 2-ую торцевую поверхность;
3. Притупить вручную острые нерабочие кромок в отверстиях алмазным надфилем;
4. Шлифовать по наружному диаметру кольца-зубья с припуском 0,1...0,2 мм (в сборе на технологической оправке);
5. Заточить по передней поверхности зубья-кольца в сборе на оправке;
6. Шлифовать спинки зубьев в сборе на оправке;
7. Шлифовать начисто и довести до 6 качества точности посадочное отверстие и первый торец зубьев-колец;
8. Шлифовать начисто 2-ой торец зубьев колец;
9. Шлифовать по наружному диаметру и довести в размер зубья-кольца;
10. Заточить начисто и довести по передней поверхности зубья;
11. Шлифовать начисто спинку зубьев протяжки;
12. Заточить и довести заднюю поверхность зубьев-колец.

Заслуживает внимания также применение электролитического алмазного шлифования при заточке твердосплавных зубьев-колец. Применение указанного способа обеспечивает повышение производительности процесса изготовления твердосплавных зубьев-колец в 2 - 3 раза. Особенно это наблюдается при больших припусках, когда необходимо вышлифовывать стружко-разделительные канавки и канавки для выхода алмазного круга. Электролитическое алмазное шлифование осуществляется по той же схеме, что и обычное. При модернизации обычного универсального станка напряжение подводится от источников постоянного тока к обрабатываемой твердосплавной заготовке и к алмазному кругу. Напряжение отрицательного полюса источника тока подводится к алмазному кругу, а положительного - к обрабатываемой детали. Правка алмазного круга производится при обработке детали на обратной полярности. Алмазный круг изолируется от шпинделя шлифовальной бабки при помощи специально изготовленной планшайбы. Для осуществления внутреннего электролитического шлифования производят изоляцию полностью всего узла шпинделя текстолитовой втулкой. Подвод напряжения к обрабатываемой детали и алмазному кругу осуществляется через токоприемные кольца и щеточные устройства. В качестве источника постоянного тока применяются селеновые выпрямители с рабочим напряжением 6 В.

При шлифовании используется электролит в виде водного раствора (нитрит натрия - 1,5% и нитрат натрия - 5%). Обработка может производиться кругами на металлической связке МВ-1 и М1. Поперечная подача при шлифовании профиля на проход должна составлять 0,1...0,15 мм/дв. ход, а врезанием - 0,05...0,1 мм на 3...5 оборотов шлифуемой заготовки. Шлифование отверстий производится с поперечной подачей 0,01...0,02 мм/дв.ход. Остальные режимы аналогичны режимам обработки при обычном алмазном шлифовании. Электролитическая алмазным шлифованием может быть обеспечена шероховатость обработанной поверхности 8...9 класса.

Более высокие классы шероховатости обработанной поверхности (10...11) при обработке твердосплавных зубьев-колец могут быть обеспечены за счет чистового или доводочного шлифования мелкозернистыми алмазными кругами (АСОЗБ1 - 100), а также доводкой с помощью специальных чугуновых притиров из серого чугуна СЧ 18...36, шаржированных алмазным порошком АСО2-АСО3. Припуск под доводку не должен превышать 0,01...0,04 мм, усилие на притире - не более 20...25Н.

Особенно тщательной доводке подвергаются цилиндрические ленточки на выглаживающих зубьях. Режимы чистовой заточки и доводки алмазными кругами следующие: $v = 25...40$ м/с, $s_{пр} = 0,5...1$ м/мин; $s_{поп} = 0,01...0,02$ мм/дв. ход или 15...20 об/дет.; при внутреннем шлифовании $v_{дет} = 15...20$ м/мин, а при наружном торцевом - 10...15 м/мин. Глубина при внутреннем шлифовании $t = 0,005...0,01$ мм на 1 об./дет., при торцевом - 0,015...0,025 мм, а при наружном - 0,005...0,01 мм.

Л и т е р а т у р а

1. Жигалко Н.И. Пресс-форма для прессовки заготовок твердосплавных зубьев протяжек. - В сб.: Машиностроение и приборостроение. Мн., 1976, вып.8. 2. Жигалко Н.И., Рабинович Э.Е., Равинский Э.С. Применение сборных твердосплавных протяжек для обработки точных отверстий в деталях гидроаппаратуры. - В сб.: Качество поверхностного слоя при протягивании, Рига, 1976.

МЕХАНИЗМ ОБРАЗОВАНИЯ ШЕРОХОВАТОСТИ ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ И ОПТИМАЛЬНЫЕ УСЛОВИЯ ЕЕ ФОРМИРОВАНИЯ ПРИ ДВУСТОРОННЕМ ПЛОСКОМ ШЛИФОВАНИИ

Двустороннее плоское шлифование торцов деталей является весьма производительным процессом. Для обеспечения устойчивости деталей при их движении между рабочими торцами двух абразивных кругов, как известно, создаются небольшие развороты кругов в вертикальной и горизонтальной плоскостях. В таких условиях обрабатываемые детали под действием усилия подачи легче за-

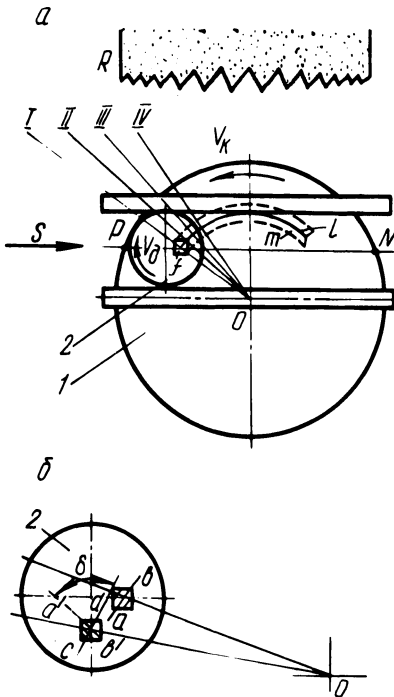


Рис. 1. Схема образования шлифованной поверхности (а) и следов резания в виде сетки (б): 1—шлифовальный круг; 2—шлифуемая деталь; R—абразивный режущий контур, образующийся на уровне центральной линии деталей PN.

тягиваются в рабочую зону, обеспечивая равномерный съём припуска и "калибрование" деталей по высоте на выходной стороне рабочей зоны.

Рассмотрим процесс удаления припуска и схему образования шероховатости шлифованной поверхности на небольшой площадке f со стороны, например 1мм, выделенной на торце детали (рис. 1).

Предположим сначала, что обрабатываемая деталь 2 не имеет вращения вокруг оси, а лишь перемещается между двумя кругами с подачей s , которая обычно находится в пределах 8...10 м/мин. Скорость шлифовальных кругов принимается равной 30...40 м/с. Она в 100-120 раз больше скорости подачи. Следовательно, при перемещении площадки f в горизонталь-

ном направлении на 1 мм по ней проскользнут абразивные зерна, находящиеся на узкой круговой полоске n , средняя длина дуги которой $l = 120$ мм. С некоторым допущением можно считать, что смежные абразивные зерна располагаются на радиальных лучах OI , OII , $OIII$ и т.д. Если все зерна, находящиеся на указанных лучах в пределах дуги l , мысленно совместить в одну плоскость, перпендикулярную чертежу и проходящую через площадку f (луч OI является следом этой плоскости), то в ней сформируется абразивный режущий контур, который скопируется на эту площадку, образуя соответствующую шероховатость.

Поскольку скорость точек круга от периферии к центру уменьшается, то плотность режущего контура R , расположенного вдоль хорды PN , будет максимальной у ее краев и минимальной в средней части. Следовательно, в течение рабочего цикла шлифования величина шероховатости изменяется, переходя от минимума к максимуму, и на выходе деталей опять приобретает минимум.

Вместе с тем заметим, что картина резания металла абразивными зернами в действительном процессе выглядит несколько сложнее. Дело в том, что детали при движении по направлению подачи s совершают медленное вращательное движение (со скоростью v_d) вокруг собственной оси, что приводит к резанию по пересекающимся траекториям и к образованию на шлифованной поверхности так называемой сетки. Этот процесс наглядно представлен на рис. 1,б. Здесь элементарная площадка f показана в увеличенном масштабе. Когда она находится на горизонтали, следы резания имеют направление ab . При повороте детали на угол 90° эти следы займут положение $a'b'$, а новые следы cd будут направлены под некоторым углом δ к прежним.

При интенсивном съеме припуска сетка не образуется, так как в результате большой глубины внедрения абразивных зерен в металл предыдущие следы срезаются. Но в выходной зоне она становится заметной и свидетельствует о высокой точности плоскости. В данном случае все ее геометрические отклонения вписываются в пределы высоты гребешков шероховатости поверхности [1].

По данным [2, 3] лучшие результаты по шероховатости закаленных колец шарикоподшипников №210 были получены на двустороннем торцешлифовальном автомате моделей 6С - 145 при следующих условиях: характеристика шлифовальных кругов 24А40С2Б, частота их вращения 735 об/мин, подача деталей

непрерывная (7...8 м/мин). При этом шероховатость поверхности устойчиво выдерживается в пределах 9-го класса.

Л и т е р а т у р а

1. Ящерицын П.И. Основы технологии механической обработки и сборки в машиностроении. – Мн., 1974. 2. Кузьменкова Ф.М. Исследование точности и качества обработанных поверхностей при двустороннем плоском шлифовании. Автореф. дис. на соиск. уч. ст. канд. техн. наук. – Мн., 1968. 3. Рассулова Ф.М., Ящерицын П.И. Технологические возможности процесса плоского двустороннего шлифования торцом круга. – В сб.: Белорусский политехнический институт. Машиностроение и металлообработка. Мн., 1968, №2.

УДК 621,941

В.П.Ящерицын

ОПТИМАЛЬНЫЕ УСЛОВИЯ БАЗИРОВАНИЯ ОБРАБАТЫВАЕМЫХ ДЕТАЛЕЙ И ГЕОМЕТРИЧЕСКАЯ ТОЧНОСТЬ ДВУСТОРОННЕГО ПЛОСКОГО ШЛИФОВАНИЯ

При двустороннем плоском шлифовании обрабатываемые детали находятся между двумя соосно расположенными и вращающимися в одну сторону с частотой 735...800 об/мин шлифовальными кругами, имеющими диаметры 800...900мм. Детали при помощи специального устройства, обеспечивающего непрерывную подачу s , перемещаются по нижней направляющей планке 5 (рис. 1). Сверху имеется ограничительная планка 4.

В данной схеме реализуется, по существу, бесцентровый способ шлифования. Обрабатываемые детали базируются следующим образом. Торцовая поверхность детали находится в контакте с левым кругом 1 и является установочной базой, равнозначной трем опорным точкам, устраняющим три степени свободы детали. Контакт с нижней линейкой и со смежной деталью равнозначен двум опорным точкам (двойная опорная база), в связи с чем устраняются еще две степени свободы. Остается шестая – возможность вращения детали вокруг собственной оси.

Правый круг 2, осуществляя резание, выполняет также функцию силового замыкания при базировании. Уместно отметить, что это не обычное "жесткое" замыкание, как это име-

ет место при установке деталей в приспособлениях. Рассматриваемая схема обработки позволяет самоустанавливаться деталям в осевом направлении, так как здесь автоматически поддерживается равенство составляющих сил резания P_y , возникающих на обоих торцах, в результате чего сьем металла с левого и правого торцов выравнивается. Это обеспечивает оптимальное "выкраивание" детали из заготовки по высоте.

Большое влияние на процесс шлифования и на точность обработки оказывает правильный разворот кругов. Он осуществляется относительно вертикальной и горизонтальной осей с расчетом перекрытия величины снимаемого припуска и практи-

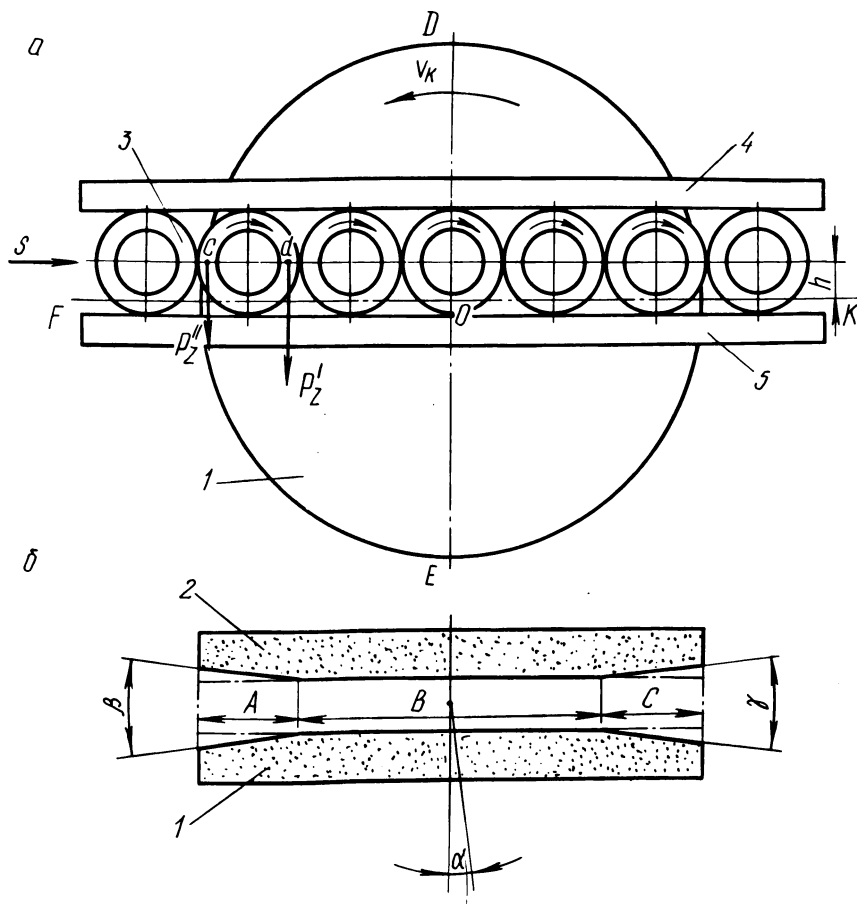


Рис. 1. Схема двустороннего плоского шлифования (а) и форма рабочей зоны, образованная торцами шлифовальных кругов (б).

чески изменяется в пределах одного градуса [1]. При повороте вокруг вертикальной оси ДЕ большее расстояние между рабочими торцами должно быть со стороны входа деталей, а меньшее — со стороны выхода. Следовательно, обрабатываемые детали в данном случае перемещаются во все более сужающуюся сторону рабочей зоны, поэтому лучше используется режущая способность кругов. Затем делают небольшой разворот вокруг горизонтальной оси ГК, создавая уширение в нижней части кругов, что обуславливает появление составляющей силы, прижимающей детали к нижней направляющей планке, в связи с чем улучшается базирование деталей.

При наличии обоих разворотов правящий алмаз, перемещаясь в радиальном направлении, создает форму рабочей зоны с образованием заборной части А (рис. 1,б), где происходит основная работа резания, и калибрующей части В, где осуществляется чистовое шлифование и окончательно формируются плоские торцы деталей. Выходной участок С имеет небольшой обратный уклон, за счет которого резание постепенно убывает до полного его прекращения. Обработка на участке С аналогична процессу выхаживания.

Указанная форма рабочей зоны за период стойкости кругов существенно изменяется и, в частности, увеличивается размер заборной части. В зоне А происходит наиболее интенсивный износ кругов, и если бы не было их разворота вокруг вертикальной оси, то на выходной стороне никакого резания не происходило бы и из рабочего цикла выпал бы этап выхаживания. Разворот кругов на угол α увеличивает угол заборной части β и соответственно уменьшает угол на выходной стороне γ , т.е. $\gamma < \beta$, вследствие чего участок С включается в работу, осуществляя очень тонкое резание с постоянным убыванием его интенсивности.

Для улучшения работы в средней части круга, где скорости очень малы, центровая линия деталей располагается выше осевой линии кругов на величину $h = 15...20$ мм. Из-за уменьшения интенсивности резания в указанной части круга возрастает сила, необходимая для осуществления подачи. Поэтому столб деталей оказывается сжатым, что положительно влияет на надежность базирования, а это в свою очередь повышает точность обработки, в частности, уменьшается перпендикулярность торцов к оси детали.

Как отмечается в работе [1], в результате разности скоростей резания в точках с и d сила p'_z больше силы

r_z'' , поэтому обрабатываемые детали медленно вращаются вокруг собственной оси. По нашему мнению, вращению деталей способствует также и то, что их передняя часть (по направлению подачи s) всегда встречает сужающуюся часть рабочей зоны, абразивные зерна которой глубже врезаются и работают по "свежему" металлу, вызывая тем самым некоторое увеличение силы r_z' . Вращение же деталей в свою очередь способствует повышению точности обработки, выражающейся в уменьшении погрешностей по параллельности и плоскостности.

Подчеркивая положительное влияние вращения заготовок в зоне резания на формирование их точностных характеристик, заметим, что при двустороннем плоском шлифовании в рабочей зоне находится несколько заготовок, поэтому на окончательную точность обработки влияют исходные погрешности не только собственно самой рассматриваемой детали, но и других. Например, если в заходной части А в некоторый момент времени находится более высокая заготовка, то на выходе формируется более низкая. Это, как известно, объясняется упругими отжатыми в технологической системе СПИД.

По данным экспериментов и [2, 3] при шлифовании закаленных колец шарикоподшипников №210 на двусторонних торцешлифовальных автоматах модели 6С-145 оптимальная точность обработки получается при превышении центров шлифуемых деталей относительно осевой линии кругов $h = 16...20$ мм, непрерывной подаче $s = 7...8$ м/мин и двух-трех проходах с глубиной шлифования $t = 0,1$ мм. При этом максимальный разброс высоты шлифованных деталей составляет не более 25 мкм, непараллельность торцев не более 6 мкм.

Л и т е р а т у р а

1. Ящерицын П.И. Основы технологии механической обработки и сборки в машиностроении. - Мн., 1974. 2. Кузьменкова Ф.М. Исследование точности и качества обработанных поверхностей при двустороннем плоском шлифовании. Автореф. дис. на соиск.уч.ст. канд.техн.наук - Мн., 1968. 3. Рассулова Ф.М., Ящерицын П.И. Технологические возможности процесса плоского двустороннего шлифования торцом круга. - В сб.: Белорусский политехнический институт. Машиностроение и металлообработка. Мн., 1968, №2.

А.Ф.Присевок, Г.М.Яковлев, Л.В.Бойко, Г.Я.Беляев,
Н.П.Гайдукевич, Г.Л.Новодворец

МЕХАНО-ХИМИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ, ПРОИСХОДЯЩИЕ ПРИ ТРЕНИИ ПАРЫ МЕТАЛЛ – ПОЛИМЕР

Трение в технике связано с чрезвычайным разнообразием условий нагружения, применяемых материалов и рабочих сред. Поэтому современная теория трения в машинах основывается на данных о механических и физико-химических процессах, возникающих при взаимодействии различных контактирующих материалов и среды (газовой, жидкой, аморфной).

Рассмотрение некоторых из этих процессов составляет предмет механохимии трения, описывающей химическую активацию поверхности твердого тела при механических воздействиях. Однако механохимические явления представляют одну сторону процесса трения и для полного его объяснения требуется изучение "обратного" воздействия физической адсорбции и химических реакций на протекание процессов пластической деформации, что рассматривается физико-химической механикой [1].

Для устойчивой работы пары трения должны выполняться следующие условия: существование устойчивого граничного слоя смазки; ограничение (локализация) участков пластических деформаций и физико-химических превращений в поверхностном слое твердого тела; метастабильное (закономерно перемещаемое) состояние поверхностей трения как следствие динамического равновесия процессов разрушения и восстановления (образования) модифицированных поверхностных слоев металлов и сплавов.

Эти условия характеризуют нормальное внешнее трение, когда отсутствуют любые виды повреждения рабочих поверхностей (микрорезание, схватывание и т.п.) [2].

Диапазон давлений и скоростей скольжения, в котором возникают нормальное трение и износ, а также величины сил трения и скорости износа определяются природой материалов контактирующей пары и активностью внешней среды.

Одна из наиболее необходимых для практики задач теоретических и экспериментальных исследований состоит в следующем:

– установление диапазона нормального трения и интенсивности износа (предельных условий, при которых возникает повреждение);

- установление величины силы трения и скорости износа в этом диапазоне;

- управление процессами трения и износа, заключающиеся в расширении нормального диапазона, сведении к минимуму величины износа и установлении оптимальной силы трения в этом диапазоне; создании условий саморегулирования процессов разрушения и восстановления при трении.

Такая постановка задачи позволит обоснованно подобрать материалы к паре трения с необходимыми механическими и физико-химическими свойствами, т.е. построить модель нормального трения и износа, близкую к реальным условиям эксплуатации.

Многолетние наблюдения [3] за работой деталей вытяжных машин Могилевского производственного объединения "Химволокно" позволили сделать вывод о возможности саморегулирования процессов разрушения и восстановления, протекающих в поверхностных слоях при трении пары металл-полимер, что особенно важно для работы деталей в условиях автоматических непрерывных технологических процессов.

Было установлено [3], что при трении получаемого синтетического волокна по поверхности натяжных роликов (рис. 1) в зоне трения протекают: 1) механохимические процессы,



Рис. 1. Вытяжная машина штапельного агрегата с натяжными роликами (галетами) и жгутом нитей, протягиваемым между роликами.

сопровождающиеся адсорбцией газов и элементов их распада (содержащихся при производстве химических волокон) в рабочую поверхность ролика; 2) упругопластические деформации металла от непрерывного и длительного перемещения волокон по поверхности ролика.

1. Материальный контакт активированного слоя и присутствующих в зоне трения активных компонентов химической среды приводит к их физико-химическому взаимодействию — образованию вторичных структур.

Исследованиями [4] было обнаружено в зоне трения мягкими материалами твердых материалов присутствие водорода и показано его влияние на физико-механические свойства последних, что в основном предопределяет их износостойкость. На основании ряда проведенных экспериментов в этой работе авторы сделали предположение, что присутствие водорода повышает хрупкость материалов и тем самым снижает его прочность (в частности — износостойкость).

В результате длительного (многократного) нагружения и наличия внутренних напряжений в пленке вторичных структур происходит образование и развитие микротрещин, а на поверхности раздела пленки и основного металла происходит ослабление связей, отслаивание пленки и ее унос механическими воздействиями. Далее на обнаженных (ювенильных) поверхностях процесс повторяется. В силу неравномерности нагружения и неоднородности характеристик пленки на поверхности контакта присутствуют оба вышеописанных процесса одновременно.

Термодинамически устойчивым является состояние, когда вся поверхность контакта покрыта пленкой. Но вследствие задержки в восстановлении пленки это состояние выполняется неполностью, что соответствует динамическому равновесию процессов разрушения и восстановления пленки (вторичных структур).

В настоящее время можно указать лишь некоторые направления создания высокой пассивации металла, способного минимально реагировать на действие химически активной среды. К таким направлениям можно отнести применение сталей с высоким содержанием хрома, титана, ванадия, снижающих проникновение водорода (холоднодеформированная, наклепанная сталь, а также сталь ферритного класса склонны к активному поглощению водорода). Очень важно применение для узлов трения, где имеется вероятность водородного износа, смазок, которые в меньшей степени подвержены дегидрогенизации; снижение температур и скоростей скольжения в парах трения

металл-полимер, где даже их незначительное изменение приводит к резкому снижению процесса наводороживания поверхности.

Л и т е р а т у р а

1. Костецкий Б.И., Натансон М.Э., Бершадский Л.И. Механо-химические процессы при граничном трении. - М., 1972.
2. Костецкий Б.И., Бершадский Л.И. Процессы трения в машинах. - В сб.: Надежность и долговечность машин. Киев, 1971.
3. Разработать и внедрить в производство технологию и высокопроизводительную аппаратуру для нанесения износостойких покрытий на быстроизнашивающиеся детали химического оборудования (Отчет по х/д)/292/75. БПИ - Инв. № 292. - Мн., 1978.
4. Гаркунов Д.Н., Поляков А.А. Повышение и износостойкость деталей конструкций самолетов. - М., 1974.

УДК 539.3.374.1

В.В.Бабук, Ю.Ю.Ярмак

К ВОПРОСУ ИССЛЕДОВАНИЯ ШЕРОХОВАТОСТИ И ВОЛНИСТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ППД

Расположение деформирующего элемента относительно обрабатываемой поверхности и направления рабочих движений при обкатке ее роликом имеет определенное значение для улучшения характеристик качества поверхности. Как показано в работе [1], за счет поворота ролика в вертикальной плоскости в направлении продольной подачи на некоторый угол можно уменьшить шероховатость обкатываемой поверхности, что объясняется эффектом проскальзывания.

В более общем случае следует рассмотреть влияние регламентированного расположения ролика относительно обкатываемой поверхности при повороте его в вертикальной плоскости в направлениях как совпадающем, так и противоположном направлению продольной подачи. С этой целью были проведены исследования влияния регламентированного положения ролика в вертикальной плоскости на шероховатость и волнистость обкатываемой поверхности. Исследования проводились на токарно-винторезном станке мод.16К20 на образцах из стали 45 диаметром 50 мм и длиной 300 мм. Исходная шероховатость поверхности образцов составляла 2,3...2,8 Ra. Обкатка про-

водилась на следующих режимах: $v = 0,87$ м/с; $\varepsilon = 0,175$ мм/об; $P = 1000$ Н. Приспособление для обкатки позволяет осуществлять поворот ролика в вертикальной плоскости на некоторый угол α в одном из двух возможных направлений: совпадающем с направлением продольной подачи ролика и противоположном ему (рис. 1).

Оценка шероховатости поверхности производилась по средней высоте микронеровностей R_a , а оценка волнистости — по высоте волны W_z . Измерение указанных параметров выполнялось с помощью профилометра — профилографа модели 201. Величина R_a определялась путем непосредственного ее измерения. Для определения W_z записывалась волнограмма поверхности, по которой находилось пять высот волнистости.

В результате проведенных исследований получены следующие зависимости шероховатости и волнистости поверхности от угла поворота ролика (рис. 2).

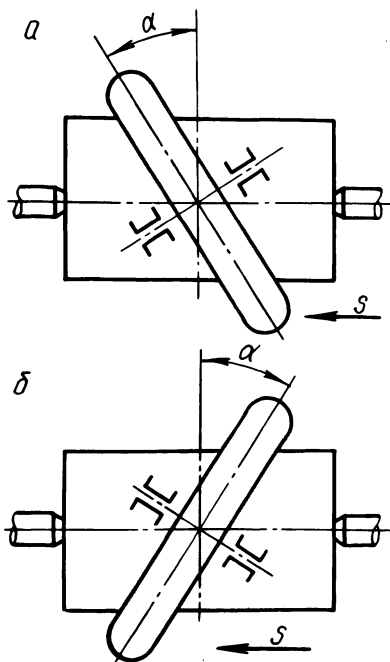


Рис. 1. Схема обкатки с поворотом ролика в вертикальной плоскости в направлениях, совпадающем (а) и противоположном (б) направлению продольной подачи.

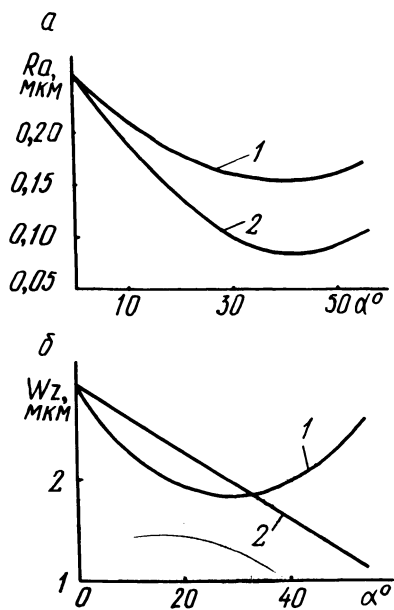


Рис. 2. Зависимость шероховатости (а) и волнистости (б) поверхности от угла поворота ролика в направлениях, совпадающем (1) и противоположном (2) направлению продольной подачи.

Как видно из приведенных данных, во всех случаях шероховатость поверхности при наличии проскальзывания ролика меньше шероховатости поверхности, обкатанной без проскальзывания ($\alpha = 0^\circ$). При обкатке без поворота ролика величиной проскальзывания, обусловленной несовпадением плоскости симметрии ролика, перпендикулярной его оси, с направлением следа ролика на поверхности обкатываемой детали (винтовой линии), пренебрегаем ввиду малости угла между ними (в данном случае этот угол составляет $0^\circ 4'$). Шероховатость поверхности уменьшается с увеличением угла поворота ролика. Наименьшего значения она достигает при $\alpha = 35 \dots 45^\circ$, как при повороте ролика в любом направлении. Однако следует отметить, что при одних и тех же режимах обкатки при повороте ролика в сторону, противоположную продольной подаче, шероховатость поверхности меньше, чем при повороте ролика в направлении, совпадающем с продольной подачей. В указанном выше интервале углов поворота эта разница достигает 25...30%. Примерно аналогичное влияние оказывает поворот ролика и на высоту волнистости поверхности.

Таким образом, поворот ролика в вертикальной плоскости в направлении, противоположном продольной подаче, позволяет получить при одних и тех же режимах обкатки меньшую шероховатость и волнистость поверхности по сравнению с обкатываемой без проскальзывания, а также с проскальзыванием при повороте ролика в сторону продольной подачи.

Когда ролик повернут в направлении, совпадающем с продольной подачей, зона пластического течения поверхностного слоя металла находится главным образом за роликом. В этом случае уменьшение шероховатости поверхности происходит в основном за счет проскальзывания.

При повороте ролика в направлении, противоположном продольной подаче, зона пластического течения поверхностного слоя металла находится перед роликом (аналогично случаю, когда $\alpha = 0^\circ$) и возникающая перед ним волна (в противоположность предыдущему случаю) находит на еще не обработанную поверхность и вновь попадает в зону контакта. Предполагается, что это обстоятельство в сочетании с проскальзыванием обеспечивает значительно больший эффект выглаживания поверхности.

Таким образом, поворот ролика относительно его нейтрального положения в сторону, противоположную продольной подаче, приводит к некоторому изменению сущности процесса обкатывания. В этом случае мы имеем принципиально новый процесс, со-

четающий в себе явления выглаживания и обкатывания поверхности. Указанный метод может быть назван выглаживающим обкатыванием или выглаживанием вращающимся роликом.

Л и т е р а т у р а

1. Чистосердов П.С. Влияние проскальзывания деформирующего ролика на шероховатость накатанной поверхности. - В сб. Машиностроение и приборостроение, 1975, вып. 7.

УДК 621.785

В.Г.Ходосевич, А.И.Шевцов, В.С.Ивашко,
Г.Я.Беляев

ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ЧАСТИЧНО ОПЛАВЛЕННЫХ МЕТАЛЛИЗАЦИОННЫХ ПОКРЫТИЙ

Как показали исследования, опубликованные в работе [1], частичное оплавление металлизационных покрытий позволяет повысить их износостойкость при трении со смазкой и статическом нагружении.

Проведенные исследования [1] позволили также определить суммарную относительную площадь неоплавленных участков S , величина которой установлена в условиях трения со смазкой машинным маслом. Целью предлагаемой работы является определение значения S для защитных слоев деталей, подвергающихся износу в среде нефти. Для достижения поставленной цели покрытия с изменяющейся S испытывали в соответствующих условиях на машине трения СМЦ-2.

Образцами служили стальные диски диаметром 55 мм и шириной 12 мм, напыленные по цилиндрической поверхности сплавом ПГ-СР4 грануляцией 160...200 мкм. Режимы напыления соответствовали максимальному коэффициенту использования наносимого материала. Толщина напыленного слоя составляла 1,5 мм. Для сохранения прочностных характеристик частично оплавленных покрытий ширина неоплавленных участков должна быть минимальной (3...6 мм). При подготовке дисковых образцов ширина неоплавленных участков составляла 4...5 мм. Твердость оплавленного материала покрытия - HRC 55...58.

Контртелом служил прямоугольный стальной образец размером 5x8x20 мм с твердостью рабочей поверхности HRC 45...48.

В качестве смазки использовали нефть с содержанием парафина (4,3%) и серы - (2,7%), плотностью - 830 кг/м^3 , кинематической вязкостью при 293 К - $38 \times 10^{-5} \text{ м}^2/\text{с}$.

Путь трения в паре диск-колодка составлял $172,76 \text{ км}$. В процессе испытаний наряду с параметром S варьировали скорость скольжения v и нормальное давление p в паре трения. Мерой износа служила потеря веса дисковых образцов при их взвешивании на аналитических весах с точностью $0,1 \text{ мг}$. Каждый опыт повторяли три раза с последующим определением среднеарифметических данных и оценкой дисперсии. Перед испытаниями образцы притирались, тщательно промывались растворителем и просушивались при температуре $470 \pm 20 \text{ К}$.

Исследования износостойкости проводили с применением планирования эксперимента, что существенно сократило количество опытов и общую длительность процесса лабораторных испытаний. Согласно методике планирования испытания выполняли по схеме трехфакторного эксперимента типа 2^3 . При этом каждый из факторов (S , v , p) принимал максимальное и минимальное значения, представленные в табл. 1.

Матрицу планирования можно представить в виде табл. 2.

На основании полученных данных установим зависимость интенсивности изнашивания от относительной площади неоплавленных участков покрытия, скорости скольжения и нормального давления трущихся пар. Для этого математическую модель изнашивания покрытий запишем как неполное уравнение второй степени

$$Q = B_0 + B_1 \cdot v + B_2 \cdot p + B_3 \cdot S + B_{12} \cdot v \cdot p + B_{13} \cdot v \cdot S + B_{23} \cdot p \cdot S, (1)$$

где Q - весовой износ дисковых образцов, мг/км ; B_0 , B_1 , B_2 , B_3 , B_{12} , B_{13} , B_{23} - коэффициенты регрессии.

Для определения коэффициентов регрессии уравнения (1) обработку экспериментальных данных осуществляли на электронно-вычислительной машине ЕС 10-20.

Т а б л и ц а 1

Уровень	Фактор			Кодовые значения уровней в матрице планирования
	$v, \text{ м/с}$	$p, 10^7 \text{ Н/м}^2$	$S, \%$	
Максимальный	2,87	1,5	40	+
Минимальный	1,43	0,5	0	-

Т а б л и ц а 2

№ опыта	Кодовое значение						Износ образцов, мг/км		
	скорости скольже- ния, v	нормального давления, p	относительной площади не- оплавленных участков, S	v·p	v·S	p·S	Q ₁	Q ₂	Q ₃
1	+	+	+	+	+	+	0,02781	0,02787	0,02784
2	—	+	+	—	—	+	0,02726	0,02722	0,02724
3	+	—	+	—	+	—	0,01482	0,01482	0,01487
4	—	—	+	+	—	—	0,00749	0,00751	0,00740
5	+	+	—	+	—	—	0,01799	0,01797	0,01798
6	—	+	—	—	+	—	0,03411	0,03374	0,03392
7	+	—	—	—	—	+	0,00748	0,00784	0,00766
8	—	—	—	+	+	+	0,01683	0,01680	0,01686

В результате обработки и определения коэффициентов получено следующее уравнение:

$$Q=0,0192-0,00213v+0,0753p+0,000135S-0,00169vp+0,00415vS+0,000673pS. \quad (2)$$

Анализ (2) показывает, что для стабилизации минимальной величины износа при увеличении относительной площади оплавленных участков необходимо повысить скорость скольжения или уменьшить нормальное давление в трущейся паре. Наиболее резкое увеличение скорости необходимо при $S=20\%$. Это значение параметра следует считать предельно допустимым для сохранения минимальных износов частично оплавленных покрытий, эксплуатирующихся в среде нефти.

Л и т е р а т у р а

1. К вопросу оплавления металлизационных покрытий / В.Г. Ходосевич, А.И.Шевцов, В.С.Ивашко, Г.Я.Беляев. - В сб.: Машиностроение. Мн., 1980, вып. 5.

УДК 621.9

Г.И.Меламед

О ПРОБЛЕМЕ ПОИСКА И ВЫБОРА ОПТИМАЛЬНОГО КОНСТРУКТИВНО-ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ВАРИАНТА АВТОМАТИЧЕСКИХ ЛИНИЙ ИЗ АГРЕГАТНЫХ СТАНКОВ

Завод-заказчик автоматической линии (АЛ), оговорив в техническом задании на ее проектирование и изготовление величину производительности и технические требования на обработку детали, по меньшей мере рассчитывает, что перечисленные требования будут гарантированно выполнены на протяжении всего периода эксплуатации АЛ (несмотря на физическое старение ее оборудования) и применение этой АЛ обеспечит получение определенного экономического эффекта. В лучшем случае заказчик вправе ожидать, что АЛ будет выполнена в оптимальном или подоптимальном (достаточно близком к оптимальному) варианте.

В настоящее время усилия ряда ученых (Бруевич Н.Г., Волчеквич Л.И., Клусов И.А., Дашенко А.И., Черпаков Б.И. и др.) направлены на создание общей теории поиска и выбора оптимальной компоновки АЛ или рабочей машины на стадии ее проектирования. Отдавая должное их предложениям и разработкам,

нельзя не отметить узость самого понятия "оптимальная компоновка АЛ или рабочей машины", принятого в них.

По нашему мнению, оптимальной является компоновка, которая:

1) обеспечивает обработку детали в соответствии с оговоренными техническими требованиями;

2) гарантированно удовлетворяет завод-заказчик по величине технической производительности АЛ на протяжении всего периода выпуска объекта производства;

3) характеризуется показателями надежности, максимально близкими к одноименным оптимальным значениям;

4) обеспечивает получение наибольшего экономического эффекта, а при равенстве или достаточно близких значениях последнего для нескольких компоновок – располагает максимальным резервом производительности.

Для решения задачи в такой постановке необходимо, как показали наши исследования, располагать:

а) руководящими материалами, позволяющими оценить точностные возможности различных компоновок (конструктивно – технологических вариантов);

б) методикой, позволяющей с достаточной точностью определить величину технической производительности различных компоновок;

в) разработками, позволяющими оценить величину технической производительности проектируемых вариантов в любой момент отработанного оборудованием времени, т.е. оценить снижение величины технической производительности вследствие физического старения оборудования;

г) формулами для определения оптимальных значений показателей надежности оборудования АЛ;

д) целевой функцией выбора наиболее экономически целесообразной компоновки.

Сущность предложенных нами методик и разработок сводится принципиально к следующему.

1. Задача количественной оценки точности обработки детали на АЛ решается сочетанием статистического и расчетно-аналитического методов. На начальном этапе решения задачи, когда необходимо ответить на вопрос, способна ли данная компоновка обеспечить обработку детали в соответствии с оговоренными техническими требованиями, вполне достаточно информация, предоставляемая статистическим методом. На последнем же этапе, когда оптимальный вариант компоновки АЛ уже выбран, может потребоваться проверка показа-

телей его точностных возможностей, для чего целесообразно применить расчетно-аналитический метод.

На начальном этапе решения рассматриваемой задачи используются таблицы, разработанные по результатам статистического обследования на точность обработки деталей на АЛ. В этих таблицах приведены данные, характеризующие количественную связь между наиболее встречающимися техническими требованиями на обработку детали на АЛ и вероятным процентом брака в зависимости от ряда факторов, а именно: способа базирования детали, связи обрабатываемой поверхности с установочной базой, метода обработки детали и типа линии (спутниковая или бесспутниковая).

2. Техническая производительность Q_T является функцией длительности цикла $t_{\text{ц}}$ и коэффициента технического использования. В свою очередь последний зависит от величины удельной длительности настройки узлов (элементов) оборудования V_0 и инструментальной наладки АЛ. Как показали наши исследования, при расчете величины V_0 необходимо учитывать количество элементов, их функциональные особенности, частоту срабатывания, напряженность режимов работы и их ремонтпригодность.

Величина $t_{\text{ц}}$ в конечном итоге является функцией режимов обработки детали на АЛ. Как известно, выбор режимов резания с помощью ЭВМ для универсального оборудования осуществляется по критерию минимума себестоимости обработки или максимума производительности и сводится к привязке полученных результатов к ступеням подач и скоростей этого оборудования. Применительно к АЛ рассматриваемая задача значительно усложняется, так как, во-первых, из-за отсутствия на ранних стадиях проектирования необходимых данных критерий себестоимости неприменимы; во-вторых, необходимо вначале по расчетным усилиям подачи и крутящим моментам резания выбрать силовые узлы и шпиндельные коробки, а затем осуществить указанную привязку к этим узлам. Именно эти обстоятельства не учитываются в известных алгоритмах выбора с помощью ЭВМ режимов обработки детали на АЛ. Согласно разработанному нами алгоритму, реализованному посредством языка ФОРТРАН, задача решается по критерию безусловного обеспечения величины заданной производительности с учетом изложенных выше положений. Модульный принцип построения программ охватывает такие виды операций как сверление, нарезание резьбы, зенкерование, развертывание и фрезерование.

Т а б л и ц а 1

Показатель	Тенденция и условия ее проявления		
	возрастание	снижение	стабильность
λ_o — параметр потока отказов оборудования	Вследствие физического старения оборудования (конструкция и режимы работы стабильны)	В результате модернизации оборудования	На относительно коротких отрезках времени работы оборудования (примерно до 3 тыс.ч.)
η_{Γ_o} — коэффициент готовности оборудования АЛ	При снижении величины $\lambda_o t_{cp}$	При возрастании $\lambda_o t_{cp}$	При $\lambda_o t_{cp} = \text{const}$
$\eta_{\Gamma_o} = \frac{1}{1 + \lambda_o t_{cp}}$ t_{cp} — среднее время устранения случайного отказа оборудования, ч	Проявляется при модернизации оборудования АЛ и совершенствовании квалификации обслуживающего персонала	Если $t_{cp} = \text{const}$, то проявляется при стабильности конструкции оборудования и режимов его работы на протяжении длительного времени	На относительно коротких отрезках времени работы оборудования
Q_T — техническая производительность линии	При снижении $t_{ц} + t_{пл} + t_{п}$	При возрастании $t_{ц} + t_{пл} + t_{п}$	При $t_{ц} + t_{пл} + t_{п} = \text{const}$
$Q_T = \frac{1}{t_{ц} + t_{пл} + t_{п}}$	Четко проявляется при снижении $t_{ц} t_{п}$	Четко проявляется при возрастании $t_{ц} t_{п}$	На относительно коротких отрезках времени работы АЛ
$t_{пл}$ — планируемые затраты времени на техническое обслуживание АЛ, приходящиеся на 1 деталь, ч	$t_{п} = \lambda_{а.л} t_{cp}$ $\lambda_{а.л} = \lambda_o + \lambda_{п}$		
$t_{п}$ — потери времени из-за ненадежности АЛ, приходящиеся на 1 деталь, ч	$\lambda_{п}$ — параметр потока отказов инструментальной наладки АЛ, 1/ч		

3. Как видно из табл. 1, изменение основных технических показателей АЛ характеризуется тремя тенденциями: снижением, возрастанием и стабильностью; для реализации каждой из них требуется сочетание определенных условий. С точки зрения потребителя АЛ опасна тенденция падения во времени величины Q_T ниже уровня заданной производительности. Отсюда возникает необходимость в обоснованном прогнозировании величины Q_T на любой момент времени на протяжении всего срока службы АЛ. Решение этой задачи основано на установленной нами закономерности снижения во времени величины λ_0 (см. табл. 1) при условии практической стабильности конструкций оборудования и режимов обработки деталей на АЛ. В результате статистического обследования ряда АЛ установлено, что снижение величины Q_T , например, за 8 лет их эксплуатации лежит в пределах от 2 до 16% от начального значения.

4. Решение задачи определения оптимального значения параметров потока отказов оборудования АЛ основывается на: 1) подразделении суммарных затрат на ремонт оборудования на две составляющие – затрат на ремонты, производимые согласно ЕС ППР, и затрат на случайные ремонты (для расчета последних используется закономерность возрастания во времени параметра потока отказов оборудования); 2) зависимости, описывающей связь стоимости оборудования АЛ и уровень его безотказности. С учетом этих положений выведена формула для определения оптимального значения параметра потока отказов оборудования λ_0^{OPT} , пользуясь которой подсчитаны значения λ_0^{OPT} при различных значениях аргументов. Результаты расчетов для удобства их использования сведены в справочные таблицы.

5. В качестве критерия выбора оптимальной (подоптимальной) компоновки АЛ принята известная целевая функция минимума приведенных затрат Π_3 . Для определения ее величины необходимо располагать ценой АЛ, которая на ранних стадиях проектирования последней может быть найдена с известным приближением. Погрешность определения Π_3 зависит прежде всего от неточности прогнозирования цены АЛ на ранней стадии ее проектирования (например, при погрешностях расчета цены АЛ от 1 до 5% рассеивание значений Π_3 достигает 0,68–3,4%). Между тем, как показали расчеты, расхождение между прогнозируемой и калькуляционной ценой АЛ составляет нередко более 10%. В этих условиях выбрать компоновку, характеризующую истинным минимумом Π_3 , весьма затруднительно

или даже практически исключено. В самом деле, при неблагоприятных сочетаниях погрешностей в определении цены анализируемых компоновок АЛ не исключено, что выбранная по вышеуказанному критерию компоновка как наиболее экономически целесообразная таковой в действительности не является. В связи с этим предложен дополнительный критерий решения задачи в виде максимума резерва производительности, определяемого как разность между величинами технической и проектной (заданной) производительностей.

По описанным выше разработкам поиска и выбора оптимального конструктивно-технологического варианта (компоновки) АЛ решается по следующему методическому плану.

На шаге I производится отбор n вариантов, которые обеспечивают обработку детали в соответствии с оговоренными техническими требованиями. Для этого используются таблицы, характеризующие точностные возможности различных компоновочных решений АЛ.

Шаг II посвящен отбору s компоновок ($s < n$), которые удовлетворяют завод-потребитель АЛ по величине Q_T в начальный период эксплуатации АЛ. При этом используются: а) алгоритм выбора режимов резания и расчета Q_T с помощью ЭВМ; б) методика расчета удельной длительности настройки АЛ.

На шаге III отбирается r компоновок ($r < s$), гарантированно удовлетворяющих завод-потребитель АЛ по величине Q_T на протяжении времени выпуска объекта производства. Решение этой задачи основано на использовании закономерности возрастания во времени величины λ_0 .

Отбор z компоновок ($s < r$), которые по своим показателям надежности максимально близки к одноименным оптимальным значениям, осуществляется на шаге IV. Определение величины $\lambda_0^{(опт)}$ ведется по формулам и таблицам.

На шаге V выбирается компоновка, которая обеспечивает получение максимального экономического эффекта. При этом в качестве основного критерия используются приведенные затраты, а в качестве дополнительного – максимум резерва производительности АЛ.

Изложенные рекомендации и разработки проверены на практических примерах и доведены до состояния, позволяющего применить для выбора оптимальной компоновки АЛ из агрегатных станков современную вычислительную технику.

СОЗДАНИЕ ПРЕДВАРИТЕЛЬНОГО НАТЯГА В ШАРИКОВИНТОВЫХ МЕХАНИЗМАХ

Для повышения точности перемещений, осуществляемых шариковинтовыми механизмами (ШВМ), необходимо обеспечить постоянство угла контакта, уменьшить проскальзывание шариков в зоне площадки контакта и колебание центров шариков относительно оси вращения винта, обеспечить независимость жесткости от нагрузки.

При идеально точном изготовлении элементов резьбового соединения оси винта и гайки собранной пары не совпадают вследствие наличия радиального зазора. При действии осевого усилия на гайку оси винта и гайки стремятся совпасть. Когда осевой люфт выбран, шарики занимают положение на дорожках качения, соответствующее начальному углу контакта. При увеличении значения осевого усилия, в результате поперечной деформации тела винта и гайки, угол контакта увеличивается. При неравномерном распределении нагрузки, даже при идеальном изготовлении элементов резьбового соединения, точки контакта шариков с винтом и гайкой будут располагаться не на цилиндрической поверхности, т.е. угол контакта не будет постоянным по длине резьбового соединения. При движении шариков местные ошибки шага и погрешности изготовления профилей резьбы винта и гайки также оказывают влияние на изменение угла контакта.

Из вышеизложенного следует, что изменение угла контакта происходит не только вследствие неточности изготовления элементов резьбового соединения, но и вследствие недостатков, присущих полукруглому профилю. Поэтому точность установочных перемещений и других выходных параметров ШВМ может быть ниже точности изготовления элементов резьбового соединения.

Для обеспечения высокой точности выходных параметров ШВМ необходимо предусматривать возможность регулирования предварительного натяга. Однако, значительное усилие предварительного натяга снижает долговечность и КПД шариковинтового механизма. Поэтому выбор натяга, обеспечивающего заданную жесткость ШВМ, является важной частью расчета механизма.

Известно, что в случае правильного выбора предварительной нагрузки кривая зависимости деформаций от нагрузки $\delta = f(Q)$ приближается к прямой линии. С учетом такой закономерности определение величины предварительного натяга производилось следующим образом.

На испытательном стенде был установлен винт с одной гайкой. По экспериментальным данным построен график $\delta = f(Q)$. По графику (рис. 1) определена величина предварительного натяга $\delta_{n \max}$, обеспечивающего необходимую жесткость данного ШВМ, в следующей последовательности. Продолжен прямолинейный участок зависимости деформаций от нагрузки до пересечения с осью ординат. Отрезок ОА равен необходимой величине предварительного натяга $\delta_{n \max}$, обеспечивающего максимальную жесткость данного ШВМ, величина которой не зависит от приложенной нагрузки. Отрезок ОQ_n указывает величину предварительной нагрузки, обеспечивающей необходимую величину натяга $\delta_{n \max}$.

В такой же последовательности проведены экспериментальное и графическое определение $\delta_{n \max}$ для второй гайки.

На стенде собран ШВМ, состоящий из двух гаек и винта. Гайки смещены в осевом направлении до полного устранения зазоров между шариками и дорожками качения. Отсутствие осевого зазора определяется по графикам, полученным при нагружении и разгрузке механизма с изменением направления действующего усилия. Зазор будет отсутствовать, если деформации $Q_A + Q_B$ ШВМ в сборе (рис. 2), нагруженного таким образом силой Q, примут значение, равное сумме деформаций каждой из шариковинтовых пар при той же нагрузке и отсутствии осевого зазора. Затем измеряется величина зазора h между фланцем одной из гаек и корпусом ползушки, в котором закрепляются гайки (рис. 3). Эта величина и будет соответствовать размеру прокладок, которые необходимо установить для обеспечения геометрического контакта шариков с дорожками качения при отсутствии нагрузки на тела качения (нулевой натяг).

Размеры прокладок для обеспечения максимального натяга $\delta_{n \max}$ определяются по следующей формуле:

$$h_2 = h_1 \pm \delta_{n \max}$$

где h_1 – размер прокладок, обеспечивающих нулевой натяг. Знак плюс ставится, если натяг создается при удалении гайки, знак минус – если гайки сближаются.

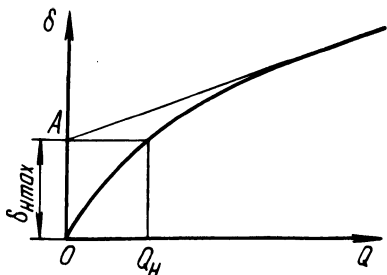


Рис. 1. Определение величины предварительного натяга, обеспечивающего максимальную жесткость ШВМ.

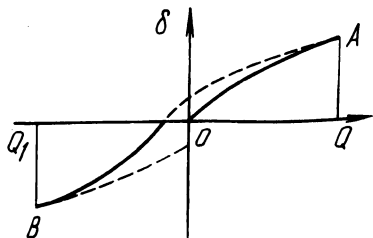


Рис. 2. Зависимость $\delta=f(Q)$: непрерывная линия — нагружение, пунктир — разгружение.

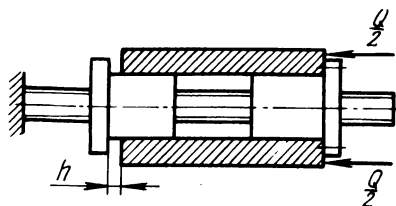


Рис. 3. К определению толщины прокладок, обеспечивающих заданный натяг.

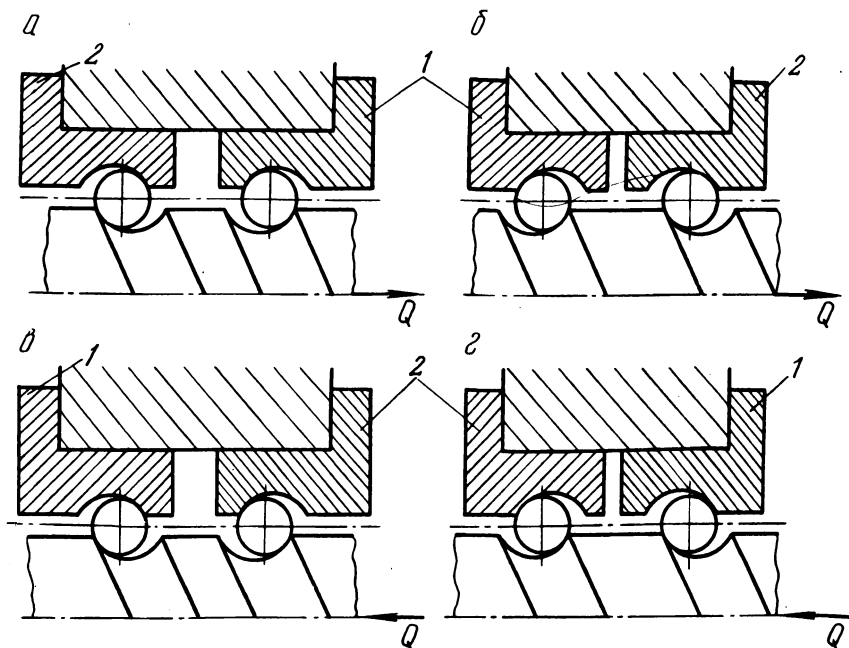


Рис. 4. Схемы монтажа ШВМ: а — винт растянут — гайка растянута, б — винт растянут — гайка сжата, в — винт сжат — гайка растянута, г — винт сжат — гайка сжата; 1 — вспомогательная, 2 — рабочая гайка.

Как показали теоретические исследования, жесткость ШВМ зависит от схем нагружения. Созданием предварительного натяга в том или ином направлении можно изменить схему нагружения. В зависимости от направления действия осевого усилия и предварительного натяга можно получить четыре варианта схем монтажа ШВМ (рис. 4).

Исходя из необходимости получить наименьшие деформации и напряжения на дорожках качения, следует рекомендовать схемы монтажа, изображенные на рис. 4, а, г. Они обеспечивают наиболее равномерное распределение нагрузки по виткам рабочей гайки, а следовательно, наименьшие деформации и напряжения на дорожках качения.

УДК 658.3.043

Б.С.Гальперин, В.Ф.Горошко, Е.А.Маркин,
Е.И.Моисеенко

ИССЛЕДОВАНИЕ ШУМА И ЗВУКОВЫХ ВИБРАЦИЙ ПРОТЯЖНЫХ СТАНКОВ

Постоянное воздействие шума на органы слуха вызывает различные реакции организма человека в зависимости от интенсивности звука, его продолжительности и частотного спектра.

Реакции вегетативной нервной системы начинаются примерно с уровня шума в 65 дБ и могут уже вызвать нарушения работы вестибулярного аппарата. Адаптации к продолжительному по времени шуму указанного уровня уже не происходит. Поражения органов слуха могут наблюдаться при уровне шума в 90 дБ. Поэтому снижению уровня шума и вибраций придается большое значение. Допустимые уровни шума определяются отраслевым стандартом ОСТ 2 Н89-40-75.

В статье приводятся некоторые результаты исследований горизонтально-протяжного станка с тяговым усилием 200 кН. Пороговые значения интенсивности звука, скорости, ускорения и смещения соответствуют 10^{-16} Вт/см², $5 \cdot 10^{-6}$ см/с², 3×10^{-2} см/с² и $8 \cdot 10^{-10}$ см. При исследованиях использовалась аппаратура фирмы "Брюль и Кьер". Условия измерений выбирались в соответствии с ОСТ 2 Н89-40-75, обработка данных производилась в соответствии с ГОСТ 8.055-73.

Цель работы заключалась в количественной оценке уровней шума и вибрации основных элементов конструкции, исследовании основных источников шума и разработке рекомендаций по снижению его уровня.

Исследование уровней виброускорений боковых стенок станины и магистрального трубопровода на звуковых частотах позволило выявить зоны интенсивного возбуждения (рис. 1). Наибольший уровень колебаний 78...85 дБ наблюдается в зоне крепления рабочего цилиндра. Уровень колебаний трубопроводов доходит до 88 дБ. Спектральный анализ шума и вибраций в третьоктавных полосах частот позволил установить, что максимальные уровни составляют 315, 630 и 1600 Гц (рис. 2). Анализ конструкции и расчет колебаний основных систем горизонтально-протяжного станка показали, что частота 315 Гц является частотой радиально-поршневого насоса, который и создает тональный шум. Кроме того установлено, что наибольшие уровни звукового давления вдоль боковой стенки станины соответствуют ее зонам наибольшего возбуждения колебаний.

Рис. 1. Форма (сечение 1—1) и зоны интенсивного возбуждения колебаний на звуковых частотах боковой стенки станины горизонтально-протяжного станка.

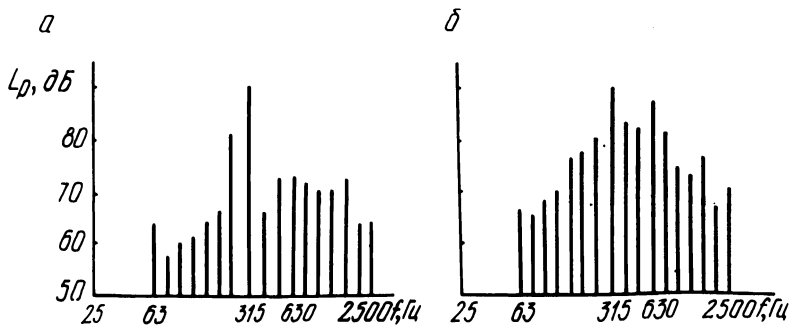
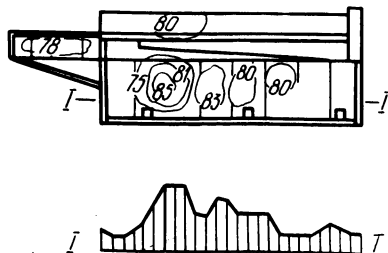


Рис. 2. Спектры шума в третьоктавных полосах частот горизонтально-протяжного станка: а — магистральный трубопровод отсоединен; б — станок в сборе.

С целью выявления влияния трубопроводов на формирование спектров звукового давления и общий уровень шума были проведены исследования станка в сборе и с отсоединенными трубопроводами (см. рис. 2). При этом уровень давления в насосной установке контролировался тензометрической аппаратурой и сохранялся постоянным. Анализ полученных результатов показал, что трубопровод оказывает значительное влияние на характер частотного спектра и общий уровень шума. В районе насосной установки уровень шума при отсоединении трубопровода снижается на 6 дБ. Выполненный на основании полученных экспериментальных данных расчет с использованием известных номограмм позволил установить, что трубопровод создает уровень шума в 82 дБ, а насосная установка — 87 дБ. Анализ изменений характеристик звукового поля вдоль станины показал, что вследствие передачи колебаний через "акустические мостики", которыми являются места крепления цилиндра к станине и фундамент, станина излучает шум, не превышающий 70...75 дБ.

Известно, что качественно соотношение между активной и реактивной составляющими звукового давления оценивается величиной волнового числа K и размерами излучателя R . Если $KR < 1$, излучатель плохо излучает звук. В этом случае за период колебания излучатель и среда обмениваются энергией, которая не участвует в формировании звукового поля излучателя. Если активная составляющая больше реактивной ($KR > 1$), излучатель считается эффективным.

В нашем случае наблюдается интенсивное излучение ($KR \approx 1,5$). Соотношение частотных характеристик системы не является оптимальным.

Анализ соотношений длин волн в воздухе и в пластине позволяет оценить мощность излучения. При некоторой критической частоте f_k длины волн изгиба в пластине и в среде совпадают. И при $f > f_k$ происходит наиболее интенсивное излучение звука. Критическая частота для нашего случая $f_k \approx 100$ Гц.

При частотах колебаний, равных 100 Гц, излучение максимально, при $f_k > 2000$ Гц интенсивность излучения значительно снижается.

Эксперименты показали, что нагрев станка оказывает влияние на уровень звуковых колебаний, снижая его на 5...7 дБ. Это объясняется изменением характеристик утечек в системе.

Таким образом, основным источником шума в протяжных станках является насосная установка и трубопровод. Доля ста-

нины в общем балансе шума не превышает 1...1,5 дБ. Наиболее интенсивно излучение на частотах 150...2000 Гц.

На основании полученных результатов анализу подвергались различные варианты активного и пассивного шумопоглощения и шумоизоляции.

Использование только местных вязкоупругих покрытий (ВМЛ-25) на трубопроводах предполагает снизить уровень шума на 5...7 дБ. Изоляция насоса и электродвигателя от корпуса масляного бака прокладками типа "Сэндвич", ликвидация выявленных "акустических мостиков" позволит уменьшить передачу энергии колебаний и, следовательно, уменьшить интенсивность излучения. Экранирование насосной установки по расчету уменьшит шум на рабочем месте на 10 дБ. В связи с тем, что гасить звуковые колебаний надо на частотах примерно 300...1500 Гц, предполагается использовать экран с перфорацией и воздушным зазором. Коэффициент звукопоглощения этой конструкции лежит в пределах 0,88...0,94.

УДК 621.923-924

Г.В.Тилигузов, Е.С.Яцура,
В.М.Шевченко, Э.Ф.Капанец

ОПТИМИЗАЦИЯ РЕЖИМОВ ШЛИФОВАНИЯ С УЧЕТОМ ТРЕБОВАНИЙ К ТОЧНОСТИ ДЕТАЛЕЙ

При расчетах оптимальных режимов резания должны находиться такие их значения, которые обеспечивают изготовление обрабатываемых изделий требуемого качества с наименьшими производственными затратами. Обычно однозначные базовые зависимости, используемые при определении оптимизации режимов шлифования, не учитывают фактического состояния системы СПИД и факторов, обусловленных изменением технологических условий. В таких случаях, как правило, не удается надежно обеспечить технические требования ко всем контролируемым параметрам деталей или сделать прогноз об их изменении в процессе длительной эксплуатации.

Для решения данных вопросов необходимо получить и ввести в модели оптимизации математические выражения, адекватно описывающие взаимосвязь показателей качества обрабатываемых деталей с технологическими факторами и параметрами оборудования. Связи между случайными выходными параметрами

y_i (погрешности обработки) и неслучайными факторами x_i (значения режимов резания) описываются многофакторными регрессионными зависимостями и наиболее эффективно выявляются с помощью методов планирования многофакторных экспериментов [1].

Исходные зависимости могут использоваться в моделях оптимизации режимов резания как целевая функция и как ограничение, определяющее допустимую область изменения факторов. Для оптимизации следует отыскать вектор $X_{\text{опт}}$ оптимальных значений режимных факторов, которые обеспечивают экстремум целевой функции $Y = \varphi(x)$ при определенной величине вектора постоянных параметров системы СПИД в заданной области факторного пространства.

Методика построения моделей оптимизации режимов резания рассматривается на примере обработки типовых деталей на финишных операциях бесцентрового врезного шлифования. Результаты исследований процесса бесцентрового врезного шлифования [2] показывают, что на точность обработки деталей существенное влияние оказывают следующие факторы: припуск под обработку t , мм; скорость вращения ведущего круга V_B , м/мин; скорость поперечной подачи s , мм/мин и продолжительность выхаживания T_B , с. Перечисленные факторы определяют интенсивность съема металла при шлифовании и стохастически связаны с величинами погрешностей обрабатываемых деталей. В качестве параметров точности обработки выбраны: стабильность размеров деталей $\Delta_{\text{МГН}}$, мкм; величина некрутлости формы H_K , мкм и шероховатость поверхностей R_Z , мкм.

Уровни рассматриваемых факторов x_i , приведенных к соответствующему масштабу (-1, 0, +1), а также интервалы их варьирования Δx_i представлены в табл. 1. Диапазоны их из-

Т а б л и ц а 1

Режимный фактор	Код	Интервал варьирования	Уровень факторов		
			нижний (-1)	основной (0)	верхний (+1)
t , мм	x_1	0,05	0,05	0,1	0,15
V_B , м/мин	x_2	25	30	55	80
s , мм/мин	x_3	1	0,5	1,5	2,5
T_B , с	x_4	3	2	5	8

менения выбираются достаточно широкими, чтобы получить интерполяционные зависимости во всей области использования режимов на рассматриваемых операциях.

В пределах выбранной области изменения факторов (см.табл. 1) реализован план эксперимента в виде двух насыщенных полуреплик полного факторного эксперимента 2^4 . При значениях режимов, соответствующих каждой отдельной строке матрицы планирования, и неизменных значениях параметров геометрической наладки оборудования шлифовалась партия деталей в количестве 60 шт. Заготовки диаметром 10 мм из стали 45 (HRC 50...52), имеющие исходную некрутлость и нецилиндричность 10...15 мкм и шероховатость поверхностей 5...6 класса, обрабатывались кругами 24A25CT16K (шлифовальный) и 24A16CT16B (ведущий) в условиях температурной стабилизации системы СПИД с СОЖ (5%-ный раствор эмульсола).

Реализация плана позволила найти значения функций показателей качества деталей в точках 1...16 матрицы и сформировать вектор-столбец результатов факторного эксперимента. Расчет коэффициентов многофакторных зависимостей производился по методу наименьших квадратов, а оценка их значимости - по t-критерию Стьюдента. Проверка адекватности искомых зависимостей осуществлялась по F- критерию Фишера при 5%-ом уровне значимости. В результате были получены следующие зависимости параметров точности деталей от технологических факторов:

$$\Delta_{\text{МГН}} = 2,571 - 8,152t - 0,016v_{\text{В}} + 1,803s + 0,148T_{\text{В}} + 0,298tv_{\text{В}} - 0,02v_{\text{В}}s - 0,057sT_{\text{В}}, \quad (1)$$

$$H_{\text{К}} = 0,612 + 4,12t - 0,06v_{\text{В}} + 1,384s + 0,06T_{\text{В}}, \quad (2)$$

$$R_{\text{Z}} = 0,858 + 3,58t - 0,494s - 0,039T_{\text{В}}. \quad (3)$$

Для рассматриваемого случая бесцентрового шлифования составляющая штучного времени, обусловленная режимными факторами, может быть представлена выражением

$$T_{\text{ц}} = t/s + T_{\text{В}}. \quad (4)$$

Данное выражение использовано как целевая функция при оптимизации режимов бесцентрового врезного шлифования по критерию производительности обработки. После замены переменных $T_{\text{В}} = x$ и $s = y$ в зависимостях (1...3) и алгебраических преобразований получается следующее обобщенное уравнение связи:

$$\alpha_{11}x^2 + 2\alpha_{12}xy + \alpha_{22}y^2 + \alpha_1x + \alpha_2y + \alpha_0 = 0, \quad (5)$$

где α_{ii}, α_{ij} - коэффициенты, найденные в результате преобразований исходных зависимостей (1...3).

Математическая модель расчета оптимальных режимов шлифования для рассматриваемых операций будет иметь вид

$$\left\{ \begin{array}{l} \Delta_{\text{МГН}} \leq C_1, \\ H_{\text{к}} \leq C_2, \\ R_z \leq C_3, \\ t = C_4, \\ x_1 \leq x \leq x_2, \quad x_1 \geq C_5, \quad x_2 \leq C_6, \\ y_1 \leq y \leq y_2, \quad y_1 \geq C_7, \quad y_2 \leq C_8, \\ \alpha_{11}x^2 + 2\alpha_{12}xy + \alpha_{22}y^2 + \alpha_1x + \alpha_2y + \alpha_0 = 0, \\ \hline T_{\text{ц}} = t/y + x \longrightarrow \min \end{array} \right. \quad (6)$$

С учетом вида зависимостей, входящих в модель (6), обоснована возможность ее реализации в виде одномерной задачи нелинейного программирования. Геометрическая интерпретация решения данной задачи представлена на рис. 1.

Таблица 2

Стабильность размеров $\Delta_{\text{МГН}}$, мкм	Некруглость формы $H_{\text{к}}$, мкм	Шероховатость поверхностей R_z , мкм	Припуск t , мм	Поперечная подача s , мм/мин	Продолжительность выхаживания $T_{\text{в}}$, с	Продолжительность цикла $T_{\text{ц}}$, с
2,5	2,0	1,50	0,05	1,1	2,3	5,03
2,5	2,4	1,65	0,05	1,4	2,1	4,21
3,5	2,0	1,25	0,05	0,8	4,6	8,39
3,5	2,3	1,45	0,05	1,1	3,4	6,09
3,5	2,5	1,60	0,05	1,3	2,4	4,73
3,5	2,75	1,70	0,05	1,5	2,5	4,49
3,5	3,0	1,80	0,05	1,7	2,4	4,19
3,5	3,25	1,90	0,05	1,9	2,3	3,85

Рис. 1. Поверхность отклика при оптимизации режимов шлифования.

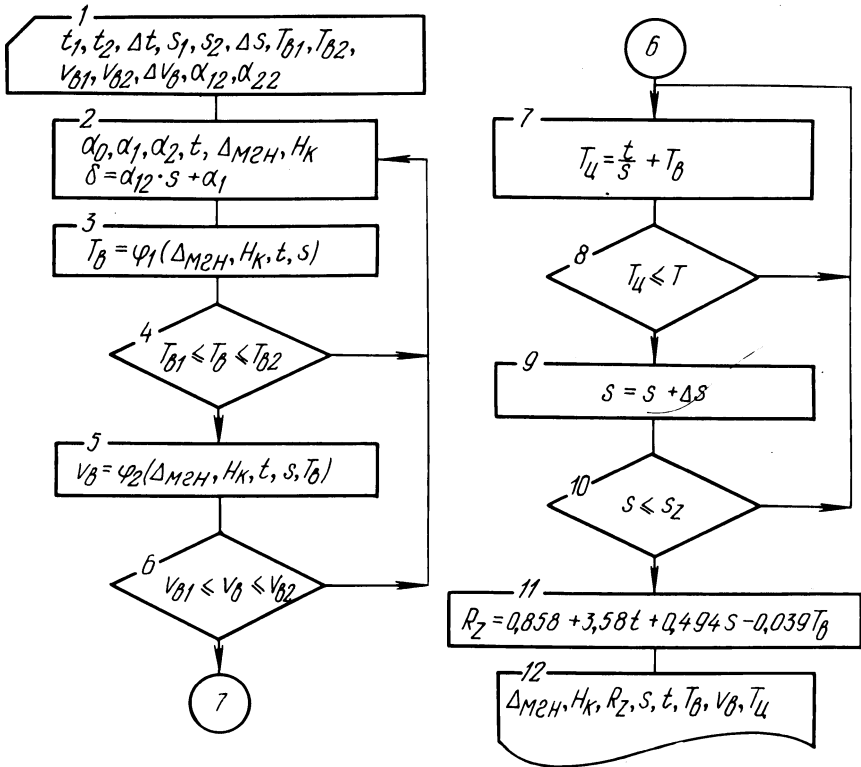
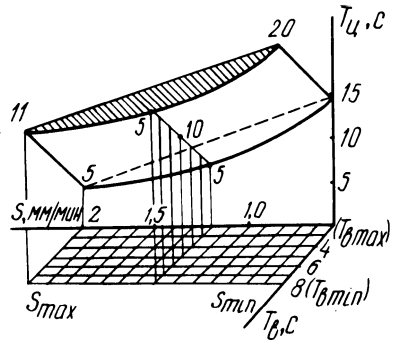


Рис. 2. Алгоритмы расчета оптимальных значений режимов.

Алгоритм расчета оптимальных значений режимов бесцентрового врезного шлифования приведен на рис. 2. При шаговой вариации s в рассматриваемом диапазоне ее изменения и фиксированном t предусмотрено определение значений T_B и $T_{ц}$. При этом выбираются значения режимов, которые соответствуют минимальной величине $T_{ц}$ и удовлетворяют ограничивающим условиям модели оптимизации. В результате находятся такие значения поперечной подачи и продолжительности выхаживания, которые обеспечивают при заданной величине припуска под обработку требуемые параметры точности изделий с максимальной производительностью применительно к условиям проведения конкретной технологической операции.

Значения режимов бесцентрового врезного шлифования, рассчитанные на ЭВМ ЕС-1020 по модели (6), приведены в табл. 2. Экспериментально установлено, что использование расчетных значений режимов обеспечивает сокращение штучного времени операций финишного шлифования на 25...30%.

Л и т е р а т у р а

1. Налимов В.В. Теория эксперимента. - М., 1971.
2. Ящерицын П.И., Попов С.А. Наерман М.С. Прогрессивная технология финишной обработки деталей. - Мн., 1978.

УДК 621.7.06

П.С.Чистосердов, О.В.Цумарев

ВЛИЯНИЕ СХЕМЫ ОДНОЭЛЕМЕНТНОГО КОМБИНИРОВАННОГО ИНСТРУМЕНТА НА УПРУГИЕ ОТЖАТИЯ В СИСТЕМЕ СПИД

Обладая универсальностью и простотой конструкции, одноэлементные комбинированные инструменты (КИ) для обработки отверстий имеют свои особенности. Так, усилие деформирования оказывает существенное влияние на упругие отжатия системы СПИД и особенно оправки КИ. При этом необходимо, чтобы ось деформирующего элемента (ДЭ) была смещена относительно вершины резца на некоторую величину l для предотвращения контакта ДЭ с поверхностью резания. Величина l определяется по формуле

$$l = \sqrt{R_d^2 - (R_d - t - r)^2} - t \operatorname{ctg} \varphi_1,$$

где R_d - радиус; t - глубина резания; r - глубина внедрения

ния ДЭ в обрабатываемую поверхность; φ_1 - главный угол в плане расточного резца.

Исходя из этих особенностей, был предложен способ определения оптимальной схемы одноэлементного КИ, имеющего минимальные отжатия в направлении действия усилия резания P_y , при которых обеспечивается наибольшая точность обработки отверстий этим инструментом [2, 3]. Суть способа заключается в отыскании в зависимости от режимов обработки резанием и ППД определенного углового положения режущего элемента и ДЭ.

В статье приведены результаты экспериментального исследования упругих отжатий в системе СПИД и влияния их на точность обработки для четырех наиболее часто встречающихся в литературе схем одноэлементных КИ, в которых режущий элемент и ДЭ расположены друг относительно друга под углом $0^\circ, 90^\circ, 180^\circ, 270^\circ$ [1].

На станке 1К625 обрабатывались втулки диаметром 80 мм из стали 45. Материал резца Т15К6. В качестве ДЭ принят стандартный шарик диаметром 8 мм. Оправка инструмента позволяла устанавливать ДЭ относительно режущего под требуемым углом. Для контроля величины отжатий на оправку наклеивались тензодатчики в горизонтальной и вертикальной плоскостях с последующей тарировкой их по перемещениям. Сигнал с датчиком усиливался тензостанцией УТ4-1, на выходе которой подсоединяли светолучевой осциллограф Н-115 для регистрации процесса на фотобумаге УФ-67. Обработка образцов производилась со следующими режимами: $v = 50$ м/мин, $t = 0,4$ мм, $s = 0,11$ мм/об, $P_r = 93$ Н, $P_d = 200$ Н.

На осциллограммах фиксировалось перераспределение упругих отжатий в системе СПИД в момент вступления в работу ДЭ. Характерный вид осциллограмм для рассматриваемых схем КИ представлен на рис. 1. Характер осциллограмм свидетельствует о наличии значительных изменений в отжатиях системы СПИД по величине и направлению при обработке отверстий одноэлементным комбинированным инструментом, выполненным по различным схемам. Результаты расшифровки осциллограмм и измерения обработанных деталей приведены в табл. 1 (схемы 1-4).

Анализ результатов эксперимента показывает, что при обработке отверстий одноэлементным КИ, выполненным по схемам 3 и 4, отжатия в направлении действия составляющей усилия резания P_y в 5...7 раз меньше соответствующих отжатий при

обработке инструментом, выполненным по схемам 1 и 2, что существенно влияет на точность обработки.

Таким образом, в случаях, когда не представляется возможным или целесообразным для каждого конкретных режимов обработки резанием и ППД определять и устанавливать в инструменте оптимальный угол между режущим элементом и ДЭ по методике [2, 3], при проектировании одноэлементных КИ следует использовать схемы 3 и 4 как обеспечивающие более высокую точность обработанных отверстий.

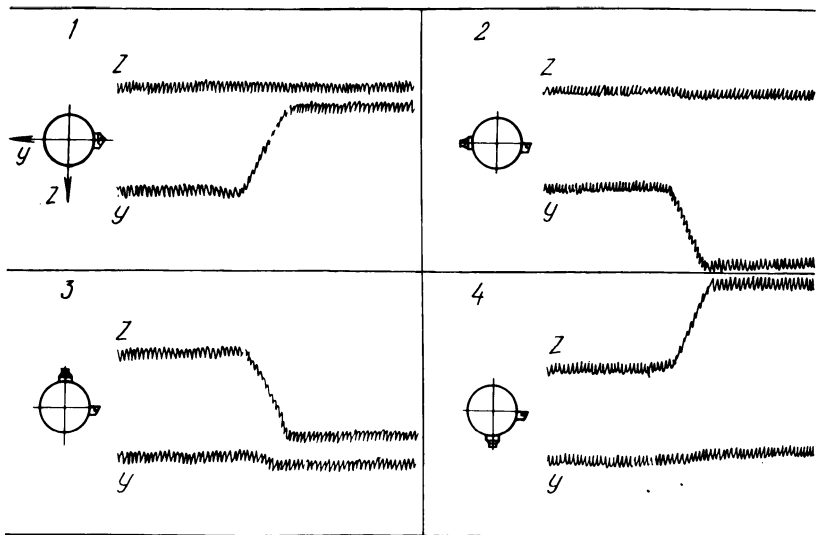


Рис. 1. Осциллограммы отжигий в системе СПИД в зависимости от схемы комбинированного инструмента:
1,2,3,4 — номера схем.

Т а б л и ц а 1

№ схемы	Отжигие в направлении осей, мкм		Диаметр обработанного отверстия, мм	
			до вступления ДЭ	после вступления ДЭ
1	+35	+4	80,032	79,962
2	-37	-5	80,025	80,100
3	-5	+32	80,020	80,029
4	+4	-40	80,035	80,028

Л и т е р а т у р а

1. Чистосердов П.С. Комбинированные инструменты для отделочно-упрочняющей обработки. - Мн., 1977.2. Чистосердов П.С., Цумарев О.В. Оптимизация углового расположения режущего и деформирующего элементов комбинированного инструмента для обработки отверстий. - В сб.: Машиностроение. Мн., 1980, вып. 4. 3. Чистосердов П.С., Цумарев О.В. Графоаналитический метод определения оптимального углового расположения режущего и деформирующего элементов. - В сб.: Машиностроение. Мн., 1980, вып. 4.

УДК 621.941.23

И.А.Каштальян, А.И.Кочергин

ШЕРОХОВАТОСТЬ ПОВЕРХНОСТЕЙ, ОБРАБОТАННЫХ С ПЕРЕМЕННОЙ ПОДАЧЕЙ НА ТОКАРНЫХ СТАНКАХ С ЧПУ

Регулированием подачи на токарных станках с ЧПУ достигается повышение производительности и точности обработки, виброустойчивости при точении деталей малой жесткости, обеспечивается кинематическое стружколоманье и др. При разработке адаптивных систем управления в большинстве случаев в качестве канала регулирования используют привод подач.

На станках с ЧПУ наиболее просто может быть реализовано линейное изменение подачи в координатах "подача-длина обработки" набросами величиной Δs после обработки участков ΔL [1]. Величина ΔL принимается кратной перемещению исполнительного органа при подаче устройством ЧПУ одного импульса. Так как величину микронеровностей поверхности обычно связывают с подачей на оборот s_0 , необходимо вычислять ее в любой точке поверхности, обрабатываемой с переменной подачей.

Время прохождения исполнительным органом пути L складывается из времен обработки участков ΔL и его можно представить в виде суммы, которая в случае увеличения подачи имеет вид

$$t = \sum_{n=1}^{n=k} \frac{\Delta L}{s_n + (n-1)\Delta s},$$

где s_n - начальная скорость подачи, мм/мин; n - число членов ряда ($n = L/\Delta L$).

Приняв в качестве пределов интегрирования порядковые номера 1 и n_t членов ряда, между которыми необходимо определить сумму, получим

$$t = \int_1^{n_t} \frac{\Delta L}{s_H + (n-1)\Delta s} dn.$$

После преобразования

$$t = \frac{\Delta L}{\Delta s} \int_1^{n_t} \frac{d(s_H + n\Delta s - \Delta s)}{s_H + n\Delta s - \Delta s} = \frac{\Delta L}{\Delta s} \ln(s_H + n\Delta s - \Delta s) \Big|_1^{n_t}$$

$$= \frac{\Delta L}{\Delta s} \ln(s_H + n_t \Delta s - \Delta s) - \frac{\Delta L}{\Delta s} \ln s_H,$$

откуда

$$n_t = \frac{e^{\frac{\Delta s}{\Delta L} t} (s_H + \Delta s) - s_H}{\Delta s}. \quad (1)$$

Так как величина пути ΔL между набросами подачи постоянна для каждого члена ряда, текущее значение координаты точки, в которой находится вершина резца в момент времени t , может быть определено по формуле

$$L_t = n_t \cdot \Delta L. \quad (2)$$

Из выражений (1) и (2) получаем

$$L_t = \frac{\Delta L}{\Delta s} \left(e^{\frac{\Delta s}{\Delta L} t} \cdot s_H + \Delta s - s_H \right). \quad (3)$$

Подача на оборот s_0 может быть определена как путь, пройденный инструментом за время одного оборота детали $t_0 = (t_2 - t_1)$:

$$s_0 = L_{t_2} - L_{t_1} = \frac{s_H \Delta L}{\Delta s} \left(e^{\frac{\Delta s}{\Delta L} t_2} - e^{\frac{\Delta s}{\Delta L} t_1} \right). \quad (4)$$

В случае уменьшения подачи время обработки может быть представлено в виде суммы

$$t = \sum_{n=1}^{n=k} \frac{\Delta L}{s_H - (n-1)\Delta s},$$

s_0 определяется зависимостью

$$s_0 = \frac{s_H \Delta L}{\Delta s} \left(\frac{1}{e^{\frac{\Delta s}{\Delta L} t_1}} - \frac{1}{e^{\frac{\Delta s}{\Delta L} t_2}} \right). \quad (5)$$

Характер изменения подачи s_0 на всем пути L перемещения исполнительного органа целесообразно исследовать, выполняя расчеты на ЭВМ. Блок-схема алгоритма расчета значений подачи на оборот s_0 представлена на рис. 1, где приняты следующие обозначения: L – длина участка между набросами подачи; I – начальное значение минутной подачи; J – величина наброса минутной подачи; C – время одного оборота детали; K – текущее время обработки при отсчете с дискретностью C (после каждого оборота детали); A – число членов ряда для предыдущего значения K ; E – перебег на предыдущем шаге расчета подачи на оборот; N – число членов ряда для текущего значения K ; S – текущее время обработки при отсчете после вычисления каждого члена ряда; B – перебег на текущем шаге расчета подачи на оборот; D – текущее значение подачи на оборот.

Экспериментальная проверка влияния переменной подачи на шероховатость поверхности проводилась на вертикальном токарном полуавтомате 1734Ф3 при обработке образцов диаметром 60 мм из стали 40ХН. Обработка велась

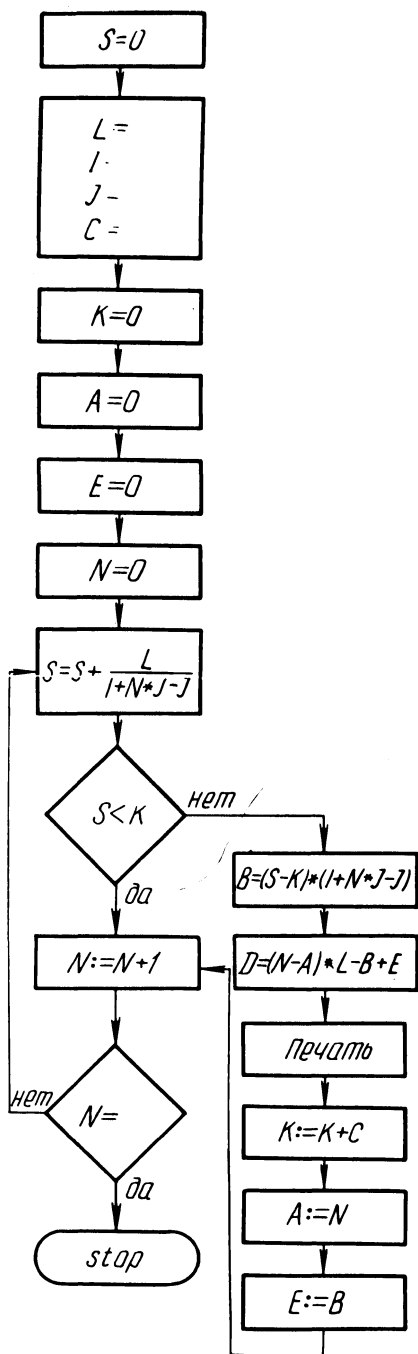


Рис. 1. Блок-схема алгоритма расчета подачи на оборот.

подрезно-проходным резцом с механическим креплением трехгранной режущей пластинки из твердого сплава Т15К6. Геометрические параметры режущей части: $\varphi = 95^\circ$; $\varphi_1 = 5^\circ$; $\alpha = 8^\circ$; $\gamma = 12^\circ$; $\lambda = 8^\circ$; $r = 0,8$ мм. В качестве СОЖ применялась эмульсия. Заготовка вращалась с частотой 500 об/мин. Подача изменялась в пределах 250...10 мм/мин с набросами $\Delta S = 0,1$ мм/мин. Длина обработки между набросами скорости подачи равнялась 0,01 мм.

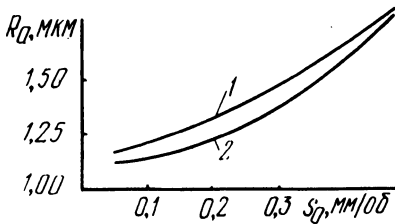


Рис. 2. Зависимость высоты неровностей R_a от подачи s_0 :
1 — при ее увеличении; 2 — при ее уменьшении.

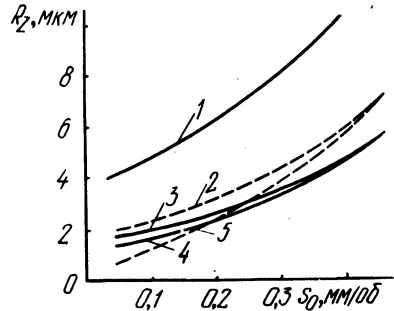


Рис. 3. Зависимость высоты неровностей R_z от подачи s_0 :
1 — при обработке резцов с $\varphi_1 = 45^\circ$ при увеличении и уменьшении подачи; 2 — при $\varphi = 5^\circ$, $\Delta L = 0,01$ мм и увеличении подачи; 3 — при $\varphi_1 = 5^\circ$, $\Delta L = 0,05$ мм и увеличении подачи; 4 — при тех же условиях и уменьшении подачи; 5 — при $\varphi_1 = 5^\circ$, $\Delta L = 0,01$ мм и уменьшении подачи.

Из рис. 2 и 3 следует, что значения R_a и R_z больше в случае возрастания подачи. С повышением скорости изменения подачи (увеличении длины обработки ΔL между набросами) при увеличении и уменьшении ее значения R_z отличаются в меньшей степени (кривые 3 и 4 на рис. 3). На основании этих данных можно предположить, что образование более "чистой" поверхности при замедлении скорости резца связано с большой скоростью уменьшения подачи и малыми значениями вспомогательного угла в плане φ_1 . Действительно, в этом случае происходит сближение вершины вновь образующегося гребешка с

вершиной гребешка, образованного на предшествующем обороте детали. При этом резец вспомогательной режущей кромкой частично срезает вершины образованных ранее микронеровностей, величина которых, ввиду пластических деформаций в зоне резания, всегда значительно больше величины, определяемой только подачей и геометрией режущей части резца. С увеличением вспомогательного угла в плане φ_1 сглаживание микронеровностей менее заметно. Об этом свидетельствует график 1 на рис. 3.

Приведенные выше зависимости могут быть использованы при построении адаптивных систем управления, а также при прогнозировании шероховатости поверхностей, обработанных с переменной подачей.

Л и т е р а т у р а

1. Каштальян И.А., Кочергин А.И., Зайцев В.Б. Поддержание заданного закона изменения подачи на токарных станках с ЧПУ. - В сб.: Машиностроение. Мн., 1979, вып. 2.

УДК 621.951

М.А.Корниевич

НАГРУЗКА И ТОЛЩИНА СРЕЗА ПО ДЛИНЕ РЕЖУЩИХ ЛЕЗВИЙ СВЕРЛА

Характер работы спирального сверла имеет свои особенности, так как во время сверления скорость резания и толщина среза по длине режущего лезвия переменны. Как известно, нагрузка на режущее лезвие при заданном материале определяется скоростью резания, толщиной среза, геометрическими параметрами режущей части и т.д. Поэтому на каждом участке его значения сил и температуры резания различны. Они определяют нагрузку на режущее лезвие и интенсивность его износа.

За критерий оценки нагрузки может быть принята интенсивность износа режущего лезвия в рассматриваемой точке, т.е., если износ в исследуемой зоне режущего лезвия минимальный по сравнению с другими его участками, то, соответственно, здесь будет меньше и нагрузка [1].

У инструментов с равномерной нагрузкой интенсивность износа во всех точках режущих лезвий постоянна [1]. Поэтому выравнивание нагрузки по длине режущих лезвий является од-

ним из возможных путей совершенствования геометрических параметров режущей части сверла.

Толщина среза a в направлении оси инструмента составляет $0,5 s$. Однако по длине режущего лезвия эта величина переменна, максимальные значения ее имеем на периферии сверла. Толщина среза для различных точек режущего лезвия определяется по формуле (1)

$$a = \frac{s}{2} \cdot \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{\operatorname{ctg} \varphi}{\cos \mu_x}\right)^2}}, \quad (1)$$

где s – подача на оборот сверла; φ – главный угол в плане; μ_x – угол между режущим лезвием сверла и линией, проходящей через ось сверла и данную точку режущего лезвия.

Расчет толщины среза для различных точек режущих лезвий шнекового сверла показывает, что у сверл с криволинейными режущими лезвиями (рис. 1) толщина среза до точки перегиба главного режущего лезвия изменяется примерно так же, как и у стандартного сверла. В точке перегиба лезвий толщина среза резко уменьшается (в 1,2–1,5 раза) – (рис. 2). Наиболее нагруженным в данном случае является участок режущего лезвия в точке перегиба.

Расчеты по формуле (1) применительно к исследуемой конструкции сверла (табл. 1) показывают, что изменение углов 2φ от 110° до 140° при постоянных значениях $2\varphi_0 = 95^\circ$, $\gamma = 16^\circ$ и $\tau = 6^\circ$ существенно влияет на толщину среза вдоль режущего лезвия. При принятых геометрических параметрах толщина срезаемого слоя периферийными участками лезвий будет значительно меньше, чем серединой режущего лезвия. Экс-

Таблица 1

R_x/R	$2\varphi,^\circ$		
	110	125	140
1,0	0,0400	0,0401	0,0402
0,8	0,0398	0,0399	0,0400
0,67	0,0435	0,0474	0,0504
0,6	0,0430	0,0471	0,0502
0,4	0,0400	0,0446	0,0479
0,2	0,0300	0,0335	0,0368

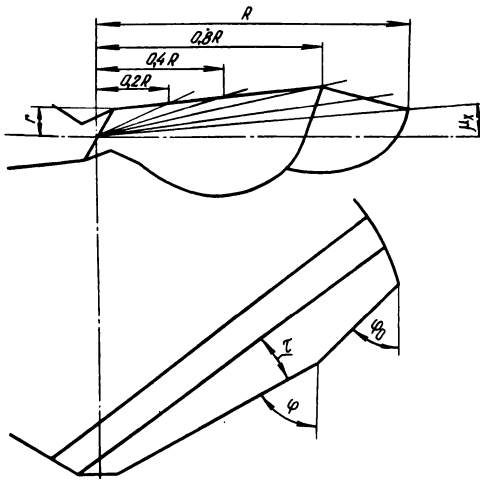


Рис. 1. Режущая часть шнекового сверла с криволинейными режущими лезвиями.

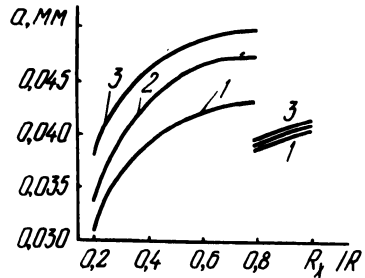


Рис. 2. Распределение толщины срезаемого слоя по длине режущего лезвия сверла: $s = 0,11$ мм/об; $\gamma = 16^\circ$; $\tau = 6^\circ$; $2\varphi_0 = 95^\circ$; $1 - 2\varphi = 110^\circ$; $2 - 2\varphi = 125^\circ$; $3 - 2\varphi = 140^\circ$.

периментальная проверка показала, что такое распределение нагрузки по длине режущего лезвия способствует более равномерному его износу и повышению стойкости сверла.

Л и т е р а т у р а

1. Родин П.Р. Геометрия режущей части спирального сверла. - Киев, 1971.

УДК 621.822.71.001.2

Л.А.Олендер, И.П.Филонов, Ю.А.Добрынин

КЛАССИФИКАЦИЯ СПОСОБОВ ОКОНЧАТЕЛЬНОЙ ОБРАБОТКИ ШАРИКОВ

Основным показателем, определяющим преимущества или недостатки способов и устройств для обработки шариков, является продолжительность процесса, необходимая для достижения требуемых степени точности и качества поверхности обрабаты-

ваемых изделий. Обеспечение оптимальных значений этих параметров обусловлено определенным сочетанием технологических факторов процесса, которое может быть выражено количественным соотношением проекций вектора угловой скорости шарика в зоне обработки $\bar{\omega}_n, \bar{\omega}_r, \bar{\omega}_B$ (рис. 1) на оси естественного трехгранника $\bar{n}, \bar{r}, \bar{B}$ с началом координат, совпадающим с центром изделия. В результате на обрабатываемые шарики наносится сетка следов инструмента, которая в конечном итоге приводит к формообразованию поверхности шариков. Частота и равномерность нанесения этих следов зависят от степени оптимизации процесса. При этом немаловажное значение имеют возможности управления кинематическими параметрами шариков в рабочей зоне и характеристиками системы СПИД.

Теоретические исследования кинематики шариков в зоне обработки свидетельствуют о том, что формообразование их сферической поверхности в процессе обкатки между рабочими инструментами происходит в условиях составного движения шариков (рис. 2). При этом наблюдается закономерность изменения скорости вращения их вокруг оси инструмента $\bar{\omega}_e$ и проекции вектора мгновенной угловой скорости на нормаль $\bar{\omega}_r$. Съем припуска в направлении вектора скорости центра изделия обеспечивается за счет дифференциального проскальзывания в зонах контакта с рабочими канавками подвижного и прижимного дисков.

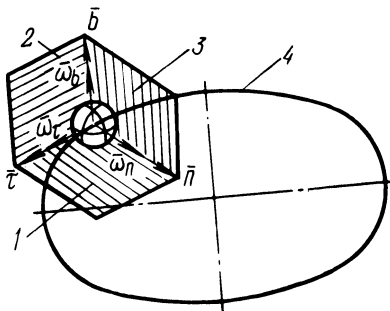


Рис. 1. Сопровождающий трехгранник в случае траектории центров шариков, имеющей вид любой плоской кривой: 1—соприкасающаяся плоскость, 2—спрямляющая плоскость, 3—нормальная плоскость, 4—траектория центров шариков.

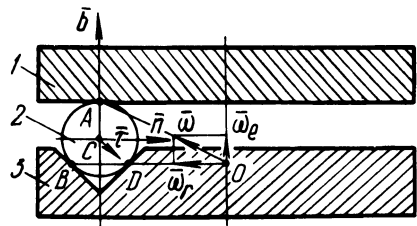


Рис. 2. Схема обработки шариков: 1—диск прижимной; 2—шарик; 3—диск вращающийся; $\omega, \omega_e, \omega_r$ — соответственно векторы мгновенной абсолютной, переносной и относительной угловых скоростей шариков.

Как показали экспериментальные исследования, проведенные на ГПЗ-11, в процессе обкатывания шариков в кольцевых канавках положение мгновенного центра скоростей их не остается постоянным и находится в зависимости от значений усилия прижима и скорости диска, а также погрешностей формы канавок, жесткости системы СПИД и химического состава доводочных паст. При этом изменение положения мгновенного центра скоростей приводит к изменению величины и направления равнодействующих сил трения в зонах контакта. В результате этого закономерность между скоростью центра и проекцией мгновенной угловой скорости на нормаль нарушается и возникают дополнительные составляющие сил трения, способствующие повороту шариков вокруг осей \bar{A} и \bar{B} . Вектор скорости центра шарика в процессе обкатки меняет свою величину и направление.

Производительность процесса в большой степени зависит от оптимизации коэффициента проскальзывания K . Значение его в направлении оси $\bar{\tau}$, определяемой по формуле

$$K = 1 - \frac{\omega_r^* \cdot r}{\omega_e^* \cdot R}$$

(где ω_r^* и ω_e^* - соответственно относительная и переносная экспериментальные угловые скорости шариков; r - радиус шариков; R - расстояние от центра шарика до оси вращения диска), можно изменить не только за счет варьирования скорости вращения дисков, но и посредством изменения усилия прижима. Как показывают эксперименты, эта зависимость не остается постоянной и для различных диаметров шариков.

Следует отметить, что за время однократного нахождения шариков в зоне обработки их углы поворота вокруг осей \bar{A} , \bar{B} распределяются, исходя из условия, при котором соблюдается закономерность: $\varphi_{\bar{A}} \gg \varphi_{\bar{B}} > \varphi_{\bar{r}}$. Это приводит к тому, что для повышения производительности требуется многократное прохождение шариков через рабочую зону с изменением их угловой ориентации в процессе каждого последующего входа в нее. В результате создаются трудности, связанные с заполнением рабочей зоны, а также обеспечением неразрывности потока входящих шариков. Конструктивные недостатки применяемых в настоящее время загрузочных устройств к шарикообрабатывающим станкам приводят к тому, что рабочая зона станков заполняется шариками только на 1/3. Кроме того, дополнительные резкие соударения шариков друг с другом и с инструментом при

входе и выходе их из рабочей зоны, вызванные конструкцией загрузочного устройства, также приводят к ухудшению их микрогеометрии.

Установлено, что значительное повышение производительности и улучшение качества обработанной поверхности шариков можно осуществлять за счет поворота их в рабочей зоне вокруг оси \bar{r} или \bar{b} на угол не менее 2π . В то же время проведенные эксперименты показывают, что при существующем способе обработки шариков в концентрических желобах это условие не соблюдается и за время однократного нахождения шарика в рабочей зоне поворот его вокруг осей \bar{b} и \bar{r} хотя и происходит, но на угол значительно меньший, чем 2π (порядка $5...10^\circ$). Следовательно, критерием оценки при создании новых способов и устройств должно являться обеспечение ими условий обработки шариков, максимально приближающихся к расчетным, а именно: $\varphi_{\bar{n}} \gg \varphi_{\bar{r}}$ ($\varphi_{\bar{b}}$) в случае, если $\varphi_{\bar{r}}$ ($\varphi_{\bar{b}}$) $\geq 2\pi$.

Экспериментальные исследования, проведенные на ГПЗ-11 и Витебском станкостроительном заводе им. С.М.Кирова, показывают, что характер изменения углов поворота $\varphi_{\bar{n}}$, $\varphi_{\bar{r}}$, $\varphi_{\bar{b}}$ шариков при обработке в функции от времени зависит от динамических факторов и физико-механических процессов, происходящих в зонах контакта с рабочими поверхностями инструмента. При этом возможности управления зависимостями $\varphi_{\bar{n}} = f(t)$, $\varphi_{\bar{r}} = f(t)$, $\varphi_{\bar{b}} = f(t)$ ограничены, а в некоторых случаях даже не могут быть реализованы на практике.

Следует отметить, что прогнозирование кинематических параметров шариков в процессе обработки носит в настоящее время, к сожалению, еще весьма приближенный характер. Экспериментальная оценка теоретических исследований кинематики шариков показывает, что допущения, положенные в их основу, требуют существенной доработки. Достоверные кинематические характеристики шариков могут быть получены интегрированием соответствующих дифференциальных уравнений, составленных с учетом неголономности связей. При этом должны быть известны характер распределения давлений в зонах контакта шарика с рабочими поверхностями дисков, а также зависимость сил трения от нормальных давлений, которая является определяющим фактором процесса. Наличие доводочной пасты, сравнительно интенсивный износ рабочего инструмента, химические и физико-механические процессы, происходящие в зонах контакта, обуславливают реологические свойства обрабатываемого поверхностного слоя, которые подлежат дальнейшему изучению.

В результате проведенных теоретических и экспериментальных исследований авторами предложены некоторые конструкции устройств для обработки шариков, которые позволяют целенаправленно управлять соотношением углов поворота изделий в рабочей зоне. К числу этих устройств относятся, например, такие, на которые получены авторские свидетельства СССР № 526493, № 528180, № 532510 (кл. В24В11/02).

При использовании указанных устройств соответственно обеспечивается интенсификация процесса формообразования сферической поверхности при выполнении условия $\varphi_{\bar{r}} > \varphi_{\bar{n}} > \varphi_{\bar{b}}$, за счет регулирования жесткости системы СПИД, а также посредством изменения направления усилия прижима.

Многообразие предложенных способов обработки шариков и устройств для их реализации требует упорядочения и систематизации с целью оценки их преимуществ и недостатков, степени совершенства конструкторских решений, разработки направлений дальнейшего улучшения качества изделий и повышения производительности процессов. Такое упорядочение позволило бы отразить как специфику и особенности того или иного способа или устройства, так и заложенные в основу их общие принципы, базирующиеся на физической сущности процесса обработки и направленные на выявление путей дальнейшего совершенствования производства.

Первая попытка систематизировать способы бесцентровой обработки шариков была сделана К.М.Сивяковым. В основу предложенной им классификации положен кинематический фактор, определяющий образование сферической поверхности. Она подразделяет все способы на два основных типа: способы, обеспечивающие постоянный угол наклона мгновенной оси абсолютного вращения шарика в зоне обработки, и способы с переменным углом наклона указанной оси. При этом не учитывается ориентация плоскостей, образованных векторами угловых скоростей составного вращения шариков к траектории их центров в зоне обработки.

В то же время геометрия шариков, образованная в результате воздействия рабочих поверхностей инструмента, находится в зависимости от ориентирования диаметральной плоскости качения изделия относительно направления сил резания (трения). Способы обработки с точки зрения кинематики могут быть самыми разнообразными, траектория центров шариков может быть плоской, кривой и пространственной, а угол наклона мгновенной оси абсолютного вращения их постоянным или переменным, уп-

равляемым или неуправляемым. Поэтому в предложенной нами классификации (рис. 3) в основу подразделения способов обработки по кинематике формообразования изделий положен сопровождающий трехгранник, образованный составляющими вектора угловой скорости шарика. Количество векторов характеризует гарантированное одномерное, двумерное или трехмерное вращение шариков в зоне обработки, а их соотношение – соответствует – вующее количество следов инструмента, нанесенное на поверхность шарика в единицу времени в той или иной плоскости.

Кроме того, предложенная классификация наряду с кинематическими факторами отражает физическую сущность применяемых процессов, особенности силового взаимодействия, а также вопросы реализации способов и устройств для обработки шариков.

Предложенная классификация отражает современные перспективные достижения в области металлообработки и указывает пути дальнейшего развития шарикового производства. Как показывает практика, эти пути не могут ограничиваться только кинематикой процесса, а должны быть направлены на использование новых процессов металлообработки, учет динамических факторов и совершенствования рабочей зоны, загрузочных, пастодозирующих и других устройств.

УДК 621.910.71

Э.А.Свидерский

ОПРЕДЕЛЕНИЕ СКОРОСТИ РЕЗАНИЯ И СКОРОСТИ ВНЕДРЕНИЯ РЕЗЦА В ПРОЦЕССАХ С ПЕРЕМЕННОЙ ТОЛЩИНОЙ СНИМАЕМОГО СЛОЯ

В процессах попутного течения, а также других подобных процессах, где скорость резания v определяется геометрической суммой окружных скоростей заготовки и инструмента, результирующий вектор $\vec{v}_{рез}$ постоянно изменяет свое направление к передней поверхности инструмента. В связи с этим традиционное определение v [1] как скорости перемещения точки обрабатываемой поверхности относительно лезвия режущего инструмента не совсем справедливо. Мощность резания определяют как силу P_z , умноженную на v , естественно полагать, что и v направлена по нормали к основной плоскости. Составляющие силы резания P_x и P_y влияют в основном на

деформации системы СПИД и мощность привода подач, а на мощность резания не влияют. Таким образом, скоростью резания можно назвать проекцию скорости относительного перемещения точки заготовки на нормаль к основной плоскости инструмента. Исходя из определения, разложим вектор скорости относительного движения заготовки и инструмента \bar{v} на оси, соответствующие направлению сил P_x , P_y , P_z (рис. 1):

$$\bar{v} = \bar{v}_{\text{рез}} + \bar{v}_{\text{вн}} + \bar{s}_o, \quad (1)$$

где $\bar{v}_{\text{рез}}$, $\bar{v}_{\text{вн}}$ и \bar{s}_o — соответственно векторы скорости резания, внедрения и осевой подачи.

Допускаем, что скорость осевого перемещения отсутствует в связи с тем, что она, как правило, на несколько порядков меньше скорости главного движения. Это позволит нам перейти к плоскому разложению векторов скорости (рис. 2).

Изменение скорости резания при данной схеме зависит от двух факторов: изменения направления между векторами окружной скорости заготовки и инструмента; изменения радиуса вращения заготовки.

В общем случае скорость резания можно записать следую- щей формулой:

$$v_{\text{рез}} = v_1 \pm v_2 \cdot \psi, \quad (2)$$

где v_1 — окружная скорость вершины инструмента; v_2 — окружная скорость детали, обработанной до конечного радиуса; ψ — коэффициент, учитывающий изменение направления окружной скорости и изменение радиуса заготовки. Знак (+) соответствует одинаковому направлению вращения заготовки и инструмента, знак (-) — противоположному. Во втором случае необходимо отметить, что скорость определяется абсолютной величиной алгебраической суммы (2), однако, в случае $v_1 > v_2 \psi$ (встречное резание) скорость резания на входе-выходе инструмента больше, чем в середине. В случае $v_1 < v_2 \psi$ имеются условия попутного точения, инструмент входит в работу задней гранью и на замедленной скорости, что более благоприятно влияет на скорость реза. Для отличия случаев встречного и попутного точения условно знак абсолютной величины для скорости резания ставить не будем, а для попутного резания будем считать скорость резания со знаком (-).

Из рис. 2 очевидно, что

$$\psi = \frac{R_{i2}}{R_{o2}} \cdot \cos(\varphi_1 + \varphi_2), \quad (3)$$

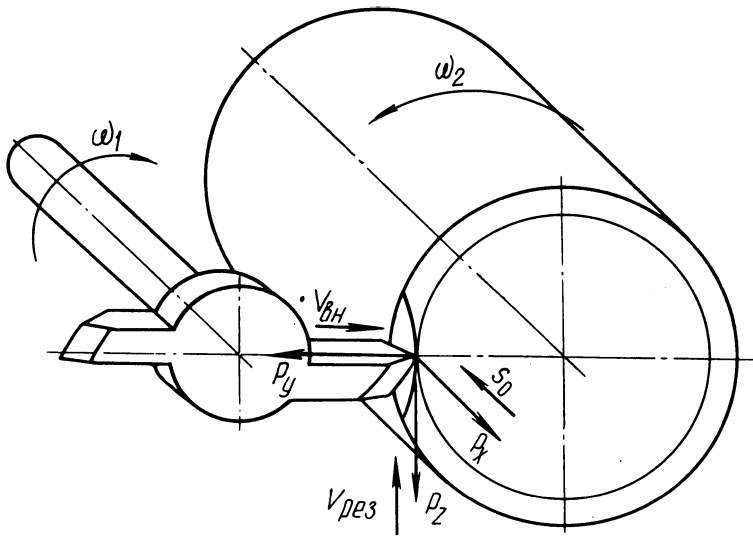


Рис. 1. Схема обработки с переменной толщиной снимаемого слоя.

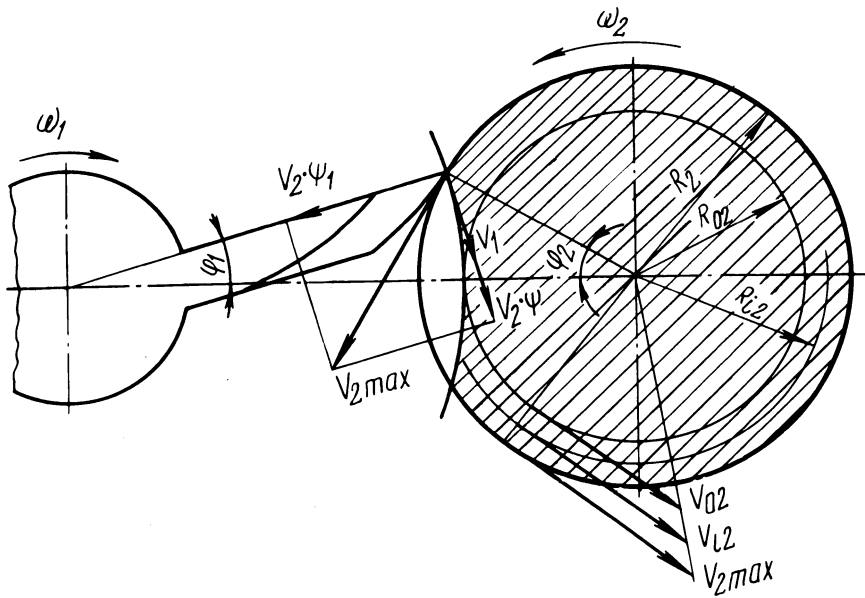


Рис. 2. Схема к определению скорости резания.

где R_{12} - радиус от центра вращения заготовки до вершины инструмента (текущий радиус заготовки); R_{02} радиус готовой детали; φ_1 - угол между линией центров и линией, проходящей через вершину и центр инструмента; φ_2 - угол между линией центров и линией, проходящей через центр вращения детали и вершину инструмента.

Для обеспечения простоты и универсальности формул геометрические размеры процесса выразим в относительных величинах, приведенных к радиусу инструмента. Тогда a - относительное межцентровое расстояние, r_2 - относительный радиус детали; r_i - относительный текущий радиус заготовки.

Из рис. 2 очевидно, что

$$\sin \varphi_2 = \frac{\sin \varphi_1}{r_i} ; \quad (4)$$

$$\cos \varphi_2 = \frac{a - \cos \varphi_1}{r_i} . \quad (5)$$

Применяя формулу косинуса суммы

$$\cos(\varphi_1 + \varphi_2) = \cos \varphi_1 \cdot \cos \varphi_2 - \sin \varphi_1 \cdot \sin \varphi_2, \quad (6)$$

используя подстановки (4) и (5) и упрощая (3) получим

$$\psi = \frac{r_k}{a-1} \cdot \frac{a \cos \varphi_1 - 1}{r_i} = \frac{a \cos \varphi_1 - 1}{a-1} . \quad (7)$$

Отсюда скорость резания можно выразить формулой

$$v_{\text{рез}} = v_1 \pm v_2 \frac{a \cos \varphi_1 - 1}{a-1} . \quad (8)$$

Формула (8) позволяет вычислить скорость резания в любой момент прохождения вершины инструмента в детали. Для оптимизации параметров процесса необходимо знать максимальное и минимальное значения скоростей, так как от наименьшего до наибольшего значения и наоборот скорость изменяется монотонно. Вычислим ψ_{max} и ψ_{min} . Максимальное значение ψ будет при $\varphi_1 = 0$, при этом $\psi_{\text{max}} = 1$. Минимального значения коэффициент скорости резания ψ достигает при $\varphi_1 = \varphi_{1\text{max}}$. Но $\varphi_{1\text{max}}$ был определен в работе [2], как

$$\sin \frac{\varphi_{1\text{max}}}{2} = \frac{a-1}{2} \sqrt{\frac{k^2-1}{a}} , \quad (9)$$

где k – коэффициент глубины резания.

Используя преобразования для половинных углов

$$\cos \varphi_1 = 1 - 2 \sin^2 \frac{\varphi_1}{2}, \quad (10)$$

формулу (7) можно переписать в виде

$$\varphi_{\min} = 1 - \frac{(a-1)(k^2-1)}{a}. \quad (11)$$

Окончательно для скорости резания при попутном течении получим:

$$v_{\text{рез max}} = v_1 - v_2;$$

$$v_{\text{рез min}} = v_1 - v_2 \left[1 - \frac{(a-1)(k^2-1)}{a} \right]. \quad (12)$$

Скорость внедрения определится аналогично разложением

$$v_{\text{вн}} = v_{o2} \cdot \varphi_1.$$

Коэффициент скорости внедрения

$$\varphi_1 = \frac{r_2}{r_{o2}} \sin(\varphi_1 + \varphi_2) = \frac{a \sin \varphi_1}{a-1}, \quad (13)$$

следовательно, скорость внедрения можно найти из формулы

$$v_{\text{вн}} = v_2 \frac{a \sin \varphi_1}{a-1}. \quad (14)$$

В заключение отметим, что предложенные формулы позволяют теоретически рассчитать скорости резания и внедрения и их изменение в процессе резания, а также на основании рекомендаций теории резания использовать благоприятные соотношения скоростей резания на входе-выходе инструмента и в середине процесса, проектируя кинематические ($v_1; v_2$) и геометрические параметры заготовки инструмента и глубины резания ($a; k$).

Л и т е р а т у р а

1. Ящерицын П.И., Жигалко Н.И., Еременко М.Л. Основы резания металлов и режущий инструмент. – Мн., 1975.
2. Свидерский Э.А. Определение величины минимального заднего угла инструмента при попутном течении. – В сб.: Машиностроение. – Мн., 1980, вып. 5.

ВЛИЯНИЕ ФОРМЫ ЗАТОЧКИ СВЕРЛА НА ТЕМПЕРАТУРУ РЕЗАНИЯ

Исследования по влиянию формы заточки на температуру резания проводились при сверлении сталей 20 и 12Х21Н5Т стандартными и шнековыми сверлами диаметром 12 мм из стали Р18. Испытывались сверла с четырьмя вариантами заточки режущей части: 1) шнековое сверло с заточкой для сверления стали 20: $2\varphi = 100^\circ$; $\gamma = \alpha = 14...15^\circ$; $\tau = 10^\circ$; 2) шнековое сверло со специальной заточкой для сверления стали 12Х21Н5Т: $2\varphi = 125^\circ$; $2\varphi_0 = 95^\circ$; $\gamma = 16^\circ$; $\alpha = \alpha_0 = 14...15^\circ$; $\tau = 6^\circ$; 3) спиральное стандартное сверло с винтовой заточкой задней поверхности: $2\varphi = 120^\circ$; $\omega = 30^\circ$; $\alpha = 15^\circ$; 4) спиральное стандартное сверло с двойной заточкой рабочего конуса и плоской задней поверхностью: $2\varphi = 120^\circ$; $2\varphi_0 = 80^\circ$; $\alpha = \alpha_0 = 15^\circ$; $b = 2$ мм.

Сверление производилось на глубину $2d$ без охлаждения при скорости резания $v = 10,2$ м/мин в диапазоне подач $0,06...0,17$ мм/об. Температура измерялась методом естественной термопары.

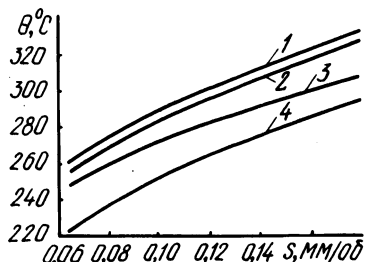
При сверлении стандартными сверлами температура резания во всех случаях была несколько ниже, чем для шнековых сверл, так как при сверлении шнековыми сверлами происходит дробление стружки, коэффициент усадки которой при обработке вязких сталей в 1,5 раза больше, чем при обработке стандартными [1]. С увеличением подачи температура резания увеличивалась (рис. 1). Для обработки определенного материала существуют определенная форма заточки передней поверхности и геометрические параметры шнековых сверл, при которых температура резания наименьшая. Например, при сверлении стали 12Х21Н5Т шнековыми сверлами с оптимальными геометрическими параметрами для стали 20 температура резания несколько выше, чем при обработке сверлами с оптимальными геометрическими параметрами и формой заточки для стали 12Х21Н5Т (см. рис. 1).

Эксперименты, проведенные нами и другими исследователями [2], показали, что температура резания при работе сверлами с двойной заточкой несколько выше, чем сверлами со стандартной заточкой (см. рис. 1). При двойной заточке повышение температуры объясняется затрудненными из-за встречных пото-

ков условиями образования и отвода стружки. Кроме того, толщина срезаемого слоя на переходном лезвии меньше, чем на главном, и деформируется значительно больше. Следовательно, увеличивается общее количество выделяющегося тепла, что и приводит к возрастанию температуры резания. Меньшие значения температуры резания у стандартного сверла с двойной заточкой и плоской задней поверхностью объясняются увеличением передних углов поперечного режущего лезвия.

Рис. 1. Влияние формы заточки сверла на температуру резания:

1—шнековое сверло для обработки стали 12Х21Н5Т; 2—шнековое сверло со специальной заточкой для сверления стали 20; 3—спиральное сверло с винтовой заточкой задней поверхности; 4—спиральное сверло с двойной заточкой и плоской задней поверхностью.



Таким образом, для каждого материала заготовки, материала сверла и других условий обработки существуют свои оптимальные значения геометрических параметров и формы заточки шнекового сверла, обеспечивающие минимальные значения температуры резания.

Л и т е р а т у р а

1. Закономерности процесса резания сталей спиральными сверлами. Материалы научно-технического симпозиума / П.И. Ящерицын, Э.М. Дечко, Э.Я. Ивашин и др. — Вильнюс, 1974.
2. Даниелян А.М. Влияние формы заточки сверл на температуру и усилия резания. — Вестник машиностроения, 1955, № 11.

УДК 621.01

Е.А.Вставский, А.Я.Гольбин

ОБ ОСНОВНЫХ УРАВНЕНИЯХ СТРУКТУРЫ МЕХАНИЗМОВ

В настоящем исследовании полностью решается проблема формализации понятия кинематической пары, подчиненной голономным связям. Ниже кинематические и динамические винты [1] рассматриваются как векторы шестимерного линейного ве-

вещественного пространства. Понятиям [2] придается новый аналитический смысл.

Пусть имеем некоторую кинематическую пару. Если δS - винт возможного относительного перемещения в паре, то и $\alpha \delta S$ (где α - вещественное число) - также винт возможного перемещения. Далее, если δS_1 и δS_2 - винты возможных перемещений, то и их сумма $\delta S_1 + \delta S_2 = \delta S_3$ - также винт возможного перемещения. Отсюда следует, что множество винтов возможных перемещений в паре образует линейное вещественное пространство подвижностей $\{\delta S\}$; размерность r этого пространства равна степени свободы в относительном движении. Из проекций базисных винтов пространства $\{\delta S\}$ формируется матрица подвижностей пары $\|\delta S\| = (\delta S_{\nu i}^0)$. Индекс i означает номер базисного винта, индекс ν - номер плюккеровой координаты ($i = \overline{1, r}$; $\nu = \overline{1, 6}$). В окрестности данной точки пространства конфигураций возможное перемещение раскладывается по базису

$$\delta S = \sum_{i=1}^r q_i \delta S_i^0 ; \quad (1)$$

здесь q_i - обобщенная координата номер i .

Пространству $\{\delta S\}$ изоморфно пространство возможных скоростей $\{\dot{S}\}$. Из проекций базисных винтов пространства $\{\dot{S}\}$ формируется матрица скоростей пары $\|\dot{S}\| = (S_{\nu i}^0)$. Разложение (1) можно записать в виде

$$\delta S = \sum_{i=1}^r \delta q_i \dot{S}_i^0 \quad (1')$$

или в форме скоростей

$$\dot{S} = \sum_{i=1}^r \dot{q}_i \dot{S}_i^0 ; \quad (1'')$$

в (1') δq_i - вариация i -ой обобщенной координаты, в (1'') \dot{q}_i - i -ая обобщенная скорость.

Аналогично рассматривается линейное пространство динамических винтов возможных реакций связей в паре $\{Q\}$; размерность его равна классу пары. Из проекций базисных винтов формируется матрица реакций пары $Q = (Q_j)$, ($j=1, k$). Всякая возможная реакция раскладывается по базису

$$Q = \sum_{j=1}^k \alpha_j Q_j^0 ;$$

здесь α_j - j -ая обобщенная сила реакции в паре.

Наконец из матриц подвижностей и реакций пары формируется матрица пары

$$\|T\| = \|\delta S\| \|Q\|.$$

Связи, накладываемые парой, идеальны тогда и только тогда, когда пространства $\{\delta S\}$ и $\{Q\}$ взаимны.

Пусть имеем простую открытую кинематическую цепь $A_0, A_1, A_2, \dots, A_n$.

Звено A_0 будем считать стойкой. Возможные перемещения конечного звена A_n этой цепи лежат в пространстве

$$\{\delta S_{0,n}\} = \{\delta S_{0,1}\} + \{\delta S_{1,2}\} + \dots + \{\delta S_{n-1,n}\},$$

где $\{\delta S_{\rho,\rho+1}\}$ - пространство подвижностей пары звеньев A_ρ и $A_{\rho+1}$. Возможные реакции связей, передаваемые от стойки к конечному звену A_n , лежат в пространстве

$$\{Q_{0,n}\} = \bigcap_{\rho=0}^{n-1} \{Q_{\rho,\rho+1}\},$$

где $\{Q_{\rho,\rho+1}\}$ - пространство реакций пары звеньев A_ρ и $A_{\rho+1}$. Если теперь $A_0 \equiv A_n$, т.е. цепь замкнута, то пространство $\{Q_{0,n}\} \equiv \{Q_{0,0}\}$ естественно назвать пространством избыточных связей контура. Размерность пространства $\{\delta S_{0,n}\}$ (в случае контура $-\{\delta S_{0,0}\}$) равна рангу кинематической цепи. Размерность пространства $\{Q_{0,0}\}$ равна числу избыточных связей в контуре.

Для структурного анализа сложных замкнутых кинематических цепей с точки зрения подвижностей запишем систему уравнений замкнутости в виде

$$\sum_{\rho_\mu=0}^{n_\mu-1} \sum_{\rho_\mu, \rho_\mu+1=1}^{\rho_\mu, \rho_\mu+1} \delta q_i \rho_{\mu, \rho_\mu+1} \dot{S}_i^{\rho_\mu, \rho_\mu+1} = 0; \quad (2)$$

Здесь μ - номер замкнутого контура фундаментальной системы контуров; ρ_μ - номер звена μ -го контура; n_μ - число звеньев в μ -ом контуре; 0 - нуль-винт.

Из (2) вытекает структурная формула [3]

$$W = F - R,$$

где W - степень свободы кинематической цепи, F - сумма подвижностей пар, R - ранг системы (2).

Для структурного анализа сложных замкнутых кинематических цепей с точки зрения реакций связей зададимся ориентацией реакций в парах и запишем уравнение равновесия τ -го звена в виде

$$\sum_{\sigma_{\tau}^{+}=1}^{m_{\tau}^{+}} \sum_{j_{\sigma_{\tau}^{+}}}^{k_{\sigma_{\tau}^{+}}} = 1 \quad \alpha_j \sigma_{\tau}^{+} Q_j^{\circ} \sigma_{\tau}^{+} - \sum_{\sigma_{\tau}^{-}=1}^{m_{\tau}^{-}} \sum_{j_{\sigma_{\tau}^{-}}}^{k_{\sigma_{\tau}^{-}}} = 1 \quad \alpha_j \sigma_{\tau}^{-} Q_j^{\circ} \sigma_{\tau}^{-} + \Gamma_{\tau} + \Phi_{\tau} = 0; \quad (\tau = \overline{1,1}). \quad (3)$$

Здесь Φ_{τ} - винт инерции звена τ ; Γ_{τ} - винт внешних силовых факторов, действующих на это звено; σ_{τ}^{+} - номер пары, в которую входит звено τ и в которой ориентация реакции принята "на звено"; σ_{τ}^{-} - номер пары, в которую входит звено τ и в которой ориентация реакции принята "от звена"; $K_{\sigma_{\tau}^{\pm}}$ - класс соответствующей пары; m_{τ}^{+} - число пар с ориентацией реакции "на звено"; m_{τ}^{-} - число пар с ориентацией "от звена".

Из (3) вытекает структурная формула [4]

$$W = 6l - R_d,$$

где l - число подвижных звеньев; R_d - ранг системы.

Итак, найден общий и вместе с тем эффективный метод локального исследования голономных кинематических пар и цепей. Эффективность метода естественным образом вытекает из его соответствия природе изучаемого объекта. В самом деле, в матрице кинематической пары заключена вся ее локальная структура. В уравнениях (2) и (3) содержится вся локальная кинематика, кинетостатика, а вместе с тем и вся структура голономных кинематических цепей.

Л и т е р а т у р а

1. Диментберг Ф.М. Винтовое исчисление и его приложения в механике. - М., 1965.
2. Морошкин Ю.Ф. Основы аналитической теории механизмов. - Тр.семинара по ТММ, 1954, вып. 54, т. 14.
3. Морошкин Ю.Ф. Вопросы геометрии сложных кинематических цепей. - ДАН СССР, 1958, № 1, т. 119.
4. Акулов В.Я. Связь структуры и кинетостатики механизмов. - Изв. вузов. Машиностроение, 1973, № 11.

АНАЛИЗ ЭРГОДИЧНОСТИ ПРОЦЕССОВ ЗУБОФРЕЗЕРОВАНИЯ И ШЕВИНГОВАНИЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

При анализе точности механической обработки в результате опыта получают прерывистые (дискретные) реализации параметров точности изготовленных деталей. Они представляют собой случайные функции дискретного аргумента, которым является номер детали i в порядке обработки или время t_i между обработкой i -й и $i+1$ деталей.

Построение математической модели периодически повторяющегося технологического процесса с помощью методов корреляционно-регрессионного анализа возможно лишь при условиях его стационарности и эргодичности. Вопросы стационарности процессов зубофрезерования и шевингования цилиндрических зубчатых колес рассматривались нами в работе [1]. Здесь мы остановимся лишь на анализе эргодичности указанных процессов.

Стационарная случайная функция обладает эргодическим свойством, если ее характеристики (математическое ожидание m_x , корреляционная функция $K_{xx}(\tau)$ и дисперсия D_x) могут быть рассчитаны как соответствующие средние по времени для одной реализации большой продолжительности. Иными словами, эргодичность определяет способность процесса к воспроизведению своих характеристик в различных реализациях. Достаточным условием эргодичности стационарной случайной функции (по математическому ожиданию) является

$$\lim_{\tau \rightarrow \infty} K_{xx}(\tau) = 0. \quad (1)$$

Это же условие справедливо и для нормированной корреляционной функции $R_{xx}(\tau)$.

Кроме того, условием эргодичности процесса является постоянство в статистическом смысле значений m_x и D_x для различных реализаций:

$$m_x(j) = m_x = \text{const}; \quad (2)$$

$$D_x(j) = D_x = \text{const}, \quad (3)$$

где j - номер реализации.

Анализ эргодичности рассматриваемых процессов зубообработки был выполнен нами для 13 показателей точности венца — того венца ($F_{ir}^I, F_{pr}^I, F_{rr}^I, F_{ir}^{II}, V_{wr}^I, f_{ir}^I, f_{ptr}^I, f_{fr}^I, f_{pbr}^I, f_{ir}^{II}, F_{\beta r}^I, + A_{a'e}^I, - A_{a''i}^I$) в производственных и лабораторных условиях при соблюдении ряда ограничений, характерных для нормальных условий осуществления этих процессов с целью обеспечения их эффективности [1].

Данный анализ производился нами в такой последовательности:

1. На одном и том же станке при соблюдении указанных выше ограничений обрабатывалось K (3–5) партий зубчатых колес по 50...100 деталей различными инструментами.

2. По результатам измерений деталей производилось построение полученных реализаций случайных последовательностей каждого из рассматриваемых параметров точности венца в порядке обработки. Анализ этих реализаций графическим способом позволяет предварительно оценить эргодичность процесса.

3. Для каждой из K реализаций определялись значения \bar{X}_j , $\sigma_{x_j}^2$, $R_{xx}(\tau)$, а для всей совокупности значений рассматриваемого параметра в K партиях зубчатых колес рассчитывались значения \bar{X} , σ_x^2 , $\bar{\sigma}_x^2$:

$$\bar{X}_j = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n X_i; \quad (4)$$

$$\sigma_{x_j}^2 = \frac{\sum_{i=1}^n (X_i - \bar{X}_j)^2}{n}; \quad (5)$$

$$R_{xx}(t, t') = \frac{K_{xx}(t, t')}{\sqrt{D_x(t) D_x(t')}}; \quad (6)$$

$$\bar{X} = \frac{1}{K} \sum_{j=1}^K X_j; \quad (7)$$

$$\sigma_x^2 = \frac{\sum_{j=1}^K f_j \sigma_{x_j}^2}{f}; \quad (8)$$

$$f = \sum_{j=1}^K f_j = K(n-1); \quad (9)$$

$$\overline{\sigma}_x^2 = \frac{n}{K-1} \sum_{j=1}^K (\bar{X}_j - \bar{X})^2. \quad (10)$$

Здесь i - номер детали в партии.

4. С помощью критерия Кохрана определялось, являются ли значения $\sigma_{x_j}^2$ оценками одной и той же генеральной дисперсии:

$$g = \frac{\max \sigma_{x_j}^2}{\sigma_{x_1}^2 + \sigma_{x_2}^2 + \dots + \sigma_{x_n}^2}. \quad (11)$$

Если найденное значение g меньше, чем g_{1-p} (для выбранного уровня значимости p), то нулевую гипотезу нужно принять и расхождение между дисперсиями считать незначимым [2].

5. С помощью F -критерия Фишера проверялась гипотеза о том, являются ли значения \bar{X}_j оценками одной и той же генеральной средней

$$F = \frac{\overline{\sigma}_x^2}{\sigma_x^2}. \quad (12)$$

Если $F \leq F_{1-p}(k-1, nk-k)$, то нулевая гипотеза о равенстве всех генеральных средних в совокупности справедлива [2]. В производственных условиях принимали $n = 100$, $K = 3$, $g_{0,05}(3,99) = 0,431$, $F_{0,05}(2,297) = 3,0$, в лабораторных - $n = 50$, $K = 3$, $g_{0,05}(3,49) = 0,458$, $F_{0,05}(2,147) = 3,0$.

6. По формуле (6) рассчитывалась $R_{xx}(\tau)$ и по ее внешнему виду определялось, соблюдается ли условие (1).

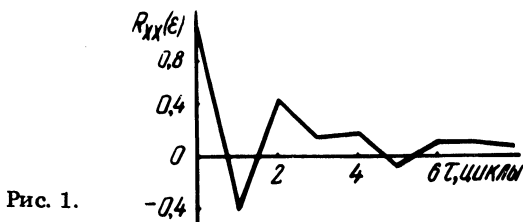


Рис. 1.

В качестве примера на рис. 1 приведен один из графиков $R_{xx}(\tau)$. Его внешний вид, как и остальных полученных графиков, указывает на соблюдение условия (1).

Анализ полученных результатов позволяет сделать следующие выводы:

1. Процессы зубофрезерования и шевингования в рассмотренных условиях для изученных параметров точности прямозубых цилиндрических зубчатых колес наряду со стационарностью обладают и эргодическим свойством.

2. Математические модели указанных процессов с точки зрения точности обработки могут быть построены с помощью методов корреляционно-регрессионного анализа по одной реализации достаточно большой продолжительности.

Л и т е р а т у р а

1. Кане М.М. Анализ стационарности процессов зубофрезерования и шевингования цилиндрических зубчатых колес. - В сб.: Машиностроение, 1980, вып. 4. 2. Пустыльник Е.И. Статистические методы анализа и обработки наблюдений. - М., 1968.

УДК 621.791.92

Г.Я.Беляев, Н.В.Спиридонов,
В.А.Протасевич, В.А.Лубочкин

НЕКОТОРЫЕ ОСОБЕННОСТИ УПРОЧНЕНИЯ ТВЕРДЫМИ САМОФЛЮСУЮЩИМИСЯ СПЛАВАМИ ДЕТАЛЕЙ НЕФТЕДОБЫВАЮЩЕГО ОБОРУДОВАНИЯ

Повышение износостойкости быстроизнашивающихся деталей, лимитирующих работу нефтедобывающего оборудования, значительно увеличивает межремонтный срок службы, снижает затраты на ремонт и обслуживание. В нефтедобывающих насосах деталями с низким сроком службы являются кольца разгрузки. Для повышения срока их службы были проведены работы по упрочнению методом плазменной металлизации. Одновременно проводились исследования по восстановлению деталей, отслуживших свой срок службы и изготавливаемых из стали 4Х13. На рабочую поверхность колец разгрузки, изготовленных из низкоуглеродистой стали, наносилось износостойкое покрытие (самофлю-сующийся твердый сплав ПГ-Ср4 ОМ).

В связи с тем что кольца разгрузки являются тонкостенными деталями, при их упрочнении возникают значительные температурные деформации (в результате разности коэффициентов термического расширения покрытия и основного металла).

Так как наибольшим деформациям деталь подвергается в процессе остывания после оплавления, был опробован метод горячей рихтовки деталей при помощи гидравлического прессы. Для этого было разработано приспособление (рис. 1), состоящее из сменной матрицы 1 и пуансона 2, устанавливаемых в зависимости от размеров детали и закрепляемых на плитах 3 и 6. Верхняя плита 3 с установленным на ней пуансоном движется по направляющим 5.

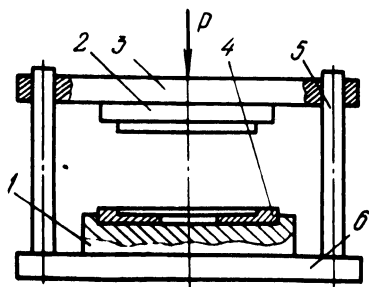


Рис. 1. Схема приспособления.

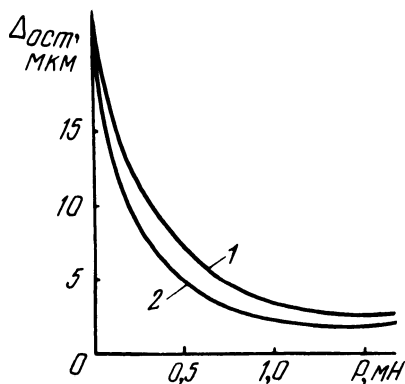


Рис. 2. Зависимость остаточной деформации от приложенного давления:
1 — при $T = 1123\text{K}$, 2 — при $T = 1223\text{K}$.

Деталь 4, разогретая в процессе оплавления до $1323...1373\text{K}$, устанавливалась в приспособление, охлаждалась до $1173...1200\text{K}$, подвергалась нагружению с усилием в $1,5\text{кН}$. Как показали результаты эксперимента, сплав ПГ-Ср4 ОМ, обычно хрупкий в холодном состоянии, деформировался без образования трещин. Рихтовке подвергались детали, нагретые от 973 до 1373K . Температура детали определялась оптическим пирометром ОППИР-8. Минимально допустимой температурой рихтовки является 1073K .

Снижение величины остаточной деформации детали производилось подбором усилия нагружения прессы. При $T = 1173...1223\text{K}$ оптимальным является $P = 100...150\text{кН}$.

Измерения величин остаточной деформации при различных температурах и нагрузках позволили определить графическую зависимость остаточной деформации от нагрузки при $T_1 = 1123\text{K}$ и $T_2 = 1223\text{K}$ (рис. 2).

В результате проведенных исследований установлено, что коробление упрочненных деталей, составлявшее 2...2,3 мм, снижается до 0,1...0,15 мм.

УДК 621.793

Н.П.Гайдукевич, Е.А.Вершина,
Е.А.Бондарев

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ПРОПАН-БУТАН-КИСЛОРОДНОЙ СМЕСИ НА КОЭФФИЦИЕНТ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ПОРОШКА ГАЗОПЛАМЕННОЙ ГОРЕЛКИ И ТВЕРДОСТЬ ПОЛУЧЕННЫХ ПОКРЫТИЙ

При газопламенном напылении источником тепловой энергии является пламя, образующееся в результате горения смеси горючий газ – кислород. Количество порошка, расплавленного в единицу времени, зависит от мощности пламени и конструкции газопламенного аппарата. Наивысшим удельным тепловым потоком обладает ацетилено-кислородное пламя. Несмотря на более низкий удельный тепловой поток пламени в качестве горючего газа также распространен пропан-бутан [1].

Использование пропан-бутана в качестве заменителя ацетилена позволяет значительно снизить стоимость газопламенной обработки и упростить организацию работ. Температура пламени горючей смеси кислород-пропан-бутан равна 2500...2700°C [2], что вполне достаточно для напыления самофлюсующихся твердых порошков системы Ni-Cr-B-Si, температура плавления которых 1050...1100°C [3].

Исследуемые образцы напыляли сплавом ПГ-СР4 ОМ ГОСТ 21448-75. Режимы напыления сведены в табл. 1.

Напыление осуществляли экспериментальной горелкой, у которой основные узлы при использовании смеси кислород-пропан-бутан и кислород-ацетилен, имели конструктивные различия. Азот применяли для обжима пламени и охлаждения смесителя. Дистанция напыления в обоих случаях составляла 180 мм. Коэффициент использования порошка К (отношение количества напыленного порошка к напыляемому) определяли, применяя порошок различной грануляции d.

Для исследования влияния смеси горючий газ – кислород на твердость полученных покрытий применяли образцы, подготовленные следующим образом: поверхность образца перед напыле-

Т а б л и ц а 1

Смесь	Давление, Па			
	ацетилен	пропан	кислород	азот
ацетилен-кислород	0,095...0,1	0...0,1	2...0,16	0,06...0,10
пропан-бутан	—	0,095...0,2	0...2,4	0,06...0,10
кислород	—	0,10	—	—

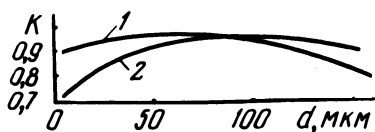


Рис. 1. Зависимость коэффициента использования порошка (K) марки СР-4 от его грануляции (d):

- 1— горючий газ: пропан-бутан;
2— горючий газ: ацетилен.

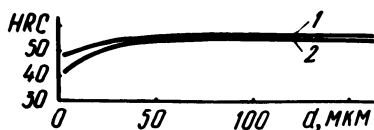


Рис. 2. Влияние грануляции порошка (d) марки СР-4 на твердость (HRC) полученных покрытий:

- 1— горючий газ: пропан-бутан;
2— горючий газ: ацетилен.

нием подвергали дробеструйной обработке, напыляли порошком ПГ-СР4 различной грануляции, оплавление осуществляли в электропечи МП-2УМ при температуре 1050...1100°C. После охлаждения образцы обрабатывали по упроченной поверхности на шлифовальном станке. Твердость измеряли на твердомере марки ТК-2.

Анализ результатов исследования показывает (рис. 1), что использовать пропан-бутан в качестве горючего газа целесообразно при напылении порошков грануляцией до 100 мкм, так как коэффициент использования порошка выше, чем при применении ацетилена. Это обусловлено тем, что в ацетилено-кислородном пламени мелкие частицы порошка сгорают, не образуя наносимого покрытия. Коэффициент использования порошка при напылении фракции более 100 мкм пропан-бутан-кислородным пламенем резко снижается, что вызвано недостаточной способностью частиц к образованию покрытия (из-за их низкой температуры).

Повысить коэффициент использования напыляемого порошка грануляцией выше 100 мкм можно путем увеличения мощности

пропан-бутан-кислородного пламени за счет улучшения конструкции напылительной аппаратуры.

Увеличение твердости покрытия (рис. 2), образованного с применением пропан-бутана, можно объяснить более "мягким" температурным режимом напыления, который в меньшей мере влияет на изменение химического состава компонентов, определяющих твердость наносимого покрытия.

Интенсивнее подвергаются температурному воздействию порошки грануляцией до 50 мкм. Твердость покрытий, полученных с применением порошков этой фракции, в зависимости от вида горючего газа изменяется на 5...10 единиц НРС. По мере увеличения грануляции изменение твердости менее выражено и разность составляет 2...3 единицы НРС.

Л и т е р а т у р а

1. Кречмар Э. Напыление металлов, керамики и пластмасс. - М., 1966. 2. Евсеев Г.Б., Глизманенко Д.Л. Оборудование и технология газопламенной обработки металлов и неметаллических материалов. - М., 1974. 3. Никитин М.Д., Кулик А.Я., Гауаров Н.И. Теплозащитные и износостойкие покрытия дизелей. - М., 1977.

УДК 620.193.16

А.С.Шамшур, М.А.Чеблуков,
М.М.Петросян

ИССЛЕДОВАНИЕ КАВИТАЦИОННОЙ СТОЙКОСТИ САМОФЛЮСУЮЩИХСЯ ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ

Исследования кавитационной стойкости самофлусующихся твердых сплавов проводились на специальной ультразвуковой установке (рис.1). Для испытания были выбраны образцы из стали 45 диаметром 15,5 мм. Они напылялись порошками ПГ-СР2 и ПГ-СР4 ГОСТ 24448-75 с использованием плазменной металлизационной установки УПУ-3Д. После напыления образцы оплавлялись газопламенной горелкой и охлаждались в песке. Поверхность оплавленного покрытия шлифовалась до $R_a = 0,16 \dots 0,32$ мкм, а затем подвергалась интенсивному кавитационному воздействию в водопроводной воде.

Во время испытаний интенсивность кавитационного воздействия (ИКВ) поддерживалась на уровне 90% от максимальной интенсивности, которую можно получить на установке. ИКВ опре-

делялась относительно, по потере веса образца из сплава АК-6 за 20 мин испытания. Контрольные измерения проводились через каждые 6 ч работы установки. Заданный уровень ИКВ обеспечивался при следующих условиях: температура воды — $50 \pm 1^\circ\text{C}$, зазор между образцом и выходным сечением магнитострикционного составного вибратора — 0,5 мм, частота колебаний торца вибратора — $19,0 \pm 0,1$ кГц.

Кавитационно-эрозионная стойкость материалов оценивалась по результатам непосредственного разрушения образцов после каждого цикла испытаний (0,1...2,0 ч). Степень разрушения устанавливалась количественно — по убыли веса, определяемого взвешиванием образцов на аналитических весах ВЛА-200г-М с точностью 0,1 мг, и качественно — по развитию рельефа поврежденного слоя образцов, наблюдаемого на микроскопе сравнения МС-51.

На рис. 2 представлены кривые кинетики эрозии покрытий из сплавов ПГ-СР2 и ПГ-СР4 в зависимости от времени кавитационного воздействия.

Как показывают результаты исследований [1], разрушение материала в условиях действия кавитации характеризуется несколькими различными по интенсивности периодами. Два из них, инкубационный и период интенсивной эрозии, позволяют с достаточной степенью точности охарактеризовать относительную кавитационную стойкость материалов.

Инкубационный период разрушения материала отличается очень слабой интенсивностью эрозии или ее полным отсутствием (когда оценивать ее объемным или весовым способом, а также измерениями глубины разрушения не представляется возможным). Условно под продолжительностью инкубационного периода принято время, в течение которого при кавитационном воздействии образец теряет 1 мг веса. Для сплава ПГ-СР4 этот период составляет 15...30 мин. Сплав ПГ-СР2 имеет достаточно выраженный инкубационный период 8...10 ч. Для чугуна СЧ 21-40 (материал сравнения) этот период равен 5...8 мин.

В период интенсивной эрозии средняя скорость разрушения остается практически постоянной (табл. 1). На рис. 3 показаны скорости эрозии образцов в период равномерного разрушения ($t = 1$ мин).

На кривой кинетики эрозии сплава ПГ-СР2 наблюдается три периода. Первый — до 30 мин, при котором образец интенсивно изнашивается. Это можно объяснить быстрым разрушением

Т а б л и ц а 1. Кавитационная стойкость исследуемых материалов

Чугун СЧ 21-40	№ цикла	1	2	3	4	5
	Продолжительность цикла испытания = 10 мин					
	Потеря веса, мг	1,8	1,6	1,7	2,1	1,6
	Скорость эрозии, мг/мин	0,18	0,16	0,17	0,21	0,16
Сплав ПГ-СР4	№ цикла	1	2	3	4	
	Продолжительность цикла испытания = 60 мин					
	Потеря веса, мг	4,6	2,0	1,1	1,0	
	Скорость эрозии, мг/мин	0,077	0,033	0,018	0,017	
Сплав ПГ-СР2	№ цикла	1	2	3	4	
	Продолжительность цикла испытания, мин.	60	60	60	60	
	Потеря веса, мг	0,50	—	—	—	
	Скорость эрозии, мг/мин	0,0080	0,0000	0,0000	0,0000	

дефектного слоя (технологическая наследственность после шлифования). Второй – до 5 ч, при котором эрозии не наблюдается. В этот период, вероятно, сплав оказывает максимальное сопротивление кавитационному разрушению. Третий – до конца эксперимента, при котором скорость эрозии остается практически постоянной.

Для сплава ПГ-СР4 наблюдается два периода: первый – до 1,5 ч, при котором скорость эрозии изменяется от максимальной до средней при заданной ИКВ; второй – период равномерного разрушения образцов (табл. 1).

Интенсивность и размеры эрозионных повреждений в сильной степени зависят от состояния и свойств поверхностного слоя металлизационного покрытия. Так, для покрытий из сплава ПГ-СР2 единичные локальные питтинговые повреждения наблюдаются через 7...8 ч после начала испытания. По мере увеличения

6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
---	---	---	---	----	----	----	----	----	----

1,6	1,4	1,7	2,5	1,6	1,6	2,7	2,7	2,4	2,8	
0,16	0,14	0,17	0,25	0,16	0,16	0,27	0,27	0,24	0,28	
5		6		7		8		9		10

1,0	0,8	0,5	0,4	0,5	0,4
0,017	0,013	0,008	0,007	0,008	0,007
5	6	7	8	9	10
60	300	300	300	300	300
0,10	0,40	0,38	0,50	0,50	0,45
0,0016	0,0064	0,0013	0,0016	0,0016	0,0015

продолжительности испытания количество этих повреждений возрастает и через 20...25 ч испытания вся поверхность образцов покрывается сплошной мелкой эрозионной сыпью, имеющей небольшую глубину. Следует отметить, что вначале наблюдается небольшая концентрация этой сыпи вдоль царапин, оставленных в результате шлифования. При этом следы механической обработки постепенно сглаживаются и в дальнейшем не заметны на поверхности образца.

Полученные данные позволяют рекомендовать сплав ПГ-СР2 для упрочнения деталей, работающих в условиях кавитационного воздействия в воде.

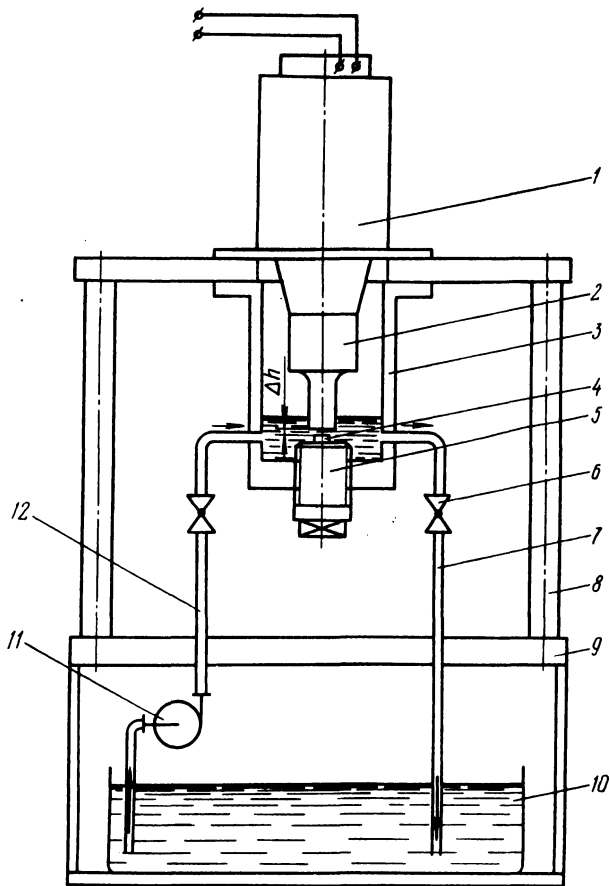


Рис. 1. Ультразвуковая установка для исследования материалов на кавитационную стойкость:
 1 — магнитострикционный преобразователь ПМС-15А;
 2 — вибратор; 3 — корпус камеры кавитационного воздействия;
 4 — образец; 5 — цанговый патрон; 6 — кран;
 7 — отводящий трубобок; 8 — стойка; 9 — стол; 10 — емкость для воды;
 11 — центробежный насос; 12 — подводящий трубобок.

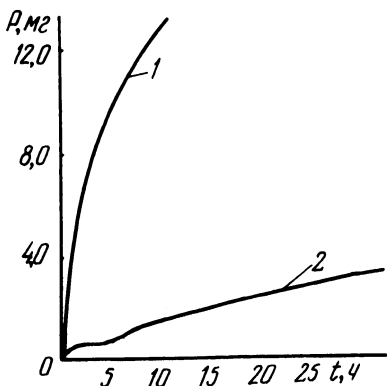


Рис. 2. Кривые кинетики эрозии покрытий:
1 — сплав ПГ-СР4; 2 — сплав ПГ-СР2.

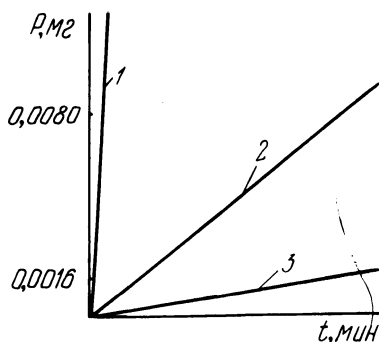


Рис. 3. Граф скорости эрозии образцов в период равномерного разрушения:
1 — СЧ 21-40; 2 — ПГ-СР4; 3 — ПГ-СР2.

Л и т е р а т у р а

1. Козырев С.П. Гидроабразивный износ металлов при кавитации. — М., 1971.

УДК 664.143

Ю.А.Волков, Ю.Н.Гафо, Н.Е.Волкова

К ВОПРОСУ УЛУЧШЕНИЯ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ СВОЙСТВ ИЗДЕЛИЙ ИЗ ТЕРМОПЛАСТИЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Изделия из термопластичных веществ (ТВ) в целом ряде случаев получают из расплава. Подавляющее большинство ТВ обладает низкой теплопроводностью в твердом и жидком состояниях (капрон, полиэтилен, сахар, парафин и др.). Это создает условия перегрева вблизи греющих поверхностей и, следовательно, частичной деструкции вещества при увеличении теплового напора в случае интенсификации процесса, что ухудшает качество материалов и служебные свойства узлов и деталей, в которых они применяются.

Одним из существенных резервов повышения надежности и прочности изделий из ТВ, при изготовлении которых используются расплавы, является совершенствование процесса расплавления. Большую скорость плавления при минимальном температурном напоре можно получить в аппарате по А.с. № 506378.

Сущность предлагаемого способа состоит в том, что фронт плавления максимально приближается к греющей поверхности, а

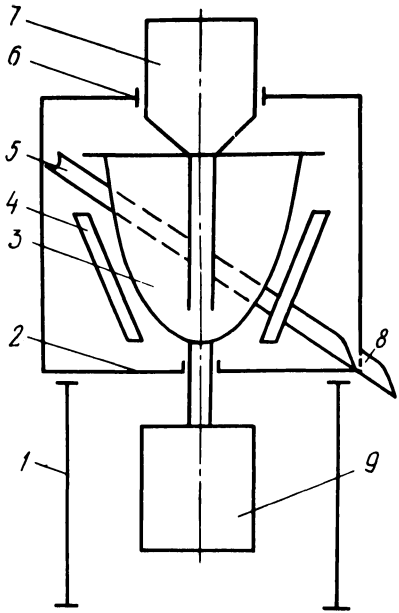


Рис. 1. Схема устройства для плавления термочувствительных веществ.

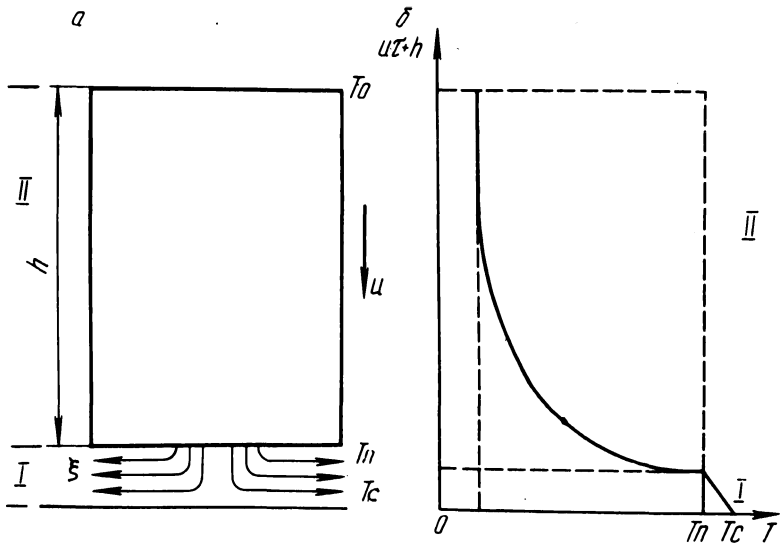


Рис. 2. Расчетная схема процесса плавления (а) и схема распределения температур в зоне плавления (б).

образующаяся пленка расплава непрерывно с нее удаляется силами инерции (центробежными).

На рис. 1 изображена принципиальная схема устройства для плавления ТВ. Теплопередающая поверхность выполнена в виде расширяющейся кверху конусообразной чаши, снабженной приводом вращения. На опоре 1 внутри кожуха 2 установлена расширяющаяся кверху конусообразная чаша 3, снабженная приводом вращения 9 и электронагревателями 4. Для приема и выпуска расплава служит сливной желоб 5, охватывающий чашу 3 и выходящий из кожуха 2 через выпускное отверстие 8. Над загрузочным отверстием 6 в кожухе 2 расположен дозатор 7 для подачи ТВ в чашу. Электронагревателями вращающуюся от привода чашу нагревают до заданной температуры. Дозатором 7 ТВ подают во вращающуюся теплопередающую чашу. При этом частицы вещества под действием центробежных сил равномерно распределяются по теплопередающей поверхности, прижимаясь к ней и обеспечивая, таким образом, хороший тепловой контакт между частицами вещества и поверхностью чаши. Составляющая сил инерции, касательная к теплопередающей поверхности, выплескивает расплав с верхней кромки чаши в сливной желоб. В зоне желоба температура поддерживается в пределах сохранения текучести расплава. Время плавления составляет доли секунды, что обеспечивает высокое качество расплава.

Для определения оптимальных режимов работы установки необходимо рассмотреть процессы взаимодействия пористого сыпучего вещества и его расплава с рабочей поверхностью установки.

Вследствие пористости рабочего вещества термический контакт происходит по отдельным элементарным участкам внутренней поверхности рабочего органа установки.

Поэтому для описания процесса можно выбрать одномерную модель в виде ограниченного самонарастивающегося стержня с равномерно движущимся по нему фронтом фазового перехода (рис. 2). В области II твердого состояния рабочего вещества соответствующая теплофизическая задача

$$\frac{\partial T(x, \tau)}{\partial \tau} = a \frac{\partial^2 T(x, \tau)}{\partial x^2} \quad (u\tau \leq x \leq h + u\tau);$$

$$T(x, 0) = T_0, \quad T(u\tau, \tau) = T_{II}; \quad T(u\tau + h, \tau) = T_0$$

после перехода в движущуюся систему координат ($\alpha = x - u\tau$, $\beta = \tau$) при установившемся состоянии ($\partial T(\alpha, \beta) / \partial \beta = 0$) при-

водит к следующим решениям для распределения температуры и теплового потока извне через границу области, т.е. на фронте фазового перехода

$$T = T_{\Pi} + \frac{T_0 - T_{\Pi}}{e^{-\frac{u\alpha}{a}} - 1} (e^{-\frac{u\alpha}{a}} - 1) \approx T_{\Pi} + (T_{\Pi} - T_0) (e^{-\frac{u\alpha}{a}} - 1)$$

$$q|_{\alpha=0} = -\lambda \frac{\partial T(0, \beta)}{\partial \alpha} = \lambda \frac{u}{a} \frac{T_0 - T_{\Pi}}{e^{-\frac{uh}{a}} - 1} \approx \frac{\lambda}{a} u (T_{\Pi} - T_0),$$

где T_0 - температура окружающей среды; T_{Π} - температура плавления; u - скорость продвижения фронта фазового перехода; h - толщина слоя рабочего вещества; λ и a - соответственно эффективные тепло- и температуропроводности рабочего вещества.

Экспонента в знаменателях полученных выражений исчезает вследствие того, что ее показатель в реальных условиях будет иметь достаточно большую отрицательную величину.

Учитывая теплоту фазового перехода и потерю тепла, аккумулярованного расплавом, выдавливаемым из зазора I между нагретой поверхностью и границей фазового перехода, и считая распределение температуры в этом зазоре линейным (рис. 2, б), можно получить уравнение теплового баланса на границе плавления:

$$\lambda_1 \frac{T_c - T_{\Pi}}{\xi} - \rho_2 \gamma u - \rho_2 c_1 u \left(\frac{T_c - T_{\Pi}}{2} \right) = \rho_2 c_2 u (T_{\Pi} - T_0), \quad (1)$$

где ξ - толщина зазора; γ - удельная теплота плавления; T_c - температура нагретой поверхности; ρ - эффективная плотность; c - эффективная теплоемкость, индекс 1 относится к расплаву, а индекс 2 - к твердому пористому веществу.

Применяя уравнения гидродинамической теории смазки к рассмотрению процесса выдавливания расплава из зазора и решая задачу о сдвигании слоя вязкого вещества параллельными пластинками квадратной формы, получим для силы внешнего давления на слой выражение

$$P = 6,7 \frac{\mu u b^4}{\xi^3}, \quad (2)$$

где μ - динамическая вязкость расплава; b - сторона квадрата.

Решая совместно уравнения (1) и (2), получим для скорости продвижения фронта плавления на элементарном участке

$$u^4 = \frac{P \lambda_1^3 (T_c - T_n)^3}{6,7b^4 \mu \left[\rho_2 c_2 (T_n - T_o) + \rho_2 c_1 \frac{T_c - T_n}{2} + \rho_2 \delta \right]} \quad (3)$$

В установке рабочее вещество, представляющее собой сыпучую среду, вращается в поле тяжести в состоянии предельного равновесия. Рассматривая силы, действующие на частицу, находящуюся на поверхности идеальной сыпучей среды, и используя при этом закон сухого трения Кулона, получим уравнение свободной поверхности рабочей среды в виде

$$Z = \frac{1}{\operatorname{tg} \varphi} r - \frac{g \operatorname{tg}^2 \varphi + g}{\omega^2 \operatorname{tg}^2 \varphi} \ln \left| \omega^2 \operatorname{tg} \varphi r + g \right| + C, \quad (4)$$

где $\operatorname{tg} \varphi$ – коэффициент внутреннего трения; g – ускорение свободного падения; ω – угловая скорость вращения; C – постоянная величина.

Чтобы вычислить, производительность установки, необходимо знать распределение давлений рабочей среды на внутренней поверхности установки. Если пренебречь влиянием силы тяжести по сравнению с центробежными силами, то, например, для наиболее простого случая цилиндрической формы внутренней поверхности, решая систему дифференциальных уравнений предельного равновесия сыпучей среды, получим

$$P = - \frac{\rho_2 \omega^2}{2 + f(\varphi)} \left[\tilde{r}(Z)^{2+f(\varphi)} r^{-f(\varphi)} - r^2 \right], \quad (5)$$

где

$$f(\varphi) = \frac{2 \sin \varphi}{1 + \sin \varphi},$$

$\tilde{r}(Z)$ – решение (4) при соответствующих граничных условиях.

Для динамики фильтрации расплава в аппарате было получено следующее дифференциальное уравнение:

$$\frac{d}{dz} \left[(R^2 - r^2) \frac{k}{\mu} \frac{d}{dz} \left(\frac{\rho_1 \omega^2}{2} r^2 - \rho g Z \right) \right] - 2mR = 0. \quad (6)$$

Интегрируя (6), можно найти зависимость скорости фильтрации и толщины слоя расплава от остальных параметров процесса, и, в частности, определить связь между временем деструкции тер-

мочувствительного вещества и основными параметрами установки.

Здесь R – радиус цилиндрической поверхности; k – коэффициент проницаемости; $m = \rho_2 u$ – производительность элемента поверхности установки.

Полная производительность установки вычисляется по формуле

$$M = \int_S m dS = 2\pi R \int_0^l m dz, \quad (7)$$

где S – поверхность установки; l – высота края свободной поверхности сыпучего вещества.

Разработанная методика расчета процесса непрерывного плавления термопластичных веществ позволяет осуществить выбор оптимальных параметров установки применительно к каждому конкретному случаю.

Установка для непрерывного плавления компактна, проста в изготовлении и эксплуатации.

УДК 621.923

В.И.Туромша, Э.С.Бранкевич

АЭРО- И ГИДРОДИНАМИЧЕСКИЕ ЯВЛЕНИЯ ПРИ ШЛИФОВАНИИ

При шлифовании СОЖ, прежде, чем попасть в зону резания, проходит постепенно сужающуюся щель, образованную рабочей поверхностью шлифовального круга и поверхностью изделия. В работе [1] показано, что здесь протекают гидродинамические явления, подобные явлениям в гидравлическом клине при работе вала во втулке. Но если для средних размеров вала и втулки несущая способность масляного клина выражается несколькими тысячами килограммов, то сила гидродинамического давления в жидкостном клине при шлифовании измеряется всего несколькими килограммами. Этого достаточно для того, чтобы создать ощутимое изменение величины упругого отжатия шлифовального круга.

Поскольку шлифование происходит при высоких скоростях вращения круга, в рабочей зоне создаются центробежные и вихревые потоки воздуха, которые препятствуют доступу СОЖ в контактную зону и ослабляют гидродинамический поток.

Были проведены экспериментальные исследования гидравлического клина при различных условиях шлифования. Исследования

ния проводились при плоском шлифовании периферией круга с помощью тензометрического датчика давления по методике, изложенной в работе [2].

Шлифование производилось кругами характеристик 24А(6 ... 25) НС17К6, размером ПП 250x76x25. В качестве СОЖ применялся 5%-ый раствор эмульсола.

На рис. 1 приведена осциллограмма распределения давления СОЖ в гидравлическом клине между шлифовальным кругом и обрабатываемым изделием. Участок АВ осциллограмм показывает распределение избыточного давления СОЖ в сужающейся части гидравлического клина, а участок ВС — распределение давления за зоной контакта круга с деталью.

Величина радиальной силы, действующей со стороны гидравлического клина на шлифовальный круг, может быть сопоставима с величиной радиальной силы P_y . Поэтому последняя может быть представлена следующим образом:

$$P_y = P'_y + P''_y,$$

где P'_y — сила, вызванная резанием металла; P''_y — сила, вызванная действием гидравлического клина.

Можно найти силу P''_y , пользуясь осциллограммой распределения давления в гидравлическом клине:

$$P''_y = B \cdot k_B \cdot S,$$

где B — ширина круга; S — площадь осциллограммы; k_B — коэффициент, учитывающий распределение давления по ширине шлифовального круга.

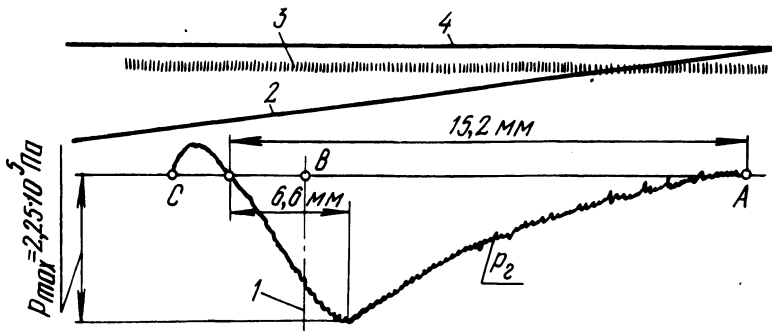


Рис. 1. Осциллограмма распределения давления СОЖ p в гидравлическом клине при шлифовании кругом 24А6НС17К6: 1 — положение вертикальной оси вращения круга; 2 — перемещение стола; 3 — отметка времени; 4 — базовая линия.

Коэффициент k_B определяется экспериментально и равен: для кругов зернистостью 6 - 0,90; зернистостью 16-0,93; зернистостью 25 - 0,96.

Исследования показали, что на величину гидродинамического давления, а следовательно, на величину силы P_y'' влияют зернистость круга Z , расход СОЖ Q (в определенных пределах) и время шлифования T .

С увеличением зернистости круга гидродинамическое давление уменьшается, так как увеличивается интенсивность воздушного потока и расстояние от связки до обрабатываемой поверхности.

С увеличением расхода СОЖ давление растет до некоторого значения и затем остается неизменным, вследствие того, что количество жидкости, поступающей в гидравлический клин, не может бесконечно возрастать.

С увеличением времени шлифования давление возрастает, так как на поверхности круга образуется защитная масляная пленка, ослабляющая воздушный поток. Время T можно определить, зная размеры шлифуемой детали и режимы резания.

Зависимость силы гидравлического давления на шлифовальный круг P_y'' от указанных факторов будем искать в виде

$$P_y'' = C \cdot Q^m \cdot Z^n \cdot T^p \quad (1)$$

Уравнение (1) после логарифмирования и введения членов, учитывающих взаимодействие факторов, примет вид

$$\hat{y} = b_0 + b_1 \tilde{x}_1 + b_2 \tilde{x}_2 + b_3 \tilde{x}_3 + b_{12} \tilde{x}_1 \tilde{x}_2 + b_{13} \tilde{x}_1 \tilde{x}_3 + b_{23} \tilde{x}_2 \tilde{x}_3 + b_{123} \tilde{x}_1 \tilde{x}_2 \tilde{x}_3, \quad (2)$$

Т а б л и ц а 1

Уровень факторов	Код	Q	InQ	Z	InZ	T	InT
			\tilde{x}_1		\tilde{x}_2		\tilde{x}_3
Основной	0	11,5		16		8	
Интервал варьирования	Δ	8,5		10		7	
Верхний	+1	20	2,99	26	3,26	15	2,71
Нижний	-1	3	1,10	6	1,79	1	0

где \hat{y} - значение P_y'' в логарифмическом масштабе; $\tilde{x}_1, \tilde{x}_2, \tilde{x}_3$ - логарифмы соответственно Q, Z, T ; $b_0, b_1, b_2, b_3, b_{12}, b_{13}, b_{23}, b_{123}$ - коэффициенты уравнения.

Для получения искомого линейного уравнения (2) воспользуемся полным факторным экспериментом типа 2^3 .

В табл. 1 приведены значения уровней исследуемых факторов и интервалов варьирования. Матрица планирования и результаты экспериментов по определению силы P_y'' приведены в таблице 2.

Коэффициенты уравнения подсчитывались по формуле

$$b_i = \frac{\sum_{v=1}^n x_{iv} \cdot \bar{y}}{n},$$

где \bar{y} - средний отклик по $r = 3$ опытам в точке с номером v ; n - общее число точек; $i = 1; 2, 3, \dots, k$ - номер фактора.

Значения коэффициентов b_i приведены в табл. 2.

Статистический анализ результатов экспериментов по t - критерию показал, что коэффициент b_{13} является статистически незначимым. С учетом этого уравнение (2) с безразмерными независимыми переменными x_i примет вид

$$\hat{y} = 2,308 + 0,659x_1 - 0,894x_2 + 0,534x_3 + 0,052x_1x_2 - 0,112x_2x_3 + 0,221x_1x_2x_3. \quad (3)$$

Преобразование безразмерных независимых переменных x_i в переменные \tilde{x}_i в натуральном масштабе производится по формуле

$$x_i = \frac{2(\ln \tilde{x}_i - \ln \tilde{x}_{i\max})}{\ln \tilde{x}_{i\max} - \ln \tilde{x}_{i\min}} + 1.$$

После подстановки x_i в уравнение (3) и потенцирования получим

$$P_y'' = \frac{e^{1,78} Q^{1,32} 1,32 - 0,25 \ln 3 - 0,60 \ln T + 0,24 \ln 3 \ln T}{3^{0,57 + 0,59 \ln T}} T^{1,89}. \quad (4)$$

Удельная сила в расчете на единицу ширины круга определяется

$$P_{yb}'' = \frac{1}{25} P_y''.$$

Проверка формулы (4) по F - критерию показала адекватность модели и экспериментальных данных.

Таблица 2

№ точек v	Матрица								Результат				
	x_0	x_1	x_2	x_3	x_1x_2	x_1x_3	x_2x_3	$x_1x_2x_3$	P''_{y_1} , H	P''_{y_2} , H	P''_{y_3} , H	$\bar{P}''_{y'}$, H	$\ln P''_{y'}$, \bar{y}
1	+	-	-	-	+	+	+	-	5,6	5,9	5,4	5,63	1,728
2	+	-	-	+	+	-	-	+	31,5	32,7	31,5	31,90	3,463
3	+	-	+	-	-	+	-	+	1,63	1,65	1,65	1,65	0,501
4	+	-	+	+	-	-	+	-	2,5	2,4	2,5	2,47	0,904
5	+	+	-	-	-	-	+	+	29,3	29,8	29,3	29,47	3,385
6	+	+	-	+	-	+	-	-	67,7	69,9	68,8	68,80	4,232
7	+	+	+	-	+	-	-	-	4,1	4,2	4,9	4,40	1,482
8	+	+	+	+	+	+	+	+	15,5	16,3	15,8	15,90	2,767
b_i	2,308	0,659	-0,894	0,534	0,052	-0,0007	-0,112	0,221					

Анализ полученной зависимости показывает, что наиболее влияет на величину P'' время T , которое определяет собой процесс образования на рабочей поверхности круга защитной масляной пленки, ослабляющей воздушный поток.

Сила гидравлического давления оказывает существенное влияние на формирование макрорельефа шлифованной поверхности за счет увеличения или уменьшения упругих отжатию круга. Гидравлический клин является демпфером, уменьшающим амплитуду колебаний шлифовального круга.

Л и т е р а т у р а

1. Ящерицын П.И. Повышение эксплуатационных свойств шлифованных поверхностей. - Мн., 1965. 2. Туромша В.И., Бранкевич Э.С. Гидродинамическое давление СОЖ при шлифовании. - В сб.: Машиностроение, 1980, вып. 5.

УДК 621.793.7

А.И.Шевцов

К ВОПРОСУ АДГЕЗИИ СМАЗОЧНОГО МАСЛА К МЕТАЛЛИЗАЦИОННЫМ ЗАЩИТНЫМ ПОКРЫТИЯМ

Изучение маслоудерживающих свойств трущихся поверхностей способствует объективному прогнозированию износостойкости деталей машин с нанесенными защитными покрытиями. Как показано в работе [1], адгезия смазки в значительной степени зависит от материала поверхности таких покрытий. Целью предлагаемой работы является анализ и обобщение полученных ранее результатов, сущность которых заключается в том, что маслоудерживающие свойства металлизационных защитных слоев из сплавов на основе никеля выше в сравнении со сплавами на основе железа. Кроме того, характерная особенность испытанных никелевых композиций состоит в том, что их энергия связи со смазкой возрастает от сплава ПГ-СР2 в следующей последовательности: ПГ-СР2; ПГ-СР3; ПГ-СР4; СНГН.

Для объяснения полученных данных остановимся вкратце на одной из теорий адгезии, согласно которой связь между адсорбентом и субстратом осуществляется силами межмолекулярного и химического взаимодействия [2, 3]. При этом взаимодействие органической жидкости с металлическим субстратом достигается за счет ион-дипольных, дисперсных и химических связей [4].

Касаясь ион-дипольных структур, необходимо отметить, что для одного и того же количества дипольных групп масла подобных образований будет больше с увеличением удельной плотности ионов на металлической поверхности защитных покрытий. В свою очередь число ионов на единице поверхности возрастает при уменьшении атомного (ионного) радиуса элементов, входящих в состав материала покрытия. В сравнении с другими металлами никель имеет уменьшенный радиус и, как следствие, характеризуется повышенной маслоудерживающей способностью. Поэтому переход от сплава на основе железа (образцы из чугуна СЧ21-40 и стали 45) к защитным покрытиям из сплавов на основе никеля вызывает увеличение адгезии смазочного масла к таким поверхностям деталей машин.

Для учета дисперсных сил рекомендуется принимать их процент от ион-дипольного взаимодействия [4]. Следовательно, у никелевых материалов значение дисперсионной составляющей адгезии также выше.

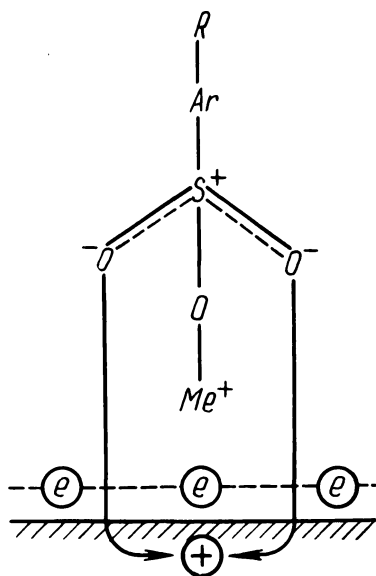


Рис. 1. Схема возникновения химических связей смазочного масла с металлической поверхностью.

Композиции ПГ-СР2, ПГ-СР3, ПГ-СР4, СНГН отличаются тем, что в указанной последовательности по мере снижения содержания никеля у них наблюдается рост весовых частей кремния. Однако, в этих сплавах силициды не обнаружены [5]. Очевидно, кремний, растворяясь в никеле, уменьшает параметры решетки последнего, что приводит к повышению поверхностной

плотности его ионов и усилению адгезионного взаимодействия от сплава ПГ-СР2 к составу СНГН. Кроме того, вероятно, сказывается изменение энергии химических связей, которые проявляются, когда взаимодействующие молекулы масла и ионы металла находятся на расстоянии порядка суммы атомных радиусов и ближе.

Известно, что моторное масло, которое применялось для исследований в нашей предыдущей работе [1], служит донором электронов при установлении химических связей с металлической поверхностью по схеме, приведенной на рис. 1. Интенсивность перехода электронов от масла (его ароматических углеводородов, кальциевых, хлористых и других присадок) к акцептору-металлу возрастет при усилении донорных и окислительных свойств жидкой и твердой фаз. От сплава ПГ-СР2 к композиции СНГН акцепторные свойства поверхности оказываются все более заметными за счет повышенного содержания кремния, углерода, бора, являющихся окислителями среди других элементов защитного покрытия детали. При этом увеличивается количество зон с нехваткой электронов (положительно заряженные участки поверхности твердой фазы). В результате интенсифицируются переходы электронов масла к металлизационному покрытию и химические связи адгезионного взаимодействия. Адгезия смазки для рассмотренного ряда никелевых сплавов от покрытия из материала ПГ-СР2 к составу СНГН улучшается.

Проведенный анализ и обобщение результатов исследований позволяют сформулировать некоторые рекомендации по выбору материалов металлизационных защитных покрытий с высокой маслоудерживающей способностью. В частности, в качестве таких покрытий рекомендуется применять самофлюсующиеся сплавы на основе никеля, в том числе и перспективного выпуска. Это в значительной степени стабилизирует смазочную пленку между трущимися деталями и повышает износостойкость широкой номенклатуры упрочняемых изделий.

Л и т е р а т у р а

1. Яковлев Г.М., Ходосевич В.Г., Шевцов А.И. Исследование адгезии моторного масла к поверхностям, наплавленным твердыми самофлюсующимися сплавами на основе никеля. - В сб.: Машиностроение и приборостроение. Мн., 1975, вып. 7.
2. Белый В.А., Егоренков Н.И., Плескачевский Ю.М. Адгезия полимеров к металлам. - Мн., 1971.
3. Берлин А.А., Басин В.Е. Основы адгезии полимеров. - М., 1969.

4. Пильвинис Р.И. Оценка порядка теоретической адгезионной прочности клеевых соединений ПВБ-металлы. - В кн.: Полимерные материалы и их исследование. Материалы XI республиканско-научно-техн.конф. - Каунас, 1969. 5. Гладкий П.В., Переплетчиков Е.Ф., Фрумин И.И. Плазменная наплавка хромоникелевых сплавов, легированных кремнием и бором. - Автоматическая сварка. 1968, № 9.

УДК 621.833.7

И.Л.Баршай, В.В.Бабук, В.В.Каберда

НАСЛЕДОВАНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК КАЧЕСТВА ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ НЕЖЕСТКИХ ДЕТАЛЕЙ

Одним из возможных решений повышения качества изделий является управление технологическими процессами изготовления деталей машин с учетом влияния технологической наследственности [1, 2].

В данной статье отражены результаты комплексного определения технологической наследственности шероховатости поверхности, погрешностей размеров и формы при обработке нежестких валов.

Объектом исследования был принят серийный шток амортизатора автомобиля "Москвич". Материал штока - сталь 45. При соотношении $l/d = 18...20$ к штокам предъявляются высокие требования по размерной точности (h_6 СТ СЭВ 144-75) и шероховатости ($R_a = 0,02...0,04$ мкм).

Изучалось наследование погрешностей диаметрального размера штока (Δd) и овальности ($\Delta_{ов}$), а также параметров шероховатости поверхности (R_a и $t_p^{ов}$). Граф исследуемых операций технологического процесса изготовления штока был составлен по методике профессора А.М.Дальского [1] (рис. 1).

Для определения экспериментально-статистической модели наследования погрешностей диаметрального размера и овальности был использован корреляционно-регрессионный анализ. Математическому моделированию предшествовал поиск закона распределения указанных параметров. В частности, для аппроксимации эмпирического распределения указанных погрешностей были применены теоретические законы рассеяния: нормальный, логарифмически нормальный и Релея. Сопоставление эмпирического распределения погрешностей размера и формы штока с теоретическими законами проводилось по критериям К.Пирсона

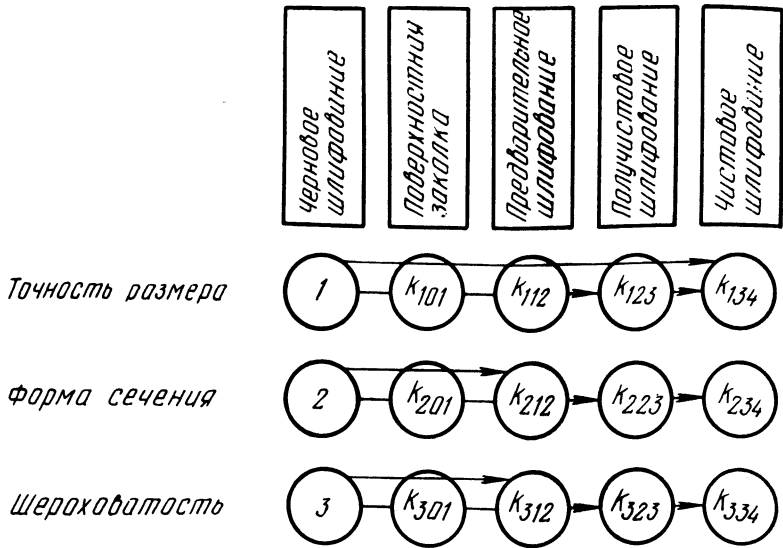


Рис. 1. Граф исследуемых операций технологического процесса изготовления штока амортизатора.

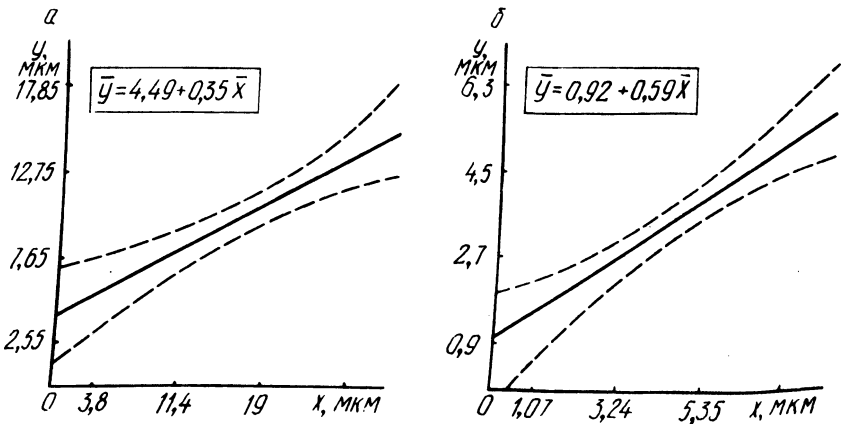


Рис. 2. Наследование погрешностей после предварительного шлифования: а) диаметрального размера; б) овальности.

(χ^2) и А. Колмогорова (λ) при доверительной вероятности $P = 0,95$ [3].

Результаты сравнения расчетных значений критериев с критическими позволили сделать вывод о возможности описания рассеяния Δ_d и $\Delta_{ов}$ на различных стадиях обработки нормальным законом распределения.

В качестве экспериментально-статической модели исследования погрешностей размера и формы был принят полином первой степени

$$\bar{Y} = b_0 + b_1 \bar{X} , \quad (1)$$

Коэффициенты уравнения (1) связывают средние значения погрешностей Δ_d и $\Delta_{ов}$ штока на выходе (\bar{Y}) и входе (\bar{X}) рассматриваемых операций технологического процесса его изготовления. Коэффициент b_0 характеризует долю результирующей погрешности штока (\bar{Y}), возникающей на данной операции, а коэффициент b_1 — долю результирующей погрешности штока, перенесенную с предыдущей операции.

Результаты сравнения расчетного и критического значений F -критерия (Фишера) при доверительной вероятности $P = 0,95$ свидетельствуют об адекватности искомой модели экспериментальным данным. На коррелограммах (рис. 2) изображено наследование Δ_d и $\Delta_{ов}$ после предварительного шлифования.

Изучение технологической наследственности параметров шероховатости поверхности штока проводилось по результатам профилографирования. Начальный участок теоретической опорной кривой микропрофиля был описан степенной функцией вида [4]

$$t_p = b_x^{\delta} . \quad (2)$$

Кривые опорных поверхностей микрорельефа после чистового и чернового шлифования штока приведены на рис. 3.

Результаты исследований позволили сделать следующие выводы:

1. Между средними значениями Δ_d и $\Delta_{ов}$ штока на входе и выходе рассмотренных технологических операций существует тесная взаимосвязь, о чем свидетельствуют высокие значения коэффициентов корреляции ($r_{\Delta_d} = 0,74 \dots 0,80$; $r_{\Delta_{ов}} = 0,82 \dots 0,85$).

2. Полученные экспериментально-статические модели наследования Δ_d и $\Delta_{ов}$ обоснованно позволяют: а) прогнозировать изменение погрешностей; б) определять требования к входным значениям погрешностей.

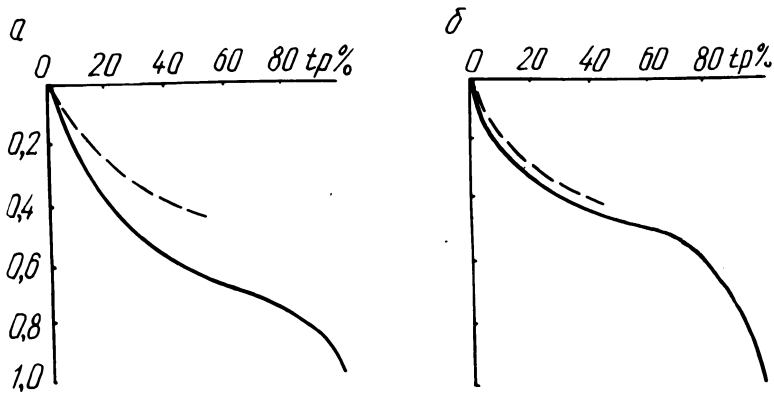


Рис. 3. Опорные кривые микрорельефа поверхности штока после шлифования: а) черного ($t_p = 1,84 \times 1,41$); б) чистового ($t_p = 2,07 \times 1,78$).

3. На операциях обработки штока помимо уменьшения шероховатости наблюдается увеличение относительной опорной поверхности микрорельефа.

Л и т е р а т у р а

1. Дальский А.М. Технологическое обеспечение надежности высокоточных деталей машин. - М., 1975, 2. Ящерицын П.И., Рыжов Э.В., Аверченков В.И. Технологическая наследственность в машиностроении. - Мн., 1977. 3. Герасимович А.М., Матвеева Я.И. Теория вероятностей и математическая статистика. - М., 1973, ч. 1, 4. Крагельский И.В. Основы расчетов на трение и износ. - М., 1977.

СО Д Е Р Ж А Н И Е

Ящерицын П.И., Чистосердов П.С., Беляй В.Г. Исследование шероховатости плоских поверхностей, обработанных комбинированным инструментом	3
Комаров В.Н., Миткевич С.И., Овчинников Л.С. Особенности технологии затачивания силовых разверток	7
Жигалко Н.И. Особенности заточки и доводки напайных твердосплавных наружных протяжек	14
Пикус М.Ю., Киселев М.Г., Луговой В.П. Исследование теплообразования в зоне обработки при доводке шариков в поле ультразвуковых колебаний	19
Ящерицын П.И., Бранкевич Э.С., Туромша В.И. К вопросу о механизме проникновения смазочно-охлаждающей жидкости в зону резания при шлифовании	22
Горошко В.Ф., Иванов Л.Л., Ковзель С.Н., Маркин Е.А., Савченко В.К. Некоторые вопросы динамики и статики скоростных протяжных станков	26
Соболев А.С., Басинюк В.Л., Кузьменков О.И., Яцур Е.С., Куценко В.Н. Восстановление зубчатых колес методом ротационного деформирования	29
Шагун В.И. Влияние условий резания машинными метчиками на погрешности формы среднего цилиндра резьбы, нарезаемой в стали	35
Жигалко Н.И. Технология изготовления, заточки и доводки твердосплавных зубьев-колец сборных круглых протяжек .	37
Ящерицын В.П. Механизм образования шероховатости обработанной поверхности и оптимальные условия ее формирования при двустороннем плоском шлифовании	42
Ящерицын В.П. Оптимальные условия базирования обрабатываемых деталей и геометрическая точность двустороннего плоского шлифования	44
Присевок А.Ф., Яковлев Г.М., Бойко Л.В., Беляев Г.Я., Гайдукевич Н.П., Новодворец Г.Л. Механо-химические процессы, происходящие при трении пары металл-полимер	48
Бабук В.В., Ярмак Ю.Ю. К вопросу исследования шероховатости и волнистости поверхности при ППД	51
Ходосевич В.Г., Шевцов А.И., Ивашко В.С., Беляев Г.Я.	

Исследование износостойкости частично оплавленных металлизационных покрытий	54
Меламед Г.И. О проблеме поиска и выбора конструктивно-технологического варианта автоматических линий из агрегатных станков	57
Шардыко П.П. Создание предварительного натяга в шарико-винтовых механизмах	63
Гальперин Б.С., Горошко В.Ф., Маркин Е.А., Моисеенко Е.И. Исследование шума и звуковых вибраций протяжных станков	66
Тилигузов Г.В., Яцура Е.С., Шевченко В.М., Капаниц Э.Ф. Оптимизация режимов шлифования с учетом требований к точности деталей	69
Чистосердов П.С., Цумарев О.В. Влияние схемы одноэлементного комбинированного инструмента на упругие сжатия в системе СПИД	74
Каштальян И.А., Кочергин А.И. Шероховатость поверхностей, обработанных с переменной подачей на токарных станках с ЧПУ	77
Корниевич М.А. Нагрузка и толщина среза по длине режущих лезвий сверла	81
Олендер Л.А., Филонов И.П., Добрынин Ю.А. Классификация способов окончательной обработки шариков	83
Свидерский Э.А. Определение скорости резания и скорости внедрения резца в процессах с переменной толщиной снимаемого слоя	89
Дечко Э.М., Корниевич М.А. Влияние формы заточки сверла на температуру резания	94
Вставский Е.А., Гольбин А.Я. Об основных управлениях структуры механизмов	95
Кане М.М. Анализ эргодичности процессов зубофрезерования и шевингования цилиндрических зубчатых колес	99
Беляев Г.Я., Спиридонов Н.В., Протасевич В.А., Лубочкин В.А. Некоторые особенности упрочнения твердыми самофлюсующимися сплавами деталей нефтедобывающего оборудования	102
Гайдукевич Н.П. Вершина Е.А., Бондарев Е.А. Исследование влияния пропан-бутан-кислородной смеси на коэффициент использования порошка газопламенной горелки и твердость полученных покрытий	104
Шамшур А.С., Чеблуков М.А., Петросян М.М. Ис-	

дование кавитационной стойкости самофлюсующихся твердых сплавов	106
Волков Ю.А., Гафо Ю.Н., Волкова Н.Е. К вопросу улучшения эксплуатационных свойств изделий из термопластичных материалов	111
Туромша В.И., Бранкевич Э.С. Аэро- и гидродинамические явления при шлифовании	116
Шевцов А.И. К вопросу адгезии смазочного масла к металлизационным защитным покрытиям	121
Баршай И.Л., Бабук В.В., Каберда В.В. Наследование характеристик качества при изготовлении нежестких деталей	124

**МАШИНОСТРОЕНИЕ
ВЫПУСК 6**

Редактор *Л.Н. Козловская*
Худ. редактор *Ю.С. Сергачёв*
Техн. редактор *Л.И. Жук*
Корректоры *А.М. Апель, З.Б. Боборыко*
График *Н.В. Журавлева*
Операторы *И.С. Жукова, С.А. Дудкина*

ИБ 1140

Подписано к печати 28.10.80. АТ 08 659. Формат 60x90/16. Бумага офсет. Офсет. печать. Усл. печ.л. 8,75. Уч.-изд.л. 8.12. Усл.кр.-отт. 9.13.

Тираж 900 экз. Заказ 5304. Изд. № 80-29. Цена 1 р. 20 к.

Издательство "Вышэйшая школа" Государственного комитета БССР по делам издательств, полиграфии и книжной торговли. 220004 Минск, пр. Машерова, 11.

Типография "Победа". Молодечно, Привокзальный пер., 11.

Отпечатано с оригинал-макета, изготовленного в издательстве "Вышэйшая школа".

РЕФЕРАТЫ

УДК 621.7.06.

Ящерицын П.И., Чистосердов П.С., Беляй В.Г. Исследование шероховатости плоских поверхностей, обработанных комбинированным инструментом. "Машиностроение", 1981, вып.6, с.3-6.

Приведены результаты исследований влияния технологических факторов (усилия деформирования, подачи, скорости и глубины резания) на шероховатость плоских поверхностей, обработанных одноэлементным комбинированным инструментом (КИ), для материалов сталь 45 и чугун СЧ 18-36.

Анализ полученных результатов показал, что применение КИ повышает производительность обработки и улучшает шероховатость на 4...5 классов. - Ил. 2. Табл.1.Библиогр. 3.

УДК 621.951.1.02.

Комаров В.Н., Миткевич С.И., Овчинников Л.С. Особенности технологии затачивания силовых разверток. "Машиностроение", 1981, с. 7 - 14.

Описываются технологические особенности затачивания силовых разверток для обработки отверстий различного класса, предлагается специальная наладка универсально-заточного станка. Изложены методика и рекомендации по измерению геометрических параметров силовых разверток, по повышению качества затачивания быстрорежущих силовых разверток.-Ил. 5. Библиогр. 6.

УДК 621.919

Жигалко Н.И. Особенности заточки и доводки напайных твердосплавных наружных протяжек. "Машиностроение", 1981, вып. 6, с.14 - 19.

Приводятся данные по припайке пластинок твердого сплава к корпусам протяжки, а также сведения по режимам заточки и доводки твердосплавных зубьев алмазными кругами. Кроме того, указана маркировка используемых при этом кругов. - Ил. 1. Табл. 1. Библиогр. 2.

УДК 621.822.

Пикус М.Ю., Киселев М.Г., Луговой В.П. Исследование теплообразования в зоне обработки при доводке шариков в поле ультразвуковых колебаний. "Машиностроение", 1981, вып.6, с.19-22.

Приведены результаты экспериментальных исследований по влиянию акустических и технологических факторов на процесс теплообразования в зоне обработки шариков. Дана количественная оценка и характер изменения температуры при обработке шариков обычным методом, а также с использованием ультразвуковых колебаний. - Ил.2. Библиогр. 2.

УДК 621.923

Ящерицын П.И., Бранкевич Э.С., Туромша В.И. К вопросу о механизме проникновения смазочно-охлаждающей жидкости в зону резания при шлифовании. "Машиностроение", 1981, вып.6, с. 22-26.

Приведены результаты исследования давления СОЖ в гидравлическом клине между шлифовальным кругом и обрабатываемым изделием. Показано, что на его величину, а тем самым на способность СОЖ проникать в зону резания, влияют количество и состав подаваемой СОЖ и характеристики шлифовальных кругов. - Ил. 2. Табл.1. Библиогр. 3.

УДК 621.91

Некоторые вопросы динамики и статики скоростных протяжных станков/ В.Ф.Горошко, Л.Л.Иванов, С.Н.Ковзель, Е.А.Маркин, В.К.Савченко. "Машиностроение", 1981, вып. 6, с.26 - 29.

Изложены результаты исследования динамики и статики скоростных протяжных станков и мод. 4МП593, 4МП585 и других, спроектированных Минским СКБ протяжных станков. Эксперименты проводились в диапазоне скоростей 2...40 м/мин. Изучена посадка скорости, динамика станков при различных видах сопровождения инструмента, усилия резания, резонансы в упругой системе, виброгашение на повышенных скоростях резания. Проведено исследование скоростных протяжных станков различной компоновки и качество поверхности после протягивания. - Ил. 2.

УДК 621.833:539.374.2

Восстановление зубчатых колес методом ротационного деформирования/ А.С.Соболев, В.Л.Басинюк, О.И.Кузьменков, Е.С.Яцура, В.Н.Куценко. "Машиностроение", 1981, вып. 6, с. 29 - 34.

Описан способ восстановления профиля зубьев зубчатых колес на примере вала-шестерни (дет. №51-7017) коробки скоростей автомобиля методом ротационного деформирования на установке, разработанной в Институте проблем надежности и долговечности машин АН БССР. Кратко изложены конструкция и принцип работы установки, результаты метрологического анализа и сравнительные испытания на статическую прочность зубьев шестерен, изготовленных на Оршанском трактороремонтном заводе, серийных образцов и восстановленных данным методом. - Ил. 2. Табл. 1. Библиогр. 2.

УДК 621.993.042

Шагун В.И. Влияние условий резания машинными метчиками на погрешности формы среднего цилиндра резьбы, нарезаемой в стали. "Машиностроение", 1981, вып. 6, с.35-36.

Изложены результаты и причины влияния смазывающе-охлаждающей жидкости, твердости стали, радиального биения метчика, скорости и времени резания на отклонения формы среднего цилиндра резьбы. - Библиогр. 2.

УДК 621.919

Жигалко Н.И. Технология изготовления, заточки и доводки твердосплавных зубьев-колец сборных круглых протяжек. "Машиностроение", 1981, вып.6, с.37 - 41.

Приводятся отличительные особенности изготовления твердосплавных зубьев-колец круглых протяжек. Даны припуски и режимы заточки и доводки зубьев протяжек из твердого сплава. - Ил. 2. Табл. 1. Библиогр. 2.

УДК 621.941

Ящерицын В.П. Механизм образования шероховатости обработанной поверхности и оптимальные условия ее формирования при двустороннем плоском шлифовании. "Машиностроение",

1981, вып.6, с.42 - 44.

Рассматривается механизм образования шероховатости при двустороннем шлифовании торцев деталей. Выявлены особенности кинематики движения деталей в рабочей зоне и их влияние на получение наименьшей шероховатости. - Ил.1. Библиогр.3.

УДК 621.941

Ящерицын В.П. Оптимальные условия базирования обрабатываемых деталей и геометрическая точность двустороннего плоского шлифования. "Машиностроение", 1981, вып.6, с.44 - 47.

Рассматриваются особенности базирования деталей при одновременном шлифовании двух торцев. Установлены условия устойчивого шлифования, обеспечивающие гарантированную точность по непараллельности торцев и высоте деталей. - Ил. 1. Библиогр. 3.

УДК 620.128.16

Механо-химические процессы, происходящие при трении пары металл-полимер/А.Ф.Присевок, Г.М.Яковлев,Л.В.Бойко, Г.Я.Беляев, Н.П.Гайдукевич, Г.Л.Новодворец. "Машиностроение", 1981, вып.6, с.48-51.

Изложены результаты теоретических и экспериментальных исследований процессов физико-химического взаимодействия металлов, сплавов и синтетических материалов при трении.

Показано, что наиболее приближенными материалами, обеспечивающими условие динамического равновесия процессов образования и разрушения вторичных структур и метастабильного состояния поверхностей трения, являются самофлюсующиеся твердые сплавы на основе никеля. - Библиогр. 4.

УДК 539.3.374.1

Бабук В.В., Ярмак Ю.Ю. К вопросу исследования шероховатости и волнистости поверхности при ППД. "Машиностроение", 1981, вып.6, с.51 - 54.

Исследовано влияние расположения деформирующего элемента относительно обкатываемой поверхности цилиндрической детали на высотные и шаговые характеристики шероховатости

и волнистости. Установлены оптимальные углы поворота ролика, обеспечивающие улучшение указанных параметров. – Ил. 2. Библиогр. 1.

УДК 621.785

Исследование износостойкости частично оплавленных металлизационных покрытий/ В.Г.Ходосевич, А.И.Шевцов, В.С.Ивашко, Г.Я.Беляев. "Машиностроение", 1981, вып. 6, с.54 – 57.

Приведены результаты исследований износостойкости частично оплавленных металлизационных покрытий в среде нефти. На основании экспериментальных данных получена зависимость весового износа образцов от суммарной относительной площади S неоплавленных участков покрытия, скорости скольжения v и нормального давления p в паре трения. Установлено оптимальное значения параметра S , при котором износостойкость металлизационного слоя в сравнении с полностью оплавленным покрытием повышается. – Табл.2. Библиогр. 1.

УДК 621.9

Меламед Г.И. О проблеме поиска и выбора оптимального конструктивно-технологического варианта автоматических линий из агрегатных станков. "Машиностроение", 1981, вып. 6, с. 57 – 62.

Рассматриваются основные положения теории поиска и выбора оптимального конструктивно-технологического варианта автоматической линии из агрегатных станков. Освещаются результаты исследования этих линий на точность обработки на них деталей, на надежность, производительность и экономичность. – Табл. 1.

УДК 621.822.6

Шардыко П.П. Создание предварительного натяга в шариковинтовых механизмах. "Машиностроение", 1981, вып. 6, с. 63 – 66.

Для обеспечения высокой точности выходных параметров шарико-винтовых механизмов необходимо предусматривать возможность регулирования предварительного натяга. С увеличением натяга до определенной величины точность позицио-

нирования увеличивается, но, начиная с некоторого значения, точность не возрастает, а долговечность снижается. -Ил. 4.

УДК 658.3.043

Исследование шума и звуковых вибраций протяжных станков/Б.С.Гальперин, В.Ф.Горошко, Е.А.Маркин, Е.И.Моисеенко, "Машиностроение", 1981, вып.6, с.66 - 69.

Изложены результаты исследования горизонтально-протяжного станка с тяговым усилием 200 кН. Установлено, что основная частота, на которой происходит наиболее интенсивное излучение, равна 315 Гц. Она принадлежит радиально-поршневому насосу. Трубопровод оказывает значительное влияние на формирование звукового поля. Станина также является излучателем. Установлено наличие "акустических мостиков" в системе и зон интенсивных звуковых колебаний. Приводятся рекомендации, направленные на снижение уровня шума. - Ил. 2.

УДК 621.923-924

Оптимизация режимов шлифования с учетом требований к точности деталей/ Г.В.Тилигузов, Е.С.Яцура, В.М. Шевченко, Э.Ф.Капанец. "Машиностроение", 1981, вып. 6, с. 69 - 74.

Изложена методика построения расчетных моделей оптимизации режимов бесцентрового врезного шлифования с учетом требований точности изготовления деталей. Приведены результаты использования этих моделей при проектировании оптимальных технологических процессов обработки. - Ил.2.Табл. 2. Библиогр. 2.

УДК 621.7.06

Чистосердов П.С., Цумарев О.В. Влияние схемы одноэлементного комбинированного инструмента на упругие отжатия в системе СПИД. "Машиностроение", 1981, вып. 6, с. 74 - 77.

Приведены результаты экспериментального исследования влияния схемы комбинированного инструмента (КИ) на точность совмещенной обработки отверстий резанием и ППД. Даются практические рекомендации по выбору оптимальной схемы КИ. - Ил. 1. Табл. 1. Библиогр. 3.

УДК 621.941.23

Каштальян И.А., Кочергин А.И. Шероховатость поверхностей, обработанных с переменной подачей на токарных станках с ЧПУ. "Машиностроение", 1981, вып.6, с.77-81.

Изложена методика определения подачи на оборот при изменении минутной подачи по линейному закону в координатах "подача-длина обработки". Приводятся экспериментальные зависимости шероховатости поверхности от величины текущего значения подачи. - Ил. 3, Библиогр. 1.

УДК 621.951

Корниевич М.А. Нагрузка и толщина среза по длине режущих лезвий сверла. "Машиностроение", 1981, вып. 6, с. 81 - 83.

Приводятся результаты исследований распределения толщины среза и нагрузки по длине режущих лезвий шнекового сверла с криволинейными режущими лезвиями. Показана возможность совершенствования режущей части и повышения стойкости сверла. - Ил. 2. Табл. 1. Библиогр. 1.

УДК 621.822.71.001.2

Олендер Л.А., Филонов И.П., Добрынин Ю.А. Классификация способов окончательной обработки шариков. "Машиностроение", 1981, вып. 6, с. 83 - 89.

Проведен анализ способов и устройств для окончательной обработки шариков. Предложенная классификация способов позволяет оценивать степень совершенства существующих конструктивных решений, а также определять основные направления дальнейшего улучшения качества и повышения производительности процесса обработки. - Ил. 3.

УДК 621.910.71

Свидерский Э.А. Определение скорости резания и скорости внедрения реза в процессах с переменной толщиной снимаемого слоя. "Машиностроение", 1981, вып.6, с.89-93.

Анализируются условия кинематики резания с переменной толщиной снимаемого слоя. Выведены формулы, позволяющие определить скорость резания при любом положении вершины

инструмента. Для лучшего понимания сущности процесса резания с переменной толщиной снимаемого слоя предложено понятие скорости внедрения и приведена формула для ее определения. – Ил. 2. Библиогр. 2.

УДК 621.951

Дечко Э.М., Корниевич М.А. Влияние формы заточки сверла на температуру резания. "Машиностроение", 1981, вып. 6, с.94 – 95.

Приводятся данные о влиянии формы заточки на температуру резания при сверлении сталей 20 и 12Х21Н5Т. Показаны пути снижения температуры резания при сверлении. –Ил. 1. Библиогр. 2.

УДК 621.01

Вставский Е.А., Гольбин А.Я. Об основных уравнениях структуры механизмов. "Машиностроение", 1981, вып. 6, с. 95 – 98.

Решается проблема формализации понятия кинематической пары, подчиненной голономным связям. Понятия кинематические и динамические винты рассматриваются как векторы шестимерного линейного пространства. Найден общий метод локального исследования голономных кинематических пар и цепей. Библиогр. 4.

УДК 621.831

Кане М.М. Анализ эргодичности процессов зубофрезерования и шевингования цилиндрических зубчатых колес. "Машиностроение", 1981, вып.6, с.99 – 102.

Приведены методика и результаты анализа эргодичности процессов зубофрезерования и шевингования прямозубых цилиндрических зубчатых колес в производственных и лабораторных условиях для тринадцати показателей точности зубчатого венца. Показано, что исследованные процессы являются эргодичными и для получения их математических моделей в рассмотренных условиях могут быть использованы методы корреляционно-регрессионного анализа. –Ил. 1. Библиогр. 2.

УДК 621.791.92

Некоторые особенности упрочнения твердыми самофлюсующимися сплавами деталей нефтедобывающего оборудования/ Г.Я.Беляев, Н.В.Спиридонов, В.А.Протасевич, В.А. Лубочкин. "Машиностроение", 1981, вып.6, с.102-104.

Рассмотрены особенности упрочнения плоских деталей типа дисков (разгрузочные диски нефтяных насосов). Приведены результаты исследования деформаций разгрузочных дисков в процессе упрочнения самофлюсующимися твердыми сплавами. Предложен метод, позволяющий уменьшить деформацию упрочняемых деталей. - Ил. 2.

УДК 621.793

Гайдукевич Н.П., Вершина Е.А., Бондарев Е.А. Исследование влияния пропан-бутан-кислородной смеси на коэффициент использования порошка газопламенной горелки и твердость полученных покрытий. "Машиностроение", 1981, вып. 6, с. 104 - 106.

Проведены исследования процесса газопламенного напыления с использованием в качестве источника энергии для расплавления самофлюсующихся твердых порошков на основе никеля, газа - заменителя ацетилена. Рекомендуются оптимальные режимы напыления. - Ил. 2. Библиогр. 3.

УДК 620.193.16

Шамшур А.С., Чеблуков М.А., Петросян М.М. Исследование кавитационной стойкости самофлюсующихся твердых сплавов. "Машиностроение", 1981, вып. 6, с. 106-111.

Исследована кавитационная стойкость самофлюсующихся твердых сплавов на основе никеля (ПГ-СР2, ПГ-СР4) в условиях максимальной интенсивности кавитационного воздействия. При этом установлено, что сплав ПГ-СР2 обладает наибольшей кавитационной стойкостью. - Ил. 3. Табл.1. Библиогр. 1.

УДК 664.143

Волков Ю.А., Гафо Ю.Н., Волкова Н.Е. К вопросу улучшения эксплуатационных свойств изделий из термопластичных материалов. "Машиностроение", 1981, вып.6, с. 111 - 116.

Рассмотрен процесс и установка для непрерывного плавления термопластичных веществ (ТВ) с интенсивным удалением расплава из зоны плавления. Это значительно повышает качество ТВ и, как следствие, узлов и деталей, в которых они применяются. – Ил. 2.

УДК 621.923

Туромша В.И., Бранкевич Э.С. Аэро- и гидродинамические явления при шлифовании. "Машиностроение", 1981, вып.6, с. 116 – 121.

Рассматривается механизм образования аэро- и гидродинамических потоков при шлифовании. Приведены некоторые результаты исследований гидравлического клина, образующегося между шлифовальным кругом и обрабатываемым изделием. – Ил. 1. Табл. 2. Библиогр. 2.

УДК 621.793.7

Шевцов А.И. К вопросу адгезии смазочного масла к металлизационным защитным покрытиям. "Машиностроение", 1981, вып.6, с.121 – 124.

Проведен анализ и обобщение результатов исследований адгезии смазочного масла к металлизационным защитным покрытиям. Рассмотрен механизм адгезии масла к твердым трущимся поверхностям. Приведены рекомендации по выбору материала металлизационных покрытий с высокой маслоудерживающей способностью. – Ил. 1. Библиогр. 5.

УДК 621.833.7

Баршай И.Л., Бабук В.В., Каберда В.В. Наследование характеристик качества при изготовлении нежестких деталей. "Машиностроение", 1981, вып.6, с.124–127.

Приведены результаты исследования технологической наследственности размерной точности и шероховатости поверхности при изготовлении нежестких валов. С помощью ЭВМ получены математические модели наследования размерной точности и погрешности формы на основных этапах изготовления валов. – Ил. 3. Библиогр. 4.