

Министерство высшего и среднего специального образования БССР

Белорусский ордена Трудового Красного Знамени  
политехнический институт

РЕСПУБЛИКАНСКИЕ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЕ СБОРНИКИ

# МАШИНОСТРОЕНИЕ

ВЫПУСК 4

Минск, "Вышэйшая школа", 1980

621.75  
МЗ8

Главный редактор  
П.И. Ящерицын, заслуженный деятель науки и техники БССР,  
академик АН БССР

Редакционный совет

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

Освещаются вопросы проектирования технологических процессов механической и упрочняющей обработки. Исследуется возможность применения ЭВМ для разработки технологических процессов, конструирования агрегатов станков и инструментов. Приводятся рекомендации по применению математических методов планирования экспериментов.

Предназначен для инженерно-технических работников заводов, научно-исследовательских институтов, преподавателей, аспирантов, студентов вузов машиностроительного профиля.

70104-012  
М  $\frac{70104-012}{304(05) - 80}$  80-78 2704010000

© Издательство "Вышэйшая школа", 1980.

П.И. ЯЩЕРИЦЫН, В.О. СОКОЛОВ,  
В.Д. ДОРОФЕЕВ

## О НЕКОТОРЫХ ЗАКОНОМЕРНОСТЯХ ЭЛЕКТРОЭРОЗИОННОЙ ОБРАБОТКИ АЛМАЗНЫХ ТОКОПРОВОДЯЩИХ КРУГОВ

Широкое применение для профилирования алмазных шлифовальных кругов на металлической связке находит электроэрозионный метод. При этом профилирование круга зависит от точности профиля, копируемого по поверхности связки. Особенностью электроэрозионного профилирования является бесконтактная обработка связки посредством теплового воздействия электрических разрядов. Основной кинематико-геометрической характеристикой бесконтактного формообразования является линейная скорость смещения граничных точек поверхности связки, рассматриваемая как функция межэлектродного зазора и технологических режимов обработки [1]. Указанная зависимость определялась экспериментально.

Исследования проводились на модернизированном круглошлифовальном станке модели ТШ-49А. Источником технологического тока служил специальный генератор импульсов. Электрод-инструмент изготавливался из графитированного материала ЭЭГ. Рабочая жидкость — масло "Индустриальное 20". Для экспериментов использовались безалмазные круги формы ПП150 x 12 x 32, изготовленные из связки М1.

При проведении исследований применялся математический метод планирования экспериментов. В качестве независимых переменных были приняты: амплитуда разрядного тока  $I$ , скважность импульсов  $q$ , длительность импульса  $t_{\Pi}$ , межэлектродный зазор  $S$ . Интервалы и уровни варьирования факторов представлены в таблице. Параметром оптимизации служила средняя линейная скорость эрозии при массовом воздействии электрических разрядов. Для ее определения в строго фиксированных точках круга измерялась линейная величина съема по методике, изложенной в работе [2], которая затем усреднялась по времени обработки.

В результате регрессионного анализа экспериментальных данных было получено полиномиальное выражение зависимости средней линейной скорости эрозии от исследуемых факторов:  $v_3 = 9,2667 + 0,2043I - 2,3178q - 0,0556t_{\Pi} - 0,3689S - 0,0932I q + 0,0171I t_{\Pi} - 0,1128q S - 0,0269t_{\Pi} S + 0,0082I^2 + 0,6506q^2 + 0,0125t_{\Pi}^2 + 0,0362S^2$ .

Графическая интерпретация результатов экспериментального исследования, приведенная на рис. 1, показывает, что с увеличением межэлектрод-

ного зазора средняя линейная скорость эрозии уменьшается. С ростом амплитуды разрядного тока интенсивность съема увеличивается.

На процесс электроэрозионной обработки существенное влияние оказывают химический состав связки и ее теплофизические свойства. Исследование обрабатываемости ряда металлических связок (рис. 2) показало, что наибольшая величина средней линейной скорости эрозии достигается при обработке бронзовой связки М1. Обрабатываемость связки МС1 несколько ниже из-за наличия в бронзовой основе стеклофазы в качестве наполнителя.

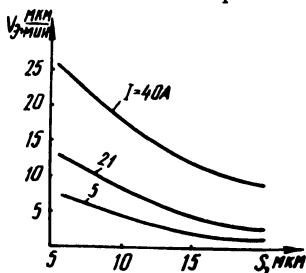


Рис. 1. Зависимость линейной скорости эрозии связки от межэлектродного зазора (при  $t_n = 20$  мкс,  $q = 3$ ).

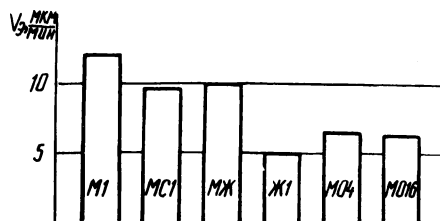


Рис. 2. Сравнительная обрабатываемость металлических связок электроэрозионным методом.

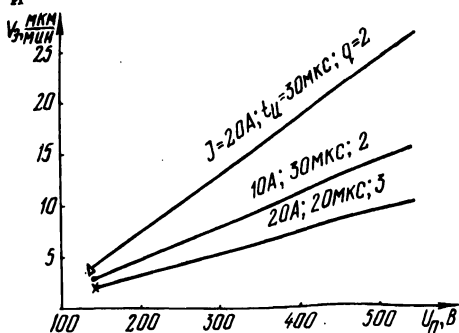


Рис. 3. Зависимость линейной скорости эрозии связки от напряжения поджигающего импульса.

Т а б л и ц а

Изучаемые факторы	I, А	q	$t_n$ , мкс	S, мкм
Основной уровень	21	3	20	13
Интервал варьирования	9,5	0,9	5	4
Верхний уровень	30,5	3,9	25	17
Нижний уровень	11,5	2,1	15	9
Величина звездного плеча	19	1,8	10	8

Металлическая связка МЖ содержит 51% железа, имеющего более высокую температуру плавления и более низкую теплопроводность, что обуславливает повышение эрозионной стойкости.

Характерно снижение средней линейной скорости эрозии при обработке связок М04 и Ж1. Объясняется это тем, что в состав указанных связок входят такие тугоплавкие элементы, как титан и вольфрам. На величину средней линейной скорости эрозии значительное влияние оказывает напряжение поджигающего импульса. Из рис. 3 видно, что при повышении напряжения скорость съема возрастает, так как увеличивается вероятность пробоя межэлектродного промежутка, растет количество рабочих импульсов, производящих полезный съем металлической связки.

Установлено, что с повышением расхода рабочей жидкости линейная скорость эрозии практически не изменяется. Это объясняется тем, что вращение электродов способствует устойчивому протеканию процесса, созданию оптимальных условий эвакуации продуктов эрозии из зоны обработки.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. В о л к о в Ю.С., Л и в ш и ц А.Л. Введение в теорию размерного формообразования электрофизикохимическими методами. — Киев, 1978.
2. Ч а ч и н В.Н., Д о р о ф е в В.Д. Профилирование алмазных шлифовальных кругов. — Минск, 1974.

УДК 621.941.1.019

П.И. ЯЩЕРИЦЫН, А.Ф. ГОРБАЦЕВИЧ,  
ЧАН ВАН ДИК

#### ОСОБЕННОСТИ ФОРМИРОВАНИЯ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ПРИ ОБРАБОТКЕ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

Основные физико-механические свойства обработанных поверхностей (наклеп, микротвердость, структура, остаточные напряжения, химический состав в тонком поверхностном слое) формируются на протяжении всего периода обработки деталей [ 1 ].

Одним из важнейших физических параметров, существенно влияющих на контактную прочность и износоустойчивость рабочих поверхностей, является микротвердость [1], которая, как известно, зависит от степени наклепа поверхностного слоя. Поэтому в данной работе ставилась цель исследовать пооперационное изменение указанного параметра и установить закономерность проявления технологической наследственности.

В качестве объекта исследования использовались цилиндрические зубчатые колеса из стали 25ХГТ и 40Х. Эксперименты проводились в производственных условиях на основных операциях зубообработки (обработка

отверстия, наружного контура, зубонарезание, термообработка и отделка зубьев после термообработки).

Микротвердость измерялась на приборе ПМТ-3 при нагрузке на алмазную пирамиду для нормализованной стали 25ХГТ 5 гс, для стали 40Х после улучшения — 10 гс, и для стали 25ХГТ после термообработки — 100 гс. Исходная величина микротвердости образцов стали 40Х равна 125...130 кгс/мм<sup>2</sup>, а стали 25ХГТ после нормализации — 58...62 кгс/мм<sup>2</sup>.

Анализ полученных результатов показал, что на всех операциях технологического процесса (от черновой до окончательной) наблюдается уменьшение глубины наклепа поверхностного слоя. Однако такой закономерности не существует для величины микротвердости на поверхности (рис. 1). Как видно, на трех первых операциях микротвердость закономерно уменьшается, а на последних операциях она монотонно возрастает. Рост величины микротвердости на этих операциях связан с тем, что наклепанные зоны последних операций (протягивание, хонингование, первый и второй переход окончательного хонингования) частично накладываются друг на друга и в итоге окончательно обработанная поверхность становится тверже. Это явление называется явлением частично пооперационного "суммирования" наклепов и микротвердостей [1].

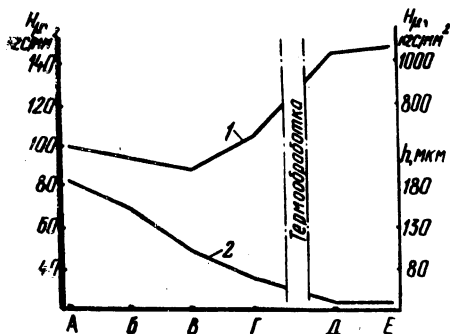


Рис. 1. Изменение микротвердости (1) и глубины наклепа (2) при обработке отверстия зубчатых колес из стали 25ХГТ : А, Б, В, Г, Д, Е — зенкерование, растачивание, протягивание, хонингование, первый и второй переход хонингования после термообработки.

Повышение микротвердости на какой-то операции особенно заметно в "наложенном" слое, т.е. в наклепанной зоне, оставшейся после предыдущих операций.

Таким образом, в рассматриваемых случаях имеет место технологическая наследственность, наглядно проявляющаяся на определенных операциях технологического процесса. Это обусловлено тем, что на некоторых черновых операциях с каждым новым проходом инструмента возникают глубина и степень наклепа, практически не связанные с предыдущими. Это явление также относится к шероховатости, которая не всегда непосредственно наследуется. Естественно, установление коэффициентов изменения свойств деталей с помощью теории графов [2] имеет смысл только в том случае, если установлена наследственная природа явления.

Для рассматриваемых случаев с помощью теории графов были получены коэффициенты  $K$  изменения свойств поверхностного слоя зубчатых колес: для глубины наклепа  $K = 0,86-0,90$ , а для микротвердости  $K = 1,02-1,14$ .

Таким образом, знание процесса технологического наследования позволяет управлять им с целью сохранения свойств, положительно влияющих на надежность и долговечность детали до конечной стадии производства — сборки, и ликвидации свойств, влияющих отрицательно, на заготовительных или начальных операциях механической обработки. Например, для повышения микротвердости поверхности, а следовательно, прочности зубьев из стали 40X после зубошлепования можно применять дополнительную операцию обкатки.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Я щ е р ц ы н П.И. Технологическая наследственность и эксплуатационные свойства шлифованных деталей. — Минск, 1971. 2. Д а л ь с к и й А.М. Технологическое обеспечение надежности высокоточных деталей машин. — М., 1975.

УДК 621.787.4

В.В. БАБУК, П.А. ЧЕПА, А.П. НЕГЕН

### ФОРМООБРАЗОВАНИЕ МИКРОНЕРОВНОСТЕЙ ПРИ ОБКАТЫВАНИИ ДЕТАЛЕЙ ШАРИКОМ

В процессе упрочнения деталей машин обкатыванием шариком на обработанной поверхности формуются волнообразные микронеровности, шаг которых соответствует подаче. Высота этих микронеровностей определяется по зависимости [1, 2]

$$R_{zm} = \frac{s^2}{8R}, \quad (1)$$

где  $S$  — подача;  $R$  — радиус шарика.

Формула (1) используется также для определения  $s$  по заданному уровню  $R_{zm}$  [3], однако на практике замечено значительное несовпадение экспериментальных и расчетных значений  $R_{zm}$ .

С целью уточнения зависимости (1) исследовалось влияние режимов обработки в широком диапазоне их изменения на  $R_{zm}$ . Эксперименты проводились при обкатывании образцов, шлифованных с шероховатостью  $Ra = 0,25$  мкм, диаметром 16 мм шариками диаметрами 9,52 и 15,08 мм при усилиях  $P = 100-200$  кгс, подаче  $s = 0,11-0,43$  мм/об и скорости  $n =$

= 400 об/мин. Величина Ra определялась из профилограмм, записанных на профилометре-профилографе завода "Калибр".

На рис. 1 приведены зависимости  $R_{zm}$  от  $s$ , полученные в эксперименте и рассчитанные по формуле (1). Анализ их показывает, что экспериментальные данные существенно отличаются от расчетных, особенно в области больших подач. На величину  $R_{zm}$  оказывает влияние усилие обкатывания, которое в (1) не учитывается.

Для определения доли влияния на  $R_{zm}$  переменных факторов  $P(X_1)$ ,  $s(X_2)$  и  $R(X_3)$  применялся метод многофакторного планирования эксперимента. Интервалы варьирования переменных соответствовали приведенным значениям. В результате обработки данных получено уравнение регрессии

$$Y = 0,0031 + 0,00057X_1 + 0,0025X_2 - 0,0008X_3 + 0,00043X_1X_2 - 0,00018X_1X_3 - 0,00065X_2X_3 - 0,00017X_1X_2X_3. \quad (2)$$

Как следует из (2), на параметр оптимизации значимое влияние оказывают взаимодействия факторов. При этом общий уровень влияния усилия ( $X_1$ ) возрастает до 15...20%. На основании анализа (2) уточнена доля влияния каждого параметра и выведена зависимость

$$R_{zm} = \frac{P^{0,43} s^{1,66}}{29R^{1,5}}. \quad (3)$$

Различие между расчетными и экспериментальными значениями для заданных условий обработки не превышает 10%.

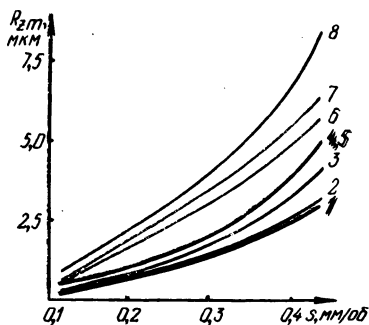


Рис. 1. Зависимость  $R_{zm}$  от подачи:

1, 5 — по формуле (1); 2, 3, 4, 6, 7, 8 — экспериментальные данные при обработке шариками диаметром 9,52 (2, 3, 4) и 15,08 мм (6, 7, 8) с усилием  $P$ , равным 100 кгс (2, 6); 150 (3, 7) и 200 кгс (4, 8).

Формирование  $R_{zm}$  при ППД взаимосвязано с параметрами упруго-пластического контакта инструмента и детали. Однако этот вопрос остается еще мало изученным. Согласно существующим представлениям, регулярные микронеровности поверхности являются следом и возникают после прохождения инструмента [1, 2]. Кроме того, при выводе (1) сделано допущение, что длина сбегавшей части контакта  $a = s/2$  (рис. 2). Однако, это



условие соблюдается только для чрезмерно высоких значений  $s$ , а при подачах, обеспечивающих минимальное значение шероховатости обработанной поверхности,  $a = (1,5-2)s$ . При этом профиль впадины микронеровностей имеет радиус  $r$  намного меньший  $R$ .

$$r = \frac{7R^{0,7} s^{0,4}}{p^{0,3}} \quad (4)$$

В связи с этим микронеровности формуются за счет деформации части длины  $a$  и их высота не подчиняется геометрическим соотношениям параметров сегмента окружности, очерченного радиусом  $R$  и имеющего длину стрелки  $s$ , согласно зависимости (1).

Анализ профилограмм зоны перехода контактной поверхности к обработанной позволил установить, что центр формообразуемой за каждый оборот микронеровности удален от границы контакта на расстояние  $l_1$ . В процессе дальнейшей деформации поверхностного слоя на длине  $l_2$  формируются микронеровности окончательно обработанной поверхности.

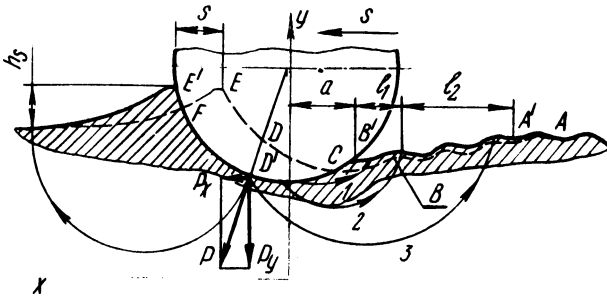


Рис. 2. Схема деформации поверхностного слоя и формообразования микронеровностей.

На схеме представлен процесс внедрения деформирующего элемента в восстановленную зону деформации предшествующего оборота ABCDE, смещенную на величину подачи. Наличие асимметрии зоны контакта вызывает смещение направления нормальной силы с оси  $Y$  на некоторый угол, что обуславливает возникновение сдвиговой силы  $P_x$  и нормальной составляющей  $P_y$ . Относительно линии действия максимального давления  $DD'$  вводимый в контакт материал  $CEFC$  раздвигается и часть его  $DEFD'D$  оттесняется в направлении подачи, а другая  $CDD'C$  – в противоположном. При этом происходит формообразование нового наплыва высотой  $h_s$  на свободной необработанной поверхности и приподнятие приконтактной зоны, примыкающей к обработанной поверхности, с положения  $ABC$  до  $A'B'$ . Таким образом, материал поверхностного слоя испытывает первичную деформацию по  $D'E'$  и вторичную по  $D'B'$ , в процессе которой осуществляется передача деформируемого материала через контактную зону [4].

Накатывание шарика на подлежащую деформации зону СЕFC сопровождается смятием и внедрением материала этой зоны в тело детали. В результате развития подповерхностного течения происходит формообразование свободных поверхностей за счет выпучивания материала поверхностного слоя. Высота сечения вводимого в контакт материала изменяется от минимального значения в точке С до максимального в точке Е. В связи с этим сопротивление деформации по  $BD'$  возрастает к центру контакта. Поэтому длина и глубина проникновения линий скольжения при переходе от положения 1 к положению 3 непрерывно увеличиваются, т.е. из приграничного материала формируется граница контакта, а центральная зона оттесняется в область свободной поверхности АВС. При этом одна из линий скольжения (2) отличается максимальной интенсивностью течения, что предопределяет неравномерное выпучивание поверхности АВС и формообразование начальной микронеровности высотой  $R'_z$ .

Дальнейшее деформирование при последующих оборотах приводит к сжатию и некоторому уменьшению длины линии АВС. При этом шаг неровностей уменьшается до значения  $s$ , а высота  $R'_z$ , постепенно увеличиваясь до  $R_{zm}$ , стабилизируется в зоне окончательно обработанной поверхности.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Шнейдер Ю.Г. Чистовая обработка металлов давлением. — Л., 1963.
2. Папшев Д.Д. Упрочнение деталей обкаткой шариками. — М., 1968.
3. Ковалев Р.М., Раевский А.Н. Методика расчета режимов накатывания деталей шариком. — Сб. науч. тр. Челябин. политех. ин-та, 1974, № 145.
4. Чепал П.А. К вопросу формирования шероховатости при поверхностном пластическом деформировании. — Изв. АН БССР, сер. физ.-техн. наук, 1978, № 2.

УДК 621.791.92

А.А. САКОВИЧ, В.В. БАБУК,  
А.С. ШАМШУР

### ИССЛЕДОВАНИЕ ОМИЧЕСКОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ В ЗОНЕ ТРЕНИЯ НАПЛАВЛЕННЫХ И УПРОЧНЕННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ПОВЕРХНОСТНОЙ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОЙ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКОЙ

Износостойкость трущихся поверхностей зависит в значительной степени от их способности удерживать слой смазки, который разделяет поверхности трения. Прочность же граничного слоя смазки обусловлена природой материалов трущихся поверхностей и природой самого смазывающего вещества, а также количеством входящих в сплав легирующих элементов.

Т а б л и ц а

Материал трущейся пары	Омическое сопротивление в зоне трения, Ом, при $V = 2,36$ м/с и давлении, МПа							
	4,9	9,8	14,7	19,6	24,5	29,4	34,3	39,2
Сталь 45, закаленная с нагрева ТВЧ — чугуи	1,060	0,615	0,509	0,420	0,245	0,221	—	—
Наплавка порошковой проволокой ППЗх2В8 — чугуи	1,721	1,420	0,990	0,910	0,730	0,690	0,660	0,460
Наплавка порошковой проволокой ППЗх2В8, закаленная с нагрева ТВЧ — чугуи	2,700	2,305	1,800	1,250	1,100	1,052	1,025	1,020
Наплавка порошковой проволокой ППЗх2В8, упрочненная ПВ ТМО — чугуи	2,980	2,689	2,271	1,885	1,785	1,752	1,732	1,720

Для определения прочности граничного слоя нами был применен электрический метод измерения.

Поверхности трения, воспринимающие усилия, состоят из участков металлического контакта, участков, покрытых тонкой пленкой, пропускающей ток благодаря туннельному эффекту, участков, покрытых мономолекулярными пленками, играющих роль изоляторов. В связи с этим чем выше способность трущихся поверхностей удерживать граничный слой смазки, тем больше омическое сопротивление в зоне скользящего контакта. Это явление и было положено в методику исследования способности удержания граничных слоев смазки образцов, наплавленных и упрочненных поверхностной высокотемпературной термомеханической обработкой (ПВ ТМО).

Для исследования омического сопротивления в зоне трения применялись образцы (площадью  $48 \text{ мм}^2$ ) из следующих материалов: сталь 45, закаленная с нагрева ТВЧ, наплавка порошковой проволокой ППЗх2В8 с упрочнением ПВ ТМО.

Исследование способности удержания граничных слоев смазки проводилось на машине трения типа МФТ-1 с электрической изоляцией образцов. Смазка и охлаждение образцов осуществлялись маслом АК-10.

Измерение омического сопротивления производилось с помощью приборов типа М246 и М218. Средние значения омического сопротивления в

зоне скользящего контакта приведены в таблице. Как видно из приведенных данных, омическое сопротивление в зоне трения для всех испытываемых пар с увеличением давления уменьшается. Это, очевидно, связано с возрастанием контактирующих пятен, а также с уменьшением толщины граничных слоев смазки. При этом интенсивность уменьшения омического сопротивления в зоне трения пар сталь 45 закаленная с нагревом ТВЧ — чугун и наплавка порошковой проволокой ППЗх2В8 — чугун больше, чем пар наплавка порошковой проволокой ППЗх2В8, закаленная с нагрева ТВЧ, — чугун и наплавка порошковой проволокой ППЗх2В8, упрочненная ПВ ТМО, — чугун.

Таким образом, в результате ПВ ТМО наплавленных поверхностей омическое сопротивление в зоне скользящего контакта будет выше, чем у наплавленных и закаленных поверхностей, что в конечном итоге сказывается на увеличении износостойкости упрочненных ПВ ТМО поверхностей.

УДК 621.831

М.М. КАНЕ

### **СТАТИСТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ВЗАИМОСВЯЗЕЙ ХАРАКТЕРИСТИК ДИНАМИЧЕСКОЙ НАГРУЖЕННОСТИ ЗУБЧАТОЙ ПЕРЕДАЧИ С НЕКОТОРЫМИ ПАРАМЕТРАМИ ЕЕ ТОЧНОСТИ И РЕЖИМАМИ РАБОТЫ**

Проводилось экспериментальное исследование влияния погрешностей шага зацепления  $\Delta f_{\text{pbr}}$  ( $X_1$ , мкм), диаметрального зазора  $\Delta D$  ( $X_4$ , мкм) в сопряжении шестерня-вал, передаваемого зубчатым колесом номинального крутящего момента  $M_{\text{кр.ст}}$  ( $X_3$ , мкм) и окружной скорости вращения  $v$  ( $X_2$ , см/с) зубчатого колеса, на коэффициент динамичности  $K_{\text{дин.ср}}$  и среднюю удельную динамическую нагрузку  $P_{\text{уд.дин.ср}}$  (кгс) в зацеплении для шестерен коробки передач трактора ДТ-75 в условиях, приближенных к эксплуатационным [1;2]. Это дало возможность установить математические взаимосвязи между рассмотренными факторами и оценить долю влияния изученных факторов на динамику передачи. Расчет и оценка этих зависимостей выполнялись с помощью методов многофакторного корреляционно-регрессионного анализа. Предварительно устанавливалась правомерность применения этих методов к анализу динамических явлений в зубчатой передаче в рассмотренных условиях.

Для того чтобы результаты статистического анализа полученных экспериментальных данных можно было распространить на условия эксплуатации передач подобного типа, нами были выбраны те результаты исследования, при которых точность шестерен и режимы испытаний имели ту же

структуру, что и при эксплуатации трактора ДТ-75 (всего 200 опытов). При этом учитывались законы распределения и интервалы изменения  $f_{pbr}$  и  $\Delta D$ , а также данные о режимах эксплуатации трактора ДТ-75.

Расчеты были выполнены на ЭВМ "Минск-22" по специальной программе, позволявшей сравнивать для данной зависимости шесть видов уравнений регрессии (полиномы 1, 2 и 3-й степеней и полиномы каждого вида с учетом парных взаимодействий независимых переменных), а также исключать несущественные члены уравнений связи.

В результате были установлены следующие зависимости:

$$K_{\text{дин.ср}} = (1228324 - 8889 X_3 + 1913 X_4 + 1493 \cdot 10^{-1} X_1^2 + 5791 \cdot 10^{-2} X_3^2 - 1171 \cdot 10^{-2} X_4^2 - 238 \cdot 10^{-2} X_1 X_2 + 252 \cdot 10^{-2} X_2 X_4) \cdot 10^{-6}, \quad (1)$$

$$P_{\text{уд.дин.ср}} = (19844840 + 4629408 X_1 + 163885 X_2 + 9908 X_1^2 - 1314 \cdot 10^{-1} X_2^2 - 2326 X_2^2 - 18401 \cdot 10^{-1} X_1 X_2 - 30681 X_1 X_4 + 11864 \cdot 10^{-1} X_2 X_3) \cdot 10^{-6}. \quad (2)$$

В таблице приведены значения коэффициентов множественной корреляции  $R_{y_i x_j, \dots, x_k}$  и детерминации  $R_{y_i x_j, \dots, x_k}^2$ , а также  $F$  – критериев Фишера:  $F_a$  – для оценки адекватности модели и  $F_g$  – для оценки адекватности  $R_{y_i x_j, \dots, x_k}$  и  $R_{y_i x_j, \dots, x_k}^2$ . Если  $F_a < F_{\alpha, \nu_1, \nu_2}$ , а  $F_g > F_{\alpha, \nu_1, \nu_2}$ , то с уровнем значимости  $\alpha$  и при  $\nu_1 = p$  и  $\nu_2 = n - p - 1$  степенях свободы соответственно можно считать, что а) данное уравнение регрессии адекватно описывает рассматриваемый процесс; б) значение коэффициента множественной кор-

Т а б л и ц а

№ п/п	Вид зависимости	$F_a$	$F_g$	$R_{y_i x_j, \dots, x_k}^2$	$F_{0,05,15,185}$	$R_{y_i x_j, \dots, x_k}$
1.	$K_{\text{дин.ср}} = f(\Delta f_{pbr}, v, M_{\text{кр.стат}} \Delta D)$	0,466	31,3	0,746	1,7	0,863
2.	$P_{\text{уд.дин.ср}} = f(\Delta f_{pbr}, v, M_{\text{кр.стат}} \Delta D)$	0,506	37,6	0,710		0,843

реляции  $R_{y_i x_j, \dots x_k}$ , а следовательно, и коэффициента детерминации  $R_{y_i x_j, \dots x_k}^2$  является существенным, и регрессионная модель согласуется с экспериментальными данными.

Анализ полученных данных позволяет сделать следующие основные выводы: 1) рассчитанные многофакторные уравнения регрессии (1) и (2) хорошо согласуются с экспериментальными данными и могут быть использованы для анализа и моделирования динамических процессов в зубчатых передачах автотракторных коробок передач, подобных изученной, а также для оптимизации учитываемых в этих зависимостях параметров точности зубчатых колес и режимов их работы; 2) исследованные факторы ( $\Delta f_{\text{прб}}$ ,  $\Delta D$ ,  $v$ ,  $M_{\text{кр.ст}}$ ), связанные полученными зависимостями (1) и (2) с  $K_{\text{дин.ср}}$  и  $P_{\text{уд.дин.ср}}$ , позволяют учесть 74,6% дисперсии  $K_{\text{дин.ср}}$  и 71,0% дисперсий  $P_{\text{уд.дин.ср}}$ , т.е. объяснить большую часть изменения указанных характеристик динамической нагруженности зубчатых передач данного типа.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Влияние разности шагов зацепления на динамику зубчатых колес в условиях КПП трактора ДТ-75 / М.М. Кане, И.Л. Алешкевич, В.А. Шушкевич и др. — В сб.: Машиностроение и приборостроение. — Минск, 1976, вып. 8. 2. Кане М.М., Яковлев Г.М., Алешкевич И.Л. Исследование влияния ошибок зацепления и диаметра посадочного шлицевого отверстия зубчатого колеса на динамическую нагруженность передачи. — В сб.: Тез. докл. Всесоюз. науч.-техн. совещания "Повышение качества зубчатых передач конструктивными и технологическими методами." — Баку, 1976.

УДК 621.01: [534+517.948

Н.А. МИКУЛИК, О.Г. ДЕВОЙНО,  
И.Г. ДЕВОЙНО

#### КРУТИЛЬНЫЕ КОЛЕБАНИЯ ЗАМКНУТОЙ ДИНАМИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ

Для исследования колебательных процессов, происходящих в динамических системах колесных машин, станков используются различные динамические расчетные схемы. В настоящее время хорошо изучены двух- и трехзвенные цепные и разветвленные системы. Колебания в замкнутых системах менее исследованы.

Рассмотрим крутильные колебания замкнутой четырехзвенной системы (рис. 1). К таким схемам могут быть приведены системы, содержащие дифференциальную передачу, т.е. машинные агрегаты транспортных и других машин.

Система дифференциальных уравнений, описывающая колебательные процессы (без учета диссипативных сил), будет иметь вид

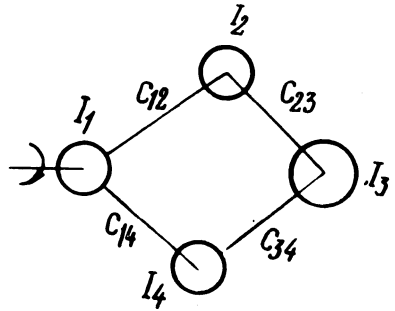


Рис. 1.

$$\left. \begin{aligned}
 I_1 \ddot{\varphi}_1 + c_{12}(\varphi_1 - \varphi_2) + c_{14}(\varphi_1 - \varphi_4) &= M_1; \\
 I_2 \ddot{\varphi}_2 - c_{12}(\varphi_1 - \varphi_2) + c_{23}(\varphi_2 - \varphi_3) &= M_2; \\
 I_3 \ddot{\varphi}_3 - c_{23}(\varphi_2 - \varphi_3) + c_{34}(\varphi_3 - \varphi_4) &= 0; \\
 I_4 \ddot{\varphi}_4 - c_{34}(\varphi_3 - \varphi_4) - c_{14}(\varphi_1 - \varphi_4) &= M_4,
 \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где  $\varphi_i$  — угловые отклонения соответствующих масс;  $I_i$  — моменты инерций этих масс;  $M_i$  — внешние возмущающие моменты;  $c_{ij}$  — жесткости безынерционных соединений. Заменяем переменные  $\varphi_1 - \varphi_2 = x_1$ ;  $\varphi_2 - \varphi_3 = x_2$ ;  $\varphi_3 - \varphi_4 = x_3$ ;  $\varphi_1 - \varphi_4 = x_4$ . Затем разделим  $i$ -уравнение на  $I_i$  и вычтем из первого уравнения второе, из второго — третье, из третьего — четвертое и из первого — четвертое. Перейдя к новым переменным, получим

$$\left. \begin{aligned}
 \ddot{x}_1 + k_1^2 x_1 + \frac{c_{14} x_4}{I_1} - \frac{c_{23} x_2}{I_2} &= \frac{M_1}{I_1} - \frac{M_2}{I_2}; \\
 \ddot{x}_2 - \frac{c_{12} x_1}{I_2} + k_2^2 x_2 - \frac{c_{34} x_3}{I_3} &= \frac{M_2}{I_2}; \\
 \ddot{x}_3 - \frac{c_{23} x_2}{I_3} + k_3^2 x_3 + \frac{c_{14} x_4}{I_4} &= -\frac{M_4}{I_4}; \\
 \ddot{x}_4 + \frac{c_{12} x_1}{I_1} + \frac{c_{34} x_3}{I_4} + k_4^2 x_4 &= \frac{M_1}{I_1} - \frac{M_4}{I_4},
 \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

$$\text{где } k_1^2 = \frac{I_1 + I_2}{I_1 I_2} c_{12}; \quad k_2^2 = \frac{I_2 + I_3}{I_2 I_3} c_{23}; \quad k_3^2 = \frac{I_3 + I_4}{I_3 I_4} c_{34}; \quad k_4^2 = \frac{I_1 + I_4}{I_1 I_4} c_{14}.$$

Приравняв к нулю правые части в системе (2), получим систему уравнений, описывающих собственные колебания рассматриваемой колебательной системы.

Подставив в полученную систему вместо  $x_i$  значение  $A_i \cos \omega t$ , где  $A_i$  — амплитуда, а  $\omega$  — частота собственных колебаний, и сокращая на  $\cos \omega t$ , получим алгебраическую однородную систему уравнений относительно  $A_i$  ( $i = 1, 2, 3, 4$ ). Подобная система будет иметь отличные от нуля решения только при обращении в нуль определителя этой системы, т.е.

$$\Delta = \begin{vmatrix} k_1^2 - \omega^2 - \frac{c_{23}}{I_2} & 0 & \frac{c_{14}}{I_1} \\ -\frac{c_{12}}{I_2} & k_2^2 - \omega^2 - \frac{c_{34}}{I_3} & 0 \\ 0 - \frac{c_{23}}{I_3} & k_3^2 - \omega^2 & \frac{c_{14}}{I_4} \\ \frac{c_{12}}{I_1} & 0 & \frac{c_{34}}{I_4} & k_4^2 - \omega^2 \end{vmatrix} \quad (3)$$

Уравнение (3) является уравнением частот собственных колебаний, решая которое, получим значения квадратов частот  $\omega_i^2$  ( $i = 1, 2, 3, \dots$ ).

Предполагая, что на первую массу действует возмущающий момент  $M_1 = A \sin qt$ , на вторую  $M_2 = B \sin mt$  и на четвертую  $M_4 = C \sin nt$ , решим систему (2) операционным методом. Согласно преобразованию Лапласа—Карсона при нулевых начальных условиях в пространстве изображений получим

$$\left. \begin{aligned} \bar{x}_1 p^2 + k_1^2 \bar{x}_1 - \frac{c_{23}}{I_2} \bar{x}_2 + \frac{c_{14}}{I_1} \bar{x}_4 &= \frac{A}{I_1} \frac{qp}{p^2 + q^2} - \frac{B}{I_2} \frac{mp}{p^2 + m^2} = f_1(p), \\ -\frac{c_{12}}{I_2} \bar{x}_1 + \bar{x}_2 p^2 + k_2^2 \bar{x}_2 - \frac{c_{34}}{I_3} \bar{x}_3 &= \frac{B}{I_2} \frac{mp}{p^2 + m^2}, \\ -\frac{c_{23}}{I_3} \bar{x}_2 + \bar{x}_3 p^2 + k_3^2 \bar{x}_3 + \frac{c_{14}}{I_4} \bar{x}_4 &= -\frac{C}{I_4} \frac{np}{p^2 + n^2}, \\ \frac{c_{12}}{I_1} \bar{x}_1 + \bar{x}_3 \frac{c_{34}}{I_4} + \bar{x}_4 p^2 + k_4^2 \bar{x}_4 &= \frac{A}{I_1} \frac{qp}{p^2 + q^2} - \frac{C}{I_4} \frac{np}{p^2 + n^2} = f_2(p). \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

Решаем полученную алгебраическую систему относительно  $\bar{x}_1, \bar{x}_2, \bar{x}_3, \bar{x}_4$ . Определитель системы (4)  $\Delta_1$  получается из (3) заменой  $-\omega^2$  на  $p^2$ . По-



этому  $\Delta_1 = (p^2 + \omega_1^2) (p^2 + \omega_2^2) (p^2 + \omega_3^2) (p^2 + \omega_4^2)$ , где  $\omega_i$  — корни выражения (3);  $x_i = -\frac{\Delta_{1i}}{\Delta_1}$ . Определитель  $\Delta_{1i}$  получается из определителя  $\Delta_1$  заменой соответствующего столбца столбцом свободных членов.

После математических преобразований и перехода от изображений к оригиналам найдем

$$\bar{x}_1 = \frac{A}{I_1} \sum_{i=1}^4 A_i^{(1)} \frac{q \sin \omega_i t - \omega_i \sin gt}{\omega_i (\omega_i^2 - q^2)} + \frac{B}{I_2} \sum_{i=1}^4 A_i^{(2)} \times \\ \times \frac{m \sin \omega_i t - \omega_i \sin mt}{\omega_i (\omega_i^2 - m^2)} + \frac{c}{I_4} \sum_{i=1}^4 A_i^{(3)} \frac{n \sin \omega_i t - \omega_i \sin nt}{\omega_i (\omega_i^2 - n^2)}, \quad (5)$$

где  $A_i^{(1)} = A_i + D_i$ ;  $A_i^{(2)} = B_i - A_i$ ;  $A_i^{(3)} = C_k - D_i$ ,  $A_i = \frac{\prod_{k=1}^3 (\omega_i^2 - \alpha_k^2)}{4 \prod_{j=1}^2 (\omega_j^2 - \omega_i^2)}$ ,

$$B_i = \frac{\prod_{k=1}^3 (\omega_i^2 - \beta_k^2)}{4 \prod_{j=1}^2 (\omega_j^2 - \omega_i^2)}, \quad C_i = \frac{\omega_i^2 - \gamma_i^2}{\prod_{j=1}^2 (\omega_j^2 - \omega_i^2)}, \quad D_i = \frac{\omega_i^2 - \gamma_i^2}{4 \prod_{j=1}^2 (\omega_j^2 - \omega_i^2)}.$$

Здесь  $\alpha_k^2, \beta_k^2; \gamma_1^2, \gamma_2^2$  — корни миноров относительно  $p^2$  определителя  $\Delta_{11}$ , разложенного по элементам первого столбца. Значения  $x_2, x_3, x_4$  будут отличаться от  $x_1$  только постоянными коэффициентами. Из (5) видим, что:

- 1) колебательный процесс рассматриваемой системы является сложным;
- 2) выражение (5) содержит разности квадратов собственных частот системы и частот всех возмущающих моментов;
- 3) в отличие от цепной системы, получающейся из рассматриваемой сложением второй и четвертой масс в одну, в нашем случае выходит на две собственные частоты больше, что позволяет использовать две соответствующие резонансные зоны, которые не учитываются при цепной схеме.

УДК 621.9:681.3.06

И.А. БАСС, Н.И. ЖИГАЛКО, П.Л. РОЗЕНТАЛЬ

### ПРИМЕНЕНИЕ ЭВМ ДЛЯ ПРОЕКТИРОВАНИЯ КОМБИНИРОВАННЫХ ИНСТРУМЕНТОВ

Комбинированные инструменты являются специальными инструментами, что усложняет и затрудняет решение задач, связанных с автоматизацией

их проектирования. При автоматизации проектирования инструментов, имеющих ограниченное число разновидностей, необходимо формализовать только процесс определения конструктивных параметров [1], причем конструкция инструмента в этом случае, являясь унифицированной, известна заранее. В случае комбинированных инструментов трудно прогнозировать их конструктивное оформление. Это прежде всего связано с тем, что режущая часть комбинированного инструмента, являясь отражением формы обрабатываемой поверхности детали, может иметь очень большое число конструктивных разновидностей.

Конструкцию комбинированного инструмента можно описать на основе поэлементного синтеза [2] составляющих ее отдельных конструктивных элементов (КЭ), что в значительной степени связано с ограниченным числом типов возможных КЭ.

Под КЭ комбинированного инструмента будем понимать некоторую его часть, выполняющую определенную функциональную роль при обработке поверхности детали. Такими частями, например, для комбинированных стержневых инструментов, являются конструкции отдельных режущих ступеней, направляющей части, хвостовика. При формализации данного процесса необходимо учесть, что в отличие от других видов технологической оснастки, например приспособлений, штампов, включающих различного рода разъемные узлы и детали, конструкция комбинированного режущего инструмента выполняется, как правило, цельной и границы или стыки между отдельными КЭ в инструменте являются условными.

При формализации синтеза конструкций комбинированных инструментов с целью автоматизации их проектирования сначала должны быть получены конструкции всех входящих в инструмент КЭ, а затем осуществлено их сопряжение и взаимная размерная увязка друг с другом. Задача разбивается на две части: а) подготовка исходной информации; б) формализация получения конструкции комбинированного инструмента.

Первая часть задачи включает выполнение следующих этапов: выделение из обрабатываемой комбинированным инструментом поверхности элементарных обрабатываемых поверхностей (ЭОП), каждой из которых ставится в соответствие определенный КЭ; определение позиционных и метрических параметров каждой ЭОП, а также видов инструмента для каждой ЭОП и данных о станке, на котором ведется обработка.

Вторая часть задачи включает разработку алгоритмов и программ и содержит следующие этапы: определение позиционных и метрических параметров КЭ инструмента; компоновка отдельных КЭ и их сопряжение в конструкции инструмента; проверка наиболее нагруженных участков рабочих и вспомогательных частей инструмента на прочность с учетом суммарных действующих сил и крутящих моментов; получение чертежа инструмента.

Реализация указанных этапов производится на основании анализа чертежа обрабатываемой детали, технологического процесса ее обработки и сведений о станке. Рассмотрим решение такой задачи формализации на примере синтеза конструкций комбинированных стержневых инструментов.

Комбинированные стержневые инструменты отличаются большим разнообразием конструктивных разновидностей и практически полным отсутствием унификации. Эти инструменты предназначаются и для одновременной обработки нескольких поверхностей, расположенных на общей оси. Назовем такое сочетание обрабатываемых поверхностей составной поверхностью.

В общем случае любая составная поверхность SP представляет собой некоторое сочетание ряда множеств ЭОП: цилиндрических  $C = \{C_i\}_1^{c_0}$ , конических  $K = \{K_j\}_1^{k_0}$ , плоских  $P = \{P_e\}_1^{p_0}$  и поверхностей  $S = \{S_n\}_1^{s_0}$ , образованных вращением дуг окружностей вокруг оси составной поверхности, т.е.  $SP = \{C, K, P, S\}$ ,  $t = c_0 + k_0 + p_0 + s_0$ , где  $c_0, k_0, p_0, s_0$  – соответственно число цилиндрических, конических и других поверхностей в составной поверхности,  $t$  – общее число ЭОП в составной поверхности.

Различные виды ЭОП приведены, например, в работе [3].

Каждая ЭОП характеризуется определенным набором  $Z_m$  позиционных параметров, задаваемых относительно общего начала координат составной поверхности и набором  $M_m$  метрических параметров, определяющих ее конструктивные и технологические характеристики.

$$Z_m = \{\alpha, \beta, \gamma, X, Y, Z\}_m, m = 1, 2, \dots, t,$$

где  $\alpha, \beta, \gamma$  – соответственно углы поворота осей  $x_m, y_m, z_m$  автономной системы координат ЭОП относительно осей  $X_c, Y_c, Z_c$  системы координат составной поверхности;  $X, Y, Z$  – параметры, определяющие положение начала координат ЭОП относительно осей  $X_c, Y_c, Z_c$ . В рассматриваемом случае  $\alpha = \beta = \gamma = 0, X = Y = 0$ .

Набор  $M_m$  для комплексного набора ЭОП можно представить в следующем виде  $M_m = \{D, BOD, NOD, D_1, BOD_1, NOD_1, L_1, BOL, HOL, R, BOR, HOR, \text{Ш}, \text{СП1}, \text{СП2}\}_m$ , где  $D$  – больший диаметр ЭОП;  $BOD$  – верхнее отклонение  $D$ ,  $NOD$  – нижнее отклонение  $D$ ,  $D_1$  – меньший диаметр ЭОП,  $BOD_1$  – верхнее отклонение  $D_1$ ,  $NOD_1$  – нижнее отклонение  $D_1$ ,  $L$  – длина ЭОП;  $BOL$  – верхнее отклонение  $L$ ,  $HOL$  – нижнее отклонение  $L$ ,  $R$  – радиус ЭОП;  $BOR$  – верхнее отклонение  $R$ ,  $HOR$  – нижнее отклонение  $R$ ,  $\text{Ш}$  – шероховатость ЭОП,  $\text{СП1}$  – состояние поверхности входа в ЭОП,  $\text{СП2}$  – состояние поверхности выхода из ЭОП.

В зависимости от вида ЭОП та или иная часть параметров из набора  $M_m$  может отсутствовать. Для составной поверхности в целом будем иметь

некоторое множество наборов  $\{Z_m\}_1^t$  и  $\{M_m\}_1^t$ , определяющих позиционные и метрические параметры составляющих ее ЭОП.

По данным технологического процесса на стадии подготовки входных данных определяется вид инструмента ( $VI_m$ ), предназначенный для обработки соответствующей ЭОП составной поверхности, а также набор сведений  $ST$  о станке (тип станка, тип и размеры посадочного отверстия, нижняя и верхняя границы величины вылета инструмента), на котором ведется обработка. Множество сведений об инструментах для обработки всех ЭОП  $TP = \{VI_m\}_1^t$ . Полученные данные  $SP$ ,  $TP$ ,  $ST$  являются исходными.

Для решения второй части задачи, т.е. для разработки алгоритмов и программ проектирования, необходимо построить модель процесса конструирования, которая позволила бы реализовать зависимости

$$KЭ_r = f(ЭП_m, Z_m, M_m, VI_m, ST)_r \quad r = 1, 2, \dots, t, \dots, k$$

$$KI = \bigcup_{r=1}^k KЭ_r.$$

Здесь  $ЭП_m$  – код ЭОП;  $k$  – общее число конструктивных элементов синтезируемой конструкции инструмента.

В результате реализации приведенных зависимостей для каждого  $KЭ$  должны быть получены необходимые наборы позиционных  $\{Z_r\}_1^k$  и метрических  $\{M_r\}_1^k$  параметров, позволяющих построить чертеж инструмента. Позиционные параметры для всех  $KЭ$  определяются относительно единой системы координат. В качестве такой системы целесообразно принять систему координат составной поверхности  $X_c, Y_c, Z_c$ , так как получающийся при этом пересчет размерных цепей при определении позиционных параметров будет минимальным. Поскольку для рассматриваемых комбинированных инструментов все  $KЭ_r$  находятся на общей оси  $Z_k$ , то аналогично ЭОП составной поверхности для каждого  $KЭ_r$  достаточно определить только параметр  $Z_r$ . Для  $KЭ$ , соответствующих ЭОП составной поверхности  $Z_r = \psi(Z_m)$ , значения  $Z_r$  для других  $KЭ_r$  определяются в зависимости от данных  $ST$ .

Номенклатура метрических параметров, характеризующих конкретный  $KЭ$  инструмента, определяется в зависимости от вида и функционального назначения этого элемента. Например, если  $KЭ$  предназначен для обозначения обрабатываемой поверхности, то соответствующий набор метрических параметров для  $KЭ$  "сверло"

$$M_r = \{d, d_0, l, l_1, \varphi, \omega, \alpha, \gamma, \psi, \alpha, f\}_r,$$

где  $d$  – диаметр;  $d_0$  – диаметр сердцевины;  $l$  – длина;  $l_1$  – длина режущей части;  $\varphi$  – угол режущей части;  $\omega$  – угол наклона винтовой канавки;  $\alpha$  –

задний угол режущей кромки;  $\gamma$  — передний угол режущей кромки;  $\psi$  — угол между осью симметрии сверла и направлением проекции поперечной кромки на плоскость, перпендикулярную к оси сверла;  $a$  — длина поперечной кромки;  $f$  — ширина ленточки.

Аналогично составляются наборы метрических параметров и для других видов конструктивных элементов комбинированного инструмента. Наиболее удобным оказывается представление конструктивных элементов в виде некоторого комплексного КЭ, что позволяет унифицировать обозначения их параметров и значительно упростить и сократить объем формализованного описания синтеза режущего инструмента.

Элементы множества  $M_T$  определяются в зависимости от элементов множества  $M_m$  и сведений о станке ST. При формализации определения отдельных элементов множества  $M_T$  используются данные стандартов, известные в литературе зависимости и практические рекомендации.

Задача формализации, компоновки и сопряжения отдельных КЭ в конструкции комбинированного инструмента не представляется тривиальной, так как она связана с формализацией решения ряда задач пространственной геометрии и необходимостью вывода с целью анализа и корректировки графической информации о чертеже инструмента на дисплей.

Проверка полученного инструмента на прочность с учетом суммарных действующих сил и крутящих моментов выполняется с учетом рекомендаций работы [4], получение рабочего чертежа инструмента осуществляется в соответствии с данными работы [5].

Выполненная проработка задачи формализации синтеза комбинированных стержневых инструментов, а также дисковых и призматических фасонных резцов показала перспективность изложенного подхода при автоматизации проектирования и других видов режущих инструментов.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Л а ш н е в С.И., Ю л и к о в М.И. Расчет и конструирование металло-режущих инструментов с применением ЭВМ. — М., 1975.
2. Г о р а н с к и й Г.К., К л е в е н с к и й А.Е. Основные понятия теории алгоритмизации процессов конструирования машин. — В сб.: Вычислительная техника в машиностроении. — Минск, 1966.
3. Ц в е т к о в В.Д. Система автоматизации проектирования технологических процессов. — М., 1972.
4. П о н о м а р е в С.Д., Б и д е р м а н В.Л., Л и х а р е в К.К. Основы современных методов расчета на прочность в машиностроении. — М., 1952.
5. С и н и ц ы н Б.И., Б а с с И.А., Р о з е н т а л ь П.Л. Вопросы рационального построения чертежей инструментов с использованием чертежно-графических автоматов. — В сб.: Автоматизация проектирования технологической оснастки. — Минск, 1979.

### СТОЙКОСТНЫЕ ЗАВИСИМОСТИ ПРИ ПЕРЕМЕННОЙ ВЕЛИЧИНЕ ИЗНОСА ИНСТРУМЕНТА

Зависимости стойкости инструмента от режимов резания обычно устанавливают при изнашивании инструмента до принятого критерия затупления, величина которого выбирается с учетом требований технологического или экономического характера. Получаемые зависимости справедливы только при величине принятого критерия затупления и не учитывают возможные ее изменения. Ввиду сложного характера функции "время работы – износ инструмента" включение величины износа в качестве исследуемого фактора наряду с элементами режима резания затруднит получение стойкостных зависимостей.

Предлагаемая методика позволяет учитывать влияние на стойкость инструмента принимаемого критерия затупления, изменяющегося в любом интервале, при различных режимах резания. Режимы резания варьируют в соответствии с заранее построенной матрицей планирования. Строят кривые реализаций износа и определяют периоды работы инструмента до достижения ряда фиксированных уровней износа. При каждом уровне износа вычисляют коэффициенты уравнения регрессии между стойкостью инструмента и элементами режима резания. Зависимости коэффициентов от уровня износа аппроксимируют полиномом.

Проверка методики проводилась при тонком точении стали ШХ 15 резацами с твердосплавными пластинками Т14К8 без охлаждения. Режимы резания: скорость  $v = 360...410$  м/мин, подача  $s = 0,077...0,14$  мм/об, глубина резания  $t = 0,1...0,6$  мм. В качестве критерия затупления использовался объемный износ по задней поверхности  $V$  (мм<sup>3</sup>), определяемый по мето-

Т а б л. 1.

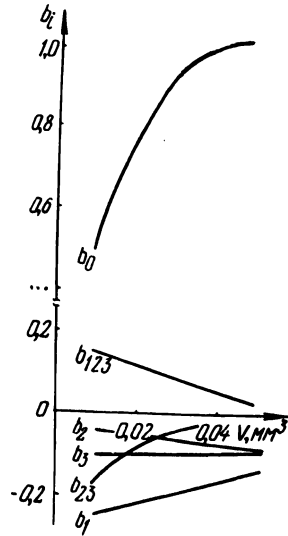
Матрица планирования и результаты эксперимента

Уровень элементов режима резания			Период стойкости инструмента $T$ , мин при различных уровнях износа				
$v$	$s$	$t$	0,01	0,02	0,03	0,04	0,05
+	+	+	0,95	2,5	3,9	4,5	4,8
—	+	+	4,00	7,1	9,2	10,4	11,2
+	—	+	1,5	2,7	4,8	7,1	8,4
—	—	+	12,6	15	16,8	18,1	19,3
+	+	—	2,4	4,2	5,7	7,05	8,3
—	+	—	7,8	15,7	18,3	19,2	19,8
+	—	—	4,7	8,1	10,4	12,3	13,8
—	—	—	3,5	7,9	12,8	15,5	17,4

дике [1]. Исследования проводились по методу полного факторного эксперимента с дублированием в каждой точке. При различных уровнях износа определены периоды стойкости инструмента  $T$  (табл. 1) и коэффициенты уравнений регрессии в нормированном масштабе:

$$T = b_0 + b_1 x_v + b_2 x_s + b_3 x_t + b_{12} x_v x_s + b_{13} x_v x_t + b_{23} x_s x_t + b_{123} x_v x_s x_t \quad (1)$$

Рис. 1. Зависимости коэффициентов регрессии уравнения (1) от величины износа инструмента.



Т а б л. 2.

Значения коэффициентов регрессии

Обозначения коэффициентов регрессии	Коэффициенты уравнения регрессии (1) при различных уровнях износа V				
	0,01	0,02	0,03	0,04	0,05
$b_0$	0,5000	0,7922	0,9435	1,0158	1,0570
$b_1$	-0,2405	-0,2241	-0,1853	-0,1588	-0,1459
$b_2$	-0,0506	-0,0348	-0,0587	-0,0732	-0,0802
$b_3$	-0,0812	-0,1065	-0,085	-0,0854	-0,0899
$b_{12}$	-0,0349	-0,0283	-0,0311	-0,0348	-0,0323
$b_{13}$	-0,1003	-0,0401	-0,0305	-0,0360	-0,0392
$b_{23}$	-0,1656	-0,0853	-0,0339	-0,02414	-0,0256
$b_{123}$	0,1501	0,1216	0,0752	0,0496	0,0370

Полученные результаты (табл. 2) показывают, что некоторые коэффициенты, например  $b_3$ ,  $b_{12}$ , не имеют явной зависимости от величины износа, и их можно принять равными среднему значению в данном интервале износа. Ряд коэффициентов имеет явную зависимость от уровня износа инструмента (рис. 1). Аппроксимировав эти зависимости полиномом, получим

$$\begin{aligned}
 b_0 &= -415V^2 + 38,28V + 0,1699; \\
 b_1 &= 2,545V - 0,2773; \\
 b_2 &= -0,977V - 0,0302; \\
 b_3 &= -0,0903; \\
 b_{12} &= -0,0323; \\
 b_{23} &= -146,92V^2 + 12,231V - 0,2722; \\
 b_{123} &= -2,983V + 0,1762.
 \end{aligned}
 \tag{2}$$

Из уравнения регрессии можно исключить члены с коэффициентами  $b_{12}$ ,  $b_{13}$ ,  $b_{23}$ , так как в большей части диапазона износа они незначимы. Подставив полученные значения коэффициентов (2) в уравнение (1), получаем зависимость

$$\begin{aligned}
 T &= -415V^2 + 38,27V + 0,1699 + (2,545V - 0,2773) x_v - \\
 &- (0,977V - 0,0302) x_s + 0,0903x_t - (2,983V - 0,1762) x \\
 &x x_v x_s x_t.
 \end{aligned}
 \tag{3}$$

Предлагаемая методика позволяет вводить в стойкостные зависимости величину допускаемого износа инструмента и не вызывает значительного усложнения стойкостных испытаний. Зависимость некоторых коэффициентов регрессии от величины износа инструмента свидетельствует, что степень влияния отдельных элементов режима резания на интенсивность изнашивания изменяется в течение периода стойкости и с нарастанием износа инструмента оптимум режима резания может смещаться.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Кочергин А.И., Дечко М.М. Сравнение различных оценок износа инструментов. — В сб.: Приборостроение. — Минск, 1978, вып. 1.



## ОБРАБОТКА С МОДУЛИРОВАННОЙ ПОДАЧЕЙ НА ТОКАРНЫХ СТАНКАХ С ЧПУ

На токарных станках с числовым программным управлением может выполняться обработка с переменной модулированной подачей, благодаря которой резание протекает в лучших условиях, чем при работе с постоянной подачей. В случае модулированной подачи лучше охлаждаются режущие лезвия инструмента, появляется возможность управления процессом образования стружки и обеспечивается лучший отвод ее из зоны резания, повышается устойчивость системы СПИД, особенно при обработке деталей малой жесткости.

Как правило, модулирование подачи по заданному закону осуществляется генератором низкочастотных колебаний, подключаемым к блоку управления продольной подачей в устройстве ЧПУ. При этом наиболее просто реализуются синусоидальный и треугольный законы в координатах подача – время.

Устройствами ЧПУ, построенными по принципу мини-ЭВМ, регулирование подачи наиболее просто осуществляется по треугольному закону в координатах подача – длина обработки. Для этого управляющее устройство должно ступенчато увеличивать подачу от  $s_{\min}$  до  $s_{\max}$ , а затем так же ступенчато снижать ее (рис. 1, а):

$$s_{\max} = s_{\min} + n\Delta s,$$

где  $s_{\max}$ ,  $s_{\min}$  – наибольшая и наименьшая скорости подачи, мм/мин;  $\Delta s$  – величина наброса скорости подачи, мм/мин;  $n$  – количество набросов скорости подачи при ее изменении от  $s_{\min}$  до  $s_{\max}$ .

Длина обработки, соответствующая изменению подачи между ее предельными значениями, равна

$$l = n\Delta l,$$

где  $\Delta l$  – длина обработки между набросами скорости подачи.

Для восходящей ветви графика подачи время  $t_B$  отработки участка длиной  $l$  может быть представлено как сумма времен отработки участков при  $k$  набросах подачи (рис. 1, б):

$$t_B = \frac{\Delta l}{s_{\min}} + \frac{\Delta l}{s_{\min} + \Delta s} + \frac{\Delta l}{s_{\min} + 2\Delta s} + \dots + \frac{\Delta l}{s_{\min} + (n-1)\Delta s} =$$

$$= \sum_{k=0}^{k=n-1} \frac{\Delta l}{s_{\min} + k\Delta s}.$$

Время  $t_H$  обработки такого же участка при снижающейся подаче

$$t_H = \sum_{k=0}^{k=n-1} \frac{\Delta l}{s_{\max} - k\Delta s}.$$

Обработка участка длиной  $l$  производится за время

$$t = \frac{l(t_B + t_H)}{2l}.$$

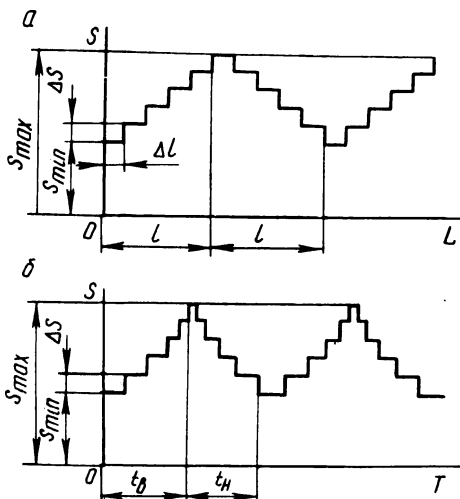


Рис. 1. Графики изменения подачи по треугольному закону.

В алгоритме регулирования подачи по заданному закону (рис. 2)  $s$  обозначает величину текущей скорости подачи,  $\Delta l'$  — текущее значение длины обработки,  $n'$  — текущее значение количества набросов подачи. После очередного цикла интерполяции определяется, запрограммировано ли в данном кадре изменение скорости подачи (содержимое ячейки  $\Delta l' \neq 0$ ); если да, то содержимое ячейки  $\Delta l'$  уменьшается на единицу и проверяется равенство нулю результата вычисления; так происходит до тех пор, пока величина  $\Delta l'$  не станет равной нулю. При этом по максимальной координате делается такое количество шагов, которое равно числу дискрет, необходимому для увеличения или уменьшения скорости подачи на величину  $\Delta s$ . После очередного наброса скорости подачи проверяется, запрограммировано ли в данном кадре модулированное изменение подачи (содержимое ячейки  $n' \neq 0$ ); если да, то содержимое ячейки  $n'$  уменьшается на единицу и проверяется равенство нулю. Если  $n' = 0$ , то это значит, что количество набросов скорости подачи, соответствующее ее изменению в одном направлении, отработано и в следующем цикле изменение подачи должно идти в обратном направлении. Последнее осуществляется путем инвертирования знака бу-

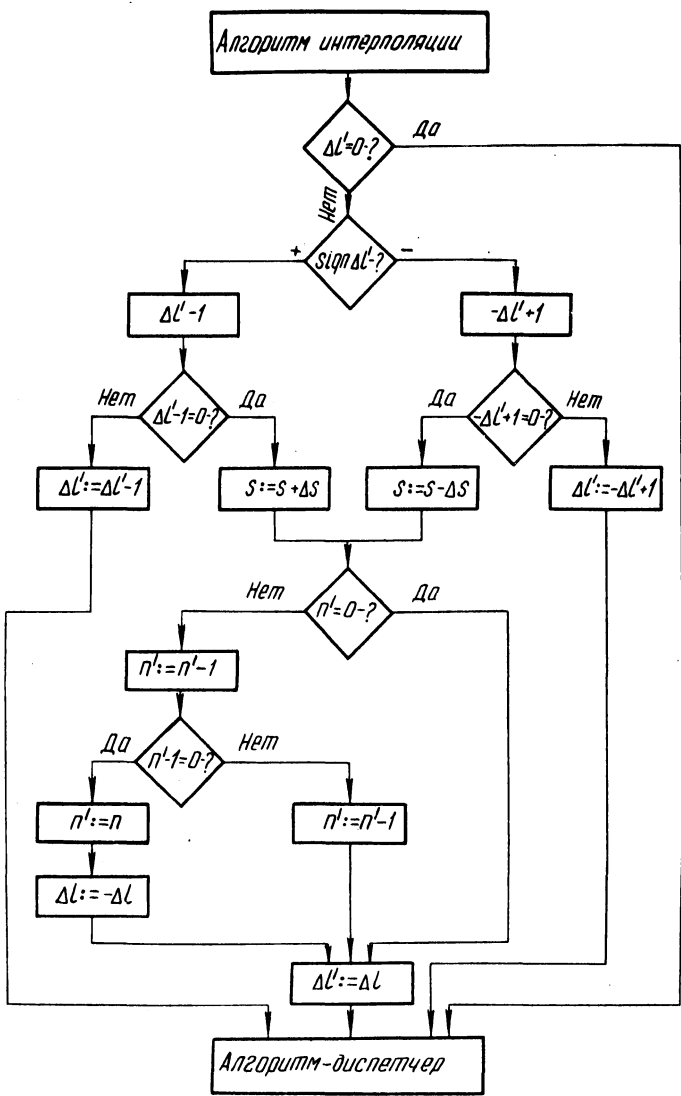


Рис. 2. Блок-схема алгоритма регулирования скорости подачи.

ферной ячейки  $\Delta l$  с переносом ее содержимого в ячейку текущего значения длины обработки  $\Delta l'$ .

Алгоритм модулированного изменения подачи был введен в управляющее устройство Н55-1 и экспериментально проверен на токарном полуавтомате мод. 1734Ф3. Заготовки из горячекатанной стали 40Х диаметром 60 мм и длиной 200 мм обрабатывались в патроне резцом, оснащенным пластинкой твердого сплава Т15К6. Модулированием подачи и изменением глубины резания процесс резания доводился до появления автоколебаний. Установлено существенное влияние модулированной подачи на предельную ширину среза, при которой возникают автоколебания. Например, при частоте вращения шпинделя 500 об/мин и постоянной подаче предельная ширина среза равна 3,2 мм, а при изменениях подачи от 0,3 до 0,5 мм/об при длине  $l = 1,2$  мм она увеличилась до 5,4 мм.

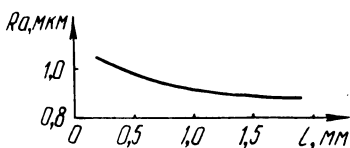


Рис. 3. Влияние длины на шероховатость обработанной поверхности.

Влияние модулированной подачи на качество обработанной поверхности исследовано при точении в патроне заготовок из стали 40ХН диаметром 70 мм и длиной 50 мм при скорости резания 120 м/мин, глубине резания 2 мм и изменении подачи от 0,2 до 0,4 мм/об. Обработка велась проходным резцом, оснащенным пластинкой твердого сплава Т15К6. Для каждой партии деталей выбиралось свое фиксированное значение величины участка  $l$ , на котором увеличивалась (уменьшалась) подача. Установлено снижение высоты микронеровностей при изменении  $l$  от 0,4 до 1,2 мм (рис. 3).

УДК 621.9.06-82

К.Ф. ГОРСКИЙ, Е.С. ЯЦУРА,  
К.К. КУЗЬМИЧ, А.В. ТЕРЕНТЬЕВ

### ВОПРОСЫ РАСЧЕТА ЭЛЕМЕНТОВ ТОРМОЗНЫХ УСТРОЙСТВ ГИДРОПРИВОДОВ

В данной работе приводится расчет конструктивных параметров клина тормозного устройства гидропривода транспортера автоматической линии. Схема гидропривода (рис. 1) содержит гидростанцию 1 с насосной установкой 2, разгрузочным устройством 3 и распределительным золотником 4, гидроцилиндром 5, исполнительным органом 6 с закрепленным на нем клином 7 и осевым дросселем 8 с обратным клапаном 9. Процесс торможения

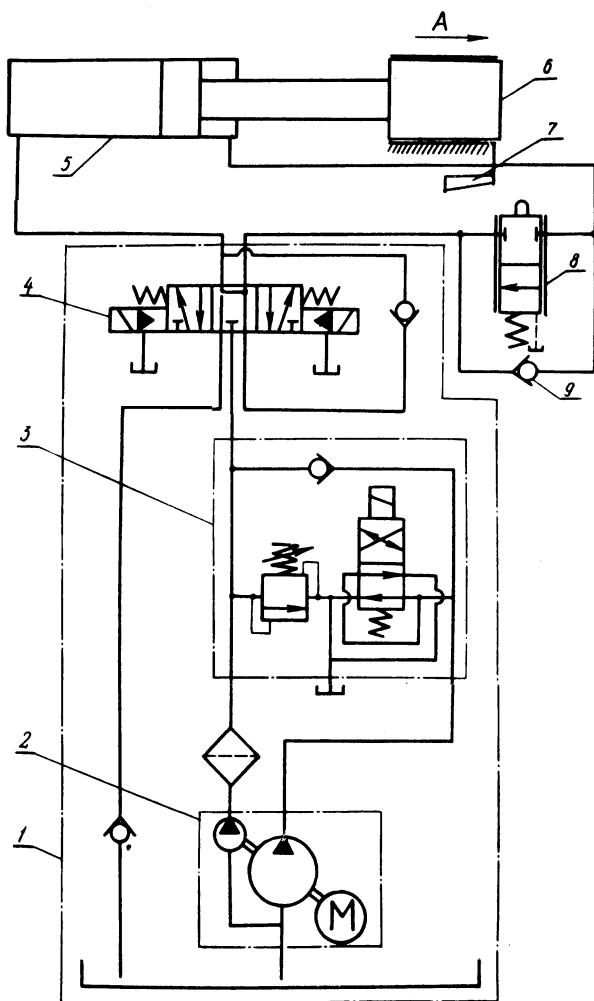


Рис. 1. Схема гидравлическая привода транспортера:

1 – гидростанция; 2 – установка насосная; 3 – устройство разгрузочное; 4 – золотник распределительный; 5 – гидроцилиндр; 6 – исполнительный орган; 7 – клин; 8 – дроссель осевой; 9 – клапан обратный.

происходит на конечном участке движения исполнительного органа по стрелке А за счет увеличения давления в штоковой полости цилиндра при уменьшении проходного сечения осевого дросселя под воздействием клина. Размеры клина выбираются так, чтобы минимизировать время торможения при допустимых ограничениях на ускорение и давление в системе гидропривода.

Предлагаемый метод расчета [1] позволяет получать различные размеры клина в зависимости от начальных скоростей торможения и нагрузок на исполнительный орган. При этом заранее требуется определить зависимости площади проходного сечения дросселя от хода толкателя и коэффициента трения в направляющих от скорости движения. На стадии проектирования эти функции могут быть получены или теоретически или экспериментально для каждой группы аналогичных станочных систем.

Для определения коэффициента трения проводились эксперименты на транспортном устройстве, замерялось давление в цилиндрической и штоковой полостях при равномерном движении исполнительного органа. Коэффициент трения  $\alpha$  вычислялся при различных скоростях движения исполнительного органа из уравнения равновесия

$$p_2 S_2 = p_1 S_1 + \alpha N, \quad (1)$$

где  $p_1$  и  $p_2$  — давления в штоковой и цилиндрической полостях;  $S_1$  и  $S_2$  — площади штоковой и цилиндрической полостей соответственно;  $N$  — нагрузка на исполнительный орган.

После аппроксимации экспериментальных данных квадратичной зависимостью по методу наименьших квадратов была получена функция

$$\alpha(v) = 0,093 - 0,0066v + 0,00014v^2, \quad (2)$$

где  $v$  — скорость движения исполнительного органа, м/мин.

Зависимость площади проходного сечения дросселя ДО 20/20 S от хода толкателя  $y$  имеет вид

$$S(y) = \begin{cases} 314 - 50,6y, & 0 \leq y \leq 6, \\ 0,19(y - 13,3)^2, & 6 \leq y \leq 13,3. \end{cases} \quad (3)$$

Здесь  $y$  измеряется в мм, а  $S$  в мм<sup>2</sup>.

Ввиду наличия ограничений на ускорение  $|\dot{v}| \leq W$  и на давление  $p_1 \leq p$  процесс торможения в оптимальном режиме должен проходить так, чтобы либо ускорение, либо давление были максимальными. В рассматриваемом случае  $W = 2 \text{ м/с}^2$ ,  $p = 10^7 \text{ Па}$ ,  $S_1 = 2830 \text{ мм}^2$ .

Пусть  $S(x)$  — зависимость площади проходного сечения дросселя от величины перемещения исполнительного органа. Пренебрегая приведенной

массой жидкости  $\mu$  из (11), (15), (16), (17), (18) в [1], получим расчетные формулы при максимально допустимом ускорении

$$p_1 = \sqrt{\frac{mW - N\alpha(v)}{S_1}}, \quad (4)$$

$$S(x) = \frac{S_1^{3/2} v(x)}{c \sqrt{mW - N\alpha(v(x))}} \quad (5)$$

$$v(x) = \sqrt{v_0^2 - 2Wx} \quad (6)$$

и при максимально допустимом давлении

$$|\dot{v}| = \frac{p^2 S_1 + N\alpha(v)}{m}, \quad (7)$$

$$S(x) = \frac{S_1 v(x)}{c \sqrt{p}}, \quad (8)$$

$$m\dot{v} = -pS_1 - N\alpha(v). \quad (9)$$

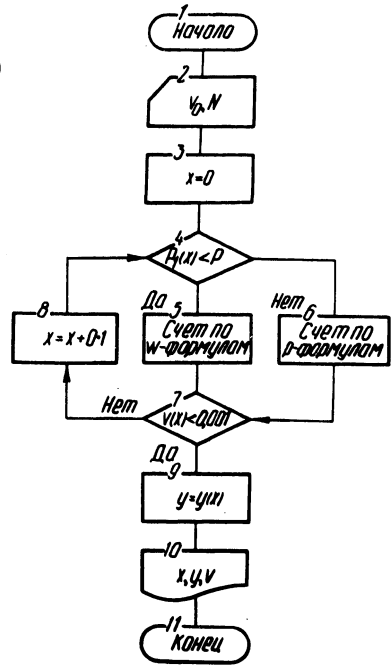


Рис. 2. Блок-схема алгоритма вычислений профиля клина.

Здесь  $m$  — масса нагрузки,  $c = 59,3 \frac{\text{мм}}{\text{с} \cdot \text{Па}^{1/2}}$ .

Формулы (4) ... (9) в сочетании с (2) и (3) позволяют получить зависимость  $y = y(x)$  высоты клина тормозного устройства от величины перемещения исполнительного органа. Расчеты формы клина для различных начальных скоростей  $v_0$  и нагрузок  $N$  проводились с помощью вычислительной машины ЕС-1020. На рис. 2 изображена блок-схема алгоритма вычислений, где формулы (4), (5), (6) обозначены как W-формулы, а (7), (8), (9) как p-формулы.

На рис. 3 изображены различные формы клиньев при вариациях начальных скоростей 20, 30 и 40 м/мин и нагрузок 1000, 5000, 10 000 и 20 000 даН. Клинья, изготовленные по рассчитанным конструктивным параметрам, были проверены в процессе испытаний тормозных устройств автоматической линии ЛМ476. На основании результатов теоретических и экс-

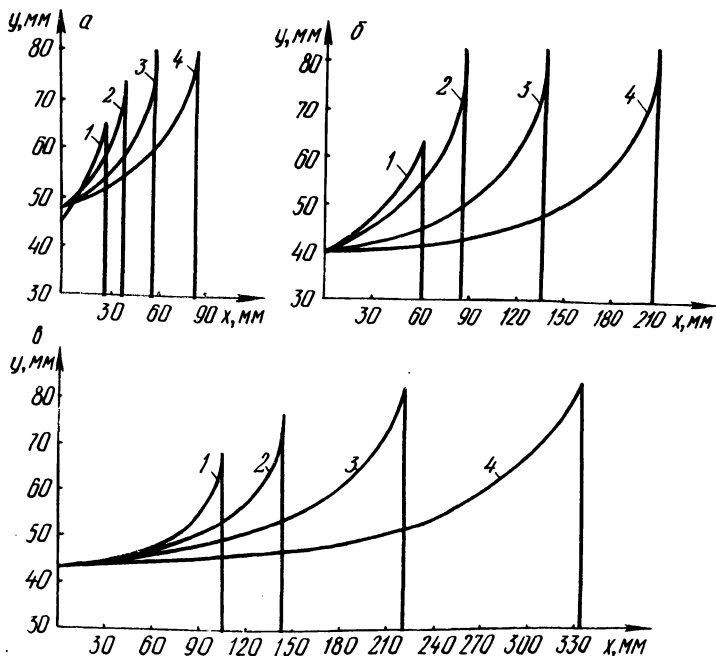


Рис. 3. Зависимости высоты клина  $y$  от величины перемещения исполнительного органа  $x$  при различных начальных скоростях  $v_0$  и нагрузках  $N$ :

а -  $v_0 = 20$ ; б -  $v_0 = 30$ ; в -  $v_0 = 40$ ; 1 -  $N = 1000$ ; 2 -  $N = 5000$ ; 3 -  $N = 10\,000$ ; 4 -  $N = 20\,000$ .

периментальных исследований разработаны и внедрены на Минском заводе автоматических линий руководящие материалы.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Оптимизация переходных режимов станочных систем / Е.С. Яцуря, К.Ф. Горский, К.К. Кузьмич и др. — В сб.: Машиностроение. — Минск, 1979, вып. 2.



Г.В. ТИЛИГУЗОВ, Е.С. ЯЦУРА,  
О.В. ЖИЛИНСКИЙ, Э.Ф. КАПАНЕЦ

## ФОРМИРОВАНИЕ ТРЕБУЕМЫХ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ И СТРУКТУРНОГО СОСТОЯНИЯ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ ПРИ БЕСЦЕНТРОВОМ ШЛИФОВАНИИ

В связи с возросшими требованиями к качеству выпускаемой продукции, ее надежности и долговечности возникает необходимость обеспечивать в процессе изготовления строго регламентированные характеристики качества обрабатываемых поверхностей, обуславливающие требуемые или повышенные эксплуатационные свойства деталей машин. Эффективные способы управления качеством обрабатываемых поверхностей могут быть разработаны на основании достоверных зависимостей физико-механических характеристик поверхностных слоев деталей от основных параметров процесса обработки.

Управление качеством поверхностных слоев обрабатываемых деталей при бесцентровом врезном шлифовании наиболее целесообразно осуществлять на заключительном этапе рабочего цикла обработки. Результаты исследований, приведенные в работах [1, 2], свидетельствуют о существенном влиянии выхаживания при шлифовании на физико-механические свойства и структурное состояние обработанной поверхности. На этом этапе обработки количество режущих абразивных зерен уменьшается, а количество скользящих и давящих увеличивается, в результате чего возрастает интенсивность абразивного наклепа поверхности. Этот процесс сопровождается мгновенным воздействием высоких температур. В результате действия силового и температурного факторов в поверхностных слоях происходят существенные структурно-фазовые превращения. В связи с этим путем управления процессом выхаживания можно изменять эксплуатационные свойства поверхностей обрабатываемых деталей.

При экспериментальном исследовании ставилась задача выявить влияние закономерностей съема металла в процессе выхаживания при бесцентровом врезном шлифовании на физико-механические свойства и структурное состояние обрабатываемых поверхностей. Обработка деталей проводилась на круглошлифовальном бесцентровом станке мод. 3М182. Врезанием с последующим выхаживанием по реле времени шлифовались заготовки (из материалов сталь 45, HRC 50...52; ШХ9; ШХ15, HRC 60...62), имеющие исходную некруглость и нецилиндричность 5...10 мкм и шероховатость поверхности 5...6-го класса. Каждая партия заготовок (в количестве 35 штук) обрабатывалась при неизменной величине поперечной подачи 1,5 мм/мин, припуске 0,05 мм и продолжительности выхаживания 3 с.

Варьирование условий шлифования на выхаживании осуществлялось путем изменения скорости вращения обрабатываемой детали на этом этапе в диапазоне от 40 до 160 м/мин. Необходимая величина скорости обеспечивалась за счет автоматического увеличения частоты вращения двигателя привода ведущего круга в начальный момент выхаживания.

Рентгеновские съемки при определении количества остаточного аустенита в шлифованных поверхностях деталей проводились на дифрактометре УРС-50 ИМ (с рентгеновской трубкой БСВ-6), оснащенном сцинтилляционным счетчиком и счетно-регистрирующим устройством ССД. Использовалось  $\text{Fe-K}_\alpha$ -излучение. Дифрагированный пучок монохроматизировался с помощью фокусирующего кварцевого монохроматора. Запись исследуемых дифракционных линий (110) мартенсита и (111) аустенита осуществлялась в интегральном режиме с угловой скоростью вращения счетчика  $7 \cdot 10^{-5}$  рад/с и скоростью движения диаграммной ленты регистрирующего потенциометра 20 мм/мин. При изучении распределения степени наклепа и содержания остаточного аустенита по глубине шлифованной поверхности проводилось снятие слоев металла путем электрохимического полирования в электролите следующего состава: 640 мл  $\text{H}_3\text{PO}_4$  и 120 г  $\text{CrO}_5$  при плотности тока  $2,5 \cdot 10^{-3} \dots 5 \cdot 10^{-3}$  А/м<sup>2</sup>. Микротвердость измерялась на микротвердомере ПМТ-3 при нагрузке 0,98 Н.

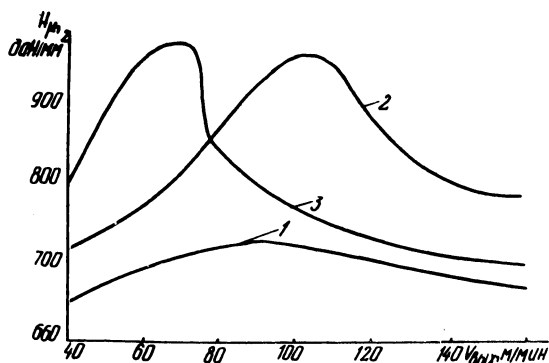


Рис. 1. Зависимость микротвердости поверхности от скорости вращения детали на выхаживании ( $t = 0,05$  мм,  $s = 1,5$  мм/мин,  $T = 3$  с): 1 — сталь 45, HRC 50...52,  $d = 10$  мм; 2 — ШХ15, HRC 60...62,  $d = 15$  мм; 3 — ШХ9, HRC 60...62,  $d = 5$  мм.

Анализ экспериментальных данных показал, что при увеличении скорости вращения обрабатываемой детали при выхаживании в исследуемом диапазоне происходит существенное изменение микротвердости поверхностей деталей. Кривые изменения микротвердости в зависимости от скорости для различных обрабатываемых материалов изображены на рис.1. Характер изменения микротвердости шлифованных поверхностей при увеличении скорости вращения детали на выхаживании от 40 до 160 м/мин одинаков для различных материалов, интенсивность же наклепа различная. Максимальным значениям микротвердости поверхностей деталей из зака-

ленных сталей – стали 45 ( $H_{\mu} = 726 \frac{\text{даН}}{\text{мм}^2}$  – кривая 1) и ШХ15 ( $H_{\mu} = 970 \text{ даН/мм}^2$  – кривая 2) соответствуют значения скорости в диапазоне 90 ... 110 м/мин, а из закаленной стали ШХ9 ( $H_{\mu} = 987 \text{ даН/мм}^2$  – кривая 3) – скорости  $V_{\text{вых}} = 70$  м/мин. Дальнейшее повышение этой скорости на выхаживании приводит к разупрочнению поверхностей деталей.

Наибольший относительный прирост микротвердости при увеличении скорости от 40 до 110 м/мин наблюдается у сталей ШХ15 (25%) и ШХ9 (17%), а наименьший – у стали 45 (7%). Это вызвано тем, что процесс поверхностного пластического деформирования при выхаживании с повышенной скоростью вращения детали сопровождается структурно-фазовыми превращениями, происходящими из-за мгновенного воздействия высоких температур в местах врезания абразивных зерен.

В результате обработки дифрактограмм получены данные о содержании остаточного аустенита в поверхностных слоях деталей, шлифованных при различных скоростях во всем исследуемом диапазоне. Соответствующие графические зависимости приведены на рис. 2. Для закаленной стали 45 характерно уменьшение содержания остаточного аустенита в диапазоне изменения скорости от 40 до 110 м/мин (кривая 1). Так как этому же диапазону изменения скорости соответствует увеличение микротвердости шлифованных поверхностей (рис. 1), подобное уменьшение содержания остаточного аустенита следует отнести за счет повышения степени пластической деформации поверхностных слоев металла, сопровождаемой превращением остаточного аустенита в мартенсит. При скоростях вращения детали выше 110 м/мин содержание остаточного аустенита практически не изменяется, а микротвердость в результате теплового разупрочнения и образования структур отпуска понижается.

Зависимость содержания остаточного аустенита при шлифовании стали ШХ15 от скорости вращения детали на этапе выхаживания имеет более сложный характер (рис. 2, кривая 2). В диапазоне скорости 40...70 м/мин происходит уменьшение содержания остаточного аустенита в поверхностных слоях. Это вызвано увеличением микронапряжений в зернах аустенита под действием интенсивного абразивного наклепа, что приводит к переходу неустойчивой фазы аустенита в более устойчивую – мартенсит. Причем степень повышения микротвердости шлифованных поверхностей для стали ШХ15 на данном диапазоне скорости выше, чем для стали 45, что обусловлено распадом тетрагонального мартенсита и образованием дисперсных карбидных частиц. На интервале скорости 90...110 м/мин в поверхностном слое шлифованных деталей наблюдается (рис. 2, кривая 2) повышение до 18% содержания остаточного аустенита. Этому же диапазону скорости соответствует (рис. 1, кривая 2) максимальная микротвердость поверхности детали ( $H_{\mu} = 900...970 \text{ даН/мм}^2$ ). Дальнейшее повышение скорости вращения на

этапе выхаживания до 160 м/мин приводит к уменьшению содержания остаточного аустенита (до 12...14%) и снижению микротвердости шлифованных поверхностей (до 760 даН/мм<sup>2</sup>).

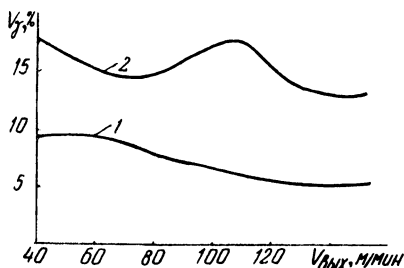


Рис. 2. Зависимость содержания остаточного аустенита в поверхностных слоях от скорости вращения детали на выхаживании ( $t = 0,05$  мм,  $s = 1,5$  мм/м,  $T = 3$  с):  
1 — сталь 45, HRC 50...52; 2 — ШХ15, HRC 60...62.

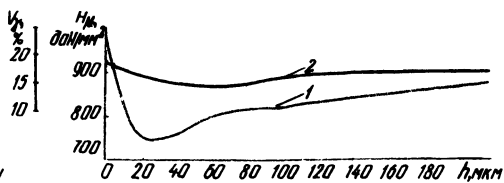


Рис. 3. Характер изменения микротвердости и содержания остаточного аустенита по глубине поверхностного слоя деталей из материала ШХ15:  
1 — микротвердость; 2 — содержание остаточного аустенита.

Анализ микроструктур поверхностей закаленных деталей из стали ШХ15, прошлифованных при различных скоростях вращения на этапе выхаживания, показал, что при шлифовании в диапазоне скорости 90...110 м/мин в поверхностных слоях образуются две зоны структурного состояния, аналогичные зонам, рассматриваемым в работах [2,3]. Первая зона представляет собой слаботравящийся белый слой с повышенным (до 18%) содержанием аустенита, отличающийся высокой микротвердостью ( $H_{\mu} = 970$  даН/мм<sup>2</sup>). Вторая зона более темного цвета, обладает хорошей травимостью, имеет структуру скоростного высокотемпературного отпуска и состоит из феррита, остаточного аустенита и цементита. Для выявления характера изменения свойств поверхностного слоя деталей по глубине с образцов из стали ШХ15, прошлифованных со скоростью 100 м/мин, путем электрохимического полирования последовательно снимались тонкие слои металла толщиной  $h = 5$  мкм. В той же последовательности определялись микротвердость поверхностного слоя и содержание в нем остаточного аустенита. Соответствующие графические зависимости приведены на рис. 3. Слой с повышенным (17,7%) содержанием остаточного аустенита при шлифовании со скоростью вращения детали на выхаживании 110 м/мин имеет толщину 10 мкм. На глубине от 10 до 40 мкм наблюдается снижение содержания остаточного аустенита до 12%. На глубине 80 мкм содержание этой составляющей стабилизируется и составляет 14...15%, что соответствует содержанию аустенита в исходной структуре металла.

Аналогичный характер имеет зависимость микротвердости по глубине поверхностного слоя (рис. 3, кривая 1). Наибольшей твердостью (970...900 даН/мм<sup>2</sup>) обладает слой глубиной 10 мкм. Наименьшая твердость (742 даН/мм<sup>2</sup>) наблюдается на глубине 20 мкм. Микротвердость исходного металла (около 870 даН/мм<sup>2</sup>) выше, чем в зоне отпуска, но ниже, чем твердость зоны вторичной закалки.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Я щ е р и ц ы н П.И. Влияние структуры рабочего цикла внутришлифовальных станков на качество обработанных поверхностей. — Станки и инструмент, 1965, № 10. 2. Я щ е р и ц ы н П.И., Р ы ж о в Э.В., А в е р ч е н к о в В.И. Технологическая наследственность в машиностроении. — Минск, 1977. 3. Повышение надежности и долговечности роликоподшипников / Я.И. З ы к о в, В.И. К и т а е в, Л.Г. К у к л и н и д р. — М., 1969.

УДК 621.787

М.Л. ЕРЕМЕНКО, Г.П. КРИВКО,  
В.И. ТУРОМША

### НЕКОТОРЫЕ ОСОБЕННОСТИ ПОЛУЧЕНИЯ ЗАГОТОВОК НЕСИММЕТРИЧНЫХ БОЧКООБРАЗНЫХ РОЛИКОВ МЕТОДОМ ПОПЕРЕЧНОЙ ПРОКАТКИ

В настоящее время ролики подшипников получают тремя способами: токарной обработкой, штамповкой, поперечной прокаткой.

Первые два метода наиболее широко применялись при получении заготовок роликов и являются наиболее изученными. Поперечная прокатка роликов, особенно большого диаметра (от 12 до 62 мм), только начинает внедряться в производство [1,3]. Положенная в основу процесса операция холодной поперечной прокатки из штучных заготовок позволяет придать заготовкам требуемые форму, размеры и высокие физико-механические свойства.

Формообразование ролика производится между вращающимися и одновременно сближающимися валками за счет пластического течения металла и зоны сосредоточенного деформирования к торцовым поверхностям. При этом во избежание разрушения заготовки величина единичного обжатия не должна превышать 2% от ее диаметра [2].

При поперечной прокатке в результате пластической деформации происходит изменение физико-механических свойств поверхностного слоя ролика повышается микротвердость за счет интенсивного наклепа, создается структура и появляются остаточные напряжения сжатия.

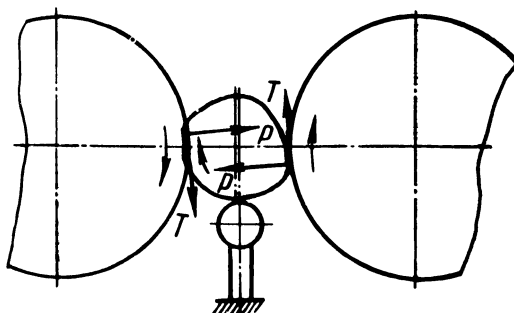


Рис. 1. Схема поперечной прокатки.

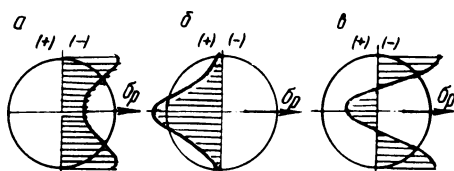


Рис. 2. Эпюры радиальных напряжений  $\sigma_p$  при поперечной прокатке [3]:

а — напряжения от внешних сил; б — напряжения от неравномерной деформации; в — рабочие напряжения.

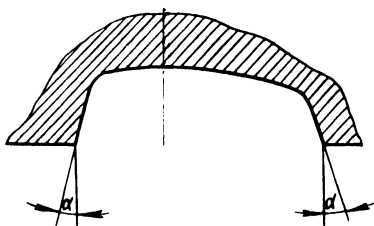


Рис. 3. Профиль калибра накатного вала.

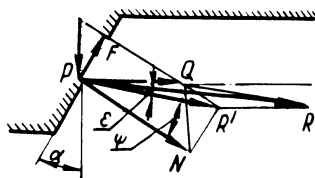


Рис. 4. Расчетная схема для определения оптимального угла наклона боковой грани калибра накатного вала.

При прокатке бочкообразных роликов появляется осевая сила, являющаяся следствием неравномерного распределения нагрузки по длине заготовок. Это обстоятельство заставляет предъявлять повышенные требования к жесткости шпинделя накатного станка в осевом направлении.

Кроме осевой силы в процессе поперечной прокатки на ролик действуют тангенциальные силы  $T$ , вызывающие его вращение, и нормальные  $P$  (рис. 1). Последние создают в поперечном сечении ролика радиальные напряжения сжатия (рис. 2, а). Вследствие неравномерной деформации по сечению ролика при вращении между валками в поперечном сечении его появляются радиальные напряжения растяжения (рис. 2, б). Суммарными будут напряжения растяжения, действующие в осевой зоне, и напряжения сжатия, действующие на периферии (рис. 2, в). Поэтому при обжатии заготовки периферийная зона растягивается, а осевая сжимается вдоль оси, что приводит к вытяжке металла на периферии и к его утяжке в центре, т.е. к образованию лунки на торце ролика.

По мере обжатия заготовки металл будет заполнять калибр (рис. 3) профильного валка и на него будут действовать сжимающие силы со стороны боковых граней калибра. Это приведет к возрастанию радиальных напряжений, а следовательно, и осевых. В случае недостаточного угла наклона боковых сторон калибра  $\alpha$  течение металла будет затруднено и произойдет его заклинивание.

В то же время этот угол должен быть минимальным, так как торец ролика в этом случае будет менее выпуклым, что улучшает условия базирования его на магнитном столе при шлифовании торцов, а также позволит снизить отходы металла за счет снятия меньшего припуска.

Для определения оптимального значения угла  $\alpha$  составим расчетную схему (рис. 4). На боковую грань калибра действует сила прокатки  $P$ , которая раскладывается на нормальную  $N$  и осевую  $Q$  составляющие. Под действием нормальной составляющей  $N$  появляется сила трения  $F$  деформируемого металла о боковую грань калибра. Равнодействующая  $R'$  сил  $N$  и  $F$  направлена под углом трения  $\psi$  к линии действия  $N$ . Значение  $\psi$  определим по известной формуле

$$\operatorname{tg} \psi = \frac{F}{N} = \frac{f N}{N} = f,$$

где  $f \approx 0,15$  – коэффициент трения. Тогда  $\psi = 9^\circ$ . Как видно, условие свободного течения металла в калибре валка обеспечивается при  $\alpha > \lambda$ .

В свою очередь

$$\lambda = \psi + \varepsilon,$$

где  $\lambda$  – угол между линиями действия сил  $N$  и равнодействующей  $R$  сил  $R'$  и  $Q$ ;  $\varepsilon$  – угол между линиями действия сил  $R'$  и  $R$ . Значением угла  $\varepsilon$  ввиду

его малости можно пренебречь. Тогда условие свободного течения металла в калибре валка удовлетворяет неравенство  $\alpha > \psi$ , т.е.  $\alpha$  должен быть больше  $9^\circ$ .

Заготовки роликов, полученные методом поперечной прокатки, по сравнению с заготовками, полученными другими способами, имеют более точные формы и размеры, что позволяет уменьшить припуск на последующие операции, исключить малопроизводительное черновое шлифование методом "напроход", повысить производительность обработки и коэффициент использования металла.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Б е р т х о л ь д Р. Расширение области применения профильной прокатки. — В сб.: Подшипниковая промышленность. — М., 1978, вып. 2.
2. С м и р н о в В.С. Поперечная прокатка в машиностроении. — М., 1959.
3. G r e i s H o w a r d A. Skewed axis roll forming a new way to make small parts fast. — Machinery, 1970, 76, № 16.

УДК 621.923

Э.С. БРАНКЕВИЧ

#### О ПУТЯХ СНИЖЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ ШЛИФОВАНИЯ

Качество обработанной поверхности, точность изделий, износ шлифовальных кругов, выбор наиболее выгодных режимов шлифования во многом зависят от температурного режима обработки.

Как известно, при шлифовании металлов развиваются высокие температуры. Например, температура резания отдельными абразивными зёрнами достигает температуры плавления обрабатываемого металла. Возникающее при шлифовании нестационарное тепловое поле с большими температурными градиентами способствует появлению на обработанной поверхности прижогов, которые нарушают однородность структуры, постоянство твердости. При этом структурные превращения металла могут иметь глубину залегания, превышающую величину припуска на последующую операцию. При больших скоростях нагрева и охлаждения при шлифовании возникают остаточные напряжения в поверхностных слоях, которые, суммируясь с напряжениями от структурных превращений, способны привести к образованию трещин. Температурные деформации шлифуемых деталей приводят к систематическим и случайным погрешностям деталей. Эти и другие причины свидетельствуют о необходимости снижения температуры шлифования.

Экспериментально установлено, что возникновение и распределение теплоты в процессе шлифования зависят от различных условий обработки:



характеристик кругов, режимов резания, механических и теплофизических свойств материала изделия, свойств смазочно-охлаждающей жидкости и др. На наш взгляд, следует обратить особое внимание на связку шлифовального круга и его биения относительно обрабатываемой поверхности, а также на способы подачи СОЖ в зону резания, которые в значительной степени определяют тепловой режим обработки.

Источником теплоты при абразивной обработке считают работу сил трения зерен и связки о поверхность обрабатываемого металла, работу сил деформирования и диспергирования металла. Одним из наименее изученных вопросов является вопрос о влиянии связки абразивных инструментов на работу сил трения и, следовательно, на теплообразование, поскольку тепловыделение при трении составляет 80% от общего количества тепла, получаемого шлифуемой поверхностью [1]. Однако, часто в исследованиях связка как теплообразующий фактор не принимается во внимание. Вместе с тем установлено, что количество тепла, выделяющегося от трения связки шлифовального круга об обрабатываемую поверхность, составляет около 40% от общего тепловыделения [2]. Это указывает на необходимость создания связей с низким коэффициентом трения и высокой теплопроводностью.

Неуравновешенность шлифовальных кругов, кроме роста волнистости и шероховатости, вызывает возникновение циклических прижогов, являющихся структурными концентраторами напряжений. Наличие дисбаланса приводит к периодическим врезаниям круга в обрабатываемую поверхность и выводам из нее. При врезании круга увеличивается толщина снимаемой стружки, интенсивность съема металла, а следовательно, и выделение тепла в зоне резания. Как показали исследования [3], уже при моменте неуравновешенности шлифовального круга, равном 85 г·см, колебания температуры в зоне контакта круга с обрабатываемой закаленной стальной деталью, вызванные дисбалансом, составляют 430°K. Если развивающиеся при шлифовании температуры близки к температурам структурных превращений, это неизбежно приведет к циклическим прижогам.

Даже при тщательной статической балансировке неуравновешенность шлифовального круга не может быть полностью устранена. Кроме того, после непродолжительного времени работы дисбаланс круга возрастает из-за неравномерного износа, неравномерного насыщения круга СОЖ, забивания пор отходами шлифования и т.д. Это диктует необходимость балансировки кругов непосредственно на станке во время обработки, что также сокращает потери времени. Разработанные для этой цели устройства недостаточно надежны в работе и зачастую сложны по конструкции. В результате подавляющее большинство шлифовальных станков не оснащено такими устройствами, что значительно снижает качество обработанных изделий. Поэтому одной из важных задач является создание устройств для балансиров-

ки шлифовальных кругов непосредственно на станке, что будет отвечать современным требованиям.

Одним из наиболее эффективных способов снижения температуры резания является правильный подбор смазочно-охлаждающих жидкостей. Путем рационального применения СОЖ можно также уменьшить затупление и износ абразивных инструментов, повысить их работоспособность, обеспечить повышение производительности обработки и улучшить качество обработанных изделий. При этом следует обращать внимание не только на состав жидкостей, но и на способ их использования.

В работе [4] было сделано предположение о возможности возникновения кавитации в потоке СОЖ, подаваемой в зону шлифования, и о разно-стороннем влиянии этого явления на процесс резания и качество обработанной поверхности. Исследования [5] подтвердили эти предположения. Вызывалась кавитация СОЖ путем наложения на поток жидкости ультразвуковых колебаний при ее прохождении через устройство, встраиваемое в систему подачи жидкости. Возникающая кавитация усиливала проникновение жидкости в зону контакта шлифовального круга с изделием и приводила к снижению температуры резания. Установлено, что при алмазно-эльборовом шлифовании стальных изделий происходило значительное повышение работоспособности инструмента (удельный расход абразивных материалов уменьшался до двух раз, темп засаливания рабочей поверхности кругов до трех раз) и улучшалось качественное состояние шлифуемой поверхности.

Таким образом, применение связок абразивных инструментов с высокой теплопроводностью и низким коэффициентом трения, балансировка шлифовальных кругов непосредственно на станке во время работы, использование новых способов подачи СОЖ являются эффективными, но недостаточно разработанными методами снижения температуры шлифования.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Р е д ь к о С.Г. Процессы теплообразования при шлифовании металлов. — Саратов, 1962.
2. Я щ е р и ц ы н П.И., Б р а н к е в и ч Э.С. Роль связки шлифовального круга в работе сил трения и в теплообразовании. — В сб.: Тез. докл. респ. науч.-техн. совещания "Магнитно-абразивное полирование деталей". — Минск, 1976.
3. Я щ е р и ц ы н П.И., Б р а н к е в и ч Э.С., Ш к а т у л о Г.Г. Колебания контактной температуры при дисбалансе шлифовального круга. — Абразивы, 1976, вып. 2.
4. Б р а н к е в и ч Э.С. К вопросу проникновения СОЖ в зону резания при шлифовании. — В сб.: Машиностроение и приборостроение. — Минск, 1977, вып. 9.
5. Г л у з м а н А.Л. Исследование эффективности магнитной и ультразвуковой активации СОЖ при алмазно-эльборовом шлифовании деталей из сталей и специальных сплавов: Автореф. канд. дис. — Челябинск, 1977.

## АНАЛИЗ СТАЦИОНАРНОСТИ ПРОЦЕССОВ ЗУБОФРЕЗЕРОВАНИЯ И ШЕВИНГОВАНИЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

Одной из предпосылок успешного применения методов корреляционно-регрессионного анализа для построения математической модели технологического процесса в условиях пассивного эксперимента является стационарность этого процесса. Если процесс является стационарным (т.е. не изменяющим своих статистических характеристик с течением времени), расчет его моментных характеристик (математического ожидания, дисперсии, корреляционной функции и т.д.) существенно упрощается.

Анализ стационарности рассматриваемых процессов зубообработки был выполнен нами для 13 показателей точности зубчатого венца

$$(F_{ir}^I, F_{pr}, F_{rr}, F_{ir}^{II}, V_{wr}, f_{ir}^I, f_{ptr}, f_{fr}, f_{pbr}, f_{ir}^{II}, +A_{ae}, -A_{ai} F_{\beta r})$$

в производственных и лабораторных условиях при соблюдении ряда ограничений, характерных для нормальных условий реализации этих процессов с целью обеспечения их эффективности. К этим ограничениям относятся: 1) обработка партии деталей на одном станке при постоянной настройке одного инструмента за период его стойкости; 2) применение оборудования, оснастки и инструмента, соответствующих предъявляемым к ним в данных условиях техническим требованиям; 3) тщательная наладка оборудования и оснастки.

Стационарным в широком смысле называется процесс, для которого математическое ожидание и дисперсия постоянны, а корреляционная функция зависит только от разности  $\tau = t_2 - t_1$ , т.е. [1]

$$m_x(t) = m_x = \text{const}, \quad (1)$$

$$D_x(t) = D_x = \text{const}, \quad (2)$$

$$K_x(t_1, t_2) = K_x(t_2 - t_1) = K_x(\tau). \quad (3)$$

С учетом сказанного анализ стационарности процессов зубофрезерования и шевингования для названных параметров точности прямозубых цилиндрических зубчатых колес и условий обработки производился нами в следующей последовательности.

1. Производилась обработка партии деталей при соблюдении указанных выше условий.

2. Полученную реализацию из  $N$  измерений разбивали на  $K$  (5...10) отрезков по  $n$  измерений в каждом и для каждого из отрезков определяли значения  $\bar{x}_i$  и  $\sigma_{x_i}^2$ , а также  $\bar{x}$ ,  $\bar{\sigma}_x^2$  и  $\sigma_x^2$ .

$$\bar{x} = \frac{1}{K} \sum_{i=1}^K \bar{x}_i, \quad (4)$$

$$\sigma_x^2 = \frac{\sum_{i=1}^K f_i \sigma_{x_i}^2}{f}, \quad (5)$$

$$f = \sum_{i=1}^K f_i = K(n-1), \quad (6)$$

$$\bar{\sigma}_x^2 = \frac{n}{K-1} \sum_{i=1}^K (\bar{x}_i - \bar{x})^2. \quad (7)$$

3. С помощью критерия Кохрана определяли, являются ли значения  $\sigma_{x_i}^2$  оценками одной и той же генеральной дисперсии

$$g = \frac{\max \sigma_{x_i}^2}{\sigma_{x_1}^2 + \sigma_{x_2}^2 + \dots + \sigma_{x_k}^2}. \quad (8)$$

Если найденное значение  $g$  окажется меньше, чем  $g_{1-p}(K, f)$  (здесь  $1-p$  – выбранный уровень значимости,  $f = n - 1$  – число степеней свободы), то нулевую гипотезу следует принять и расхождение между дисперсиями считать незначимым [2].

4. С помощью F-критерия Фишера проверяли гипотезу о том, являются ли значения  $\bar{x}_i$  оценками одной и той же генеральной средней

$$F = \frac{\bar{\sigma}_x^2}{\sigma_x^2}. \quad (9)$$

Если  $F \leq F_{1-p}(k-1, N-K)$ , то нулевая гипотеза о равенстве всех генеральных средних в совокупности справедлива [2].

В производственных условиях принимали  $N = 100$ ,  $K = 10$ ,  $g_{0,05}(10,9) = 0,244$ ,  $F_{0,05}(9,90) = 2,1$ . В лабораторных условиях  $N = 50$ ,  $K = 5$ ,  $g_{0,05}(5,9) = 0,424$ ,  $F_{0,05}(4,45) = 2,6$ .

Т а б л и ц а

Показатель точности зубчатого колеса	Зубофрезерование		Шевингование	
	g	F	g	F
1	2	3	4	5
$F_{ir}^I$	<u>0,137</u> —	<u>1,43</u> —	<u>0,120</u> —	<u>1,34</u> —
$F_{pr}$	<u>0,164</u> <u>0,153</u>	<u>1,52</u> <u>1,34</u>	<u>0,187</u> <u>0,169</u>	<u>1,64</u> <u>1,49</u>
$F_{rr}$	<u>0,217</u> <u>0,177</u>	<u>1,61</u> <u>1,41</u>	<u>0,188</u> <u>0,152</u>	<u>1,43</u> <u>1,27</u>
$F_{ir}^{II}$	<u>0,227</u> <u>0,183</u>	<u>1,67</u> <u>1,39</u>	<u>0,210</u> <u>0,166</u>	<u>1,48</u> <u>1,25</u>
$V_{wr}$	<u>0,120</u> <u>0,103</u>	<u>1,30</u> <u>1,05</u>	<u>0,110</u> <u>0,095</u>	<u>1,15</u> <u>0,94</u>
$f_{ir}^I$	<u>0,219</u> —	<u>1,80</u> —	<u>0,166</u> —	<u>1,41</u> —
$f_{ptr}$	<u>0,234</u> <u>0,199</u>	<u>1,95</u> <u>1,73</u>	<u>0,177</u> <u>0,142</u>	<u>1,66</u> <u>1,50</u>
$f_{fr}$	<u>0,313</u> <u>0,205</u>	<u>2,02</u> <u>1,87</u>	<u>0,267</u> <u>0,190</u>	<u>1,48</u> <u>1,21</u>
$f_{pbr}$	<u>0,320</u> <u>0,211</u>	<u>1,47</u> <u>1,34</u>	<u>0,252</u> <u>0,175</u>	<u>1,30</u> <u>1,18</u>
$f_{ir}^{II}$	<u>0,280</u> <u>0,202</u>	<u>1,84</u> <u>1,45</u>	<u>0,235</u> <u>0,181</u>	<u>1,32</u> <u>1,23</u>
$+A_a'' e$	<u>0,305</u> <u>0,193</u>	<u>2,10</u> <u>1,77</u>	<u>0,284</u> <u>0,188</u>	<u>1,77</u> <u>1,62</u>
$-A_a'' i$	<u>0,288</u> <u>0,211</u>	<u>2,21</u> <u>1,84</u>	<u>0,233</u> <u>0,162</u>	<u>2,07</u> <u>1,71</u>
$F_{\beta r}$	<u>0,311</u> <u>0,206</u>	<u>2,04</u> <u>1,93</u>	<u>0,259</u> <u>0,177</u>	<u>1,66</u> <u>1,48</u>

П р и м е ч а н и е. Значения критериев g и F, приведенные в числителе, относятся к производственным условиям обработки, в знаменателе — к лабораторным условиям.

В таблице приведены для каждого исследованного параметра точности, вида и условий зубообработки значения  $g$  и  $F$ , полученные как средние арифметические соответствующих значений для 5...7 партий зубчатых колес.

Анализ полученных результатов позволяет сделать следующие выводы: 1) рассмотренные процессы зубообработки в изученных условиях для широкого круга параметров прямозубых цилиндрических зубчатых колес являются стационарными в широком смысле; 2) для построения математических моделей указанных процессов могут быть использованы методы корреляционно-регрессионного анализа.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. С в е ш н и к о в А.А. Прикладные методы теории случайных функций. — М., 1968. 2. П у с т ы л ь н и к Е.И. Статистические методы анализа и обработки наблюдений. — М., 1968.

УДК 621.79—534—8

П.С. ЧИСТОСЕРДОВ, М.Г. КИСЕЛЕВ,  
Р.Н. ШАДУРО

#### АНАЛИЗ УЛЬТРАЗВУКОВЫХ КОЛЕБАТЕЛЬНЫХ СИСТЕМ ДЛЯ КАЛИБРОВАНИЯ ШЛИЦЕВЫХ ОТВЕРСТИЙ

Ежегодно в машиностроении изготавливается большое количество термообработанных стальных деталей с шлицевыми отверстиями прямобочного профиля. Вследствие высокой твердости обрабатываемого материала восстановление точности параметров искаженных шлицевых отверстий после термообработки является весьма трудоемким процессом.

Существующие способы восстановления точности (шлифование отверстий, электрохимическое калибрование, калибрование режущими прошивками, вибрационное хонингование, дорнование) характеризуются рядом недостатков, а именно: низкой стойкостью инструментов, незначительной производительностью процесса, а также невысокой точностью параметрон шлицевых отверстий.

В Могилевском машиностроительном институте с целью устранения указанных недостатков разработан способ калибрования шлицевых отверстий выглаживающими прошивками с введением в очаг деформации ультразвуковых колебаний.

Установка для осуществления этого процесса состоит из следующих основных узлов: генератора ультразвуковых электрических колебаний, об-

рудования для осуществления процесса и ультразвуковой колебательной системы. Последняя представляет собой единый технологический узел (рис. 1, а), состоящий из преобразователя 1 электрических колебаний ультразвуковой частоты в механические, волноводной системы 2 для трансформирования колебаний, инструмента 3 и детали 4.

На рис. 1 изображены схемы колебательных систем с различными вариантами введения ультразвуковых колебаний в зону деформирования.

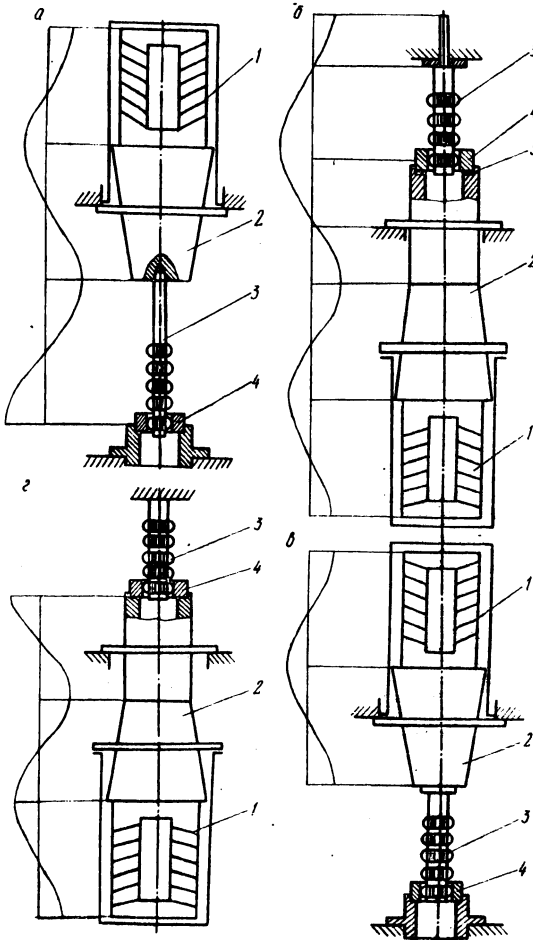


Рис. 1. Схемы колебательных систем для калибрования шлицевых отверстий:  
а, б — с инструментом резонансной длины;  
в, г — с незакрепленным инструментом нерезонансной длины.

Схемы колебательных систем, приведенные на рис. 1, а, б, характеризуются тем, что колебательный режим должен обеспечиваться во всем технологическом узле, включая и инструмент, имеющий резонансные размеры. Его длина определяется по формуле  $l = \frac{c}{2f}$ , где  $c$  — скорость звука;  $f$  — частота колебаний.

Акустический контакт в элементах инструмент — концентратор для системы, показанной на рис. 1, а, создается при помощи конического хвостовика, притертого к гнезду концентратора, или резьбового соединения. Для системы, приведенной на рис. 1, б, акустический контакт концентратор — деталь обеспечивается за счет установки между контактируемыми поверхностями кольца  $S$ , выполненного из алюминия.

Известно, что распределение амплитуды вдоль стержня инструмента резонансной длины имеет гармонический характер.

$$\xi_m = \xi_{m1} \cos \alpha x. \quad (1)$$

Учитывая, что деформирующие элементы инструмента расположены по его длине, обеспечить для системы, приведенной на рис. 1, а, б, максимальную амплитуду колебаний на всех деформирующих элементах практически невозможно. При наличии нагрузки на конце системы распределение амплитуды будет отличаться от рассмотренного.

Нагрузка на конце системы в виде сопротивления деформированию и массы детали, присоединенной к инструменту, носит комплексный характер и выражается формулой [1]

$$Z_H = R_H + i x_H, \quad (2)$$

где  $R_H$  — активная составляющая или сопротивление деформированию;  $x_H$  — реактивная составляющая, определяемая массой детали, присоединенной к инструменту. Учитывая это, уравнение, описывающее распределение смещения вдоль стержня инструмента, можно записать в виде

$$\xi_m = \xi_{m1} \left( \cos \alpha x + i \frac{Z_H}{W_0} \sin \alpha x \right), \quad (3)$$

где  $\xi_{m1}$  — смещение на конце системы;  $W_0$  — волновое сопротивление. Анализ этого уравнения показывает, что на конце системы отсутствуют пучность и узел смещений.

Приняв, что

$$\alpha x = \alpha x_1 + \varphi \quad \text{или} \quad \alpha x = \alpha \left( x + \frac{\varphi}{\alpha} \right), \quad (4)$$

можно определить сечение расположения пучности смещения. Из (4) видно, что  $-\frac{\varphi}{\alpha} = x_0$  является координатой сечения, смещенного относительно конца системы.



Решив совместно (3) и (4), получим

$$\xi_m = \frac{F_{m1}}{A\omega} (\cos\alpha x_1 + i \frac{A}{W_0} \sin\alpha x) \text{Be}^{i\psi}, \quad (5)$$

где  $F_{m1}$  — сила на конце системы;  $A$ ,  $B$ ,  $\psi$  определяются из [1]. Из уравнения (5) можно найти координату сечения, в котором будет располагаться пучность смещения.

Таким образом, для колебательных систем (рис. 1, а, б) при комплексном сопротивлении на конце пучность смещения на инструменте располагается на некотором расстоянии от конца с координатой  $x_0 = \frac{\varphi}{\alpha}$ . В реальных условиях калибрования координата  $x_0$  является величиной переменной в связи с тем, что активная составляющая комплексного сопротивления меняется и очаг деформации перемещается вдоль инструмента, вызывая изменение положения сечения приложения комплексного сопротивления.

Из сказанного следует, что каждый деформирующий элемент инструмента будет колебаться с некоторой амплитудой, что подтверждает работоспособность колебательных систем, выполненных по схемам, приведенным на рис. 1, а, б. Колебательные системы, показанные на рис. 1, в, г, коренным образом отличаются от рассмотренных систем. Инструмент в этих системах не имеет резонансную длину и контакт его с торцом концентратора является дискретным. Процесс калибрования для этих систем осуществляется за счет периодических ударов, которые наносит по инструменту боек, ввернутый в торец концентратора 2. При этом инструмент перемещается на некоторое расстояние, которое является частью амплитуды колебаний торца концентратора.

Нагрузка на конце такой системы носит комплексный характер, но ввиду значительного преобладания активной составляющей комплексного сопротивления над реактивной с определенным допущением можно считать, что нагрузка системы при данных схемах имеет чисто активный характер. Тогда уравнение смещения будет иметь вид

$$\xi_m = \xi_{m1} (\cos\alpha x + i \frac{R_H}{W_0} \sin\alpha x). \quad (6)$$

Из уравнения (6) видно, что от изменения нагрузки зависят значения амплитуды торца концентратора. Причиной падения амплитуды на конце системы под нагрузкой следует считать "уход" частоты преобразователя, а следовательно, и выход системы из резонанса. Сущность этого явления объясняется следующим образом.

Как известно из теории колебательных систем [1], изменение частоты любой колебательной системы наблюдается в том случае, если ее входное сопротивление включает реактивную составляющую. Для схемы, выполнен-

ной по рис. 1, в, г, при активной нагрузке на конце системы входное сопротивление преобразователя определяется по формуле [1]

$$Z_{\text{вх}} = R_{\text{вх}} + ix_{\text{вх}}, \quad (7)$$

где  $R_{\text{вх}}$  — активная составляющая входного сопротивления;  $x_{\text{вх}}$  — реактивная составляющая входного сопротивления.

В развернутом виде уравнение (7) имеет вид

$$Z_{\text{вх}} = W_0 \frac{\frac{W_0}{R_{\text{н}}}}{\left(\frac{W_0}{R_{\text{н}}}\right)^2 \cos^2 \alpha l + \sin^2 \alpha l} - W_0 \frac{\frac{i}{2} \left[1 - \left(\frac{W_0}{R_{\text{н}}}\right)^2 \sin 2\alpha l\right]}{\left(\frac{W_0}{R_{\text{н}}}\right)^2 \cos^2 \alpha l + \sin^2 \alpha l}. \quad (8)$$

Из уравнения (8) видно, что активная нагрузка на конце системы вызывает появление на входе преобразователя отрицательной реактивной составляющей, что равноценно увеличению собственной частоты преобразователя. Резонансный режим работы таких систем возможен, если  $x_{\text{вх}} = 0$ . В этом случае резонансную частоту можно определить, если приравнять второе слагаемое уравнения (8) нулю.

Проведенные исследования для колебательных систем, показанных на рис. 1, в, г, подтвердили правильность приведенных положений. Так, уже при нагрузке порядка 300 кгс системы выходят из резонанса и, как следствие этого, уменьшается амплитуда колебаний. Таким образом, колебательные системы, выполненные по рис. 1, в, г, могут быть успешно использованы для калибрования при обеспечении значения  $x_{\text{вх}} = 0$ , что соответствует резонансному режиму работы.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Теумин И.И. Ультразвуковые колебательные системы. — М., 1959.

### ЗАТЫЛОВАНИЕ ЗАБОРНОГО КОНУСА МЕТЧИКОВ

Заборная часть метчиков является ответственной частью инструмента, так как производит основную работу резания. Это заставляет обращать особое внимание на операцию затылования заборного конуса. В условиях серийного производства метчиков на инструментальных заводах затылование заборного конуса осуществляется по спирали Архимеда на специальных затыловочных станках, а в инструментальных цехах машиностроительных заводов — на универсально-заточных станках в приспособлениях, обеспечивающих в качестве кривой затылования дугу окружности.

В настоящей работе проводится сравнение затыловочных кривых — спирали Архимеда и дуги окружности — с точки зрения сохранения постоянства задних углов.

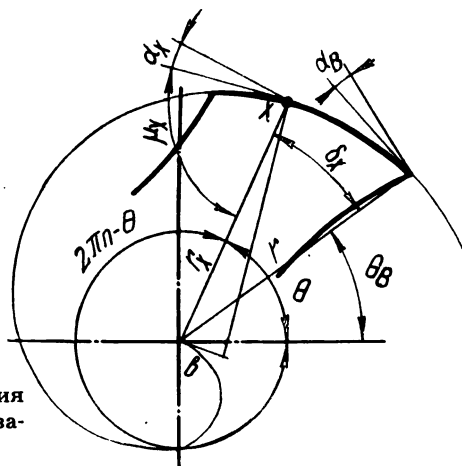


Рис. 1. Схема для определения текущего заднего угла при затыловании по спирали Архимеда.

**З а т ы л о в а н и е** по спирали Архимеда. По спирали Архимеда очерчен затылок по вершинам зубьев метчика, т.е. в месте стыка заборной и калибрующей части. Остальные точки затылочной поверхности лежат на эквидистантах к спирали Архимеда. Поэтому уравнение затылочной кривой для произвольной точки затылочной поверхности можно записать в виде

$$r_x = \rho - l_y \sin \varphi ,$$

где  $r_x$  — радиус-вектор рассматриваемой точки кривой;  $\rho$  — уравнение спирали Архимеда (рис. 1);  $\rho = b[2\pi n - \theta]$ ;  $l_y \sin \varphi$  — расстояние по радиусу от

спирали Архимеда до произвольной точки затылочной кривой (рис. 2). Здесь  $\rho$  — радиус-вектор спирали Архимеда;  $b$  — постоянный коэффициент, определяемый шагом спирали;  $\theta$  — текущий полярный угол;  $n$  — число витков спирали, обычно  $n = 1$ .

Окончательно получим

$$r_x = b(2\pi - \theta) - l_y \sin \varphi. \quad (1)$$

Задний угол в любой точке кривой можно найти по известному [1] выражению

$$\operatorname{ctg} \mu_x = \operatorname{tg} \alpha_x = \frac{r'}{r},$$

где  $\mu_x$  — угол между радиус-вектором и касательной к затылочной кривой в точке  $x$ . Поэтому

$$\operatorname{tg} \alpha_x = \frac{b}{b(2\pi - \theta) - l_y \sin \varphi}. \quad (2)$$

Если  $l_y = 0$ , то  $\alpha_x = \alpha_B$  (углу при вершине метчика), и выражения (1) и (2) принимают вид

$$r_B = b(2\pi - \theta_B), \quad (3)$$

$$\operatorname{tg} \alpha_B = \frac{1}{2\pi - \theta_B}. \quad (4)$$

Задавшись значением угла при вершине метчика  $\alpha_B$ , из уравнения (4) находим значение  $\theta_B$ , равное значению полярного угла для вершины метчика. Из уравнения (3) определим значение постоянного коэффициента  $b$

$$b = \frac{r_B}{2\pi - \theta_B}, \quad (5)$$

где  $r_B$  — радиус метчика при вершине или просто радиус метчика  $r$  (рис. 1).

Используя уравнения (2) и (5) и заменив  $\theta$  на  $\theta_B + \delta_x$ , окончательно получим

$$\operatorname{tg} \alpha_x = \frac{r}{r[2\pi - (\theta_B + \delta_x)] - (2\pi - \theta_B)l_y \sin \varphi}. \quad (6)$$

**З а т ы л о в а н и е п о д у г е о к р у ж н о с т и .** Затылуемый метчик устанавливается в центрах  $O_1$  приспособления, которое для получения необходимого заднего угла  $\alpha_B$  при вершине метчика смещается на величину  $H = r \operatorname{tg} \alpha_B$  и вращается вместе с метчиком вокруг оси  $O$  (рис. 3).

Решив косоугольный треугольник  $OO_1X$ , находим уравнение затылочной кривой

$$r_x = \sqrt{r^2 \operatorname{tg}^2 \alpha_B \sin^2 \delta_x + (r - l_y \sin \varphi)^2} - H \sin \delta_x$$

и значение заднего угла  $\alpha_x$  для произвольной точки затылочной поверхности

$$\operatorname{tg} \alpha_x = \frac{r \operatorname{tg} \alpha_B \cos \delta_x}{\sqrt{r^2 \operatorname{tg}^2 \alpha_B \sin^2 \delta_x + (r - l_y \sin \varphi)^2}} \quad (7)$$

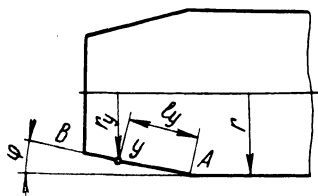


Рис. 2. Изменение радиуса метчика по длине заборного конуса.

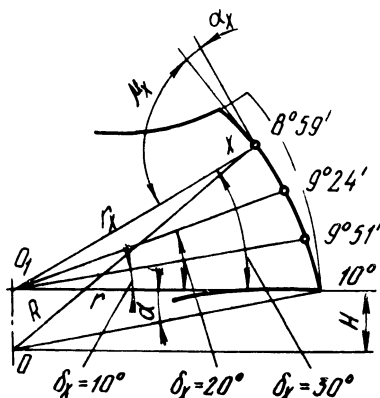


Рис. 3. Схема для определения текущего заднего угла при затыловании по дуге окружности.

Анализ уравнений (6) и (7) показывает, что оба способа затылования не обеспечивают постоянства задних углов по длине лезвия заборного конуса как у новых метчиков, так и у переточенных. Способы затылования определяют в основном характер изменения углов. В пределах длины активной части режущего лезвия задние углы становятся меньше с увеличением диаметра метчика, уменьшением высоты профиля резцы и заднего угла при вершине метчика, а интенсивность нарастания изменения углов по длине лезвия повышается с увеличением угла заборного конуса метчика независимо от способов затылования.

У метчиков, затылованных по спирали Архимеда, несколько меньшее изменение углов вдоль линии затылования, но большее вдоль режущего лезвия заборного конуса после переточек метчика. Кроме того, задние углы при переточках метчиков, затылованных по спирали Архимеда, увеличиваются, а метчиков, затылованных по дуге окружности — уменьшаются. Од-

Значения задних углов метчика в некоторых точках затылочной поверхности

Диаметр метчика, мм	Задний угол при вершине, $\alpha_v^{\circ}$	Затылочные кривые	Затылование по спирали Архимеда				Затылование по дуге окружности			
			Текущий угол $\delta_x^{\circ}$							
			0	10	20	30	0	10	20	30
18	10	1	10 <sup>0</sup>	10 <sup>09</sup> '	10 <sup>0</sup> 19'	10 <sup>0</sup> 29'	10 <sup>0</sup>	9 <sup>0</sup> 51'	9 <sup>0</sup> 23'	8 <sup>0</sup> 39'
		2	12 <sup>0</sup> 46'	13 <sup>0</sup> 1'	13 <sup>0</sup> 17'	13 <sup>0</sup> 33'	12 <sup>0</sup> 47'	12 <sup>0</sup> 35'	12 <sup>0</sup>	11 <sup>0</sup> 3'
		3	14 <sup>0</sup> 49'	15 <sup>0</sup> 9'	15 <sup>0</sup> 30'	15 <sup>0</sup> 52'	14 <sup>0</sup> 49'	14 <sup>0</sup> 35'	13 <sup>0</sup> 54'	12 <sup>0</sup> 47'
	14	1	14 <sup>0</sup>	14 <sup>0</sup> 18'	14 <sup>0</sup> 37'	14 <sup>0</sup> 56'	14 <sup>0</sup>	13 <sup>0</sup> 47'	13 <sup>0</sup> 8'	12 <sup>0</sup> 6'
		2	17 <sup>0</sup> 46'	18 <sup>0</sup> 15'	18 <sup>0</sup> 45'	19 <sup>0</sup> 17'	17 <sup>0</sup> 46'	17 <sup>0</sup> 29'	16 <sup>0</sup> 40'	16 <sup>0</sup> 19'
		3	20 <sup>0</sup> 30'	21 <sup>0</sup> 8'	21 <sup>0</sup> 48'	22 <sup>0</sup> 31'	20 <sup>0</sup> 30'	20 <sup>0</sup> 10'	19 <sup>0</sup> 13'	17 <sup>0</sup> 39'
27	10	1	10 <sup>0</sup>	10 <sup>09</sup> '	10 <sup>0</sup> 19'	10 <sup>0</sup> 29'	10 <sup>0</sup>	9 <sup>0</sup> 51'	9 <sup>0</sup> 23'	8 <sup>0</sup> 39'
		2	11 <sup>0</sup> 43'	11 <sup>0</sup> 55'	12 <sup>0</sup> 7'	12 <sup>0</sup> 20'	11 <sup>0</sup> 42'	11 <sup>0</sup> 31'	10 <sup>0</sup> 59'	10 <sup>0</sup> 7'
		3	12 <sup>0</sup> 48'	13 <sup>0</sup> 2'	13 <sup>0</sup> 17'	13 <sup>0</sup> 33'	12 <sup>0</sup> 47'	12 <sup>0</sup> 35'	12 <sup>0</sup>	11 <sup>0</sup> 3'
	14	1	14 <sup>0</sup>	14 <sup>0</sup> 18'	14 <sup>0</sup> 37'	14 <sup>0</sup> 56'	14 <sup>0</sup>	13 <sup>0</sup> 47'	13 <sup>0</sup> 8'	12 <sup>0</sup> 6'
		2	16 <sup>0</sup> 19'	16 <sup>0</sup> 43'	17 <sup>0</sup> 8'	17 <sup>0</sup> 34'	16 <sup>0</sup> 19'	16 <sup>0</sup> 4'	15 <sup>0</sup> 19'	14 <sup>0</sup> 5'
		3	17 <sup>0</sup> 47'	18 <sup>0</sup> 16'	18 <sup>0</sup> 46'	19 <sup>0</sup> 17'	17 <sup>0</sup> 46'	17 <sup>0</sup> 29'	16 <sup>0</sup> 40'	15 <sup>0</sup> 19'

П р и м е ч а н и е. Затылочная кривая 1 — кривая по вершинам резьбы, в месте стыка заборной и калибрующей части; затылочные кривые 2 и 3 — кривые у основания резьбы, в начале активной части заборного конуса при высоте профиля резьбы 2 и 3 мм соответственно.

нако разность в величине изменения углов при обоих способах затылования небольшая (см. таблицу) и значения углов сохраняются в допустимых пределах. Это предопределяет несущественную разницу в значениях крутящих моментов, температур резания и стойкостей, полученных при экспериментальных испытаниях метчиков, затылованных по спирали Архимеда и дуге окружности.

Поскольку рассмотренные способы затылования обеспечивают приблизительно одинаковое качество метчиков, затылование по дуге окружности является предпочтительным, так как не требует специального оборудования.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Семенченко И.И. Режущий инструмент. — М.-Л., 1937, т. 2.

УДК 621.9.001

Ю.П. КУЗЬМИН, В.К. ЛОХМАТОВ,  
А.Б. ПУНЧИК, Н.И. ЖИГАЛКО

### К ВОПРОСУ СОЗДАНИЯ ЕДИНОЙ ТЕРМИНОЛОГИИ ЭЛЕМЕНТОВ ПРОЦЕССА МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ РЕЗАНИЕМ

В настоящее время в технической и научно-методической литературе отсутствует единство в терминологии элементов режима резания материалов, встречаются формулировки, требующие уточнения. Все это затрудняет однозначное понимание исследуемых процессов обработки, осложняет автоматизацию разработки технологических процессов с применением ЭВМ.

На основании анализа литературных данных [1... 10] в настоящей статье предложена уточненная терминология и введены некоторые новые понятия элементов режима резания, которые, на наш взгляд, будут способствовать созданию единой терминологии для всех видов обработки.

Для обеспечения резания материалов и получения поверхности детали определенной формы необходимо режущей кромке инструмента задать движение относительно обрабатываемого материала заготовки в определенном направлении и с определенной скоростью. Скорость движения рассматриваемой точки режущей кромки относительно обрабатываемого материала в зоне резания принято называть скоростью резания  $\bar{v}$ .

В общем случае формообразующее движение инструмента суммируется из следующих относительных движений: продольного — движения рассматриваемой точки режущей кромки в продольном направлении к образующей обработанной поверхности; поперечного — движения рассматриваемой точ-

ки режущей кромки в поперечно-пересекающем направлении к образующей обработанной поверхности; тангенциального — движения рассматриваемой точки режущей кромки касательно к обработанной поверхности и перпендикулярно к ее образующей.

Следует отличать от формообразующих движений независимое движение инструмента относительно заготовки со скоростью  $\bar{v}_0$ . Независимое движение необходимо только для осуществления резания материала в силу конструктивных особенностей некоторых инструментов. Например, при шлифовании таким движением будет вращение шлифовального круга, при резьбофрезеровании — вращении фрезы и т.д. В этих случаях вращательное движение инструментов не является формообразующим.

Скорости формообразующих движений инструмента относительно заготовки в соответствии с их направлениями относительно образующей обработанной поверхности принято называть продольной подачей  $\bar{s}_{пр}$ , поперечной  $\bar{s}_п$  и тангенциальной  $\bar{s}_т$ .

В общем случае скорость резания есть сумма всех составляющих скоростей относительно движений инструмента:

$$\bar{v} = \bar{v}_0 + \bar{s}_{пр} + \bar{s}_п + \bar{s}_т.$$

Для большинства видов обработки на величину и направление скорости резания доминирующее влияние оказывает какая-либо одна из ее составляющих. Эту составляющую целесообразно называть скоростью главного движения  $\bar{v}_г$ .

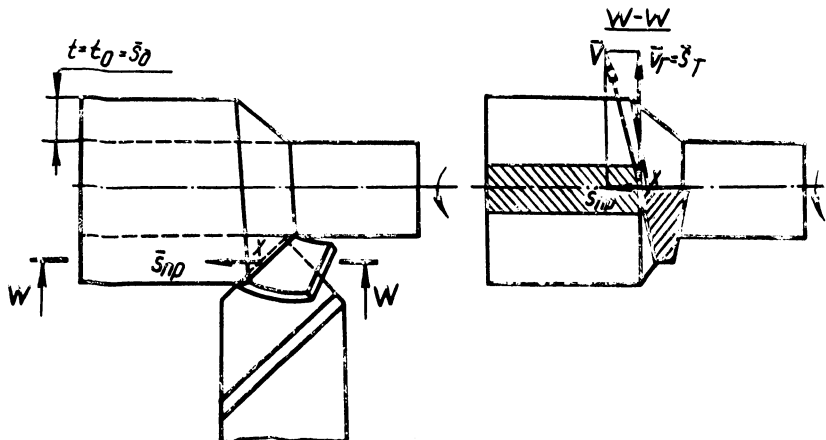


Рис. 1. Продольное точение резцом.

В зависимости от формы обработанной поверхности и вида обработки инструменту задают необходимые движения относительно заготовки. Например, при продольном точении цилиндрической или резьбовой поверх-



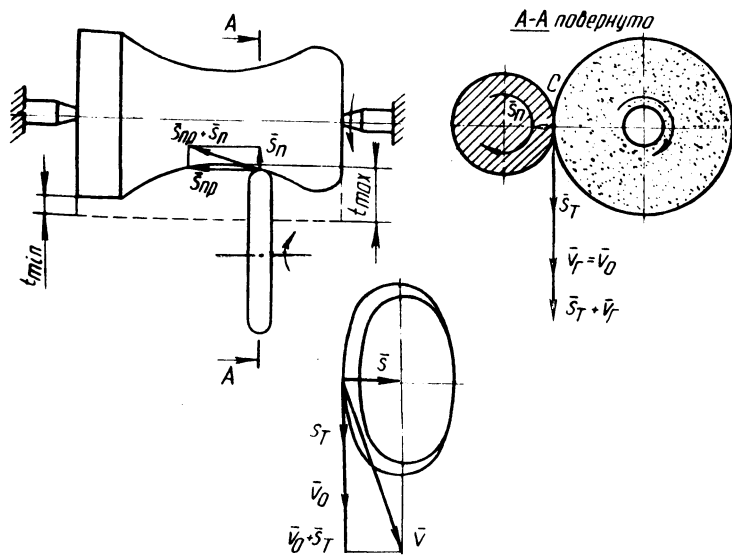


Рис. 2. Круглое фасонное шлифование дисковым кругом.

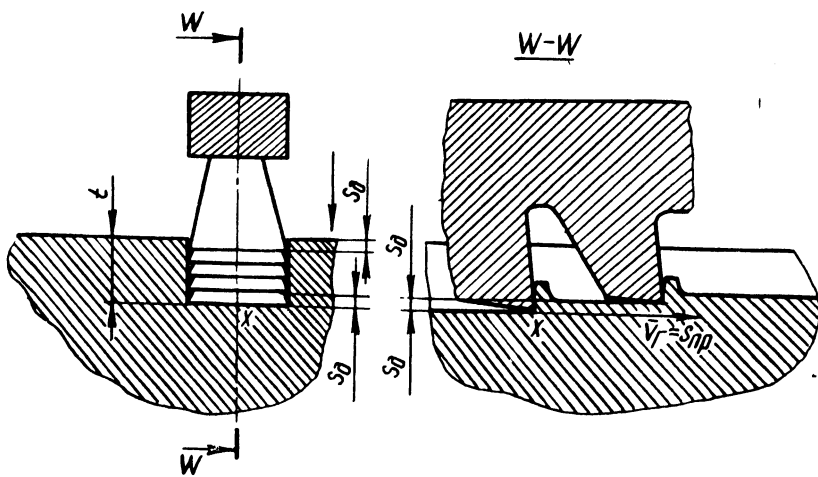


Рис. 3. Протягивание пазов генераторной протяжкой.

ностей (рис. 1) движения — продольное  $\bar{s}_{\text{пр}}$  и тангенциальное (главное)  $\bar{v}_{\text{Г}} = \bar{s}_{\text{Т}}$ ; при круглом шлифовании фасонной поверхности (рис. 2) — независимое (главное)  $\bar{v}_{\text{Г}} = \bar{v}_{\text{О}}$ , тангенциальное  $\bar{s}_{\text{Т}}$ , продольное  $\bar{s}_{\text{пр}}$  и поперечное  $\bar{s}_{\text{п}}$ . Приведенные примеры обработки характерны тем, что формообразующие движения действуют непрерывно в процессе резания. При некоторых других видах обработки (протягивании, строгании и т.п.) срезание слоев материала по всей обрабатываемой поверхности осуществляют смещением режущих элементов (зубьев-резцов) относительно друг друга (рис. 3) или периодическим перемещением резца после каждого его прохода в перпендикулярном направлении к вектору  $\bar{s}_{\text{пр}}$  (рис. 4). Величину этого перемещения логично назвать дискретной подачей  $\bar{s}_{\text{д}}$ .

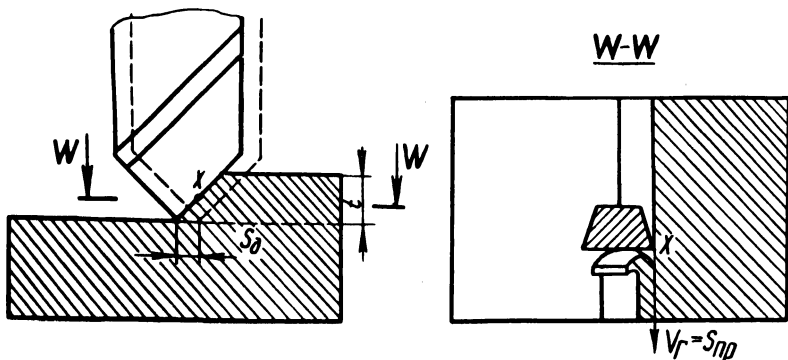


Рис. 4. Стругание резцом.

Исследование кинематики рассматриваемого процесса резания необходимо выполнять в секущей плоскости, образованной вектором скорости главного движения  $\bar{v}_{\text{Г}}$  и суммарным вектором скорости остальных формообразующих движений (рис. 1...4), так как истинные величины угла резания, заднего и переднего углов наблюдаются в этом сечении. Эту плоскость назовем векторной плоскостью  $W$ .

Чтобы обеспечить заданные размеры обработанной поверхности, с обрабатываемой поверхности срезается слой материала (припуск на обработку) за один или несколько проходов одним или несколькими инструментами. Величину срезаемого слоя материала заготовки за один проход инструмента, измеренную в направлении припуска, называют глубиной резания  $t$ :  $t = h/i$ , где  $h$  — припуск на обработку;  $i$  — число проходов.

При исследовании процесса резания, на наш взгляд, целесообразно ввести понятие "глубины врезания главной режущей кромки"  $t_0$ . Эта величина срезаемого слоя материала каждым режущим элементом (резцом) за один проход инструмента, измеренная в направлении, перпендикулярном к векторной плоскости. Необходимость введения этого элемента объясняется

тем, что при исследовании процесса резания часто вместо  $t$  используют  $t_0$  и наоборот.

В общем случае

$$t_0 = f(l_0, \varphi, t, \lambda, \bar{s}_{\Pi}, \bar{s}_{\text{пр}}),$$

где  $l_0$  — ширина элемента срезаемого слоя материала;  $\varphi$  — главный угол в плане;  $\lambda$  — угол наклона главной режущей кромки к основной плоскости.

При некоторых видах обработки  $t = t_0$ , например, при токарной обработке цилиндрических поверхностей простым резцом (рис. 1), при фрезеровании плоских поверхностей торцевой фрезой, сверлении и др.

При протягивании (см.рис.3)  $t = S_{\text{д}}z$ ,  $t_0 = b$ , где  $z$  — число режущих резцов-зубьев протяжки;  $b$  — ширина обрабатываемого паза заготовки.

При прорезке (рис.5)  $t = \frac{d_0 - d}{2}$  или  $t = \frac{d - d_0}{2}$ ,  $t_0 = b$ , где  $d$  — диаметр заготовки;  $d_0$  — диаметр обработанной поверхности;  $b$  — ширина прорезаемого паза.

На основании изложенного можно предложить следующую терминологию элементов режима резания и поверхностей обрабатываемой заготовки:

1) подачи — скорости формообразующих движений точек режущих кромок инструмента относительно обрабатываемого материала в зоне резания, направленные: вдоль образующей обрабатываемой поверхности ( продольная  $\bar{s}_{\text{пр}}$ ), в поперечно-пересекающем направлении (поперечная  $\bar{s}_{\Pi}$ ), по касательной к обработанной поверхности и перпендикулярно к ее образующей (тангенциальная  $s_{\text{T}}$ );

2) дискретная подача  $\bar{s}_{\text{д}}$  — величина периодического смещения последующего резца инструмента относительно предыдущего или первоначального его положения, в направлении перпендикулярном к вектору  $\bar{s}_{\text{пр}}$ ;

3) скорость независимого движения инструмента  $\bar{v}_0$  — скорость точек режущих кромок инструмента относительно обрабатываемого материала

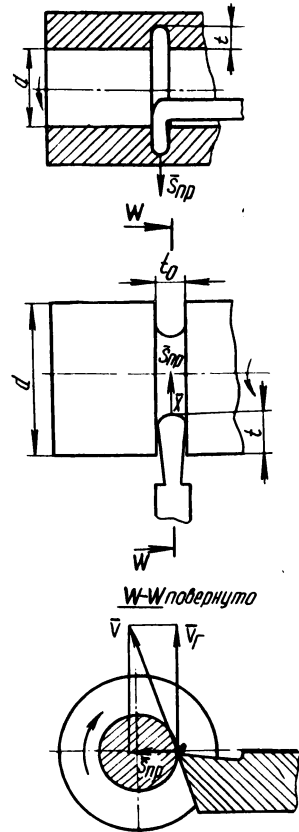


Рис. 5. Прорезка канавок резцом.

заготовки в зоне резания, не оказывающая влияния на формообразование обработанной поверхности;

4) скорость резания  $\bar{v}$  — скорость движения точек режущих кромок инструмента относительно обрабатываемого материала заготовки в зоне резания;

5) скорость главного движения  $\bar{v}_r$  — наибольшая составляющая скорости резания;

6) глубина резания  $t$  — величина срезаемого слоя материала за один проход инструмента, измеренная в направлении припуска на обработку;

7) глубина врезания  $t_0$  — величина срезаемого слоя материала одним резцом инструмента, измеренная в перпендикулярном направлении к векторной плоскости  $W$ ;

8) векторная плоскость  $W$  — плоскость, образованная вектором скорости главного движения  $\bar{v}_r$  и суммарным вектором остальных составляющих скорости резания;

9) обрабатываемая поверхность — поверхность заготовки, с которой срезается слой материала;

10) поверхность резания — поверхность заготовки, образованная главной режущей кромкой инструмента в рассматриваемый момент процесса резания;

11) обработанная поверхность — поверхность заготовки, образованная после удаления слоя металла величиной  $t$ ;

12) толщина среза — величина срезаемого слоя, измеренная в направлении передней поверхности и перпендикулярно к главной режущей кромке;

13) ширина среза — величина срезаемого слоя материала, равная активной длине главной режущей кромки.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Аршинов В.А., Алексеев Г.А. Резание металлов и режущий инструмент. — М., 1976.
2. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов. — М., 1975.
3. Вульф А.М. Резание металлов. — Л., 1973.
4. Резание металлов/Г.И. Грановский, П.П. Грудов, В.А. Кривоухов и др. — М., 1954.
5. Жигалко Н.И., Киселев В.В. Проектирование и производство режущих инструментов. — Минск, 1975.
6. Резание конструктивных материалов, режущие инструменты и станки / В.А. Кривоухов, П.Г. Петруха, Б.Е. Бруштейн и др. — М., 1967.
7. Подурев В.Н. Резание труднообрабатываемых материалов. — М., 1974.
8. Основы учения о резании металлов и режущий инструмент / Ю.А. Рубинштейн, Г.В. Левант, М.Н. Орнис и др. — М., 1968.
9. Семеновко И.И., Матюшин В.М., Сахаров Г.Н. Проектирование металлорежущих инструментов. — М., 1964.
10. Ящерицын П.И., Еременко М.Л., Жигалко Н.И. Основы резания материалов и режущий инструмент. — Минск, 1975.

### ИЗНОС ЗАГОТОВКИ И ИНСТРУМЕНТА ПРИ АЛМАЗНОМ ХОНИНГОВАНИИ СТЕКЛА

Расчеты стойкости сферического алмазного инструмента и производительности процесса хонингования стеклянных заготовок требуют знания зависимостей интенсивности износа заготовки и инструмента от скорости и давления, характеризующих соответственно режущую способность и стойкость алмазного инструмента. В настоящее время при расчетах инструмента и производительности процесса притирки стеклянных заготовок свободным абразивом обычно принимают, что износ заготовки и инструмента пропорционален первой степени скорости и давления [1] (гипотеза Престона). Данные об аналогичных зависимостях для случая алмазного хонингования оптического стекла отсутствуют. Для выяснения этих зависимостей была разработана методика и выполнены исследования износа при истирании стеклянного кольцевого образца тремя круглыми алмазными элементами.

Образцы с наружным диаметром 90 мм и шириной 10 мм изготавливались из стекла К8. Алмазные элементы диаметром 10 мм на бронзо-алюминиевой связке из алмазного порошка АСМ 28/20 имели концентрацию 25%. Поверхность образцов перед экспериментом шлифовалась свободным абразивом и имела исходную шероховатость  $R_a = 2,0 \dots 2,5$  мкм. Масса образцов и алмазных элементов до и после опыта определялась на аналитических весах с точностью до 0,0001 г. Алмазные элементы были неподвижны, кольцевой образец крепился в оправке на шпинделе станда, скорость его вращения, рассчитанная по среднему диаметру кольца, изменялась в диапазоне от 0,084 до 3,183 м/с при постоянном давлении  $p = 0,358 \cdot 10^5$  Па ( $0,365$  кгс/см<sup>2</sup>), а затем давление менялось в диапазоне  $0,358 \cdot 10^5 \dots 7,002 \cdot 10^5$  Па ( $0,365 \dots 7,14$  кгс/см<sup>2</sup>) при постоянной скорости  $v = 1,34$  м/с. В каждой экспериментальной точке обрабатывалось по 100 образцов, в расчет принималось среднее значение износа образца  $m_c$ . Ввиду малости износа алмазных элементов убыль их массы  $M_{\text{и}}$  определялась один раз после обработки всех 100 образцов, а в расчет принималась величина износа  $m_{\text{и}} = 0,01 M_{\text{и}}$ . В качестве СОЖ использовался 30%-ный раствор глицерина в воде.

На рис. 1 и 2 приведены результаты экспериментов. Математическая обработка этих результатов по методу наименьших квадратов показала, что в исследованном диапазоне скоростей и давлений полученные зависимости износа заготовки  $m_c$  и инструмента  $m_{\text{и}}$  удовлетворительно описываются уравнениями

$$m_c = 83 \cdot 10^{-3} v^{0,2,8}; m_c = 1,44 \cdot 10^{-5} p^{0,82}, \text{ г}, \quad (1)$$

$$m_{\text{и}} = 0,842 \cdot 10^{-3} v^{0,2}; m_{\text{и}} = 1,35 \cdot 10^{-5} p^{0,4}, \text{ г}, \quad (2)$$

где  $v$  в м/с и  $p$  в Па.

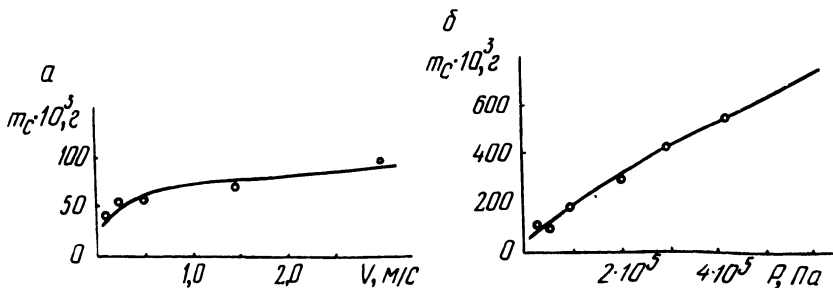


Рис. 1. Зависимость износа кольцевого стеклянного образца  $m_c$  от скорости (а) и давления (б).

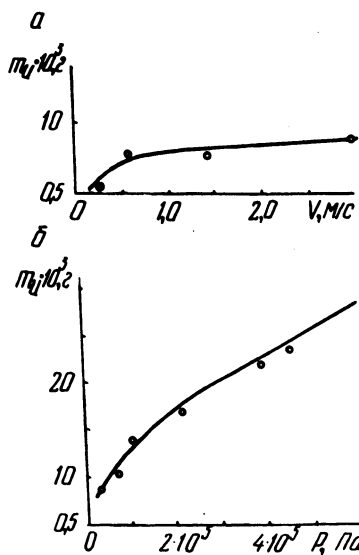


Рис. 2. Зависимость износа алмазных элементов  $m_{\text{и}}$  от скорости (а) и давления (б).

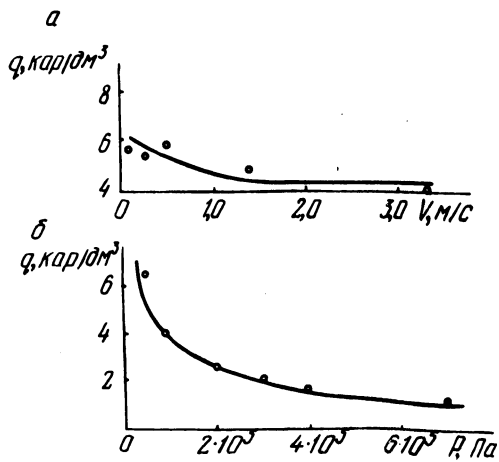


Рис. 3. Зависимость удельного расхода алмаза  $q$  от скорости (а) и давления (б).

Таким образом, износ инструмента и заготовки при алмазном хонинговании оптического стекла К8 описывается степенными зависимостями вида

$$\gamma = k_p \frac{m_p}{p} \frac{n_p}{v} v,$$

предложенными А.С.Прониковым [2] в качестве закона изнашивания пар трения деталей машин.

Важнейшим показателем экономичности процесса является удельный расход алмаза  $q$ , равный отношению массы израсходованного алмаза  $m_a$  к массе сошлифованного стекла  $m_c$ . На рис. 3 приведены зависимости  $q$  от  $v$  и  $p$ . Как видно, увеличение скорости и давления целесообразно с точки зрения увеличения стойкости и срока службы инструмента.

Разработанная методика позволяет получить важнейшие характеристики процесса алмазного хонингования оптических деталей — зависимости износа заготовки, инструмента и удельного расхода алмаза от скорости и давления. Целесообразно продолжить исследования по предложенной методике для различных материалов алмазных инструментов, марок стекол и составов СОЖ с целью разработки справочных таблиц коэффициентов в формулах (1) и (2).

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Технология оптических деталей / Под ред. М.Н. Семибратова. — М., 1978.
2. П р о н и к о в А.С. Классификация и расчет сопряжений деталей машин на изнашивание. — В сб.: Трение и износ в машинах. — М., 1956, т. XI.

УДК 621.787.4.001

А.А. ЖОЛОбОВ, П.С. ЧИСТОСЕРДОВ, Н.М. ПАНТЕЛЕЕВ

#### К ВОПРОСУ РАСЧЕТА УПРОЩЕННОГО ПРОФИЛЯ ДЕФОРМИРУЮЩИХ ЭЛЕМЕНТОВ РОТАЦИОННЫХ ПРОТЯЖЕК

В Могилевском машиностроительном институте разработан и предварительно исследован новый, весьма производительный и эффективный способ обработки отверстий ротационным протягиванием (прошиванием) [1].

Результаты лабораторных исследований и производственных испытаний позволили установить возможность обеспечения ротационным протягиванием точности отверстий стальных и бронзовых втулок в пределах 8...6 квалитетов с шероховатостью поверхности 0,63...0,16 мкм по критерию Ra. Одновременно отмечена высокая износостойкость деформирующих элементов инструмента и возможность его работы со сравнительно небольшими осевыми усилиями, необходимыми для осуществления пластического деформирования обрабатываемых поверхностей [2].

Однако следует отметить, что до настоящего времени процесс ротационного протягивания пока не нашел широкого применения в промышленности, и одной из главных причин этого является сложность изготовления квазиэллипсоидного профиля деформирующих элементов — полноконтактных роликов.

Рациональным мероприятием по ускорению внедрения ротационного протягивания является отыскание возможности приведения сложного профиля роликов в их осевом сечении к более простому, например к профилю, выполненному по дуге окружности. Для определения линии контакта ролика с отверстием втулки необходимо задать уравнение соприкасающихся поверхностей, удовлетворяющее условию их соприкосновения.

Каноническое уравнение цилиндра в декартовой ортонормированной системе координат имеет вид

$$x^2 + y^2 = R_{\text{ц}}^2, \quad (1)$$

где  $R_{\text{ц}} = \text{const}$  — радиус цилиндра.

Каноническое уравнение ролика имеет аналогичный вид, однако, если для цилиндра  $R_{\text{ц}} = \text{const}$ , то для ролика его радиус является функцией координаты ( $z$ ) (рис. 1), т.е.  $R_p = R(z)$ , где  $R(z)$  — неизвестная функция, требующая отыскания.

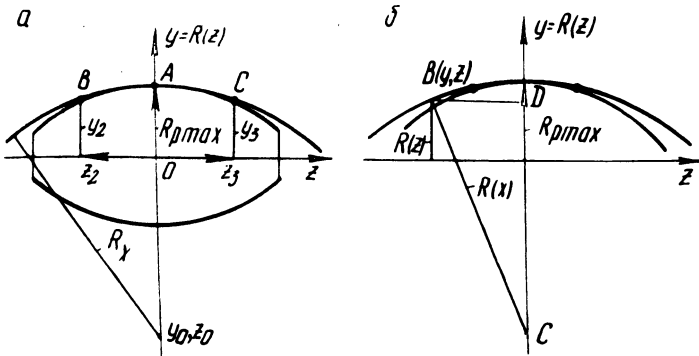


Рис. 1. Схема расчета приближенного профиля деформирующего элемента ротационной протяжки.

Производя одномерную трансляцию вдоль оси ( $X$ ) и двухмерный поворот вокруг этой же оси, можно уравнение цилиндра в выбранной системе координат записать так:

$$x'_{\mu} = x_{\mu} + h_{\mu}, \quad (2) \quad x'_{\mu} = A_{\mu}^{\sigma} x_{\mu}^{\sigma}, \quad (3)$$

где  $A_{\mu}$  — матрица преобразования вращения;  $h_{\mu}$  — генератор или параметр трансляции.



Схема трансляции и поворота приведена на рис. 2; на рис. 2, а показаны условия установки роликов до поворота, а на рис. 2, б — после поворота и трансляции координатных осей.

Относительно преобразований вращения легко находятся компоненты матрицы  $A_{\mu}^{\sigma}$ :

$$A_{\mu}^{\sigma} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos\varphi & -\sin\varphi \\ 0 & \sin\varphi & \cos\varphi \end{pmatrix}. \quad (4)$$

Исходя из матрицы (4), уравнения (3) и условия соприкосновения ролика с цилиндром, которое записывается в виде

$$\frac{\Delta\psi}{|\Delta\psi|} = \frac{\Delta\varphi}{|\Delta\varphi|}, \quad (5)$$

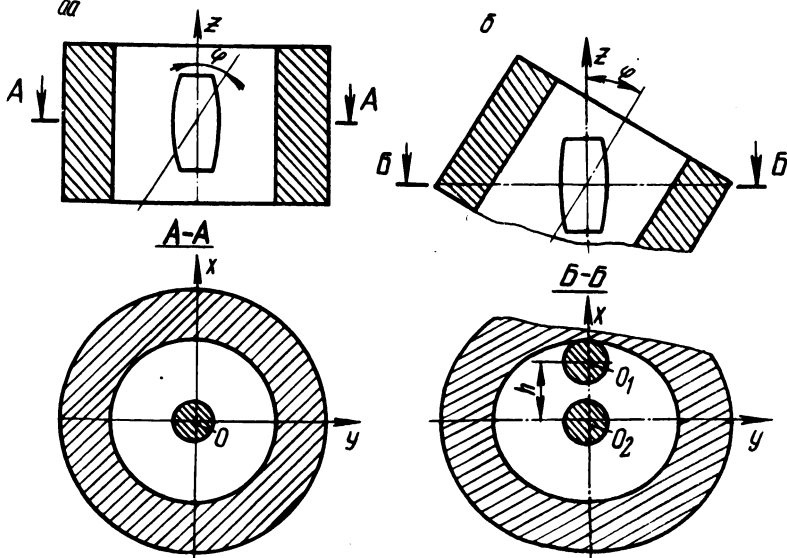


Рис. 2. Схема трансляции и поворота осей приведения теоретического профиля ролика к радиусному.

можно составить систему уравнений, из которых находится искомая функция  $R_p(z)$ :

$$\left. \begin{aligned} (x-h)^2 + (y \cos\varphi - z \sin\varphi)^2 &= R_{II}^2, \\ x^2 + y^2 &= R_p^2(z), \\ (x-h)y &= x(y \cos\varphi - z \sin\varphi) \cos\varphi. \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

Произведя преобразования в уравнениях (6) с целью определения параметров ролика по осям  $x$  и  $y$ , получим систему уравнений вида

$$\left. \begin{aligned} y &= x \cos\varphi \sqrt{\frac{R_{\text{ц}}^2}{(x+h)^2} - 1}, \\ z &= \frac{y \cos\varphi - \frac{(x+h)y}{x \cos\varphi}}{\sin\varphi}. \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

Совокупность уравнений (6) или (7) полностью решает задачу о нахождении функции  $R_p(z)$ , т.е. задачу о профиле ролика. Однако для практики представляет интерес несколько другая постановка вопроса, а именно: замена теоретического профиля другим, образующая которого имеет вид части окружности. Это означает, что искомая окружность профиля ролика должна проходить через три точки  $A, B, C$ , принадлежащие  $R_p(z)$  (рис. 1,а).

Рассматривая плоскость осевого сечения ролика, положение искомой окружности в системе координат  $(z, y)$  (рис. 1, б) можно записать так:

$$(y - y_0)^2 + (z - z_0)^2 = R_x^2, \quad (8)$$

где  $y_0 - z_0$  — координаты центра окружности.

Требование того, чтобы окружность профиля проходила через три заданные точки  $A(y_1, z_1)$ ;  $B(y_2, z_2)$ ;  $C(y_3, z_3)$ , можно записать следующим образом:

$$\left. \begin{aligned} (y_1 - y_0)^2 + (z_1 - z_0)^2 &= R_x^2, \\ (y_2 - y_0)^2 + (z_2 - z_0)^2 &= R_x^2, \\ (y_3 - y_0)^2 + (z_3 - z_0)^2 &= R_x^2. \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

Произведем определенные преобразования и допущения при решении системы, состоящей из уравнений (9). Тогда радиус приближенного профиля ролика

$$R_x = \frac{z^2 + [R(z) - R_{p.\max}]^2}{2[R_{p.\max} - R(z)]}. \quad (10)$$

В таблице приведены данные по степени расхождения теоретического и приближенного профилей, подсчитанных на ЭВМ "Минск-32".

## Значение координат точек и радиуса поверхности ролика

Точные значения координат точек и радиуса поверхности ролика				Приближенные значения радиуса ролика			
$d_{\text{отв}} = 80 \text{ мм}$ $R_{\text{р.мах}} = 10 \text{ мм}$ $l_{\text{р}} = 40 \text{ мм}$ $\alpha = 30^\circ$		$d_{\text{отв}} = 55 \text{ мм}$ $R_{\text{р.мах}} = 6,25 \text{ мм}$ $l_{\text{р}} = 20 \text{ мм}$ $\alpha = 30^\circ$		$d_{\text{отв}} = 80 \text{ мм}$ $R_{\text{р.мах}} = 10 \text{ мм}$ $l_{\text{р}} = 40 \text{ мм}$ $\alpha = 30^\circ$		$d_{\text{отв}} = 55 \text{ мм}$ $R_{\text{р.мах}} = 6,25 \text{ мм}$ $l_{\text{р}} = 20 \text{ мм}$ $\alpha = 30^\circ$	
$z, \text{ мм}$	$R(z), \text{ мм}$	$z, \text{ мм}$	$R(z), \text{ мм}$	$R_n(z), \text{ мм}$	$\delta, \text{ мкм}$	$R_n(z), \text{ мм}$	$\delta, \text{ мкм}$
0,000	10,000	0,000	6,250	10,000	0	6,250	0
6,515	9,837	3,485	6,183	9,838	1	6,184	1
9,234	9,673	4,674	6,130	9,674	1	6,131	1
11,334	9,508	5,521	6,085	9,508	0	6,084	1
13,118	9,341	6,994	5,982	9,341	0	5,984	2
14,697	9,174	7,634	5,932	9,173	1	5,933	1
16,141	9,005	8,221	5,881	9,002	3	5,882	1
17,474	8,835	9,127	5,796	8,829	6	5,796	0
18,725	8,664	9,464	5,762	8,655	9	5,762	0

Как видно из таблицы, при правильном подборе длины роликов расходимость в  $R_p$  по координате ( $z$ ) не превышает 2...9 мкм, что дает возможность рекомендовать применение деформирующих элементов ротационной протяжки радиусного профиля для обработки отверстий 8...7 квалитетов точности.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Ч и с т о с е р д о в П.С. Разработка и исследование процесса размерно-чистой и упрочняющей обработки отверстий ротационным протягиванием. Автореф. канд. дис. — Могилев, 1969. 2. Ч и с т о с е р д о в П.С., Ж о л о б о в А.А. К вопросу повышения прочности прессового соединения типа "штулка — корпус" методом ППД. — В сб.: Машиностроение и приборостроение. — Минск, 1977, вып. 9.

## СПОСОБ УМЕНЬШЕНИЯ ВЕЛИЧИНЫ ЦЕНТРОБЕЖНОЙ ДЕФОРМАЦИИ НАПЛАВЛЯЕМЫХ ГИЛЬЗ ЦИЛИНДРОВ ПРИ ИХ ВОССТАНОВЛЕНИИ

Установлено [1, 2], что индукционная наплавка эффективно повышает износостойкость гильз цилиндров. При этом одним из направлений ее применения является восстановление бывших в эксплуатации деталей. Процесс восстановления заключается во вращении гильзы вокруг горизонтальной оси, засыпке порошковой шихты на ее внутреннюю полость, нагреве наплавляемого участка в индукторе до полного расплавления шихты и последующего охлаждения изделия. Однако в результате воздействия центробежных сил на наплавляемую стенку цилиндра наблюдается ее деформация, превышающая допустимые пределы. Припуск на механическую обработку наплавленной поверхности деформированной гильзы оказывается недостаточным. По указанной причине выбраковывается значительное количество восстановленных деталей. Получение необходимого припуска путем увеличения веса шихты, засыпаемой в проточку наплавляемой гильзы, не дает желаемых результатов. Объясняется это тем, что возрастающая масса шихты вызывает усиление центробежного давления со стороны жидкой ванны сплава на стенку гильзы и соответственно увеличение деформации.

Целью предлагаемой работы является уменьшение величины центробежной деформации наплавляемой гильзы. Для достижения поставленной цели проведены исследования различных вариантов наплавки. При этом в качестве образцов применялись подлежащие восстановлению тракторные гильзы двигателя СМД-14.

1. Наплавка с использованием ограничителя деформации, выполненного в виде чугунного кольца. Технология процесса включает подготовку гильзы к наплавке путем ее расточки в зоне максимального износа. По наружной поверхности цилиндра с зазором, составляющим в среднем 0,7...1,0 мм, устанавливают охватывающее кольцо из серого чугуна. Гильзу с кольцом зажимают в токарном патроне, на кулачках которого закреплены упорные штыри. В дальнейшем гильзу вращают вокруг горизонтальной оси и наплавляют ее при нагреве внутренним индуктором. Охватывающее кольцо располагается на участке нагрева. Его смещение вдоль оси наплавляемой детали предотвращается буртиком гильзы и упорными штырями.

Эксперименты показали, что рассмотренный способ не обеспечивает надежного ограничения величины центробежной деформации. Следует отметить, что высокая контактная температура в сопряжении наплавляемое изделие — охватывающее кольцо вызывает интенсивный нагрев самого фиксатора. Замеренная с помощью фотоэлектрического пирометра ФЭП-60М тем-

пература фиксатора составляет 1160...1180°K и приводит к потере его прочностных свойств. Суммарная деформация кольца от нагрева и центробежных сил носит пластический характер, увеличивает размеры фиксирующего элемента и не позволяет использовать его для ограничения центробежной деформации гильз.

2. Наплавка при совместном применении охватывающего кольца и термоизолирующей пасты. Технологическая особенность процесса в сравнении с первым вариантом состоит в том, что перед наплавкой и установкой фиксатора наружную поверхность цилиндра на участке нагрева покрывают слоем термоизолирующей пасты. Зазор между кольцом и гильзой составляет в среднем 1,5 ... 2,0 мм.

При наплавке термоизолирующая паста уменьшает нагрев и деформацию охватывающего кольца, которое, в свою очередь, снижает центробежную деформацию гильзы.

Эффективность данного способа подтверждена опытным путем. При этом, однако, установлена возможность взаимного перекося осей наплавленной поверхности и гильзы, что объясняется значительной шириной кольца (80 мм) и невысокой точностью базирования фиксатора.

3. Наплавка при совместном применении термоизоляции и комплекта охватывающих колец. Технология процесса та же, что и в предыдущем варианте, за исключением количества используемых колец, равного двум. Такое решение вызвано необходимостью уменьшить ширину каждого из фиксаторов. В результате точность базирования колец при наплавке повысилась.

Эксперименты показали, что предложенный способ обеспечивает надежное ограничение центробежной деформации наплавливаемых цилиндров. Кроме того, в сравнении со вторым вариантом исключается взаимный перекося осей наплавленной поверхности и гильзы.

Таким образом, цель работы достигается при восстановлении гильз цилиндров по третьему варианту, принципиальная схема которого представлена на рис. 1.

В токарном патроне 1 зажата гильза 3, по наружной поверхности которой нанесен слой 5 термоизолирующей пасты и установлены охватывающие кольца 4. На кулачках токарного патрона закреплены штыри 2, которые упираются в торец комплекта колец. Наплавочная шихта 6 состоит из порошков твердого сплава и флюса. Для нагрева установлен индуктор 7.

Перед наплавкой по наружной поверхности гильзы наносят слой термоизолирующей пасты и устанавливают охватывающие кольца. Гильзу с кольцами зажимают в токарном патроне с упорными штырями и придают ей вращение. Наплавочную шихту засыпают в проточку на внутренней поверхности детали. Индуктором производят нагрев наплавливаемого участка. После

отключения нагрева и вращения наплавленную гильзу снимают с патрона, освобождают от колец и охлаждают.

В опытах по наплавке наблюдалось не только уменьшение величины центробежной деформации, но и колебание ее в зависимости от влажности термоизолирующей пасты. Поэтому при отработке технологических параметров процесса проводился анализ этого явления по следующей методике. На торце буртика гильзы мелом намечали четыре диаметральных сечения детали. В указанных сечениях микрометром замеряли диаметр верхнего посадочного пояска. Осуществляли наплавку гильзы сплавом ПГ-Ср4 с фиксацией изделия кольцами из серого чугуна марки СЧ 21-40. При этом масса шихты составляла 0,21 кг, скорость вращения цилиндра  $28,4\pi$  1/с, толщина наплавляемой стенки по пояску 6,5 мм. В качестве термоизоляции применяли огнеупорную глину, смешанную с водой в определенном соотношении весо-

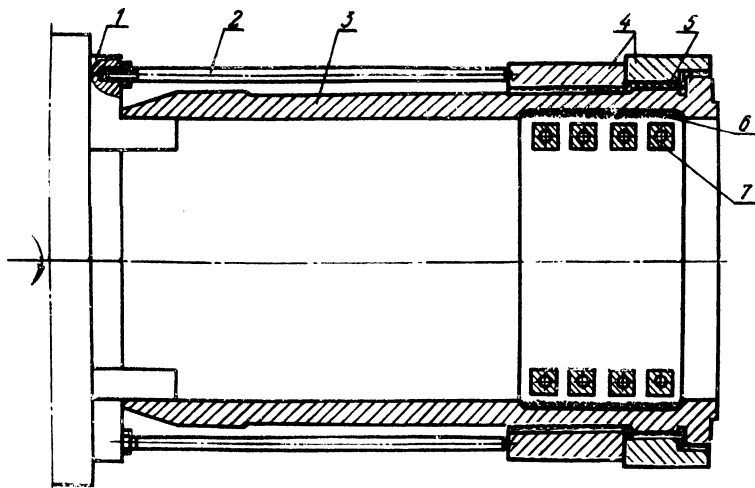


Рис. 1. Принципиальная схема наплавки восстанавливаемых гильз цилиндров с фиксацией изделия и применением термоизолирующей пасты:

1 — токарный патрон; 2 — упорные штыри; 3 — наплавляемая гильза; 4 — охватывающие кольца; 5 — слой термоизолирующей пасты; 6 — наплавочная шихта; 7 — индуктор.

вых частей. После наплавки и охлаждения детали ее посадочный поясок очищали от термоизоляции. Диаметр пояска в заданных сечениях повторно фиксировали микрометром, по разности показаний которого оценивали величину центробежной деформации стенки гильзы при наплавке. Для получения среднеарифметического значения деформации каждый опыт выполняли три раза. Влажность термоизолирующей пасты изменяли в пределах 40... 65%. Результаты исследований представлены на рис. 2.

С возрастанием влажности термоизоляции центробежная деформация гильз повышается. Это вызвано увеличением усадки термоизолирующей пасты и зазора в сопряжении гильза—кольцо. Увеличивающийся зазор между гильзой с нанесенным слоем термоизоляции и фиксатором уменьшает эффект ограничения деформации. Следует отметить также, что величина центробежной деформации в процессе изменения принимает как положительные, так и отрицательные значения. Последние имеют место при низкой влажности термоизолирующей пасты, равной, например, 40%. В данном случае зазор в сопряжении гильза — кольцо настолько мал, что пластическая деформация обжатия гильзы позволяет получить у охлажденной после наплавки детали уменьшение диаметральных размеров.

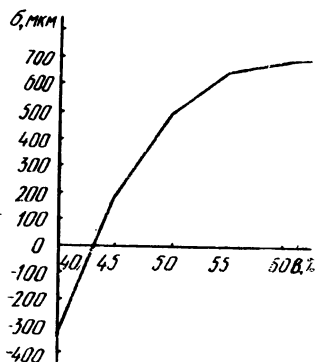


Рис. 2. Зависимость величины центробежной деформации наплавляемой гильзы от влажности термоизолирующей пасты В.

Наплавленные при фиксации изделия цилиндры проходили механическую обработку, включающую хонингование отверстия и шлифование верхнего посадочного пояса и буртика. Припуск на операцию шлифования, который выбирали опытным путем, составлял 0,4...0,6 мм и образовывался за счет центробежной деформации. Для определения влажности термоизоляции, соответствующей указанному увеличению размеров, использовали кривую, приведенную на рис. 2, с последующим более детальным уточнением параметра по приведенной методике. Установлено, что оптимальная влажность термоизолирующей пасты находится в пределах 48...52%.

Таким образом, разработан способ уменьшения величины центробежной деформации наплавляемых гильз цилиндров при их восстановлении. Отработаны технологические параметры процесса. При этом установлено, что предложенный способ позволяет также осуществлять достаточно простую и удобную регулировку деформации изменением влажности термоизолирующей пасты.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Повышение долговечности деталей трактора МТЗ-50 наплавкой твердыми сплавами / В.Г. Ходосевич, Г.Г. Еженков, И.Б. Куль и др. — В

сб.: Проблемы надежности и долговечности машин. — Минск, 1973. 2. Х о д о с е в и ч В.Г., Ш е в ц о в А.И. Индукционная наплавка — эффективный способ восстановления изношенных тракторных гильз цилиндров. — В сб.: Машиностроение. — Минск, 1979, вып. 2.

УДК 620.178.1

Н.В. СПИРИДОНОВ, В.С. ИВАШКО,  
В.А. ПРОТАСЕВИЧ

### УСТАНОВКА ТОРЦОВОГО ТРЕНИЯ ДЛЯ ИСПЫТАНИЯ МАТЕРИАЛОВ В ХИМИЧЕСКИ АКТИВНЫХ СРЕДАХ

Правильный выбор материала для изготовления деталей, работающих в сложных условиях коррозионно-механического износа, представляет важную проблему. В настоящее время не существует единых критериев при выборе материала, подвергающегося одновременному действию коррозии и трения. Многофакторные условия эксплуатации деталей, важнейшими из которых являются химическая активность и температура среды, удельное давление и скорость скольжения в зоне трения, требуют предварительных экспериментальных исследований при выборе материала для их изготовления.

Выпускаемые нашей промышленностью машины трения предназначены для испытания материалов в химически нейтральных и малоактивных средах.

Для исследования новых материалов на износостойкость в химически активных средах при различных условиях их эксплуатации с целью разработки рекомендаций по их применению в химической, нефтяной и нефтехимической промышленности на кафедре технологии машиностроения Белорусского политехнического института была создана установка торцового трения (рис. 1). Установка изготовлена на базе настольного вертикально-сверлильного станка и сочетает конструкции двух различных лабораторных установок [1, 2]. Это дает возможность проведения на ней как лабораторных исследований изнашивания материалов в широком диапазоне удельных давлений, скоростей скольжения и температуры на образцах с коэффициентом взаимного перекрытия меньше единицы, так и стендовых испытаний, моделирующих реальные условия эксплуатации пар трения торцовых уплотнений центробежных насосов.

Все детали установки, соприкасающиеся с химически активной средой, выполнены из нержавеющей стали X18H10T. Вращающийся образец 13, вставленный в обойму 11, получает пять различных скоростей скольжения посредством клиноременной передачи 2 от электродвигателя 1. Нагрузка на неподвижный образец 14, закрепляемый в стакане 16, осуществляется гру-



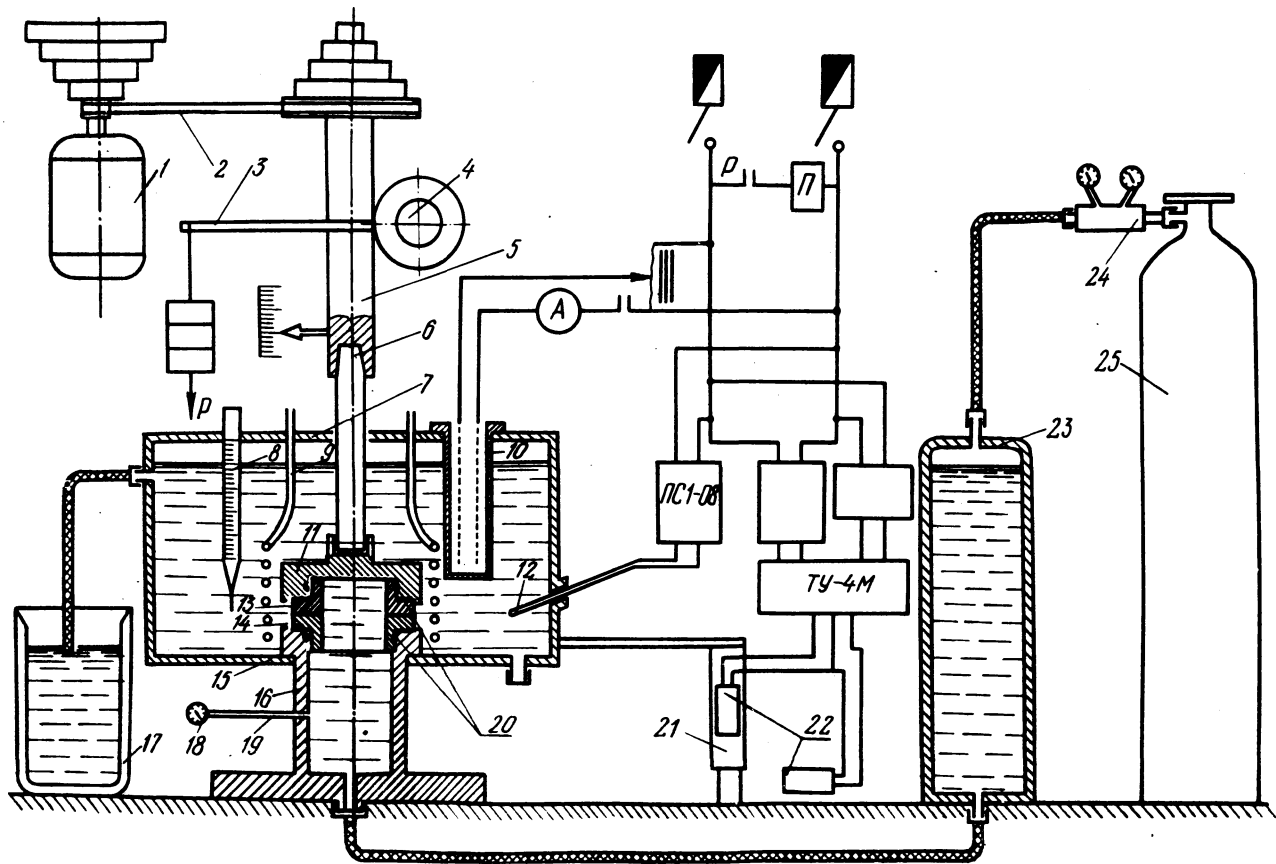


Рис. 1. Установка торцового трения.

зом Р через рычаг 3, шестерню 4 и шпindel-рейку 5. Момент силы трения определяется с помощью тензобалки 21 с наклеенными на нее тензодатчиками сопротивления 22, собранными по мостовой схеме. Момент сил трения отсчитывается по показаниям высокочастотного усилителя ТУ4М или записывается на осциллографе МП02. Для испытания материалов при повышенной температуре в крышку 7 встроены нагреватели 10, поддерживающие посредством термопары 12, потенциометра ПС1-08 и промежуточных реле в ванне 15 постоянную температуру с точностью  $\pm 2^{\circ}\text{C}$ , которая фиксируется термометром 8.

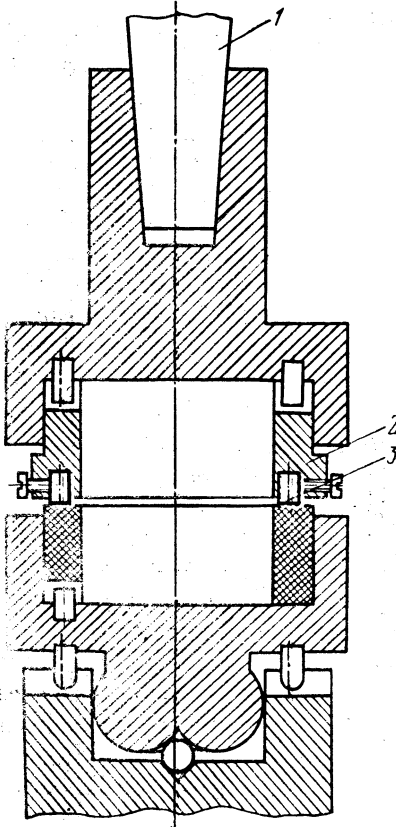


Рис. 2. Узел трения по схеме "Три пальчиковых образца — контртело".

При лабораторных исследованиях изнашивания материалов с коэффициентом взаимного перекрытия меньше единицы образцы изготавливаются в виде пальчиковых 3 и крепятся в державке 2, жестко соединенной со шпинделем 1 (рис. 2). Среда при испытаниях заливается в ванну 15 (рис. 1).

При стендовых испытаниях пар трения торцовых уплотнений вращающийся образец 13 крепится в оправке, шарнирно соединенной со шпинделем 6. Герметичность неподвижных соединений вращающегося образца 13 и неподвижного 14 осуществляется фторопластовыми уплотнительными кольцами 20. Среда заливается в ванну 15 и емкость 23, при этом гидродинамическое контактное давление между поверхностями трения создается сжатым азотом, поступающим из баллона 25. Давление среды (до 25 ати) устанавливается редуктором 24 по показаниям манометра 18, подсоединенного шлангом 19 к машине трения. Змеевиком 9 производится охлаждение торцового

уплотнения. О герметичности уплотнения можно судить по величине утечек через контакт, фиксируемых в мензурке 17.

В электрическую схему привода могут быть включены реле времени и концевой выключатель, отрегулированный на предельно допустимый мо-

мент сил трения, что обеспечивает безопасную работу установки в заданный период испытаний.

Разработанная установка позволяет проводить комплексное исследование материалов в химически активных средах, в том числе испытания по выбору материалов на малых образцах и испытания на натуральных образцах. Установка проста в изготовлении и эксплуатации и позволяет получать стабильные результаты.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Г а н з С.Н., П а р х о м е н к о В.Д. Установка для исследования антифрикционных свойств материалов в агрессивных средах. — Заводская лаборатория, 1963, т. XXIX, № 6. 2. Г о л у б е в А.И. Уплотнения вращающихся валов. — М., 1963.

УДК 621.762

Ю.А. ВОЛКОВ, А.В. НАГОРСКИЙ,  
А.Е. ЖУТОВА, Н.И. БЕЛАЯ

### АНАЛИЗ ПУТЕЙ ПОВЫШЕНИЯ ТЕРМОЦИКЛИЧЕСКОЙ СТОЙКОСТИ ДЕТАЛЕЙ МАШИН

Среди видов эксплуатационных нагрузок деталей машин термоциклические воздействия занимают особое место. Это обусловлено сложностью механизмов разупрочнения, происходящих в термонагружаемых деталях, а также наличием ряда факторов, противоречиво влияющих на сопротивление термической усталости материалов деталей. Класс деталей, испытывающих в процессе эксплуатации воздействие периодических теплосмен, в современном машиностроении довольно широк. Поэтому понятен интерес исследователей к мерам по борьбе с термической усталостью.

При термических нагружениях деталь испытывает неоднородные температурные деформации, обусловленные наличием температурного градиента по нормали к ее поверхности и являющиеся причиной возникновения температурных напряжений. В наиболее неблагоприятных (жестких) условиях работы находится поверхностный слой детали, температурный градиент и температурный уровень которого при тепловом нагружении обуславливают возникновение термических напряжений, выходящих за пределы упругости материала. Пластически деформированный в фазе нагрева поверхностный слой при последующем охлаждении подвергается упруго-пластической деформации растяжения, действие которой усугубляется снижением пластичности материала с понижением температуры. Многократное упруго-пластическое деформирование поверхностного слоя приводит к его термоусталостному разрушению, наблюдаемому в виде сетки разгарных трещин. Ана-

лиз явления термической усталости позволяет выделить следующие принципиальные положения: а) причиной термических напряжений в детали является температурный перепад по ее толщине; б) сопротивление материала термической усталости определяется режимом теплового нагружения и величиной предела упругости  $\sigma_T$  при температурах нагружения, который имеет тенденцию к понижению с ростом температуры; в) непосредственной причиной появления трещин термической усталости являются растягивающие напряжения, возникающие при охлаждении поверхности детали; г) работоспособность материала при прочих равных условиях определяется его работой разрушения.

Принимая во внимание основные закономерности термической усталости, можно дать понятие идеально термостойкого материала. Такой материал должен обладать высокой теплопроводностью и пределом упругости при рабочих температурах, близким к нулю коэффициентом термического расширения, большой работой разрушения, стойкостью к высокотемпературной коррозии и большим термическим сопротивлением на рабочей поверхности. Такое сочетание свойств материала позволит убрать температурный перепад по толщине детали и снизить термические напряжения до величины, не превышающей предел упругости. К сожалению, такой материал не существует, поэтому практика борьбы с термической усталостью выработала ряд приемов, позволяющих частично реализовать свойства идеально термостойкого материала.

Анализ способов повышения термической стойкости показывает необходимость дальнейшего развития мер борьбы с разгаром. Преимущество могут получить те методы, которые сочетаются с уже известными. В этой связи представляет интерес создание материалов с повышенными теплоаккумулирующими свойствами, что при прочих равных условиях должно снизить температурный перепад по толщине детали. Установлено, что теплоаккумулирующая способность металлов, обусловленная их объемной теплоемкостью, на два порядка меньше их "скрытой" теплоты фазового перехода первого рода. Это дает основание сделать попытку использовать "скрытую" теплоту для повышения теплоаккумулирующих свойств материалов в целом.

Для экспериментов могут использоваться материалы, представляющие собой двойные металлические системы типа псевдосплавов, компоненты которых имеют значительную разницу температур плавления. Основу материала составляет пористый каркас из более тугоплавкого компонента, определяющий конструкционную прочность материала при рабочих температурах. Легкоплавкий компонент (температура плавления его соизмерима с температурным уровнем разогрева материала) равномерно распределен в порах основы. При поверхностном нагреве и охлаждении фронт фазового перехода продвигается вглубь материала и в обоих случаях "скрытая" теплота во фронте фазового перехода противодействует внешнему тепловому

воздействию. Особенность существования таких материалов позволяет отнести их к классу гетерофазных (в рабочем цикле фазы находятся в различных агрегатных состояниях).

Гетерофазные материалы (ГФМ) могут быть получены методами порошковой металлургии, которые реализуют ряд внутренних конструкций материала, противостоящих механизмам термической усталости. Кроме того, они позволяют в значительной мере регулировать теплофизические характеристики материала, что, несомненно, имеет значение для повышения термической стойкости деталей.

Нами проведено исследование влияния "скрытой" теплоты фазового перехода легкоплавкого компонента ГФМ на температурное поле при режимах теплового нагружения, близких к реальным. Задача определения температурных полей в ГФМ аналогична задаче определения глубин промерзания грунта и сводится к решению нелинейного уравнения нестационарной теплопроводности с переменными источниками тепла при заданных граничных и начальных условиях [1].

Анализ методов решения задач подобного типа [2] показал, что они могут быть решены приближенно методом математического моделирования на аналоговых моделях. Нами была выбрана гидравлическая модель [3], которая позволяет учесть все особенности ГФМ.

При постановке задачи было принято допущение, что исследуемое тело (бесконечная пластина толщиной 0,03 м) образовано из изотропного ГФМ, имеющего постоянные теплофизические характеристики в рассматриваемых интервалах температур. Основные параметры моделируемых материалов представлены в таблице. Коэффициент теплоемкости и плотность для рассмотренных соотношений гетерофазных систем определены расче-

Т а б л и ц а

Характеристики моделируемых материалов

Материал	Содержание легкоплавкой фазы, % объемн.	Температура плавления легкоплавкой фазы, К	Количество "скрытой" теплоты фазового перехода, кДж/кг	Теплофизические характеристики	
				коэффициент теплопроводности, Вт/(м·град)	коэффициент температуропроводности $a \cdot 10^6$ , м <sup>2</sup> /с
Чугун СЧ21-40	—	—	—	42,0	11,1
Fe — Cd № 1	35	594	23,45	54,3	19,6
Fe — Cd № 2	28	594	18,38	51,3	17,0
Fe — Pb	28	601	10,36	35,0	12,4

том по правилу аддитивности. Эффективная теплопроводность ГФМ вычислялась по методике, предложенной в работе [4]. Рассмотрим один из экстремальных случаев термического нагружения тела, состоящего из ГФМ системы (Fe — Cd №1).

Режим теплового нагружения в виде граничного условия второго рода получен в результате решения обратной тепловой задачи для чугунной стенки. Решение состоит в том, что полученные экспериментально температурные поля [5] для чугунной стенки были воспроизведены на соответствующей гидравлической модели путем подбора граничного условия при тех же начальных условиях.

На рис. 1, а показано граничное условие, соответствующее реальному режиму теплообмена на границе алюминиевая отливка — чугунная стенка. На рис. 1, б приведены температурные кривые для рабочей и наружной поверхностей чугунной стенки, полученные экспериментально (показаны сплошными линиями), и температурные кривые (показаны штриховыми линиями) при задании граничного условия.

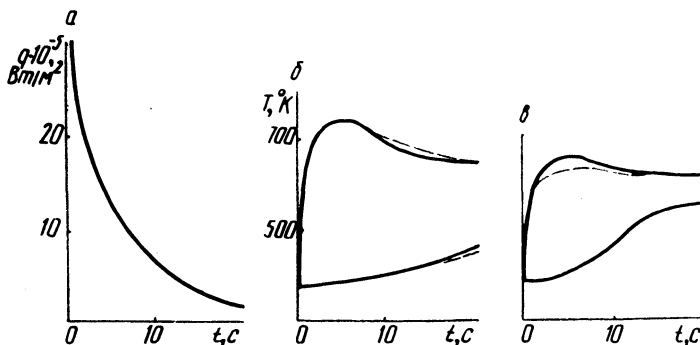


Рис. 1. Режим теплового нагружения и соответствующие ему температурные поля:

а — закон теплообмена на границе алюминиевая отливка — чугунная стенка; б — температурные кривые для поверхностей стенки из чугуна СЧ 21-40; в — то же для стенки из материала Fe — Cd №1

На рис. 1, в показаны температурные кривые тех же поверхностей ГФМ состава Fe — Cd №1, полученные при моделировании процесса теплопроводности с начальными и граничными условиями предыдущей задачи. Значительное снижение температурного перепада по сравнению с чугунной стенкой объясняется более высоким эффективным коэффициентом теплопроводности материала. Для оценки влияния теплоты фазового перехода на снижение температурного перепада эта задача решалась повторно, при этом в модели ГФМ были отключены элементы, воспроизводящие поглощение "скрытой" теплоты плавления. Полученная кривая температуры рабочей поверхности изображена на рис. 1, в штриховой линии. Снижение температурного перепада в стенке за счет поглощения "скрытой" теплоты во

фронте плавления Cd в рассмотренной задаче составило 20 К (10% от максимального перепада). Положительное влияние эффекта снижения температурного перепада в поверхностном слое материала имеет большое значение для увеличения термической стойкости, поскольку приходится на интервал температур вблизи областей потери упругих свойств каркаса ГФМ.

Как отмечалось, приведенный режим термического нагружения относится к экстремальному и характерен для таких высокоинтенсивных процессов, как литье под давлением стали в кокиль, на внутренней поверхности которого отсутствует дополнительное термическое сопротивление. По данным [6], тепловой удар, испытываемый чугунной изложницей при литье стали, составляет в начальный момент  $(11 \div 17) \cdot 10^5$  Вт/м<sup>2</sup>, т.е. примерно в два раза меньше чем в рассмотренном случае.

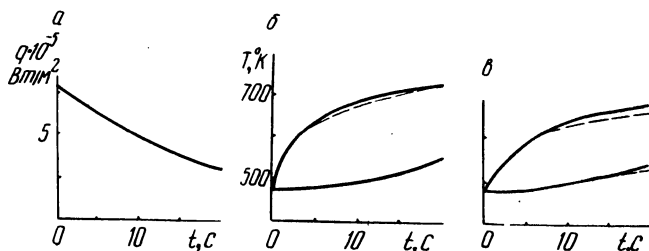


Рис. 2. Режим теплового нагружения и соответствующие ему температурные поля:

а — закон теплообмена на границе алюминиевая отливка — окрашенная чугунная стенка; б — температурные кривые для поверхностей стенки из материала Fe — Pb; в — то же для стенки из материала Fe — Cd № 2.

На практике в большинстве случаев прибегают к созданию на рабочей поверхности формы дополнительного термического сопротивления в виде оксидных пленок или теплоизоляционного слоя краски, значительно снижающих интенсивность теплообмена между отливкой и формой. Поэтому эффект снижения температурного перепада по сечению таких форм более значителен. Иллюстрацией этому могут служить температурные кривые, приведенные на рис. 2. На рис. 2, а показана закономерность теплообмена на границе алюминиевая отливка — окрашенная чугунная стенка с толщиной краски  $X_{кр} = 0,1$  мм. Граничное условие теплообмена получено путем решения обратной задачи теплопроводности, как и в предыдущем случае. На рис. 2, б сплошными линиями изображены температурные кривые для материалов соответственно Fe — Pb и Fe — Cd № 2, штриховыми — температурные кривые, полученные с учетом поглощения "скрытой" теплоты плавления свинца и кадмия. Снижение перепада за счет поглощения теплоты по толщине стенки составляет для материала Fe — Pb 12%, для материала Fe — Cd — 15% от максимального перепада.

Анализ ряда задач позволил установить, что эффект снижения температурного перепада зависит от относительного содержания в ГФМ легкоплавкой фазы, ее теплоты фазового перехода, режима термического нагружения, а также от величины эффективных теплофизических характеристик ГФМ в целом. Относительная жесткость выбранных режимов нагружения позволяет предположить, что при работе изделий в менее тяжелых условиях эффект снижения температурного перепада будет более значительным.

Исследование показало перспективность применения ГФМ для инструмента и деталей, подвергающихся по условиям работы циклическим нагревам и охлаждениям. Использование ГФМ можно сочетать с такими известными способами, как повышение теплопроводности и механических характеристик материала, членение рабочей поверхности, ее термическая изоляция. Разработанный метод исследования режимов термического нагружения позволяет выбрать оптимальный состав ГФМ для конкретных условий эксплуатации.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Лыков А.В. Теория теплопроводности. — М., 1967.
2. Коздoba Л.А. Методы решения нелинейных задач теплопроводности. — М., 1975.
3. Лукьянов В.С. Гидравлические приборы для технических расчетов. — Изв. АН СССР, отд. техн. наук, 1939, № 2, 58.
4. Дольнев Г.Н., Заричняк Ю.П. Теплопроводность смесей и композиционных материалов. — Л., 1974.
5. Вейник А.И. Тепловые основы теории литья. — М., 1953.
6. Иванцов Г.П., Афанасьев К.И., Селькин Г.С. Исследование теплообмена слитка и изложницы. — Теплотехника слитка и печей, 1953, вып. 2.

УДК 621.7

В.С. ИВАШКО, Н.В. СПИРИДОНОВ,  
А.А. КОРОЛЬКО, А.С. НИКИТИНА

#### К ВОПРОСУ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ЭКОНОМИЧЕСКОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПОКРЫТИЙ ИЗ САМОФЛЮСЮЮЩИХСЯ ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ, НАНЕСЕННЫХ МЕТОДОМ НАПЫЛЕНИЯ

Покрытия из износостойкого сплава ПГ-Ср4 (ГОСТ 21448-75), нанесенные методом плазменного напыления на рабочие поверхности деталей машин, находят широкое применение в различных областях техники.

Расчет годовой экономической эффективности от применения упрочняющей технологии для деталей, работающих менее одного года, на одну машину можно произвести по формуле [1].



$$\Theta = [3_1 \frac{Y_1}{Y_2} + \frac{(U_1' - U_2') - E_H(K_2' - K_1')}{y_2} - 3_2] 1, \quad (1)$$

где  $3_1, 3_2$  — приведенные затраты серийной и упрочненной детали, руб.,  $Y_1, Y_2$  — расход серийных и упрочненных деталей в течение года, руб.;  $U_1', U_2'$  — затраты на замену деталей, руб.;  $K_1, K_2$  — капитальные вложения при изготовлении серийных и упрочненных деталей на единицу продукции, руб.;  $E_H$  — нормативный коэффициент эффективности 0,15.

Приведенные затраты

$$3 = c + E_H K, \quad (2)$$

где  $c$  — себестоимость одной детали, руб.

При упрочнении новых деталей выражение (1) можно записать так:

$$\Theta = [c_d k_1 + (k_1 c_p - c_p) - E_H(K_{2H}' + K_{2оп}' + K_{2об}') - c_d - (c_H + c_{оп} + c_{об}) - E_H(K_H' + K_{2оп}' + K_{2об}')] k_2, \quad (3)$$

где  $k_1 = \frac{y_1}{y_2}$  — коэффициент, учитывающий увеличение срока службы

упрочненных деталей по сравнению с неупрочненными;  $c_d = 3_1$  — стоимость неупрочненных деталей на одну машину;  $c_p = U_1' = U_2'$  — затраты на замену изношенных деталей;  $K_{2H}', K_{2оп}', K_{2об}'$  — капитальные вложения соответственно для процесса напыления, оплавления и обработки деталей на одну машину;  $c_H, c_{оп}, c_{об}$  — себестоимость, соответственно процесса напыления, оплавления и обработки деталей на одну машину;  $k_2$  — коэффициент, учитывающий количество замен упрочненных деталей, подлежащих замене на одной машине в течение года.

Упростим выражение (3)

$$\Theta = k_2 [(k_1 - 1) (c_d + c_p) - (3_H + 3_{оп} + 3_{об})], \quad (4)$$

где  $3_H = (c_H + 2E_H K_{2H}')$  — приведенные затраты на процесс напыления деталей на одну машину;  $3_{оп} = (c_{оп} + 2E_H K_{2оп}')$  — приведенные затраты на процесс оплавления деталей на одну машину;  $3_{об} = (c_{об} + 2E_H K_{2об}')$  — приведенные затраты на процесс механической обработки деталей на одну машину.

Для удобства применения выражения (4) рассчитаем приведенные затраты на процесс напыления, оплавления и механической обработки деталей на один квадратный метр покрытия.

Приведенные затраты операции нанесения покрытий

$$Z_H = M_1 + Z + Э + Н + 2E_H K'_{2H}, \quad (5)$$

где  $M_1$  — стоимость материала покрытия;  $Z$  — суммарная заработная плата рабочих с отчислениями на соцстрах;  $Э$  — затраты на электроэнергию и газы;  $Н$  — накладные расходы (140%).

Приведенные затраты операции оплавления

$$Z_{оп} = Z + Э + Н + 2E_H K'_{2оп}. \quad (6)$$

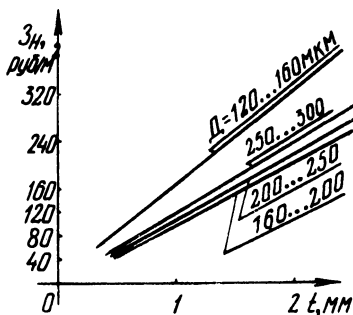


Рис. 1. Приведенные затраты процесса напыления одного квадратного метра покрытия в зависимости от толщины слоя для различной грануляции порошка.

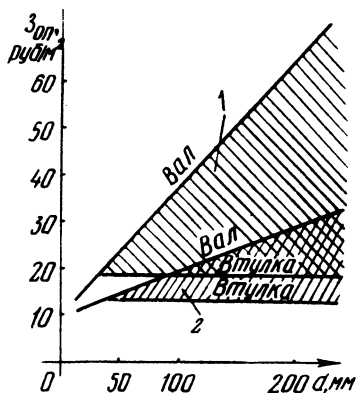


Рис. 2. Приведенные затраты процесса оплавления одного квадратного метра покрытия в зависимости от диаметра детали для сплошного вала и втулки с толщиной стенки 10 мм:

1 — предварительный нагрев на установке ТВЧ; 2 — предварительный нагрев в печи.

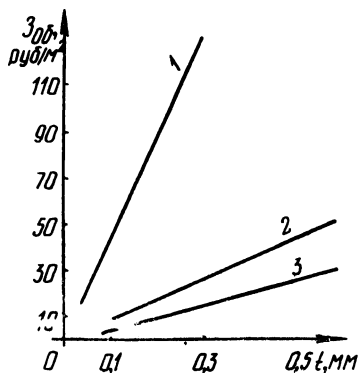


Рис. 3. Приведенные затраты процесса механической обработки одного квадратного метра детали от величины снимаемого припуска:

1 — шлифовка кругом из эльбора; 2 — шлифовка кругом из карбида кремния; 3 — обточка резцом из эльбора-Р.

Приведенные затраты механической обработки

$$Z_{об} = M_2 + Z + Э + Н + 2E_n K'_{2об}, \quad (7)$$

где  $M_2$  — стоимость изношенного инструмента.

Суммарная заработная плата рабочих и капитальные вложения на единицу продукции определялись из расчета односменной работы и 50%-ной загрузки машинного времени оборудования. Для небольших участков упрочняющей технологии 50% технологического времени уходит на ремонт и настройку оборудования силами работников участка. Рассчитанные приведенные затраты на  $1 \text{ м}^2$  покрытия представлены на рис. 1, 2, 3.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Методика определения экономической эффективности использования в народном хозяйстве новой техники, изобретений и рационализаторских предложений. — Экономическая газета, 1977, № 10.

УДК 629.7

В.С. ИВАШКО, В.А. ПРОТАСЕВИЧ,  
Е.С. ВАСИЛЕВСКИЙ

#### ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ПОКРЫТИЙ ИЗ НАПЫЛЕННОГО И ПОДВЕРГНУТОГО ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОМУ УПЛОТНЕНИЮ СПЛАВА НА ОСНОВЕ НИКЕЛЯ

Высокотемпературное уплотнение напыленных покрытий позволяет снизить себестоимость процесса упрочнения за счет исключения последующей механической обработки. При оптимальных режимах уплотнения покрытий шероховатость поверхностного слоя находится в пределах  $1 \dots 1,5R_a$ , погрешность формы не превышает  $0,1 \dots 0,15 \text{ мм}$ .

Для исследования износостойкости покрытия из упрочненных образцов диаметром  $63,5 \text{ мм}$  вырезались диски толщиной  $12 \text{ мм}$  и проводилось их истирание на машине трения СМЦ-2 по схеме диск–колодка. Контртелом служила термообработанная сталь 40Х. Площадь трения составляла  $20 \text{ мм}^2$ , скорость скольжения  $3,33 \text{ м/с}$ , удельное давление  $10 \text{ МН/м}^2$ . В качестве смазки использовалась нефть с содержанием серы около 2% в пересчете на элементарную. По условиям опыта нефть находилась в контакте с воздухом, что обуславливало свободное насыщение ее кислородом. Износ образцов определялся по изменению веса на аналитических весах с точностью  $0,1 \text{ мг}$ . Путь трения каждого опыта составлял  $20 \text{ км}$ . Полученные зависимости потери веса на  $1 \text{ км}$  пути представлены на рис. 1. Как видно, в первый период происходит интенсивное изнашивание образца. Дальнейшее изнашивание приводит к стабилизации потери веса.

Хорошо приработанные образцы исследовались на износостойкость при различных удельных давлениях и скоростях 1,66 м/с и 3,33 м/с. Условия опытов были такие же. Полученные данные представлены на рис. 2. Как видно, увеличение удельного давления приводит к уменьшению износа образцов. Уменьшение скорости скольжения повышает износ, но зависимость от удельного давления та же. Это, по-видимому, связано с ростом температуры в зоне трения, которая сильно ускоряет реакции, приводящие к созданию защитной пленки. Повышенная температура в поверхностном слое обусловлена наличием в нефти свободной серы, обладающей плохими антифрикционными свойствами [1]. Увеличение удельного давления ведет к более сильному нагреву поверхностей трения и к интенсивному образованию так называемого "полимера трения" [2] при непосредственном участии кислорода. Свободный кислород окисляет также углеводороды нефти, что приводит к увеличению концентрации оксосоединений, которые придают смазке высокие противоизносные свойства [3]. Кроме того, соединения серы, содержащиеся в нефти, концентрируются за счет адсорбции в поверхностном слое. Это способствует образованию в зоне трения защитной пленки, химически связанной с поверхностью.

Химические реакции в поверхностном слое приводят к созданию защитного слоя, предохраняющего поверхность от износа. Благодаря этому поверхность металла защищена также и от окисления, существенно увеличивающего износ.

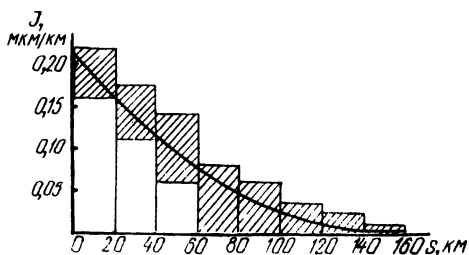


Рис. 1. Зависимость износа от пути трения.

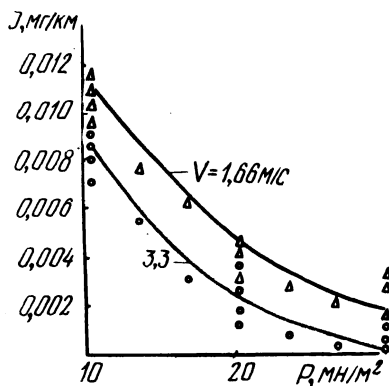


Рис. 2. Зависимость износа от удельного давления.

Повышенные температуры, возникающие в зоне трения, резко увеличивают скорости реакций, приводящих к образованию защитной пленки. За счет высоких скоростей химических реакций при высоких удельных давлениях и повышенной температуре скорость роста противоизносного слоя в некоторых случаях может превышать скорость его износа.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Сакураи Т., Икеда С., Окабе Х. Исследование кинетики взаимодействия меченых серосодержащих соединений со сталью в процессе граничного слоя. — В кн.: Новое о смазочных материалах. — М., 1967. 2. Файн Р.С., Кройц К.Л. Химизм граничного трения стали в присутствии углеводородов. — В кн.: Новое о смазочных материалах. — М., 1967. 3. Чертков Я.Б., Игнатов В.М. Влияние гетероорганических соединений среднестиллятных топлив на их противоизносные свойства. — Химия и технология топлив и масел, 1970, № 9.

УДК 691.723

Г.Г. ЕЖЕНКОВ, В.Х. ГАЛЮК,  
В.Ю. ДВОРКИН, П.И. БОРИСКИН,  
Т.И. САМОДЕЕВА

### АНАЛИЗ РЕСУРСА БЫСТРОИЗНАШИВАЮЩИХСЯ ДЕТАЛЕЙ НЕФТЯНЫХ НАСОСОВ

Анализ отказов насосного оборудования нефтеперекачивающих станций показывает, что подавляющее число его остановок происходит из-за отказа небольшой группы узлов и деталей. К этим узлам и деталям, как показывает практика эксплуатации нефтяного оборудования, следует отнести: торцовое уплотнение, лабиринтное уплотнение вала, уплотнение рабочего колеса и подшипники скольжения.

Наиболее сложным по конструкции, а также по условиям работы является узел торцового уплотнения. Контактная пара торцового уплотнения подвергается механическому изнашиванию, при перекачке нефти, содержащей агрессивные компоненты и различные механические примеси, — абразивно-коррозионно-механическому изнашиванию. Срок службы контактной пары в таких случаях минимален.

В связи с тем, что контактная пара является наиболее ответственным узлом, от которого зависит качество работы насоса и его межремонтный период, происходит постоянное совершенствование конструкции и материалов пары трения, направленное на увеличение ресурса торцового уплотнения.

В нефтяных насосах применяют такие пары трения, как сталь 95Х18 по графиту 2П-1000 со средним ресурсом 3...5 тыс.ч, сормайт по бронзе с ресурсом 6...7 тыс.ч, но наибольшее применение получили такие пары трения, как силицированный графит СГ-П по СГ-П. Торцовые уплотнения с такими парами трения установлены на большинстве магистральных нефтяных насосов, что позволило повысить ресурс до 14...20 тыс. ч. Находят применение

торцовые уплотнения конструкции УНИ, разработанные Уфимским нефтяным институтом [1].

Срок службы торцовых уплотнений резко сокращается до 0,1...0,3 тыс.ч при перекачке нефти с большим содержанием механических примесей в период размыва парафина в резервуарах и во время чистки нефтепроводов.

Уплотнительные поверхности лабиринтной втулки и втулки защиты вала при нормальных условиях эксплуатации подвергаются эрозионному, а при наличии механических примесей и агрессивных компонентов нефти гидро-абразивно-коррозионному изнашиванию. Продолжительность работы неупрочненных лабиринтных втулок 2,5...3,0 тыс. ч, в отдельных случаях достигает 7...8 тыс.ч. Втулки защиты вала, изготовленные из цементированной и закаленной стали, набирают до 9...10 тыс.ч, не прошедшие термическую обработку — 3...4 тыс.ч.

Увеличение щелевого зазора, образуемого перекачиваемой жидкостью, более установленного предела, существенно повышает объем утечек через кольцевую щель, что приводит к росту давления в камере торцового уплотнения и в конечном итоге к тяжелому режиму нагрузок в торцовом уплотнении.

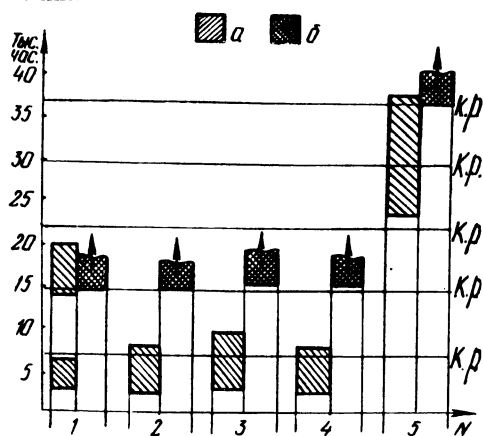


Рис. 1. Диаграмма наработки (тыс.час) серийных и упрочненных деталей (N) магистральных насосов:

а — наработка серийных деталей; б — наработка упрочненных деталей; к.р. — капитальный ремонт насоса; 1...5 — соответственно наработка торцевых уплотнений, лабиринтных втулок, втулок защиты вала, уплотнительных колец, рабочих колес.

Рабочие поверхности уплотнения рабочего колеса подвергаются такому же виду износа, что и поверхность узла уплотнения вала, но вследствие более высоких скоростей скольжения темп износа их выше.

Износ уплотнительных поверхностей кольца и рабочего колеса приводит к увеличению зазора между ними выше допустимого, при этом резко увеличивается объем утечек нефти через уплотнение, снижается объемный к.п.д. и происходит перерасход электроэнергии. Продолжительность работы уплотнительного кольца составляет 2,5...3 тыс.ч в случае перекачивания нефти с незначительным содержанием механических примесей 6...8 тыс.ч.

Выход из строя рабочих колес происходит по причине износа лопаток при нормальных условиях эксплуатации, а при попадании крупных механических включений — из-за поломок лопаток. В случае нарушения режима работы насоса может происходить кавитационный износ, резко сокращающий срок службы рабочего колеса. Рабочее колесо насосов при нормальных условиях эксплуатации имеет наработку 24...38 тыс.ч и не является узлом, лимитирующим межремонтный срок службы насоса. Однако упрочнение лопаток рабочего колеса может привести к улучшению технических характеристик насоса (к.п.д. производительности).

Подшипники скольжения подвергаются механическому износу, который происходит в основном в периоды пуска и останова насоса, когда нарушается гидродинамическое трение. Срок службы вкладышей подшипников скольжения составляет 10...12 тыс.ч.

В зависимости от конструкции, производительности, мощности, условий работы нефтяных насосов, а также перекачиваемого продукта ресурс указанных деталей существенно различен. Однако, как показывают исследования, применение таких методов упрочнения, как плазменная металлизация и наплавка различными самофлюсующимися композициями на основе Ni и Cr, позволяет повысить ресурс быстроизнашивающихся деталей насосов при обеспечении срока службы, равного или кратного межремонтным периодам (рис. 1).

#### ЛИТЕРАТУРА

1. К а н а н и е в Л.И., В о л о д и н В.Г., Г о л о щ а п о в В.Г. Концевые уплотнения роторов центробежных насосов. — Машины и нефтяное оборудование, 1978, № 3.

УДК 621.96

Э.Я. ИВАШИН

#### ОБ УДАЛЕНИИ СТРУЖКИ ИЗ ЗОНЫ РЕЗАНИЯ ПРИ СВЕРЛЕНИИ

Отвод стружки при сверлении менее благоприятен, чем при других видах обработки, из-за особенностей конструкции сверл и процесса резания. Вид стружки и ее удаление из зоны резания во многом определяют производительность процесса при сверлении, что особенно важно при обработке вязких материалов.

На формирование и отвод стружки из отверстия влияют свойства обрабатываемого материала, форма и объем канавок сверла, шероховатость поверхности этих канавок, эффективность способа охлаждения, смазывающие свойства охлаждающей жидкости, температура резания, степень изношенности инструмента и т.д.

В настоящее время известны различные методы, направленные на улучшение отвода стружки из отверстия: 1) сверление отверстий с периодическим выводом инструмента из зоны резания; 2) сверление отверстий на вертикально-сверлильных станках, имеющих подачу инструмента снизу вверх; 3) удаление стружки потоком жидкости, подаваемой в зону резания под большим давлением; 4) использование инструментов, конструкция которых обеспечивает надежное транспортирование стружки из зоны резания.

Установлено, что для глубокого сверления преимущественно применяют стандартные спиральные сверла удлиненной конструкции, так как технология сверления в этом случае является самой простой. Если глубина отверстия значительна, то сверление осуществляют методом периодического вывода сверла из отверстия. Возможное углубление инструмента за один прием изменяется в зависимости от вида обрабатываемого материала, режима резания, формы и размеров спирального сверла. Обычно при сверлении отверстий глубиной более  $8d$  применяют прерывистую подачу с периодическим выводом сверла из отверстия после достижения некоторой глубины, что позволяет удалять стружку и одновременно добиваться эффективной очистки отверстия. После этого вновь подают сверло и продолжают сверление до некоторой глубины, а затем извлекают сверло, повторяя операции в такой последовательности неоднократно.

Глубина сверления за один цикл (прием) в автоматических станках ограничивается глубиной за последний цикл, которая будет тем меньше, чем глубже просверленное отверстие. Кроме того, обычно необходимо уменьшать глубину сверления за один цикл при сверлении прочных материалов. При этом количество возвратно-поступательных движений сверла увеличивается, что вызывает снижение производительности.

При горизонтальном сверлении глубоких отверстий особенно трудно осуществлять подвод охлаждающей жидкости к режущему лезвию сверла (тем труднее, чем глубже отверстие и чем меньше его диаметр). При большом количестве вводов и выводов спирального сверла из отверстия для удаления стружки направляющая ленточка быстро изнашивается, стирается, диаметр отверстия уменьшается и сверло "заедает" [1].

Известен и другой вариант сверления с периодическим выводом сверла из отверстия, применяемый на специальном станке для сверления смазочных каналов в коленчатом валу: вначале подача за один цикл (прием) делается большой, а по мере углубления отверстия она уменьшается. Подача осуществляется вручную; при автоматизации процесса конструкция станка получается очень сложной. Поэтому в настоящее время этот метод не нашел широкого применения [1].

Ранее применялся в качестве охлаждающего средства сжатый воздух, который через кольцевое пространство между стенкой отверстия и наружным диаметром трубчатой борштанги подавался к режущей кромке и вмес-



те со стружкой выходил через внутреннее пространство трубчатой борштанги. Отвод стружки облегчался благодаря тому, что деталь располагалась вертикально, а сверло вводилось в деталь снизу вверх. Насколько известно, такой способ не получил всеобщего распространения. Это в значительной степени объясняется тем, что геометрия инструмента еще не была совершенной, а сжатый воздух не был самым лучшим охлаждающим средством, в частности при обработке стали.

В 40-е годы в качестве охлаждающего средства для глубокого сверления применяли масло, которое через кольцевое пространство, образуемое между стенкой отверстия и наружным диаметром сверла, подводилось к режущему лезвию. Поток охлаждающей жидкости, поступающий в зону резания под большим давлением, уносил стружку внутрь трубчатой борштанги. При этом стружка не соприкасалась с поверхностью отверстия. В дальнейшем такой способ сверления стал известен как метод ВТА. Недостатком этого метода можно считать то, что он ограничивает нижний предел диаметра сверления. При небольшом диаметре (примерно до 12 мм) особенно велика опасность заклинивания при отводе стружки, так как свободное поперечное сечение, имеющееся для отвода стружки, быстро сокращается. При этом необходимо иметь достаточное количество охлаждающей жидкости у входного отверстия для стружки, чтобы стружка надежно отводилась внутрь отверстия сверла. Кроме того, температура охлаждающей жидкости должна составлять  $15^{\circ}\text{C}$ , а максимальная не должна превышать  $35^{\circ}\text{C}$ . Поскольку при глубоком сверлении количество выделяющегося тепла велико, в некоторых случаях в баке устанавливались холодильные устройства [1].

При наружном отводе стружки у перовых и пушечных сверл подвод жидкости осуществляется через отверстие стебля. Жидкость выходит вместе со стружкой через пространство между стеблем и стенками отверстия [2]. В этом случае особое внимание следует уделять форме выходящей стружки, которая должна иметь длину не более 10...20 мм. Причем стружку значительной толщины трудно удалять из отверстия, так как она имеет большую жесткость; охлаждающая жидкость своим потоком не может ее деформировать, и, следовательно, не может нормально удалять из отверстия. Как уже отмечалось, стружка отводится вместе с охлаждающей жидкостью, находящейся под высоким давлением. Объем и давление потока охлаждающей жидкости взаимосвязаны. При небольших отверстиях необходимо высокое давление, примерно до  $100 \text{ кг/см}^2$  и выше, и небольшой объем жидкости; при больших отверстиях — меньшее давление и большой объем охлаждающей жидкости [1]. При перемещении стружки по кольцевому зазору между стеблем и стенками вследствие провисания стержня может происходить застревание стружки; отверстие закупоривается, прекращается отвод стружки и жидкости, и происходит неизбежная при этом поломка режущего инструмента.

Известны попытки обеспечения хорошего отвода стружки из зоны резания путем изменения угла наклона винтовых канавок в соответствии с маркой обрабатываемого материала. Например, сверло конструкции З.Комиссаровой [3], предназначенное для глубокого сверления труднообрабатываемых сталей, имеет оптимальную величину угла наклона винтовой канавки, равную  $35^{\circ}$ , так как при этом имеются наиболее благоприятные условия заполнения канавок стружкой при сверлении отверстий на глубину  $15d$ .

Известны сверла, оснащенные твердым сплавом на режущей части и имеющие винтовые канавки под углом  $60^{\circ}$  за пластиной твердого сплава. Они применяются для обработки особо глубоких отверстий в чугуне. Калибрующая часть сверла с  $\omega = 60^{\circ}$  играет роль щека для вывода стружки, в случае пакетирования стружки в канавках, вызывающего перегрев инструмента и обрабатываемой детали, рекомендуется расширить стружечные канавки сверла [4, 5].

Конструкция спирального сверла НПИЛ предусматривает увеличение объема канавок за счет изменения их по ширине. С целью улучшения отвода стружки из зоны резания угол наклона этих сверл рекомендуется в пределах  $45...55^{\circ}$  [6].

Разновидностью спирального сверла является щековое сверло, предназначенное для сверления глубоких отверстий без периодических выводов инструмента из обрабатываемого отверстия. Известно, что щековые сверла имеют ряд особенностей: увеличенный угол наклона винтовых канавок треугольного профиля  $\omega = 60^{\circ}$ ; спинка зуба переходит непосредственно в направляющие ленточек; плоская заточка задних и передних поверхностей; зависимость углов режущей части от угла наклона винтовой канавки, что обеспечивает широкие возможности для управления направлением схода стружки и ее дробления. Независимость углов режущей части от наклона винтовой канавки открывает широкие возможности по заточке углов  $\gamma$ ,  $\alpha$  в соответствии с обрабатываемым материалом и позволяет создать стружколомающие уступы на передних поверхностях [7].

Анализ имеющихся данных по вопросу методов получения глубоких отверстий спиральными сверлами диаметром до 20 мм показал следующее:

- 1) существующие конструкции сверл обеспечивают надежное получение отверстий без периодических выводов инструмента глубиной до  $5d$ ;
- 2) сверление отверстий в вязких материалах глубиной более  $5d$  затрудняется из-за образующейся сливной стружки, навивание ее на инструмент и заполнения стружкоотводящих канавок, что ограничивает подвод охлаждающей жидкости и транспортирование стружки из отверстия;
- 3) для решения данной проблемы используются два направления: а) дробление стружки путем создания специальной заточки инструмента и кинематических методов; б) условное разделение инструмента на режущую и транспортирующую час-

ти и создание условий, обеспечивающих надежное удаление стружки из зоны резания.

Следует отметить, что конструкция шнекового сверла позволяет использовать одновременно оба эти пути, кроме того, данное сверло отличается простотой изготовления и по нашему мнению, является одной из наиболее целесообразных конструкций для сверления глубоких отверстий в сталях.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Б а к у л и н М.В. Высокопроизводительный метод глубокого сверления отверстий на расточных станках. — М., 1950. 2. Б а р у н В.А. Работа на сверлильных станках. — М., 1963. 3. К о м и с с а р о в а З.И. Сверло для сверления глубоких отверстий в жаропрочной и нержавеющей стали конструкции ЛМИ. — Науч.-техн. информ. "Передовой научно-технический и производственный опыт". — М., 1966. 4. Проектирование металлорежущих инструментов / Под ред. И.И. Семенченко — М., 1963. 5. Ч е т в е р и к о в С.С. Металлорежущие инструменты (проектирование и производство). — М., 1965. 6. Р е з н и к о в А.Н. Твердосплавное сверло для обработки глубоких отверстий. — Станки и инструмент, 1965, № 3. 7. Спиральное сверло Э.Я. Ивашин, Э.М. Дечко, В.И. Масарновский и др. — Бюлл. изобр., 1968, №20.

УДК 621.833.531

Т. РОГОЗИНСКИ, А.В. КУЗЬМИН,  
Е. САМКОВИЧ, А.Н. НАТАЛЕВИЧ

#### ИССЛЕДОВАНИЕ ЗАЦЕПЛЕНИЯ РОЛИКОВОЙ ЦЕПИ СО ЗВЕЗДОЧКОЙ

Теоретический анализ зацепления роликовой цепи со звездочкой позволил определить, что в нормально нагруженной передаче нагрузка на цепь неравномерна по всему углу охвата. Степень нагрузки отдельных зубьев зависит от величины нагрузки, передаваемой передачей. Из-за этого звездочки цепной передачи нужно представлять не в виде правильных многогранников (рис. 1, а), а в виде многогранников с меняющимся расстоянием между точками соприкосновения роликов цепи со звездочкой и осью звездочки (рис. 1, б).

Приняв такую модель передачи, можно констатировать, что во время поворота звездочки происходит скольжение роликов по зубу. Целью исследований являлось определение влияния величины нагрузки на количество зубьев звездочки, воспринимающих нагрузку и скорости скольжения ролика цепи по зубу звездочки.

Исследования проводили на стенде, схема которого представлена на рис. 2. Стенд снабжен специальной измерительной звездочкой, дающей возможность записи радиального перемещения ролика цепи при различных нагрузках передачи.

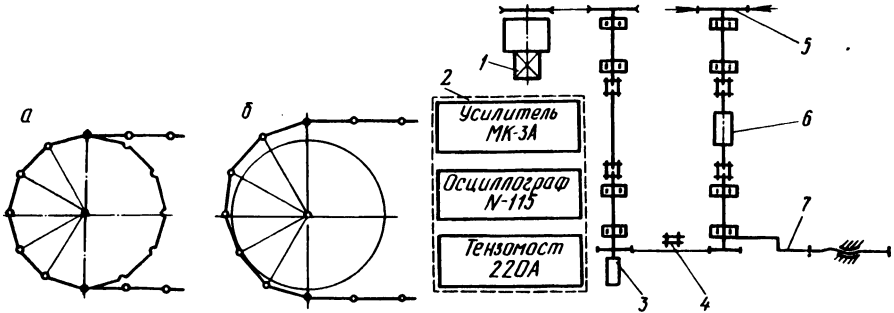


Рис. 1. Схема зацепления цепи со звездочкой.

Рис. 2. Схема испытательного стенда:  
 1 — привод; 2 — измерительный блок; 3 — токосьемник; 4 — исследуемая передача; 5 — тормоз; 6 — моментоизмеритель; 7 — натяжное устройство.

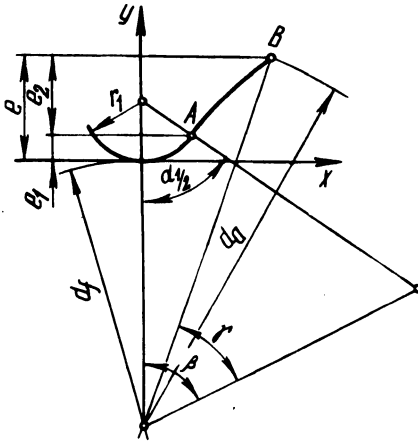
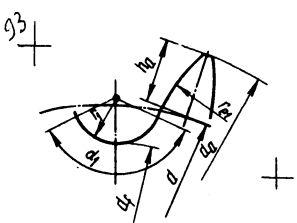


Рис. 3. Форма впадины звездочки.

Исследования проводились на передаче, состоящей из роликовой приводной цепи шагом  $t = 15,875$  мм и звездочки с формой зубьев, соответствующей польскому стандарту PN-73/м-84161. Применялись звездочки с количеством зубьев  $z_1 = z_2 = 35$ , число звеньев цепи  $m = 116$ , величины нагрузки 0; 100 и 250 Нм.

Данные сравнения теоретических и действительных размеров зубьев звездочек представлены в таблице.

Величина	Профиль звездочки	Значения величин, мм	
		по стандарту ПНР (P -73/M-84161)	действительная
$r_1$		4,87	4,95
$\alpha_1$		$137^{\circ}43'$	$117^{\circ}43'$
$r_{el}$		42,85	108,47
$d$		177,1	177,1
$d_a$		182,6...187,3	187,3
$d_f$		167,45	167,2
$h_a$		3,11...5,46	5,46

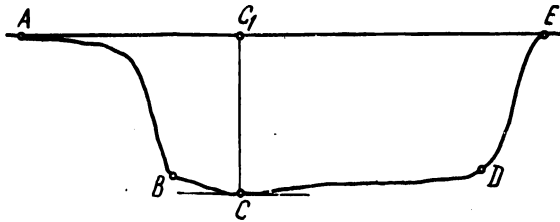


Рис. 4. Осциллограмма перемещений.

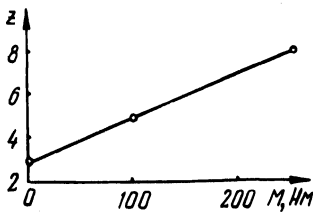


Рис. 5. Зависимость числа зубьев  $z$ , воспринимающих нагрузку, от величины нагрузки передачи.

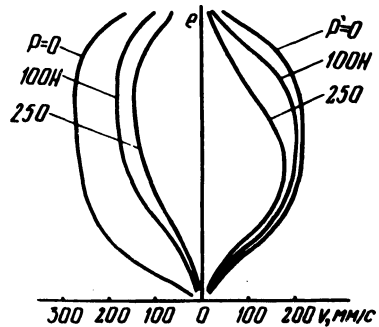


Рис. 6. Изменение скорости радиального перемещения ролика в зависимости от нагрузки передачи.

Анализ формы впадины звездочек (рис. 3) показывает, что ордината точки А

$$e_1 = \left( r_1 - \frac{d_1}{2} \right) \left( 1 - \cos \frac{\alpha_1}{2} \right)$$

является малой величиной ( $e_1 = 0,06$  мм) и поэтому полученные осциллограммы (примерная осциллограмма приведена на рис. 4) следует принимать как запись перемещения ролика по радиусу на отрезке  $e_2$  (рис. 3)

$$e_2 = -\frac{d_a}{2} \cos(\beta - \gamma) - \frac{d_t}{2},$$

где  $\beta = \arcsin \frac{r_1 + r_{e_1}}{A} \sin \frac{\alpha_1}{2};$

$$A = \sqrt{B^2 + (r_1 + r_{e_1})^2 - 2B(r_1 + r_{e_1}) \cos \frac{\alpha_1}{2}};$$

$$B = \frac{d_t}{2} + r_1;$$

$$\gamma = \arcsin \frac{\left(\frac{d_e}{2}\right)^2 + A^2 - r_{e_1}^2}{d_a A}.$$

Точки А и Е на осциллограмме (рис. 4) соответствуют моменту начала соприкосновения ролика и звездочки и выходу ролика из зацепления. Точка С соответствует моменту перехода ролика с рабочей части впадины на затылочную. Отрезок АС<sub>1</sub>, параллельный оси абсцисс, является мерой числа зубьев, воспринимающих нагрузку.

Результаты исследований приведены на рис. 5, 6. На рис. 5 представлена зависимость числа зубьев, воспринимающих нагрузку от величины нагрузки передачи. Экспериментальная зависимость является линейной. На рис. 6 показаны изменения скорости радиального перемещения ролика звена цепи в зависимости от нагрузки передачи. Правая сторона диаграммы соответствует рабочей стороне впадин, а левая — затылочной.

Аналогичный характер имеют кривые скорости перемещения роликов по профилю зуба звездочки.

Таким образом, можно сделать следующие выводы.

1. Экспериментальные исследования зацепления роликовой приводной цепи со звездочкой показывают, что расположение роликов на звездочке зависит от нагрузки передачи. Экспериментальная зависимость числа зубьев, воспринимающих нагрузку, от величины нагрузки является линейной.

2. Скорость вхождения ролика во впадину уменьшается с увеличением нагрузки, передаваемой передачей. Максимальная величина скорости перемещается в направлении дна впадины на рабочей части и в направлении вершины зуба на затылочной части. На основании этого можно предположить, что в мало нагруженных передачах износ происходит на вершине зуба, а в сильно нагруженных передачах износ будет значительным у основания зуба.

### ВЛИЯНИЕ КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ ШАРИКО-ВИНТОВЫХ МЕХАНИЗМОВ НА НЕРАВНОМЕРНОСТЬ МОМЕНТА ХОЛОСТОГО ХОДА

Расширение области использования шарико-винтовых механизмов (ШВМ) требует дальнейшего исследования теоретических вопросов, связанных с неравномерностью работы этих передач. Неравномерность можно оценить, исследуя изменение момента холостого хода передачи с предварительным натягом. Эти исследования следует выполнять при сравнительно медленном вращении винта, чтобы исключить влияние момента инерции на изменение момента холостого хода. Мерой неплавности работы ШВМ может служить коэффициент неравномерности момента, показывающий отклонение момента холостого хода от средней величины:

$$\Delta M = \frac{M_{\max} - M_{\text{ср}}}{M_{\text{ср}}} = \frac{M_{\max} - M_{\min}}{M_{\max} + M_{\min}}, \quad (1)$$

$$M_{\text{ср}} = \frac{M_{\max} + M_{\min}}{2}; \quad M_{\max}, M_{\min} - \text{наибольшее и наименьшее значения}$$

момента, измеренного на всей длине винта.

Известна формула для определения момента холостого хода при равномерном движении передачи [1]:

$$M_x = z P_{\text{нат}} \sin \alpha [\sin(\lambda + \rho) - \sin(\lambda - \rho)] \frac{d_{\text{КВ}}}{2}, \quad (2)$$

соответствующая некоторой теоретической модели передачи, выполненной идеально точно и имеющей предварительный натяг. Равнодействующий момент холостого хода  $M_x$  равен разности моментов двух гаек, действующих на винт в результате создания предварительного натяга (при полукруглом профиле резьбы), или разности моментов, действующих на винт со стороны двух беговых дорожек при арочном профиле. Формулу (2) можно записать следующим образом:

$$M_x = z(M_1 - M_2) = zM_e, \quad (3)$$

где  $M_e$  — единичный момент холостого хода;  $M_1 = P_{\text{нат}} \sin \alpha \sin(\lambda + \rho) \frac{d_{\text{КВ}}}{2}$  — единичный момент сопротивления в рабочей гайке или на рабочей дорожке качения при арочном профиле;  $M_2 = P_{\text{нат}} \sin \alpha \sin(\lambda - \rho) \frac{d_{\text{КВ}}}{2}$  — единичный

момент во вспомогательной гайке или на вспомогательной беговой дорожке при арочном профиле.

Момент, определяемый по формуле (3), не зависит от угла поворота винта  $\varphi$  (рис. 1). В действительности этот момент изменяется, когда отдельные шарики входят в натяг либо выходят из натяга в канал возврата. Характер изменения момента зависит от длины рабочего участка резьбы, от диаметра шарика и других конструктивных параметров. Можно выделить три различных варианта входа и выхода шариков из натяга в зависимости от длины рабочего участка резьбы гайки и диаметра шариков (рис. 2).

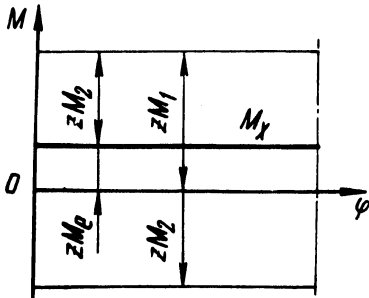


Рис. 1. Зависимость момента холостого хода  $M_x$  от угла поворота винта  $\varphi$ , полученная в соответствии с формулами (2) и (3).

Во-первых, на длине рабочего участка резьбы и зон входа и выхода шариков из натяга ( $l_1$ ) укладывается целое число шариков (рис. 2, а). При этом в одной из гайек момент вхождения шариков в натяг в общем случае не совпадает по времени с моментом вхождения в натяг шариков во второй гайке. Это несовпадение определяется углом фазового смещения  $\varphi_F$ . Момент  $z M_1$  и  $z M_2$  каждой из гайек изменяется с периодом, равным  $\theta$  и определяющим время, за которое шарик пройдет длину, равную его диаметру  $d$ . Как следует из рис. 3,  $M_{\max} = z M_e + M_2$ ,  $M_{\min} = z M_e - M_1$ . Подставляя в (1) значение  $M_{\max}$  и  $M_{\min}$  и используя формулу (3), получаем

$$\Delta M = \operatorname{tg} \lambda \operatorname{ctg} \rho \frac{1}{2z - 1} . \quad (5)$$

Когда шарики входят в натяг одновременно ( $\varphi_F = 0$ ) или применяется одна гайка с арочным профилем резьбы, коэффициент неравномерности момента во много раз меньше и равен

$$\Delta M = \frac{1}{2z - 1} . \quad (6)$$

Во-вторых, длина рабочего участка такая, что во время входа в натяг одного шарика одновременно выходит из натяга другой шарик (рис. 2, б). В зависимости от вида функции  $M_1(\varphi)$  и  $M_2(\varphi)$  в момент входа и выхода шариков суммарный момент  $M_1(\varphi) + M_1'(\varphi) \approx \operatorname{const}$ , и  $M_2(\varphi) + M_2'(\varphi) \approx$



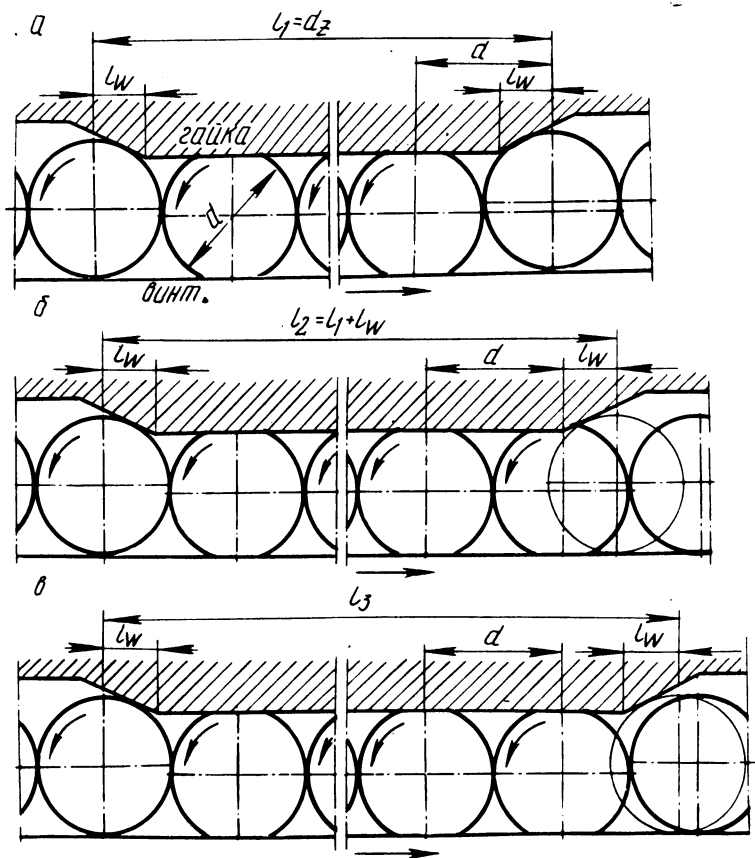
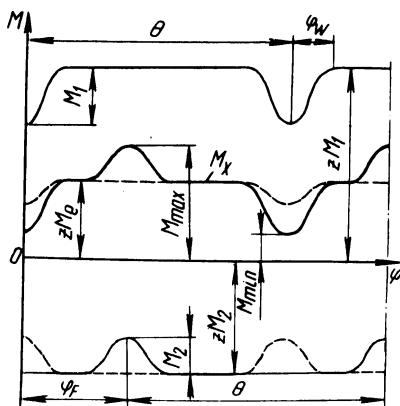


Рис. 2. Особенности длины рабочего участка резьбы:

а -  $\frac{L_1}{d}$  - равно целому числу; б - длина  $l_2 = zd + l_w$ ; в -  $l_2 < 3 < (l_1 + d)$ ;  $l_w$  - длина зоны входа и выхода шариков из натяга.

Рис. 3. Зависимость момента холостого хода  $M_x$  при длине рабочего участка резьбы  $l_1$  от угла поворота винта  $\varphi$ :

сплошная линия при  $\varphi_F \neq 0$  и  $\varphi_F \geq \varphi_w$ , штриховая при  $\varphi_F = 0$ ;  $\varphi_w$  - угол поворота винта, при котором шарик войдет в натяг или выйдет из натяга (на длине  $l_w$ ).



$\approx \text{const}$ . Здесь  $M_1(\varphi), M_2(\varphi)$  – момент сопротивления входу шарика в натяг в гайке 1 и 2.  $M'_1(\varphi), M'_2(\varphi)$  – момент сопротивления выходу шарика из натяга в гайке 1 и 2. В этом случае  $\Delta M \approx 0$  независимо от угла  $\varphi_F$  (рис.4).

В-третьих, если  $L_3 > L_2, L_3 < (l_1 + d)$  и  $\varphi_W < \varphi_F < (\theta - 2\varphi_W)$ , а также если в одной гайке в некоторый момент движения находится на один шарик больше, чем в другой (рис. 5), то

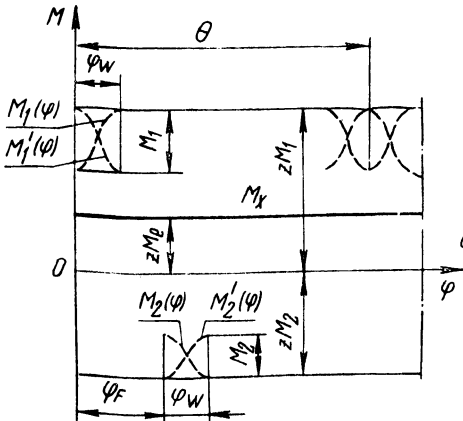


Рис. 4. Зависимость момента холостого хода  $M_x$  при длине рабочего участка резьбы  $l_2$  от угла поворота винта  $\varphi$ .

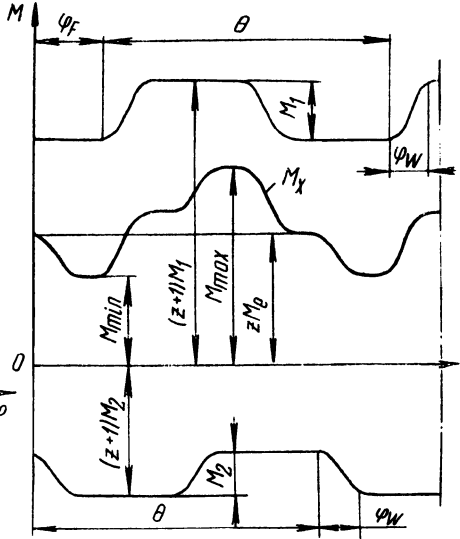


Рис. 5. Зависимость момента холостого хода  $M_x$  при длине рабочего участка резьбы, равной  $l_3$  ( $\varphi_F \neq 0; \varphi_W \leq \varphi_F \leq (\theta - 2\varphi_W)$ ) от угла поворота винта  $\varphi$ .

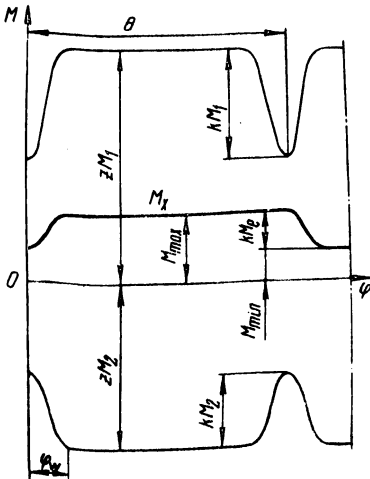


Рис. 6. Зависимость момента холостого хода  $M_x$  передачи с  $k$  замкнутыми цепочками шариков от угла поворота винта  $\varphi$  при  $\varphi_F = 0$ .

$$\left. \begin{aligned} M_{\max} &= (z + 1)M_1 - zM_2 = zM_e + M_1, \\ M_{\min} &= zM_e - M_2, \\ \Delta M &= \operatorname{tg} \lambda \operatorname{ctg} \rho \frac{1}{2z + 1}. \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

Анализ влияния количества независимых замкнутых цепочек шариков в передаче ( $k > 1$ ) выполнен на примере передачи, в которой количество шариков в каждой цепочке одинаково. Тогда

$$z = kz_k, \quad (8)$$

где  $k$  — количество замкнутых цепочек;  $z_k$  — количество шариков в одной цепочке.

Рассматривая случай, когда длина рабочего участка равна  $l_1$ , и принимая, что в каждой цепочке шарики одновременно входят в натяг (рис. 6), при  $\varphi_F = 0$  получим  $M_{\max} = zM_e$ ,  $M_{\min} = zM_e - kM_e$ . Подставляя в (1) значения  $M_{\max}$  и  $M_{\min}$  и используя формулу (3), находим

$$\Delta M = \frac{k}{2z - k}. \quad (9)$$

Анализ, выполненный в [2], показал, что большое влияние на колебание момента холостого хода оказывает зазор между шариками в рабочей зоне. В этом случае коэффициент неравномерности момента при длине рабочего участка, равной  $l_3$ , определится из формулы

$$\Delta M = \operatorname{tg} \lambda \operatorname{ctg} \rho \frac{k}{z_k}. \quad (10)$$

Установлено [2], что отклонение коэффициента неравномерности от средней величины достигает  $\pm 10\%$  и более. Такие колебания момента могут оказывать большие влияния на плавность работы ШВМ, а сам механизм может быть забракован по этому параметру.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Л е в и н Г.А. Расчет передач винт-гайка качения (шариковых). — Станки и инструмент, 1963, № 6. 2. S o b o l e w s k i J. Analiza nierównomierności pracy przekładni kulkowych śrubowych z obiegami zewnętrznymi. Praca dokt. — Warszawa, 1977.

### ВЛИЯНИЕ СХЕМ НАГРУЖЕНИЯ НА НЕРАВНОМЕРНОСТЬ МОМЕНТА ХОЛОСТОГО ХОДА ШАРИКО-ВИНТОВЫХ МЕХАНИЗМОВ

Проблема распределения нагрузки по виткам резьбы шарико-винтовых механизмов (ШВМ) была проанализирована в работах [1, 2]. Однако до настоящего времени не известны исследования по определению влияния неравномерного распределения нагрузки на плавность работы этих механизмов. Рассмотрим данный вопрос на примере передачи с одним каналом возврата шариков, полукруглым и арочным профилем резьбы, собранной предварительным натягом. Известны формулы, определяющие распределение нагрузки по виткам резьбы в зависимости от схем нагружения гайки [1, 2]. Средняя нагрузка, приходящаяся на один виток  $Q_i$ , при равномерном распределении равна  $\frac{Q}{k}$ , где  $k$  — количество витков. В случае неравномерного распределения нагрузки для дальнейшего анализа был введен коэффициент пропорциональности  $\gamma_i$  [3], соответствующий определенному закону распределения нагрузки:  $Q_i = \frac{Q}{k} \gamma_i$ , откуда  $\gamma_i = \frac{Q_i}{Q} k$ , (1)

где  $Q = \sum_{i=1}^{i=k} Q_i$ .

При движении винта вправо (прямоугольный профиль) шарики перемещаются в канале возврата в направлении, указанном стрелками (рис.1) и при входе в натяг или при выходе из натяга воспринимают различные нагрузки, величина которых зависит от положения устройств возврата относительно точек О. С учетом неравномерности распределения нагрузки величины единичных моментов сопротивления (для одного шарика) определяются по формуле  $\gamma_i M_{1,2}$ , где  $M_1, M_2$  соответственно момент в рабочей  $\Gamma_1$  и вспомогательной гайках  $\Gamma_2$  [3].

Величины единичных моментов входа и выхода шариков из натяга указаны в табл. 1.

Таблица 1

Номер гайки		$\Gamma_1$	$\Gamma_2$
Момент	вхождения в натяг	$\gamma_k M_1$	$\gamma_1 M_2$
	выхода из натяга	$\gamma_1 M_1$	$\gamma_k M_2$

Рис. 1. Схемы нагружения и графики распределения нагрузки по виткам резьбы ШВМ:

1 – гайки сжаты; 2 – гайки растянуты.

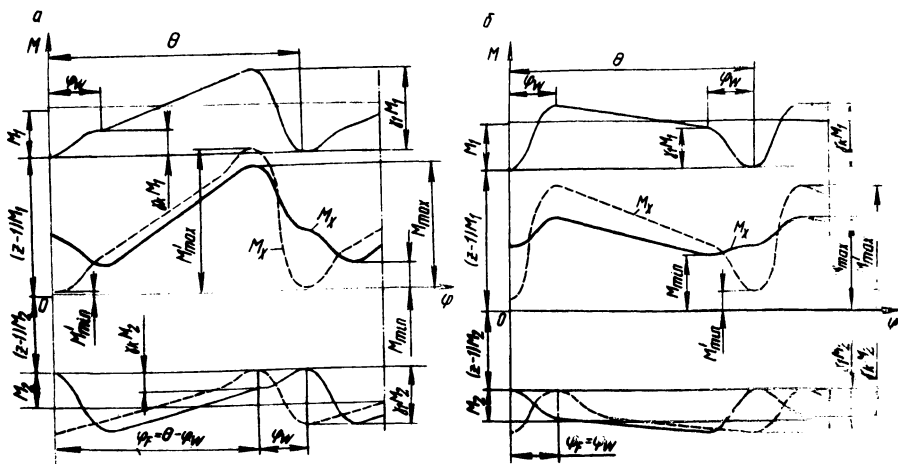
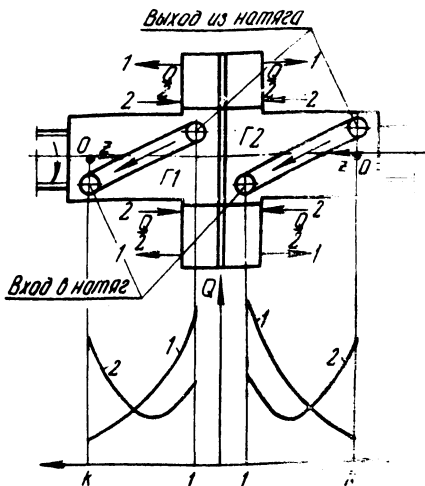


Рис. 2. Момент холостого хода  $M_x$  в случае сжатых (а) и растянутых (б) гаек:

сплошные линии при  $\varphi_F = 0$ , штриховые линии при  $\varphi_F \neq 0$ ;  $\theta$  – угол поворота винта, при котором шарик перекачивается на длину, равную его диаметру,  $\varphi_W$  – угол поворота винта, при котором шарик войдет в натяг или выйдет из натяга.

Анализ изменения момента холостого хода будет выполнен на примере передач с наружным каналом возврата шариков, с гайками при длине рабочего участка резьбы, равной многократному диаметру шарика (при условии отсутствия зазора между шариками).

В случае сжатых гаек с полукруглым профилем резьбы при угле фазового смещения  $\varphi_F = 0$  максимальное и минимальное значения момента холостого хода (рис. 2, а) определяется по формулам

$$M_{\max} = (z - 1)M_1 + \gamma_1 M_1 - [(z - 1)M_2 + \gamma_k M_2],$$

$$M_{\min} = (z - 1)M_1 + \gamma_k M_1 - [(z - 1)M_2 + \gamma_1 M_2].$$

Тогда при  $\gamma_1 \neq \gamma_k$  коэффициент неравномерности момента  $M_x$  будет равен

$$\Delta M = \frac{M_{\max} - M_{\min}}{M_{\max} + M_{\min}} = \operatorname{tg} \lambda \operatorname{ctg} \rho \frac{\gamma_1 - \gamma_k}{2(z - 1) + \gamma_1 + \gamma_k}, \quad (2)$$

где  $\lambda$  — угол подъема резьбы винта;  $\rho$  — угол трения качения;  $z$  — количество шариков в рабочей зоне гайки.

В общем случае в одной из гаек момент входа шариков в натяг не совпадает по времени с моментом входа в натяг шариков во второй гайке. Наибольшее колебание момента будет наблюдаться при угле фазового смещения  $\varphi_F = \theta - \varphi_W$ . При этом  $M'_{\max} = (z - 1)M_1 + \gamma_1 M_1 - (z - 1)M_2$ ,  $M'_{\min} = (z - 1)M_1 - [(z - 1)M_2 + \gamma_1 M_2]$ , а коэффициент неравномерности момента будет равен

$$\Delta M' = \operatorname{tg} \lambda \operatorname{ctg} \rho \frac{\gamma_1}{2(z - 1) + \gamma_1}. \quad (3)$$

В случае растянутых гаек с полукруглым профилем резьбы при угле фазового смещения  $\varphi_F = 0$  максимальное и минимальное значения момента холостого хода (рис. 2, б) определяются по формулам

$$M_{\max} = (z - 1)M_1 + \gamma_k M_1 - [(z - 1)M_2 + \gamma_1 M_2],$$

$$M_{\min} = (z - 1)M_1 + \gamma_k M_1 - [(z - 1)M_2 + \gamma_k M_2].$$

При  $\gamma_1 \neq \gamma_k$  коэффициент неравномерности момента будет равен

$$\Delta M = \operatorname{tg} \lambda \operatorname{ctg} \rho \frac{\gamma_k - \gamma_1}{2(z - 1) + \gamma_k - \gamma_1}. \quad (4)$$

Наибольшая амплитуда колебания момента  $M_x$  наблюдается при угле фазового смещения  $\varphi_F = \varphi_W$ , при этом  $M'_{\max} = (z - 1)M_1 + \gamma_k M_1 - (z - 1)M_2$ ,  $M'_{\min} = (z - 1)M_1 - [(z - 1)M_2 + \gamma_k M_2]$ .

В этом случае коэффициент неравномерности момента будет равен

$$\Delta M' = \operatorname{tg} \lambda \operatorname{ctg} \rho \frac{\gamma_k}{2(z-1) + \gamma_k} \quad (5)$$

В реальных условиях коэффициент неравномерности  $\Delta M_g$  изменяется от  $\Delta M$  до  $\Delta M'$ , т.е.  $\Delta M \leq \Delta M_g \leq \Delta M'$ .

Используя графики распределения нагрузки по виткам резьбы [1], можно определить коэффициенты пропорциональности  $\gamma_1$  и  $\gamma_k$  в зависимости от схем нагружения, угла контакта шариков  $\alpha$  и шага резьбы  $s$ , при этом количество витков  $k = 4$ ,  $Q = 1200$  даН. Результаты расчетов приведены в табл. 2.

Анализируя формулы (2) ... (5), делаем вывод, что коэффициент неравномерности момента  $\Delta M$  будет тем больше, чем больше разница между  $\gamma_1$  и  $\gamma_k$ .

В случае сжато-растянутой схемы нагружения передачи, собранной с предварительным натягом, шарики будут приблизительно одинаково нагружены на входе и выходе из канала возврата. Наибольшее совпадение возможно при угле контакта шариков  $\alpha = 45^\circ$  и небольшом шаге резьбы. Кроме того, в реальных условиях коэффициент неравномерности  $\Delta M_g$  зависит от угла фазового смещения и изменяется в следующих пределах [3]:

$$\frac{1}{2z-1} \leq \Delta M_g \leq \operatorname{tg} \lambda \operatorname{ctg} \rho \frac{1}{2z-1} \quad (6)$$

Количество витков гайки значительно влияет на величину коэффициентов  $\gamma_1$  и  $\gamma_k$ . Например, используя данные, приведенные в [2], при  $Q = 3600$  даН,  $\alpha = 60^\circ$ ,  $s = 32$  мм,  $k = 9$  получим  $\gamma_1 = 3,2$  и  $\gamma_g = 0,05$ . В этих условиях коэффициент неравномерности момента  $\Delta M$  может достигнуть  $\pm 20\%$  и более. Такое колебание момента холостого хода пары, изготовленной идеально точно, может оказать воздействие на плавность работы меха-

Т а б л и ц а 2

Схема нагружения	$\alpha = 45^\circ$ $s = 8$ мм				$\alpha = 60^\circ$ $s = 32$ мм			
	$Q_1$	$Q_4$	$\gamma_1$	$\gamma_4$	$Q_1$	$Q_4$	$\gamma_1$	$\gamma_4$
Гайки сжатые	392	256	1,3	0,9	540	152	1,8	0,51
Гайки растянутые	296	326	~1	1,1	295	407	0,95	1,35
Гайки сжато-растянутые	300	306	~1	1,02	292	335	0,82	1,2

низма. В случае арочного профиля резьбы нагрузка на первый и последний виток приблизительно одинакова и, следовательно, единичные моменты при входе и выходе шариков из натяга будут также равны. Так как для такой пары угол фазового смещения всегда равен нулю ( $\varphi_F = 0$ ), коэффициент неравномерности момента для данного варианта приблизительно равен [3]:

$$\Delta M \approx \frac{1}{2z - 1} . \quad (7)$$

Как следует из формулы (7), колебания момента холостого хода для гайки с арочным профилем сравнительно малы и зависят только от количества шариков. Эту гайку целесообразно использовать, если необходима высокая плавность работы ШВМ.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Ф и л о н о в И.П., П и к у с М.Ю. Определение оптимальных конструктивных параметров шариковых винтовых пар в связи с распределением нагрузки по виткам резьбы. — В сб.: Прогрессивная технология машиностроения. — Минск, 1971, вып. 2.
2. Ф и л о н о в И.П., Ш а р д ы к о П.П. Влияние разности шагов гайки и винта на равномерность распределения нагрузки по виткам резьбы шариковинтовой пары. — В сб.: Прогрессивная технология машиностроения. — Минск, 1972, вып. 4.
3. Sobolewski J. Analiza nierownomierosci pracy przekladnikulkowych srubowych z obiegami zewnetrznymi. Praca doct. — Warszawa, 1977.

УДК 621.9

Л.М. ДЕМБОВСКИЙ, Г.И. МЕЛАМЕД

### ОБ ОДНОМ АЛГОРИТМИЧЕСКОМ ПОИСКЕ РЕЖИМОВ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛИ НА АВТОМАТИЧЕСКОЙ ЛИНИИ

Анализ существующей практики проектирования автоматических линий (АЛ) показывает, что эта задача является многофакторной, требующей проработки теоретически множества, а практически — достаточно большого количества проектных вариантов.

На этапе разработки компоновки линии предопределяются ее производительность, надежность и ряд других технико-экономических показателей. Расчеты, связанные с определением производительности линии, важно увязывать с выбором режимов обработки. Так как эти вопросы оказывают непосредственное влияние на машинное время, то возникает необходимость решения данной задачи с помощью таких математических моделей, которые в удобной форме могли бы быть реализованы на ЭВМ.



Для универсального оборудования задача сводится к привязке табличных режимов к его ступеням подач и скоростей. Поиск режимов обработки детали на АЛ более сложен, поскольку 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 это обстоятельство не учитывается в известных алгоритмах выбора с помощью ЭВМ режимов обработки детали на АЛ. Поэтому их применение ограничивается только проверочными расчетами режимов резания на уже изготовленных или спроектированных линиях.

Автоматизация процесса расчета производительности АЛ с учетом вышесказанного замечания открывает существенные резервы для повышения производительности труда проектно-конструкторских работ, а также позволяет выбрать по определенным критериям наиболее целесообразный вариант компоновки линии.

Как отмечалось, главная трудность определения заданной производительности АЛ заключается в параллельном проведении расчетов наиболее целесообразных режимов резания, в выборе силовых узлов. Поэтому решение задачи может быть сформулировано следующим образом: 1) построение алгоритмов автоматизации выбора режимов обработки, обеспечивающих техническую производительность линии; 2) выбор силовых узлов, являющихся исходными данными для привязки к станкам АЛ режимов резания и для проектирования на последующих этапах шпиндельных коробок.

Расчет режимов резания многоинструментальных компоновок включает ряд операций, а именно: 1) определение подачи на оборот  $s$ ; 2) определение скорости  $v$ ; 3) определение усилия  $P$  и мощности резания  $N$ ; 4) определение числа оборотов  $n$  шпинделя каждого инструмента; 5) определение общей минутной подачи  $s_m$  узлов каждого станка.

Идея базового алгоритма заключается в следующем. Данные, необходимые для расчета, можно разбить на две группы: 1) нормативно-справочную; 2) группу конструкторско-технологических параметров той или иной компоновки линии.

Нормативно-справочная и конструкторско-технологическая информации представляются в матрично-векторной форме заданной размерности.

В таблице 1 приведены в качестве примера нормативно-справочные данные, относящиеся к операции сверления. Как видно, матрицы скоростей  $v_{ij}$ , осевых усилий  $P_{ij}$ , мощностей  $N_{ij}$  несимметричны и в таком виде не могут быть обработаны на ЭВМ. Предложено их выравнивание простановкой в соответствующих строчках и столбцах нулей, благодаря чему матрицы приводятся к общепринятой форме. Для выбора из массивов  $v_{ij}$ ,  $P_{ij}$ ,  $N_{ij}$  необходимой величины нужно иметь один связующий элемент матриц. Для группы стержневых инструментов за такой элемент можно принять диаметр обработки  $d_i$ .

Таблица

$d_i$	2,5	4	6	8	10	12	16	20	25	32		
$s(I,J)$												
Группа подачи	I	0,06	0,12	0,18	0,24	0,3	0,35	0,45	0,5	0,55	0,6	
	II	0,05	0,1	0,15	0,2	0,25	0,3	0,35	0,4	0,45	0,5	
	III	0,04	0,08	0,12	0,16	0,2	0,25	0,3	0,35	0,38	0,45	
	IV	0,03	0,06	0,09	0,12	0,15	0,18	0,22	0,25	0,27	0,3	
$T(I,J)$												
Количество инструментов	1	5	8	12	16	20	24	30	40	45	52	
	3	12	20	30	40	50	63	80	100	110	124	
	5	20	32	47	63	80	92	110	130	145	165	
	8	25	40	60	80	100	117	140	170	185	205	
$v(I,J)$												
Подача на оборот	0,05	21	24	27	30	32	33	36	38	41	44	
	0,1	—	21	23	25	26	28	30	31	32	35	
	0,15	—	17	19	20	22	23	25	26	28	30	
	0,2	—	—	17	18	19	20	22	23	24	26	
	0,3	—	—	15	16	17	18	20	21	22	24	
	0,4	—	—	—	—	15	16	17	18	19	21	
	0,6	—	—	—	—	—	—	15	16	17	18	
	$P(I,J)$											
	0,06	15	25	35	45	55	70	90	114	140	180	
	0,1	—	35	55	70	90	110	140	180	220	290	
	0,15	—	40	75	100	120	145	195	245	305	400	
	0,2	—	—	95	125	155	190	250	310	390	500	
0,3	—	—	—	175	215	260	340	430	540	690		
0,4	—	—	—	—	275	330	430	550	680	880		
0,6	—	—	—	—	—	—	—	750	940	1200		
$N(I,J)$												
0,06	0,02	0,03	0,08	0,16	0,21	0,31	0,55	0,9	1,3	2,2		
0,1	0,03	0,05	0,12	0,22	0,34	0,49	0,86	1,4	2,1	3,4		
0,15	—	0,07	0,16	0,29	0,46	0,66	1,2	1,85	2,9	4,75		
0,2	—	—	0,21	—	—	—	—	—	3,6	5,9		
0,3	—	—	—	0,5	0,8	1,2	2,1	3,3	5,1	8,2		
0,4	—	—	—	—	1,0	1,5	2,6	4,1	6,4	10,5		
0,6	—	—	—	—	—	—	—	5,6	8,8	14,0		

Элементы режимов резания, относящихся к конкретному диаметру обработки, располагаются в соответствующем столбце исходных матриц (табл. 1), что позволяет представить их в форме, удобной для обработки на ЭВМ. Укрупненная блок-схема базового алгоритма решаемой задачи приведена на рис. 1. После определения табличного значения диаметра задача заключается в том, чтобы найти требуемые величины: 1) подачу на оборот  $s_{1k}$ ; 2) стойкость инструмента  $T_{1k}$ ; 3) скорость резания  $v_{1k}$ ; 4) корректировочные коэффициенты; 5) число оборотов и минутную подачу. Затем идет поиск минимальной подачи  $s_{min}$ , по которой корректируются параметры, необходимые для выбора силовых узлов.

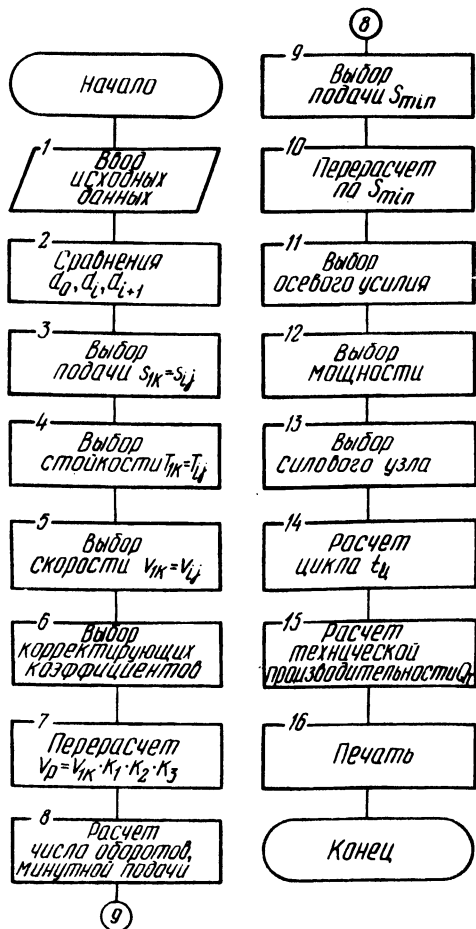


Рис. 1. Блок-схема алгоритма выбора режимов резания.

При выборе силовых узлов исходными данными задачи являются: 1) матрица параметров ( $P$  и  $N$ ), соответствующая шести типоразмерам узлов; 2) суммарные значения  $N_{\Sigma}$  величины мощности резания для всех инструментов шпиндельной коробки; 3) суммарные значения  $P_{\Sigma}$  величины осевого усилия для всех инструментов шпиндельной коробки; 4) габариты  $H \times B$  литья шпиндельной коробки; 5) матрицы минутных подач  $s_m$  с учетом класса привода.

Выбор нужных параметров начинается с определения величины осевого усилия  $P$ . В частности, если  $J = 1$ , а  $P(J) - P_{\Sigma} \leq 0$ , то поиск продолжается при  $J = 2, 3, \dots, 6$  до тех пор, пока  $P(J) - P_{\Sigma} \geq 0$ . Поиск величины мощности  $NT = N(J)$  начинается со столбца, в котором было зафиксировано осевое усилие  $PT$ . Если  $N(J) - N_{\Sigma} < 0$ , то поиск продолжается в последующих столбцах, пока не будет выполняться неравенство  $N(J) - N_{\Sigma} \geq 0$ . После выбора величины мощности  $NT$  осуществляется корректировка величины осевого усилия  $PT$ , а затем производится поиск габаритов шпиндельной коробки:  $H = NB(IJ)$ ,  $B = NB(1 + 1J)$ .

Выбор силовых узлов считается законченным после определения соответствующей минутной подачи, которая отыскивается в матрице минутных подач  $s_m$  с помощью ранее найденного значения  $s_{min}$ .

Заключительным этапом алгоритма является определение технической производительности автоматической линии на основе выбранных силовых узлов. На печать по специальной форме выводятся результаты расчета, необходимые для компоновки целесообразного варианта автоматической линии.

УДК 621.002:628.517.2

**Ф.А. БОГДАНОВИЧ, С.Н. ВИНЕРСКИЙ,  
Г.Б. ВОРОШНИНА, Т.Н. КИСЕЛЕВА**

### **АНАЛИЗ ШУМА И СНИЖЕНИЕ ВРЕДНОГО ВЛИЯНИЯ ЕГО НА ОРГАНИЗМ ЧЕЛОВЕКА В ШАРИКОВОМ ЦЕХЕ ПОДШИПНИКОВОГО ЗАВОДА**

Анализ исследований шума в шариковом цехе показывает, что уровень звука на всех участках цеха значительно выше (на 7...11 дБА) предельно допустимого (ГОСТ 12.1.003.76), а шум в отделениях цеха широкополосный с преобладанием средних частот. Наибольшее превышение уровней звукового давления по отношению к предельно допустимым (на 8...18 дБА) наблюдается в средне- и высокочастотной областях.

Проведенные исследования и анализ шумовых характеристик позволили определить зоны повышенного шумовыделения и наметить мероприятия по борьбе с шумом. Опыт показывает, что целесообразнее всего решать

вопрос уменьшения шума в стадии разработки технологического процесса, проектирования оборудования, а также планировки цехов и предприятия в целом. При реконструкции цехов следует отдавать предпочтение менее шумным агрегатам, производя замену морально устаревшего оборудования.

При разработке мероприятий по снижению шума в шариковом цехе без замены моделей необходимо исходить из экономической целесообразности и эффективности их выполнения. Поэтому наряду с рекомендациями по снижению шума для каждого станка нами разработаны предложения по уменьшению вредного влияния шума на организм человека.

Существенное значение для профилактики профессиональных заболеваний от воздействия шума имеет "защита временем", т.е. ограничение времени пребывания человека в шумном помещении. Известно [1], что в соответствии с существующим в СССР санитарным законодательством в течение смены допускается кратковременное пребывание рабочих в условиях шума большой интенсивности, если остальное время рабочие находятся в условиях шума, не превышающего допустимый. Так как по условиям технологического процесса в шариковом цехе рабочим нет необходимости находиться в течение всей смены возле холодно-высадочных автоматов и полуавтоматов, шарошлифовальных, шароопиловочных и шародоводочных автоматов, являющихся источниками интенсивного шума, то следует создать на некотором удалении от них "зоны относительного шумового комфорта". В качестве таких зон целесообразно выбирать те участки цеха, где уровень шума на 6...10 дБА меньше, чем возле шумного оборудования. В этих местах необходимо предусмотреть специальные звукоизолирующие кабины, где рабочие могут находиться часть рабочей смены, осуществляя наблюдение за ходом технологического процесса.

Вредное влияние шума на работающих можно ослабить соответствующей организацией режима работы: ввести 20-минутные перерывы через каждые два часа работы, увеличить продолжительность обеденного перерыва до 1 ч вместо 40 мин, в обеденный перерыв выключать все оборудование (в том числе и автоматы). Время отдыха является достаточным для восстановления физиологических функций организма.

Одним из направлений индивидуальной профилактики является повышение сопротивляемости организма рабочих неблагоприятному действию шума. Так, под влиянием шума возникают нарушения обмена веществ [2], наблюдается недостаток витаминов В<sub>1</sub> и С. Поэтому с целью профилактики всем работающим в шумных цехах для предотвращения некоторых нарушений нервной системы и органов слуха целесообразно принимать витамин В<sub>1</sub> по 2 мг и витамин С по 50 мг 1 раз в день в течение 2...3 недель с повторением цикла через неделю. Кроме того, возможно применение средств индивидуальной защиты и проведение медико-профилактических мероприятий.

Решение всего комплекса этих вопросов позволит улучшить условия труда, уменьшить заболеваемость, повысить трудоспособность и производительность труда.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Межотраслевые рекомендации по разработке рациональных режимов труда и отдыха. — М., 1975. 2. Курева П.М. Профессиональный отбор и медико-профилактические мероприятия по уменьшению неблагоприятного влияния шума на работающих. — В сб.: Влияние шума на организм и работоспособность человека. — Киев, 1975.

УДК 621.002:628.517

Л.И. СЕРИКОВА, А.Н. СТЕЛЬМАШОНОК

### САНИТАРНО-ТЕХНИЧЕСКАЯ ПАСПОРТИЗАЦИЯ ЦЕХОВ ОСНОВНОГО И ВСПОМОГАТЕЛЬНОГО ПРОИЗВОДСТВА МАШИНОСТРОИТЕЛЬНЫХ ЗАВОДОВ

В настоящее время при проведении реконструкции на действующих предприятиях первоочередное внимание уделяется решению технологических задач нередко без должного обеспечения нормативов по охране труда в основном из-за отсутствия единой санитарно-технической документации, отражающей вопросы техники безопасности, промышленной санитарии, пожаро- и взрыво- безопасности. Именно поэтому составление санитарно-технических паспортов является своевременным и необходимым.

На кафедре охраны труда Белорусского политехнического института разработан паспорт санитарно-технического состояния цехов основного и вспомогательного производства для машиностроительных заводов, характеризующий санитарное, гигиеническое и техническое состояние цеха и прилегающей к нему территории. Санитарно-технический паспорт содержит следующие разделы (таблицы): 1) характеристика здания цеха; 2) характеристика цеховых помещений; 3) состав работающих по сменам; 4) состав работающих по профессии и полу; 5) санитарно-бытовые помещения цеха; 6) характеристика воздухообмена (вентиляция местная, общая, приточная, вытяжная, естественная, механическая, приточно-вытяжная); 7) загазованность (наличие вредных газов и паров в воздухе производственного помещения); 8) запыленность (наличие пылей и других аэрозолей в воздухе производственного помещения); 9) метеоусловия в производственных помещениях в теплый и холодный периоды года; 10) уровни шума и вибрации в производственном помещении; 11) освещенность производственного помещения; 12) средства индивидуальной защиты; 13) средства и состояние электрозащиты; 14) средства пожаротушения; 15) травматизм

и заболеваемость в цехе; 16) характеристика выбросов в атмосферу; 17) характеристика сточных вод; 18) санитарно-гигиеническая оценка состояния цеха; 19) план мероприятий по улучшению условий труда.

Исследования основных параметров охраны труда проводились на одном из станкостроительных заводов. Результаты комплексного исследования дали возможность выявить участки с недостаточной освещенностью, с повышенным уровнем шума и вибрации, определить концентрации пыли, аэрозолей, вредных веществ и газов на рабочих местах, а также эффективность работы вентиляционных систем.

Изучались физические нагрузки с последующей разработкой технических средств по их снижению. Так, станочник, обрабатывающий деталь весом 3,5 кг, за смену имеет нагрузку более 22 т. Применение специальных скатов для перемещения деталей по операциям снижает физическую нагрузку до 9 т и создает резерв времени более 1,5 ч для увеличения норм выработки и проведения специальных физических упражнений, снимающих усталость.

Исследования загазованности и запыленности производились комплексно с исследованиями воздухообмена. Замечено, что в некоторых цехах запыленность и загазованность превышает предельно допустимые концентрации. Это объясняется использованием несовершенной вентиляционной системы, для которой кратность воздухообмена рассчитывалась без учета общего количества вредных веществ, выделяющихся в процессе производства. Для таких цехов рекомендуется количество отсасываемого воздуха компенсировать принудительной подачей его с регулировкой температуры. При этом желательно создавать избыточное давление, что увеличивает эффективность отсасывающей вентиляции и уменьшает распространение вредных веществ по помещению. Для выгороженных помещений, имеющих повышенную запыленность, рекомендуется избыточный напор воздуха, а помещения с повышенной загазованностью следует содержать под разрежением.

Исследования, проведенные для составления санитарно-технических паспортов, могут быть использованы как исходные данные для научной организации труда, разработки эффективных мероприятий, направленных на улучшение и оздоровление условий труда, а также для разработки проектов реконструкции и расширения производства.

### ТОНКАЯ СТРУКТУРА ПОРОШКОВОГО МАТЕРИАЛА НА ОСНОВЕ ЖЕЛЕЗО-ХРОМ ПОСЛЕ ТОНКОГО ТОЧЕНИЯ РЕЗЦАМИ ИЗ ГЕКСАНИТА

Современные методы порошковой металлургии позволяют получить материалы различного назначения, в том числе и такие, которые успешно конкурируют с инструментальными сталями высокой твердости. Характерным представителем спеченных порошковых материалов инструментального класса является материал на основе железо-хром, разработанный в Белорусском политехническом институте. После химико-термической обработки детали из этого материала приобретают твердость HRC 54...58, высокую прочность и могут заменить на производстве детали из штамповых сталей.

Известно, что эксплуатационные свойства детали во многом зависят от тонкой структуры ее поверхностного слоя — размеров блоков мозаики, напряжений II рода, плотности дислокаций. Рассмотрим результаты исследований тонкой структуры порошкового материала на основе железо-хром после его токарной обработки резцами из синтетического сверхтвёрдого материала гексанита-Р.

Исследование тонкой структуры проводилось на установке "Дрон-2" в Со-излучении на линиях НКЛ 110 и 211. Рентгенограммы обрабатывались методом аппроксимации. Анализ кривых распределения интенсивности позволил установить, что их форма наилучшим образом описывается биквадратичной функцией. При разделении уширения линии на геометрическое и физическое целесообразно использовать для линии (110) функцию

$$\frac{\beta}{B_0} = \frac{1}{2} \left( 1 - 4 \frac{b_0}{B_0} + \sqrt{8 \frac{b_0}{B_0} + 1} \right), \text{ а для линии (211) — функцию } B_0 =$$

$$\equiv \frac{\beta}{(b_0 + \beta)^3} \cdot \text{После составления номограммы уширений, вызванных}$$

$$(b_0 + \beta)^2 + b_0 \beta$$

напряжениями II рода и измельчением блоков мозаики, эти величины определялись по формулам [1]

$$D_{\text{НКЛ}} = \frac{0,94\lambda}{m_1 \cos \theta_1}, \quad \frac{\Delta a}{a} = \frac{n_2}{4 \operatorname{tg} \theta_2},$$

где  $\lambda = 1,78892 \text{ \AA}$  — длина волны Со-излучения;  $m_1$  = часть истинного физического уширения линии (110), вызванная измельчением блоков мозаики;  $n_2$  = часть истинного физического уширения линии (211), вызванная микронапряжениями;  $\theta_1, \theta_2$  — углы отражения линий (110) и (211).



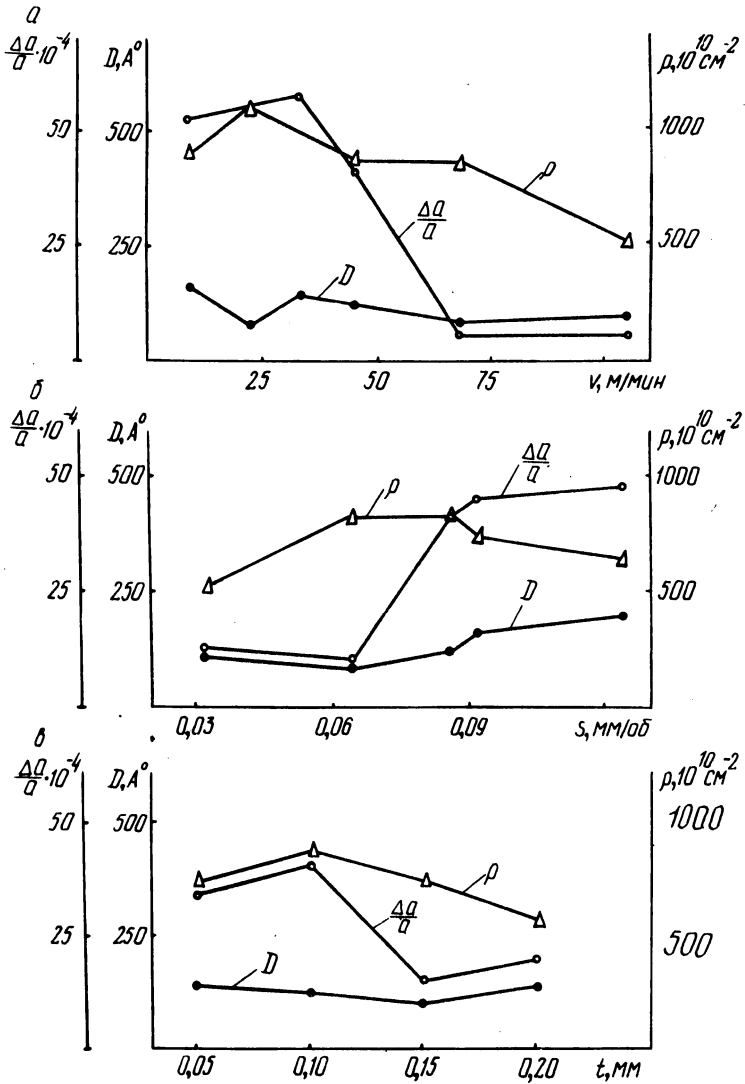


Рис. 1. Влияние скорости резания (а), подачи (б) и глубины (в) на величину блоков мозаики  $D$ , микронапряжения  $\frac{\Delta\sigma}{\sigma}$  и плотность дислокаций  $\rho$ .

Плотность дислокаций определялась по формуле [2]

$$\rho = \frac{k\beta^2}{F b^2},$$

где  $k$  – коэффициент, зависящий от модулей упругости и сдвига, характера распределения смещений и величины кристаллов,  $k = 14,4$ ;  $F$  – коэффициент, учитывающий взаимодействие дислокаций,  $F = 1$ ;  $\beta$  – физическое уширение линии (110);  $b$  – вектор Бюргера для линии (110),  $b = 2,8 \cdot 10^{-8}$  см.

Установлено, что размеры блоков мозаики во всем исследованном диапазоне режимов резания изменяются незначительно (рис. 1). Они в то же время в два раза меньше, чем в поверхностных слоях образца, не подвергнутого обработке резанием. Плотность дислокаций в поверхностном слое уменьшается с ростом скорости резания, подачи и глубины; у образца, не подвергнутого резанию, она в 1,5...2 раза ниже. Более сложная картина характерна для изменения микронапряжений при различных сочетаниях элементов режима резания.

Найденные закономерности получают свое обоснование при анализе физических процессов, протекающих в зоне резания. Известно, что при внедрении режущего лезвия в обрабатываемый материал наблюдается интенсивный рост дислокаций [3], что приводит к дроблению зерен на блоки и измельчению блоков мозаики. При малых скоростях резания удаление металла происходит путем скалывания его частиц; действие резца на обработанную поверхность незначительно и микронапряжения сохраняются такими же, как и в поверхностном слое заготовки. Возрастание скорости резания приводит к возникновению вибраций, которые способствуют дальнейшему измельчению блоков и, как следствие, уменьшают микронапряжения. При более высоких скоростях резания возрастает температура в зоне резания, прирезцовые слои обрабатываемого материала размягчаются, процесс резания облегчается, что способствует уменьшению плотности дислокаций и микронапряжений.

Подача и глубина резания оказывают влияние на состояние тонкой структуры, так как происходит изменение толщины и ширины срезаемого слоя и перераспределение величин удельного давления вдоль режущего резца.

Таким образом, упрочнение поверхностного слоя детали определяется в первую очередь степенью измельчения блоков мозаики и плотностью дислокаций. Напряжения II рода играют в упрочнении металлов вспомогательную роль; их величина не связана с сопротивлением деформации, а является характеристикой свойств данного материала [4...6]. Это позволяет определить область режимов резания, обеспечивающих наиболее благоприятный характер упрочнения обработанной поверхности:  $v = 60 - 100$  м/мин,  $s = 0,06 - 0,09$  мм/об,  $t = 0,10$  мм.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Горелик С.С., Расторгуев Л.Н., Скаков Ю.А. Рентгенографический и электронно-графический анализ металлов. — М., 1963. 2. Миркин Л.И., Уманский Я.С. Исследование состояния кристаллической решетки и плотности дислокаций при фазовых превращениях в сталях. — Физика металлов и металловедение, 1960, т. 9, № 6. 3. Старков В.К. Дислокационные представления о резании металлов. — М., 1979. 4. Уманский Я.С., Пивоваров Л.Х. Рентгенографические методы исследования мозаичной структуры металлов. — Заводская лаборатория, 1958, т. 24, № 5. 5. Курдюмов Г.В., Перкас М.Д., Хандрос Л.Г. О роли искажений II рода в упрочнении металлов. — Физика металлов и металловедение, 1959, т. 7, № 5. 6. Миркин Л.И., Уманский Я.С. Взаимная связь элементов тонкой кристаллической структуры металлов и сплавов при упрочнении путем закалки и пластической деформации. — Науч. докл. высш. школы. "Металлургия", 1959, № 1.

УДК 621.941.1.019

П.И. ЯЩЕРИЦЫН, А.Ф. ГОРБАЦЕВИЧ,  
ЧАН ВАН ДИК

### ВЛИЯНИЕ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ НА ТОЧНОСТЬ ПРИ ЗУБОФРЕЗЕРОВАНИИ

В настоящее время установление взаимосвязи режима резания и точности обработанных деталей является малоизученным вопросом. Взаимосвязь эта несомненна, но из-за ее сложности пока не выявлены математические закономерности в виде формул, описывающих влияние режима резания на отдельные параметры точности деталей. Поэтому в данной работе сделана попытка найти математические модели, описывающие влияние режима резания на точность при зубофрезеровании. Для этого был применен метод полного факторного эксперимента.

Математическое описание рассматриваемого процесса выражается в следующем уравнении регрессии:

$$y = b_0 + b_1 X_1 + b_2 X_2 + b_{12} X_1 X_2, \quad (1)$$

где  $b_0, b_1, b_2, b_{12}$  — коэффициенты регрессии;  $X_1, X_2$  — кодированные переменные, связанные со скоростью и подачей.

При проведении полного факторного эксперимента были заданы условия, приведенные в табл. 1. Опыты проводились на зубофрезерном станке ВСБ12117 для детали 240-1005030. Матрица планирования и результаты полного факторного эксперимента приведены в табл. 2. Значение  $y$  является средним из значений, полученных после каждого опыта.

Т а б л и ц а 1.

## Основные характеристики плана эксперимента

Характеристика	Скорость V, м/мин	Подача S, мм/об
Основной уровень	36,5	3,75
Интервал варьирования	8	2,25
Верхний уровень	44,5	6
Нижний уровень	28,5	1,5

Т а б л и ц а 2.

## Матрица планирования и результаты полного факторного эксперимента

Номер опыта	X <sub>1</sub>	X <sub>2</sub>	X <sub>1</sub> X <sub>2</sub>	V, м/мин	S, мм/об	y		
						+A <sub>al</sub> <sup>''</sup>	-A <sub>ai</sub> <sup>''</sup>	F <sub>ir</sub> <sup>''</sup>
1	-1	-1	+1	28,5	1,5	0,169	0,092	0,077
2	+1	-1	-1	44,5	1,5	0,149	0,081	0,068
3	-1	+1	-1	28,5	6	0,243	0,141	0,101
4	+1	+1	+1	44,5	6	0,225	0,132	0,093

Прежде чем приступить к нахождению коэффициентов уравнения регрессии (1), необходимо убедиться в том, что опыты воспроизводимы. Для проверки воспроизводимости опытов находим расчетное значение критерия Кохрена  $G_p$ , которое определяется следующим образом:

$$G_p = \frac{\max S_i^2}{\sum_{i=1}^N S_i^2}, \quad (2)$$

где  $S_i^2$  – дисперсия каждой серии параллельных опытов;  $S_i^2$  определяется по формуле

$$S_i^2 = \frac{1}{k-1} \sum_{j=1}^k (y_{ij} - \bar{y}_{i\text{cp}})^2, \quad (3)$$

где  $y_{ij}$  – значение параллельных опытов;  $\bar{y}_{i\text{cp}}$  – среднее арифметическое значение параллельных опытов;  $k$  – число параллельных опытов.

Результаты расчета показали, что опыты воспроизводимы ( $G_p = 0,207, 0,211, 0,214, G_T = 0,372$ ). Таким образом, можно принять решение о дальнейшем использовании полученных данных для построения модели.

После определения коэффициентов регрессии с помощью формул (1) были получены уравнения

$$\left. \begin{aligned} y_{A_{al}}''' &= 0,195 - 0,0095X_1 + 0,037X_2 + 0,0005X_1 \cdot X_2, \\ y_{A_{ai}}'' &= 0,112 - 0,0052X_1 + 0,024X_2 + 0,0005X_1 \cdot X_2, \\ y_{F_{ir}}'' &= 0,085 - 0,0043X_1 + 0,012X_2 + 0,0025X_1 \cdot X_2. \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

Однако проверка значимости коэффициентов регрессии показала, что  $b_{12}$  незначимы. Итак, они могут быть исключены из уравнений системы (4). Получив уравнения регрессии, следует проверить их адекватность, т.е. способность достаточно хорошо описывать поверхность отклика. Эта проверка осуществляется с помощью критерия Фишера [1]. Результаты расчета показали, что все уравнения адекватны.

Таким образом, полученные математические модели можно применять для прогнозирования изменения точности зубчатых колес в зависимости от режима резания и также для решения экстремальных задач.

УДК 621.941.1.014.3

И.А. КАШТАЛЬЯН

### ВЛИЯНИЕ РЕЖИМОВ ОБРАБОТКИ НА ПРОЦЕСС КИНЕМАТИЧЕСКОГО СТРУЖКОЛОМАНИЯ НА ТОКАРНЫХ СТАНКАХ С ЧПУ

Метод разделения стружки на элементы с помощью периодического останова резца нашел широкое применение при точении вязких сталей. На универсальных токарных станках останов резца, как правило, осуществляется с помощью различных прерывателей, включаемых в механизмы подачи станка (кулачки с вырезами, тормозные электромагнитные муфты и т.д.). При этом время выстоя резца  $t_{в}$  равно времени одного оборота детали. За это время происходит подрезка стружки на всю ее толщину. В идеальном случае время выстоя  $t_{в3}$  будет равно  $t_{в3} = \frac{60}{n}$ , где  $n$  — число оборотов шпинделя в минуту. В действительности оно будет больше на время срабатывания механизма прерывания подачи, которое учитывается через коэффициент быстрогодействия  $\psi$ . Например, для привода подачи с ведущей электромагнитной муфтой значение  $\psi = 1,1 \dots 1,25$ . Поэтому фактическое время выстоя будет равно  $t_{в3} = \psi \frac{60}{n}$ , что приводит к дополнительным потерям машинного времени.

Наряду с этим экспериментально установлено, что для ломания стружки подача резца может быть остановлена на время  $t_{в3}$ , которое меньше времени оборота обрабатываемой детали [1]. Время  $t_{в3}$  зависит от режимов резания, материала обрабатываемой детали, геометрии режущей части инструмента и т.д. Поэтому необходимым условием повышения производительности обработки при данном способе стружколомания является управление временем  $t_{в3}$ .

На станках с ЧПУ функцию изменения величины подачи от некоторого значения  $s$  до 0 берет на себя управляющее устройство. В системах ЧПУ, построенных по принципу мини-ЭВМ, эта задача сводится лишь к изменению части математического обеспечения, для чего дополнительно вводится алгоритм прерывания подачи. Такой алгоритм описан в работе [1]. В данном алгоритме время выстоя резца  $t_{в3}$  выражено через амплитуду подрезки  $A$  (величина, на которую подрезается стружка в направлении, противоположном подаче). Для каждого конкретного перехода (прохода) амплитуда будет равна

$$A = K s, \quad (1)$$

где  $s$  — подача, мм/об;  $K$  — коэффициент подрезки, учитывающий влияние различных факторов на величину амплитуды  $A$ . Величина  $A$  задается в кадрах, где необходимо кинематическое стружколомание.

С целью определения влияния режимов резания на коэффициент подрезки  $K$  проводились опыты на токарном патронном полуавтомате мод. 1734ф3 с устройством ЧПУ Н55-1. Обрабатывались заготовки диаметром 200 мм из горячекатанной стали 45 ( $\sigma_{в3} = 66$  кгс/мм<sup>2</sup>; НВ = 170...179) и стали 20Х ( $\sigma_{в3} = 47$  кгс/мм<sup>2</sup>; НВ = 131). Обработка велась проходным резцом, оснащенным твердым сплавом Т15К6 с геометрическими параметрами режущей части:  $\varphi = 90^\circ$ ,  $\varphi_1 = 10^\circ$ ,  $\alpha = 12^\circ$ ,  $\gamma = -5^\circ$ ,  $\lambda = 0^\circ$ . В качестве СОЖ применялась эмульсия. В зону резания жидкость подавалась непрерывной струей.

В программах, по которым велась обработка, значение амплитуды  $A$  в каждом последующем кадре возрастало на 0,01 мм по сравнению с предыдущим. Причем для всех исследуемых подач амплитуда изменялась от 0 до  $s$ . Длина перемещений в пределах кадра была равна 10 мм. Для регистрации результатов разделения стружки на элементы обработка велась в режиме "останов по концу кадра". Регистрировались кадры (амплитуда прерывания  $A$ ), в которых стружколомание было устойчивым. Графики строились по среднеарифметическим значениям результатов десяти опытов. Влияние скорости резания на коэффициент подрезки  $K$  исследовали при глубине ре-

зания 3 мм и подачах 0,2; 0,3; 0,4; 0,5 мм/об. Скорость резания изменяли в пределах от 60 до 150 м/мин.

Установлено, что с возрастанием скорости резания растет и величина коэффициента подрезки  $K$ . Кроме того, расширяется диапазон амплитуд прерывания подачи  $A$ , в котором разделение стружки на элементы неустойчиво. Увеличение подачи приводит к смещению границ устойчивого стружколомания в сторону больших скоростей.

Обрабатываемый материал также оказывает существенное влияние на процесс дробления стружки. При обработке на одних и тех же режимах значения коэффициента подрезки для стали 20X значительно выше, чем для стали 45.

Влияние подачи на коэффициент подрезки  $K$  исследовали при скорости резания  $v = 120$  м/мин и глубине резания  $t = 3$  мм. Опыты показали, что значение коэффициента  $K$  уменьшается с увеличением подачи. Кроме того, установлено, что существуют значения подачи, при которых стружколомание осуществляется без выстоя резца (по режимам). Для стали 20X при  $v = 120$  м/мин и  $t = 3$  мм ломание стружки по "режимам" наступает уже при  $s \geq 0,6$  мм/об.

На коэффициент  $K$  оказывает влияние и ширина срезаемого слоя. С увеличением ширины среза растет и значение  $K$ . При этом для больших значений ширины среза значение  $K$  увеличивается в меньшей степени.

Обобщенные зависимости коэффициента подрезки  $K$  от скорости резания  $v$ , подачи  $s$  и ширины среза  $b$  находились с помощью двойной логарифмической системы координат. В результате были получены соедующие степенные функции, соответственно для стали 45 и стали 20X:  $K = 2,4 \cdot 10^{-3} v^{0,85} s^{-0,95} b^{0,35}$ ,  $K = 3,2 \cdot 10^{-3} v^{0,8} s^{-0,95} b^{0,3}$ .

Приведенные эмпирические зависимости получены для узких интервалов режимов обработки ( $v = 100 \dots 170$  м/мин;  $s = 0,1 \dots 0,5$  мм/об;  $b = 1 \dots 5$  мм). Поэтому их применение для расширенных интервалов режимов обработки приведет к ошибкам в определении  $K$ .

Таким образом, для ломания стружки подача резца в ряде случаев может быть остановлена на время, меньшее времени оборота обрабатываемой детали. Это существенно снижает время на стружколомание и тем самым увеличивает производительность обработки. Режимы резания оказывают значительное влияние на процесс подрезки стружки. Уменьшить машинное время можно путем применения наименьших значений коэффициента  $K$ .

## ЛИТЕРАТУРА

1. Боганов А.А., Каштальян И.А. Кинематическое стружколомание на станках с ЧПУ. — В сб.: Оборудование с числовым программным управлением. — М., 1976, вып. 6.

## СОДЕРЖАНИЕ

Я щ е р и ц ы н П.И., С о к о л о в В.О., Д о р о ф е е в В.Д. О некото- рых закономерностях электроэрозионной обработки алмазных токопрово- дящих кругов . . . . .	3
Я щ е р и ц ы н П.И., Г о р б а ц е в и ч А.Ф., Ч а н В а н Д и к. Осо- бенности формирования физико-механических свойств поверхностного слоя при обработке зубчатых колес . . . . .	5
Б а б у к В.В., Ч е п а П.А., Н е г е н А.П. Формообразование микро- неровностей при обкатывании деталей шариком . . . . .	7
С а к о в и ч А.А., Б а б у к В.В., Ш а м ш у р А.С. Исследование оми- ческого сопротивления в зоне трения наплавленных и упрочненных поверх- ностей поверхностной высокотемпературной термомеханической обработ- кой . . . . .	10
К а н е М.М. Статистический анализ взаимосвязей характеристик дина- мической нагруженности зубчатой передачи с некоторыми параметрами ее точности и режимами работы. . . . .	12
М и к у л и к Н.А., Д е в о й н о О.Г., Д е в о й н о И.Г. Крутильные ко- лебания замкнутой динамической системы . . . . .	14
Б а с с И.А., Ж и г а л к о Н.И., Р о з е н т а л ь П.Л. Применение ЭВМ для проектирования комбинированных инструментов . . . . .	17
К о ч е р г и н А.И., Д е ч к о М.М. Стойкостные зависимости при пере- менной величине износа инструмента . . . . .	22
К а ш т а л ь я н И.А., К о ч е р г и н А.И. Обработка с модулированной подачей на токарных станках с ЧПУ . . . . .	25
Г о р с к и й К.Ф., Я ц у р а Е.С., К у з ь м и ч К.К., Т е р е н т ь - е в А.В. Вопросы расчета элементов тормозных устройств гидроприводов	28
Т и л и г у з о в Г.В., Я ц у р а Е.С., Ж и л и н с к и й О.В., К а п а н е ц Э.Ф. Формирование требуемых физико-механических свойств и структур- ного состояния поверхностей деталей при бесцентровом шлифовании . . . . .	33
Е р е м е н к о М.Л., К р и в к о Г.П., Т у р о м ш а В.И. Некоторые особенности получения заготовок несимметричных бочкообразных роли- ков методом поперечной прокатки . . . . .	37



Б р а н к е в и ч Э.С. О путях снижения температуры шлифования . . .	40
К а н е М.М. Анализ стационарности процессов зубофрезерования и шевингования цилиндрических зубчатых колес. . . . .	43
Ч и с т о с е р д о в П.С., К и с е л е в М.Г., Ш а д у р о Р.Н. Анализ ультразвуковых колебательных систем для калибрования шлицевых отверстий. . . . .	46
С о л о н е н к о В.Г., Ш а г у н В.И. Затылование заборного конуса метчиков. . . . .	51
К у з ь м и н Ю.П., Л о х м а т о в В.К., П у н ч и к А.Б., Ж и г а л к о Н.И. К вопросу создания единой терминологии элементов процесса механической обработки резанием . . . . .	55
Я к и м а х о А.П. Износ заготовки и инструмента при алмазном хонинговании стекла . . . . .	61
Ж о л о б о в А.А., Ч и с т о с е р д о в П.С., П а н т е л е е в Н.М. К вопросу расчета упрощенного профиля деформирующих элементов ротационных протяжек . . . . .	63
Ш е в ц о в А.И., Х о д о с е в и ч В.Г. Способ уменьшения величины центробежной деформации наплаваемых гильз цилиндров при их восстановлении . . . . .	68
С п и р и д о н о в Н.В., И в а ш к о В.С., П р о т а с е в и ч В.А. Установка торцового трения для испытаний материалов в химически активных средах . . . . .	72
В о л к о в Ю.А., Н а г о р с к и й А.В., Ж у т о в а А.Е., Б е л а я Н.И. Анализ путей повышения термоциклической стойкости деталей машин . . .	75
И в а ш к о В.С., С п и р и д о н о в Н.В., К о р о л ь к о А.А., Н и к и т и н а А.С. К вопросу определения экономической эффективности покрытий из самофлюсующихся твердых сплавов, нанесенных методом напыления. . . . .	80
И в а ш к о В.С., П р о т а с е в и ч В.А., В а с и л е в с к и й Е.С. Исследование износостойкости покрытий из напыленного и подвергнутого высокотемпературному уплотнению сплава на основе никеля . . . . .	83
Е ж е н к о в Г.Г., Г а л ь к В.Х., Д в о р к и н В.Ю., Б о р и с к и н П.И., С а м о д е е в а Т.И. Анализ ресурса быстроизнашивающихся деталей нефтяных насосов . . . . .	85
И в а ш и н Э.Я. Об удалении стружки из зоны резания при сверлении. . . . .	87
Р о г о з и н с к и Т., К у з ь м и н А.В., С а м к о в и ч Е., Н а т а л е в и ч А.Н. Исследование зацепления роликовой цепи со звездочкой. . . . .	91

С о б о л е в с к и Е. Влияние конструктивных параметров шариковинтовых механизмов на неравномерность момента холостого хода . . . . .	95
С о б о л е в с к и Е. Влияние схем нагружения на неравномерность момента холостого хода шариковинтовых механизмов . . . . .	100
Д е м б о в с к и й Л.М., М е л а м е д Г.И. Об одном алгоритмическом подходе поиска режимов обработки детали на автоматической линии . .	104
Б о г д а н о в и ч Ф.А., В и н е р с к и й С.Н., В о р о ш н и н а Г.Б., К и с е л е в а Т.Н. Анализ шума и снижение вредного влияния его на организм человека в шариковом цехе подшипникового завода . . . . .	108
С е р и к о в а Л.И., С т е л ь м а ш о н о к А.Н. Санитарно-техническая паспортизация цехов основного и вспомогательного производства машиностроительных заводов . . . . .	110
Ф е л ь д ш т е й н Е.Э., Б а ш у н Т.В. Тонкая структура порошкового материала на основе железо-хром после тонкого точения резцами из гексанида . . . . .	112
Я щ е р и ц ы н П.И., Г о р б а ц е в и ч А.Ф., Ч а н В а н Д и к. Влияние режимов резания на точность при зубофрезеровании. . . . .	115
К а ш т а л ь я н И.А. Влияние режимов обработки на процесс кинематического стружколомания на токарных станках с ЧПУ . . . . .	117

## РЕФЕРАТЫ

УДК 621.784.4.001

Я щ е р и ц ы н П.И., С о к о л о в В.О., Д о р о ф е е в В.Д. О некоторых закономерностях электроэрозионной обработки алмазных токопроводящих кругов. "Машиностроение", 1980, вып. 4, с. 3—5.

Приведены результаты экспериментального исследования влияния технологических режимов и условий электроэрозионной обработки на линейную скорость эрозии металлических связок алмазных кругов. — Ил. 3. Табл. 1. Библ. 2.

УДК 621.941.1.019

Я щ е р и ц ы н П.И., Г о р б а ц е в и ч А.Ф., Ч а н В а н Д и к. Особенности формирования физико-механических свойств поверхностного слоя при обработке зубчатых колес. "Машиностроение", 1980, вып. 4, с. 5—7.

Приведены результаты исследований закономерности проявления технологической наследственности при формировании физико-механических свойств поверхностного слоя при обработке зубчатых колес. — Ил. 1. Библ. 2.

УДК 621.787.4

Б а б у к В.В., Ч е п а П.А., Н е г е н А.П. Формообразование микронеровностей при обкатывании деталей шариком. "Машиностроение", 1980, вып. 4, с. 7—10.

Изложена механика формообразования микронеровностей поверхности при обработке деталей поверхностным пластическим деформированием. Предложены формулы для расчета  $R_{zm}$  при обкатывании шариком в зависимости от режимов обработки. — Ил. 2. Библ. 4.

УДК 621.791.92

С а к о в и ч А.А., Б а б у к В.В., Ш а м ш у р А.С. Исследование омического сопротивления в зоне трения наплавленных и упрочненных поверхностей поверхностной высокотемпературной термомеханической обработкой. "Машиностроение", 1980, вып. 4, с. 10—12.

Приведены результаты экспериментальных исследований омического сопротивления в зоне трения наплавленных и упрочненных поверхностей методом ПВ ТМО. Показано, что омическое сопротивление в зоне трения поверхностей упрочненных ПВ ТМО уменьшается, что в конечном итоге сказывается на увеличении износостойкости. — Табл. 1.

УДК 621.831

К а н е М.М. Статистический анализ взаимосвязей характеристик динамической нагруженности зубчатой передачи с некоторыми параметрами ее точности и режимами работы. "Машиностроение", 1980, вып. 4, с. 12—14.

Приведены результаты расчетов математических зависимостей между указанными факторами, полученными в результате экспериментального исследования взаимосвязей между ними на специальном стенде в условиях, близких к эксплуатационным. Дан статистический анализ достоверности полученных результатов. Полученные зависимости могут быть использованы для оптимизации исследованных параметров работы передачи. — Табл. 1. Библ. 2.

УДК 621.01: [534 + 517.948

М и к у л и к Н.А., Д е в о й н о О.Г., Д е в о й н о И.Г. Крутильные колебания замкнутой динамической системы. "Машиностроение", 1980, вып. 4, с. 14—17.

Рассматриваются крутильные колебания замкнутой механической динамической системы с периодическими возмущениями. Приведены замкнутая расчетная динамическая схема, система дифференциальных уравнений, а также решения этих уравнений, из которых видно влияние возмущающих сил на колебания в звеньях системы. — Ил. 1.

УДК 621.9:681.3.06

Б а с с И.А., Ж и г а л к о Н.И., Р о з е н т а л ь П.Л. Применение ЭВМ для проектирования комбинированных инструментов. "Машиностроение", 1980, вып. 4, с. 17—21.

Изложен один из возможных подходов применения ЭВМ при автоматизации проектирования комбинированных инструментов. Рассмотрен перечень этапов, необходимых для формализации получения конструкции комбинированного инструмента. Дан анализ этих этапов.

Выполняемая проработка задачи формализации синтеза комбинированных стержневых инструментов, а также дисковых и призматических фасонных резцов, показала перспективность изложенного подхода при автоматизации проектирования и других видов режущих инструментов. — Библ. 5.

УДК 621.91.01

К о ч е р г и н А.И., Д е ч к о М.М. Стойкостные зависимости при переменной величине износа инструмента. "Машиностроение", 1980, вып. 4, с. 22—24.

Изложена методика, позволяющая вводить в стойкостные зависимости величину допускаемого износа инструмента. — Ил. 1. Табл. 2. Библ. 1.

УДК 621.91.025

К а ш т а л ь я н И.А., К о ч е р г и н А.И. Обработка с модулированной подачей на токарных станках с ЧПУ. "Машиностроение", 1980, вып. 4, с. 25—28.

Модулирование подачи по треугольному закону позволяет увеличивать глубину резания при точении и управлять процессом образования стружки. Приводятся блок-схема алгоритма регулирования подачи и зависимость для оценки времени обработки детали. — Ил. 3.

УДК 621.9.06—82

Вопросы расчета элементов тормозных устройств гидроприводов / К.Ф. Г о р с к и й, Е.С. Я ц у р а, К.К. К у з ь м и ч, А.В. Т е р е н т ь е в. — "Машиностроение", 1980, вып. 4, с. 28—32.

Рассмотрены некоторые вопросы расчета размеров клина узла торможения гидроприводов при различных начальных скоростях и нагрузках исполнительного органа. Приводится блок-схема алгоритма вычисления на ЭЦВМ. — Ил. 3. Библ. 1.

УДК 621.923—621.924

Формирование требуемых физико-механических свойств и структурного состояния поверхностей деталей при бесцентровом шлифовании / Г.В. Т и л и г у з о в, Е.С. Я ц у р а, О.В. Ж и л и н с к и й, Э.Ф. К а п а н е ц. — "Машиностроение", 1980, вып. 4, с. 33—37.

Рассмотрены вопросы обоснованного назначения режимов обработки и структуры рабочего цикла бесцентрового врезного шлифования при обеспечении заданного качества шлифованных поверхностей. Для различных обрабатываемых материалов приведены зависимости физико-механических свойств и структурного состояния поверхностей деталей от технологических факторов. — Ил. 3. Библ. 3.

УДК 621.787

Е р е м е н к о М.Л., К р и в к о Г.П., Т у р о м ш а В.И. Некоторые особенности получения заготовок несимметричных бочкообразных роликов методом поперечной прокатки. "Машиностроение", 1980, вып. 4, с.37—40.

Рассматриваются особенности получения заготовок несимметричных бочкообразных роликов методом поперечной прокатки. Приводится расчет профиля калибра накатного вала, обеспечивающего точность формы и размеров заготовки. — Ил.4. Библ. 3.

УДК 621.923

Б р а н к е в и ч Э.С. О путях снижения температуры шлифования. "Машиностроение", 1980, вып. 4, с. 40—42.

Рассмотрено влияние на температуру шлифования связок абразивных инструментов, неуравновешенности шлифовальных кругов и кавитации СОЖ. — Библ. 5.

УДК 621.831

К а н е М.М. Анализ стационарности процессов зубофрезерования и шевингования цилиндрических зубчатых колес. "Машиностроение", 1980, вып. 4, с. 43—46.

Приведена методика и результаты анализа стационарности процессов зубофрезерования и шевингования прямозубых цилиндрических зубчатых колес в производственных и лабораторных условиях для 13 показателей точности зубчатого венца. Показано, что рассмотренные процессы являются стационарными и для получения их математических моделей могут быть использованы методы корреляционно-регрессионного анализа. — Табл. 1. Библ. 2.

УДК 621.79—534—8

Ч и с т о с е р д о в П.С., К и с е л е в М.Г., Ш а д у р о Р.Н. Анализ ультразвуковых колебательных систем для калибрования шлицевых отверстий. "Машиностроение", 1980, вып. 4, с. 46—51.

Приводится анализ колебательных систем для калибрования шлицевых отверстий деформирующими прошивками с наложением ультразвуковых колебаний с точки зрения интенсификации процесса.

Рассмотрены схемы колебательных систем, в которых колебательный режим обеспечивается во всем технологическом узле (преобразователь — концентратор — инструмент) и части его (преобразователь — концентратор). Дано теоретическое обоснование возможности такого процесса. — Ил. 1. Библ. 1.

УДК 621.9.02

С о л о н е н к о В.Г., Ш а г у н В.И. Затылование заборного конуса метчиков. "Машиностроение", 1980, вып. 4, с. 51—55.

Приводится теоретическое сравнение затыловочных кривых заборного конуса метчиков — спирали Архимеда и дуги окружности. Даны математические зависимости для вычисления текущих задних углов по угловой ширине пера и радиусу метчика. Показано, что с точки зрения сохранения постоянства задних углов кривые равноценны, однако при затыловании по дуге окружности не требуется специальное оборудование. — Ил. 3. Табл. 1. Библ. 1.

УДК 621.9.001

К вопросу создания единой терминологии элементов процесса механической обработки резанием / Ю.П. К у з ь м и н, В.К. Л о х м а т о в,

А.Б. Пунчик, Н.И. Жигалко. — "Машиностроение", 1980, вып. 4, с. 55—59.

Предложено некоторое уточнение терминологии по элементам срезаемого слоя и режимам резания для всех видов обработки резанием. — Ил. 5. Библ. 10.

УДК 681.4.02

Якимахо А.П. Износ заготовки и инструмента при алмазном хонинговании стекла. "Машиностроение", 1980, вып. 4, с. 61—63.

Изложены результаты исследования износа инструмента и заготовки при истирании кольцевых образцов из стекла К8 тремя алмазными элементами. Полученные зависимости характеризуют режущую способность и износостойкость алмазного инструмента. — Ил. 3. Библ. 2.

УДК 621.787.4.001

Жолобов А.А., Чистосердов П.С., Пантелеев Н.М. К вопросу расчета упрощенного профиля деформирующих элементов ротационных протяжек. "Машиностроение", 1980, вып. 4, с. 63—68.

Обоснована необходимость упрощения деформирующих элементов ротационных протяжек. Приводятся теоретические зависимости, определяющие профиль упрощенного ролика и его сходимость с теоретическим. На основании расчетов на ЭВМ "Минск-32" составлена таблица отклонений образующей элемента от теоретической. — Ил. 2. Табл. 1. Библ. 3.

УДК 621.797

Шевцов А.И., Ходосевич В.Г. Способ уменьшения величины центробежной деформации наплаваемых гильз цилиндров при их восстановлении. "Машиностроение". 1980, вып. 4, с. 68—72.

Приводятся результаты исследований по изысканию способа уменьшения центробежной деформации наплаваемых гильз цилиндров при их восстановлении. Предложен способ ограничения деформации при совместном использовании термоизолирующей пасты и фиксации изделия по наружной поверхности. Отработаны технологические параметры процесса. — Ил. 2. Библ. 2.

УДК 620.178.1

Спирidonов Н.В., Ивашко В.С., Протасевич В.А. Установка торцового трения для испытания материалов в химически активных средах. "Машиностроение", 1980, вып. 4, с. 72—75.

Приведены конструкция и описание установки торцового трения, предназначенной для исследований износостойкости материалов, подвергающихся одновременно коррозии и износу. — Ил. 2. Библ. 2.

УДК 621.762

Анализ путей повышения термоциклической стойкости деталей машин/ Ю.А. Волков, А.В. Нагорский, А.Е. Жутова, Н.И. Белая. — "Машиностроение", 1980, вып. 4, с. 75—80.

Проведен анализ способов борьбы с термической усталостью и показана необходимость развития нетрадиционных методов, хорошо сочетающихся с известными. Предложена конструкция гетерофазного материала (ГФМ), позволяющая снизить температурный перепад по толщине детали. Приведены результаты исследований теплового нагружения ГФМ, показывающие перспективность предложенного способа. — Ил. 2. Табл. 1. Библ. 6.

УДК 621.7

К вопросу определения экономической эффективности покрытий из самофлюсующихся твердых сплавов, нанесенных методом напыления/ В.С. Ивашко, Н.В. Спиридонов, А.А. Королько, А.С. Никитина. — "Машиностроение", 1980, вып. 4, с. 80—83.

Приведена формула для расчета годового экономического эффекта упрочненных деталей. Рассчитаны затраты на один квадратный метр поверхности упрочнения различных деталей. — Ил. 3. Библ. 1.

УДК 629.7

Ивашко В.С., Протасевич В.А., Василевский Е.С. Исследование износостойкости покрытий из напыленного и подвергнутого высокотемпературному уплотнению сплава на основе никеля. "Машиностроение", 1980, вып. 4, с. 83—85.

Излагаются результаты исследования износостойкости напыленных и подвергнутых высокотемпературному уплотнению покрытий из самофлюсующегося сплава на основе никеля. — Ил. 2. Библ. 3.

УДК 691.723

Анализ ресурса быстроизнашивающихся деталей нефтяных насосов/ Г. Г. Еженов, В.Х. Галюк, В.Ю. Дворкин и др. — "Машиностроение", 1980, вып. 4, с. 85—87.

Приведены данные по наработке и указаны причины выхода из строя быстроизнашивающихся деталей, лимитирующих долговечность нефтяных насосов. Приведены рекомендации по повышению ресурса быстроизнашивающихся деталей насосов. — Ил. 1. Библ. 1.

УДК 621.96

Ивашин Э.Я. Об удалении стружки из зоны резания при сверлении. "Машиностроение", 1980, вып. 4, с. 87—91.

Рассматриваются существующие методы удаления стружки из зоны резания при глубоком сверлении. — Библ. 7.



УДК 621.833.531

Исследование зацепления роликовой цепи со звездочкой / Т. Рогозински, А.В. Кузьмин, Е. Самкович, А.Н. Наталевич, — "Машиностроение", 1980, вып. 4, с. 91—95.

Установлено, что расположение роликов на звездочке зависит от нагрузки передачи. Скорость вхождения ролика во впадину уменьшается с увеличением нагрузки, передаваемой передачей. — Ил. 6. Табл. 1.

УДК 621.822.6

Соболевски Е. Влияние конструктивных параметров шариковинтовых механизмов на неравномерность момента холостого хода. "Машиностроение", 1980, вып. 4, с. 95—99.

Рассматривается влияние входа и выхода шариков в натяг на изменение момента холостого хода шариковинтовых механизмов. Приводятся зависимости для определения коэффициента неравномерности момента холостого хода. — Ил. 6. Библ. 2.

УДК 621.822.6

Соболевски Е. Влияние схем нагружения на неравномерность момента холостого хода шариковинтовых механизмов. "Машиностроение", 1980, вып. 4, с. 100—104.

Рассмотрено влияние неравномерного распределения нагрузки на плавность работы передач, гайки которых имеют один канал возврата, полукруглый и арочный профиль резьбы. — Ил. 2. Табл. 2. Библ. 3.

УДК 621.9

Дембовский Л.М., Меламед Г.И. Об одном алгоритмическом подходе поиска режимов обработки детали на автоматической линии. "Машиностроение", 1980, вып. 4, с. 104—108.

Рассматриваются вопросы автоматизации с помощью ЭВМ расчетов режимов обработки детали на автоматической линии. Предложен алгоритм, экспериментально проверенный на ЭВМ "Минск-32" в виде пакета программ на языке ФОРТРАН. — Ил. 1. Табл. 1.

УДК 621.002:628.517.2

Анализ шума и снижение вредного влияния его на организм человека в шариковом цехе подшипникового завода / Ф.А. Богданович, С.Н. Винерский, Г.Б. Ворошнина, Т.Н. Киселева. — "Машиностроение", 1980, вып. 4, с. 108—110.

Даны рекомендации по уменьшению вредного влияния шума на организм человека за счет правильной организации режима работы, создания

"зона относительного шумового комфорта" и повышения сопротивляемости организма работающих неблагоприятному воздействию шума. — Библ. 2.

УДК 621.002:628.517

С е р и к о в а Л.И., С т е л ь м а ш о н о к А.Н. Санитарно-техническая паспортизация цехов основного и вспомогательного производства машиностроительных заводов. "Машиностроение", 1980, вып. 4, с. 110—112.

Приведены основные разделы (таблицы) санитарно-технического паспорта для цехов основного и вспомогательного производства машиностроительных заводов. Комплексные исследования основных параметров охраны труда дали возможность выявить участки с недостаточной освещенностью, с повышенным уровнем шума и вибрации, определить концентрации пыли, аэрозолей, вредных веществ и газов, а также эффективность работы вентиляционных систем.

УДК 621.91

Ф е л ь д ш т е й н Е.Э., Б а ш у н Т.В. Тонкая структура порошкового материала на основе железо-хром после тонкого точения резцами из гексагона. "Машиностроение", 1980, вып. 4, с. 112—115.

Приведены результаты исследования тонкой структуры спеченного порошкового материала после точения. На основании анализа параметров тонкой структуры найден диапазон оптимальных режимов резания. — Ил. 1. Библ. 6.

УДК 621.941.1.019

Я щ е р и ц ы н П.И., Г о р б а ц е в и ч А.Ф., Ч а н В а н Д и к. Влияние режимов резания на точность при зубофрезеровании. "Машиностроение", 1980, вып. 4, с. 115—117.

С помощью метода полного факторного эксперимента излагаются результаты исследования влияния режимов резания на точность при зубофрезеровании. — Табл. 2.

УДК 621.941.1.014.3

К а ш т а л ь я н И.А. Влияние режимов обработки на процесс кинематического стружколомания на токарных станках с ЧПУ. "Машиностроение", 1980, вып. 4, с. 117—119.

Рассмотрен процесс кинематического стружколомания на токарных станках с ЧПУ. Приведены результаты экспериментальных исследований влияния режимов обработки на процесс ломания стружки прерыванием подачи. — Ил. 2. Библ. 1.

## МАШИНОСТРОЕНИЕ

Выпуск 4

Редакторы *Н.М. Латышева, Л.Н. Козловская*  
Худож. редактор *Ю.А. Сергачев*  
Техн. редактор *Л.И. Жук*  
Мл. редактор *И.В. Бирюкова*  
Корректоры *С.А. Берсудский, Н.И. Бондаренко*  
График *Н.И. Журавлева*  
Оператор *А.И. Маль*

ИБ 977

Подписано в печать 28.09.79. АТ 03631. Формат 60х90 1/16.  
Бумага офсет. Офсет. печать. Усл. печ. л. 8,25.  
Уч.-изд. л. 7,94. Тираж 750 экз. Зак. 6712. Цена 1 руб. 20 коп.

Издательство "Вышэйшая школа" Государственного комитета Белорусской ССР по делам издательств, полиграфии и книжной торговли. 220048. Минск, Парковая магистраль, 11.

Типография "Победа" Государственного комитета Белорусской ССР по делам издательств, полиграфии и книжной торговли. Молодечно, Привокзальный пер., 11.