

САМОПОДНАСТРАИВАЮЩИЕСЯ СТАНКИ

САМОПОДНАСТРАИВАЮЩИЕСЯ СТАНКИ



# САМОПОДНАСТРАИВАЮЩИЕСЯ СТАНКИ

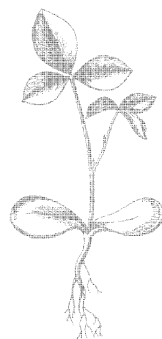
## Управление упругими перемещениями системы СПИД

Под редакцией  
заслуженного деятеля науки и техники РСФСР  
д-ра техн. наук проф. Б. С. БАЛАКШИНА

ИЗДАНИЕ 3-е



ИЗДАТЕЛЬСТВО «МАШИНОСТРОЕНИЕ»  
Москва 1970



Scan AAW

**«Самоподнастраивающиеся станки».** Под ред. заслуженного деятеля науки и техники РСФСР д-ра техн. наук проф. Б. С. Б а л а к ш и н а. М., «Машиностроение», 1970, 416 стр.

Книга представляет собой сборник статей, посвященных проблеме повышения точности и производительности обработки на металлорежущих станках путем управления упругими перемещениями системы СПИД.

В сборнике изложены основы метода управления упругими перемещениями, результаты исследования механизма образования погрешности обработки и ее измерения. Ряд работ посвящен методике проектирования систем автоматического управления к различным типам станков, даны описания этих систем и результаты исследования их работы.

Третье издание книги в основном содержит новый материал по указанной проблеме.

Книга предназначена для инженерно-технических работников заводов и научно-исследовательских институтов.

Табл. 16, илл. 200, библи. 42 назв.

Рецензент д-р техн. наук проф. **Н. М. Карелин**

Редактор канд. техн. наук **Б. М. Базров**

## ПРЕДИСЛОВИЕ

Решающими проблемами машиностроения являются повышение качества изделий и увеличение производительности труда.

Одним из основных показателей качества изделий является точность. Требования к повышению точности непрерывно возрастают. Достаточно, например, сказать, что на детали некоторых приборов установлены допуски порядка долей микрона.

К общеизвестным методам повышения точности деталей, обрабатываемых на технологических системах СПИД, относятся: увеличение статической точности и жесткости станков, приспособлений, режущего инструмента и самих обрабатываемых деталей; стабилизация температуры, использование активного контроля для компенсации размерного износа режущего инструмента и ряд других.

Обрабатываемые детали вносят в технологическую систему свои факторы, изменение которых как от одной детали к другой в партии, так и в пределах каждой детали порождает отклонения, образующие в партии деталей поля рассеяния по каждому из показателей точности.

Каждое из таких полей рассеяния получило не совсем строгое название «мгновенного поля рассеяния». В настоящее время с величиной «мгновенного поля рассеяния» приходится считаться, как с величиной, порождаемой совместным действием случайных факторов, т. е. как с величиной неуправляемой. Между тем, по мере уменьшения допуска, устанавливаемого на размеры или другие характеристики точности деталей, удельный вес мгновенного поля рассеяния в поле допуска резко возрастает и часто становится препятствием на пути увеличения требуемой точности обработки.



Еще в 1947 г. была высказана мысль о том, что основным фактором, оказывающим влияние на точность и производительность обработки, является отклонение силы резания, порождающее упругие перемещения режущего инструмента относительно баз станка или приспособления, определяющих положение обрабатываемой детали.

Проведенные исследования позволили не только понять взаимосвязь между факторами, действующими в процессе обработки в системе СПИД, но и установить механизм образования погрешностей, получаемых на обрабатываемых деталях. Все это дало возможность поставить задачу нахождения путей и средств управления упругими перемещениями, возникающими в системе СПИД, для увеличения точности и производительности обработки.

В лаборатории технологии машиностроения Московского станкоинструментального института были созданы технологические системы СПИД, позволяющие рабочему управлять упругими перемещениями путем поднастройки системы, руководствуясь объективными показаниями встроенных в системы приборов. Вначале управление упругими перемещениями осуществлялось рабочим вручную, затем этот процесс был полностью автоматизирован. Были созданы системы автоматического управления упругими перемещениями при обработке деталей на токарном, гидрокопировальном, горизонтально- и вертикально-фрезерном станках, круглошлифовальном, шлицешлифовальном, внутришлифовальном станках, автоматической линии МРЛ-13 и других станках. Исследования, проведенные в этой лаборатории, а также в некоторых институтах (Челябинском, Ленинградском, Ульяновском и других политехнических институтах) и на заводах (им. С. Орджоникидзе, Челябинском тракторном и др.) показали возможность существенного увеличения точности обработки путем управления упругими перемещениями систем СПИД при одновременном, как правило, увеличении производительности.

Несколько позднее (примерно с 1960 г.) разработкой этой проблемы занялись ряд фирм США, ФРГ и других стран, где эти системы получили не достаточно строгое название «адаптивного контроля».

В настоящее время на ряде отечественных заводов разрабо-

таны системы автоматического управления упругими перемещениями. Управление упругими перемещениями позволяет существенно (в 2—6 раз) повысить точность обработки деталей на станках при одновременном увеличении производительности на 20—300% и более. Системы автоматического управления упругими перемещениями необходимо встраивать как в новые станки и другие виды оборудования, так и в действующие станки путем их небольшой модернизации.

Технико-экономические расчеты показали, что вследствие сравнительно невысокой себестоимости изготовления и монтажа систем автоматического управления упругими перемещениями затраты на изготовление и встраивание этих систем окупаются в течение сравнительно небольшого промежутка времени (4—10 месяцев).

Вопросы управления ходом технологического процесса с целью повышения качества и производительности обработки в последние годы приобрели актуальнейшее значение.

Быстрые темпы развития науки и техники привели к непрерывно возрастающему моральному износу изделий. Некоторые виды изделий морально стареют в течение 1,5—2 лет, их снимают с производства и заменяют более совершенными.

Традиционные методы изготовления деталей оказались не экономичными и были пересмотрены. Быстрая смена изделий потребовала разработки и создания новых технологических процессов и быстро переналаживаемых технологических систем. Появились станки с программным управлением, которые путем смены программы позволяют быстро осуществить переход с обработки детали одного типоразмера к детали другого типоразмера. Непрерывно возрастающие требования к точности изделий, как к одному из средств повышения ресурса машин в связи с увеличением скоростей и концентрацией мощности, предъявляют повышенные требования и к точности обработки.

Обычные способы увеличения точности путем повышения жесткости системы СПИД в ряде случаев не дают необходимых результатов в других — приводят к увеличению стоимости оборудования в несколько раз. Проблема повышения точности и производительности нашла свое новое решение в создании обрабатывающих центров.

Обрабатывающие центры позволяют с наименьшим числом

установок (часто с одной установкой) детали осуществить ее программированную обработку. Обработка деталей на станках с одной установки сокращает погрешность установки и тем самым увеличивает точность обработки.

Введение в станки и обрабатывающие центры различного рода систем измерения положения узлов станка относительно станины, кареток и т. д. существенно повысило точность статической настройки (точность позиционирования), но не решило вопроса увеличения точности динамической настройки, а следовательно, и точности обработанных деталей.

Увеличение точности обработки на станках с программным управлением и обрабатывающих центрах, как показал опыт, может быть экономично достигнуто путем внедрения в них систем автоматического управления упругими перемещениями.

Широкое внедрение систем автоматического управления упругими перемещениями стало одной из актуальных народно-хозяйственных задач машиностроения и привлекло к себе внимание широкой инженерной и научной общественности.

Предлагаемое читателю третье издание научно-исследовательских работ, выполненных коллективом кафедры «Технология машиностроения» Московского станкоинструментального института и других вузов, содержит результаты новых исследований, дополняющих и развивающих результаты исследований, опубликованные в первых двух сборниках (1965, 1967 гг.) по созданию систем автоматического управления упругими перемещениями систем СПИД с целью повышения точности и производительности обработки.

---

## **АВТОМАТИЗАЦИЯ УПРАВЛЕНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИМ ПРОЦЕССОМ С ЦЕЛЬЮ ПОВЫШЕНИЯ ТОЧНОСТИ И ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ОБРАБОТКИ**

**З**адача наиболее полного удовлетворения различных потребностей людей порождает непрерывно возрастающие темпы развития науки и техники. Наука изучает различные виды движения материи и устанавливает надлежащие законы и условия, в пределах которых они действуют. Техника, используя законы, разрабатывает новые производственные и технологические процессы, необходимые для их реализации оборудование, инструмент, приспособления, приборы и другую технологическую оснастку. Каждый производственный и технологический процесс позволяет удовлетворить надлежащую потребность людей, если он обеспечивает качественное решение поставленной задачи с наименьшими затратами обоих видов труда и сырого (природного) материала.

Требования людей к качеству выполнения процесса или его результатам непрерывно возрастают. Транспортные машины должны перемещать людей на большие и малые расстояния с наибольшими удобствами и с наименьшими затратами средств и времени. Сельскохозяйственные машины должны обеспечивать пахоту, уборку урожая с наибольшей производительностью, наименьшими потерями, расходами и затратами и т. д. Требование более полного удовлетворения потребностей людей порождает увеличение скоростей машин и другой технологической оснастки, возрастание их мощности, удельных нагрузок. Как следствие, возникает ускоренный износ оборудования.

Все изложенное характеризуется непрерывным возрастанием требований к качеству и производительности технологических систем, осуществляющих надлежащий технологический процесс.

Среди большого количества показателей, характеризующих качество, одним из основных является точность технологических систем. Требования к точности современных технологических систем непрерывно возрастают. Увеличение точности позволяет не только повысить качество продукции, но и увеличить производительность технологических систем путем повышения их надежности, долговечности и быстроходности. Если два десятка лет тому назад точность перемещения и установки узлов координатно-расточных станков исчислялась в сотых долях миллиметра, то от современных станков уже требуется точность в несколько микрон, а в ряде случаев даже долей микрона.

Увеличение точности и производительности современных

машин и другой технологической оснастки является одной из самых актуальных задач современного машиностроения. В соответствии с увеличением требований к точности машин и другой технологической оснастки непрерывно возрастают требования и к точности деталей их составляющих. Точность детали характеризуется величиной допусков, устанавливаемых на расстояние между двумя поверхностями детали или участками одной из поверхностей (такое расстояние обычно называют размером); поворот поверхности детали относительно другой, выбранной за

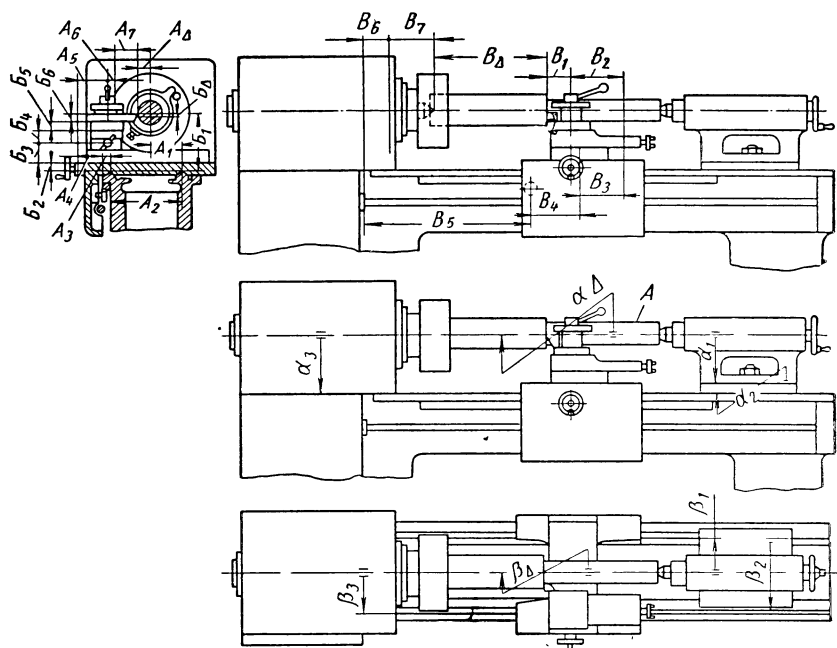


Рис. 1. Размерные цепи системы СПИД токарного станка

базу; форму каждой из поверхностей детали (макрогеометрия) и на шероховатость поверхности.

Для получения требуемого качества заготовки деталей или частично обработанные детали включаются в кинематические и размерные цепи систем СПИД в качестве их замыкающих звеньев. На рис. 1 схематически показано включение заготовки валика в размерные цепи токарного станка. Из рисунка видно, что с помощью размерных цепей

$$A_{\Delta} = A_1 + \dots + A_7, \quad (1)$$

$$B_{\Delta} = B_1 + \dots + B_6 \quad (2)$$

образуется радиус обработанной поверхности  $r$ , величина которого (рис. 2)

$$r = \sqrt{A_{\Delta}^2 + B_{\Delta}^2}. \quad (3)$$

Удваиваясь, радиус превращается в диаметр.

При изготовлении подавляющего большинства деталей величина  $B_{\Delta}$  мала по сравнению с  $A_{\Delta}$ , и поэтому ее влиянием обычно пренебрегают, полагая  $r = A_{\Delta}$ . При обработке деталей малых диаметров с небольшими величинами допусков удельное влияние величины  $B_{\Delta}$  возрастает и с ней приходится считаться.

Линейные размеры валика получаются с помощью размерной цепи

$$B_{\Delta} = B_1 + \dots + B_7. \quad (4)$$

Повороты осей цилиндрических поверхностей валика относительно оси зацентрированных отверстий образуются с помощью размерных цепей

$$\alpha_{\Delta} = \alpha_1 + \alpha_2 + \alpha_3, \quad (5)$$

$$\beta_{\Delta} = \beta_1 + \beta_2 + \beta_3. \quad (6)$$

В процессе обработки партии деталей действует большое количество факторов. Их влияние на точность наиболее просто ви-

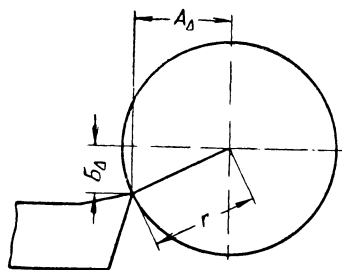


Рис. 2. Образование величины радиуса обработанной детали

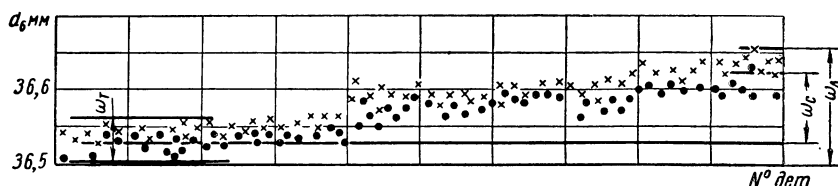


Рис. 3. Точечная диаграмма размеров партии обработанных деталей

деть путем построения точечной диаграммы. Для этого по оси ординат откладывается величина параметра точности (например, размера деталей), а по оси абсцисс — размер очередной обработанной детали (рис. 3).

Из диаграммы видно, что размеры деталей отличаются один от другого в пределах поля рассеяния  $\omega_t$ , которое в обработанной партии меняет свое значение и постепенно смещается в сторону увеличения размеров на величину  $\omega_c$ . Отклонения смежных размеров порождаются совместным действием случайных факторов, таких, как отклонения припуска на обработку, откло-



нения твердости (а также физико-механических свойств материала) и ряда других. Совместное действие изменений независимых или слабо зависимых случайных факторов порождает поле рассеяния  $\omega_r$ .

Если в процессе обработки партии деталей отклонения каждого из случайных факторов не имеют существенных изменений, величина поля рассеяния  $\omega_r$  остается более или менее постоянной. При наличии существенных отклонений одного из случайных факторов величина поля рассеяния меняется. Она может быть больше или меньше.

Влияние систематически действующих факторов, изменяющихся по известным законам, вызывает смещение середины поля рассеяния  $\omega_r$  по закону, представляющему алгебраическую или векторную сумму смещений, вызываемых законом изменения каждого из систематически действующих факторов. Результатом совместного действия систематических факторов является поле рассеяния  $\omega_c$ .

В дополнение к перечисленным в процессе обработки могут действовать систематические постоянные по величине факторы. Их влияние сказывается в виде добавочных отклонений постоянной величины  $\omega_n$ .

Общая величина поля рассеяния размера партии обработанных деталей, как видно из точечной диаграммы,

$$\omega_{\Delta} = \omega_r + \omega_c + \omega_n. \quad (7)$$

Из изложенного и равенства (7) видно, что для повышения точности обрабатываемых деталей необходимо уменьшить каждое из слагаемых.

Из теоретической точностной диаграммы (рис. 4) видно, что по мере уменьшения поля допуска  $\delta_{\Delta}$  до  $\delta_{\Delta}'' \dots \delta_{\Delta}'' \dots \delta_{\Delta}'$  удельное влияние поля рассеяния  $\omega_r$ , порождаемого отклонениями случайно действующих факторов, возрастает, что увеличивает количество поднастроек технологической системы СПИД, связанных, как правило, с потерей производительности и увеличением себестоимости обработки деталей. Чем больше величина поля рассеяния  $\omega_r$ , тем при той же величине допуска сложнее процесс поднастройки, так как момент поднастройки должен определяться на основе расчета группового или скользящего среднего размера. При этом, чем больше величина  $\omega_r$ , тем больше должно быть количество деталей в выборке для определения группового среднего размера.

Увеличение размерной стойкости режущего инструмента является также одним из действенных средств для увеличения производительности обработки, так как при заданной величине допуска  $\delta_{\Delta}$  количество поднастроек сокращается вследствие уменьшения угла  $\alpha$  наклона касательной к кривой размерного износа, как это схематически показано на рис. 5, с  $\alpha_1$  до  $\alpha_2$ , и

момент поднастройки наступает значительно позднее ( $m > n$ ). Между двумя поднастройками можно обработать большее количество деталей.

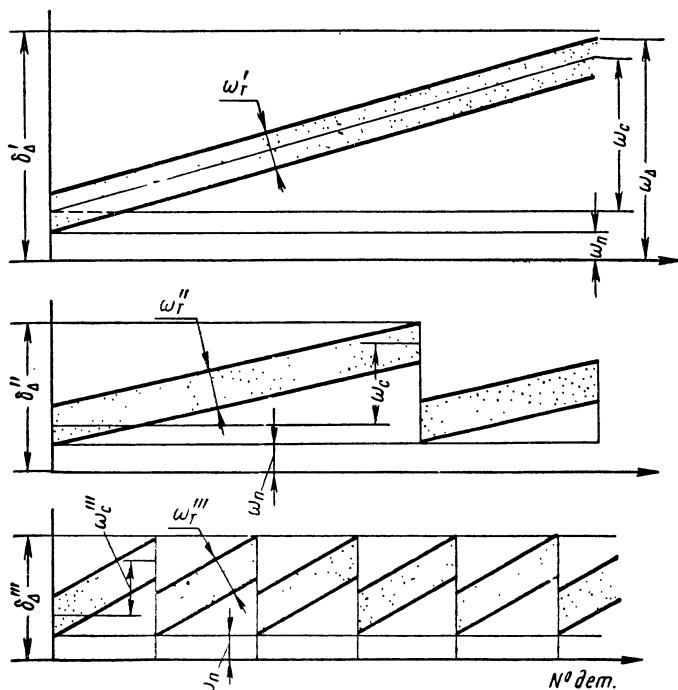


Рис. 4. Теоретические точечные диаграммы размеров партии деталей

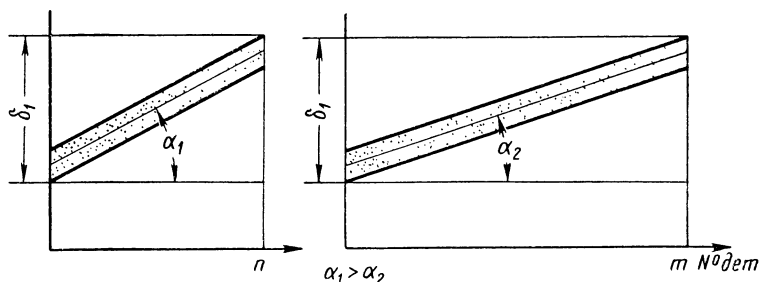


Рис. 5. Влияние размерного износа инструмента на количество поднастроек технологической системы СПИД

Из изложенного следует, что при прочих равных условиях для увеличения точности и производительности обработки необходимо найти пути сокращения величины поля рассеяния  $\omega_T$ ,

порождаемого совместным влиянием отклонений случайно действующих факторов.

Многочисленные исследования показали, что среди большого количества случайных факторов, действующих в процессе обработки, наибольшее влияние на величину  $\omega_r$  оказывают два: отклонение припуска на обработку и отклонение твердости материала заготовок или обрабатываемых деталей.

Общеизвестно, что сила резания  $P$  является функцией ряда факторов:

$$P = f(v, t, s, H, C_1, C_2 \dots), \quad (8)$$

где  $v$  — скорость резания;

$t$  — глубина резания;

$s$  — подача на оборот или в минуту;

$H$  — твердость материала;

$C_1$  — коэффициент, характеризующий режущий инструмент, его геометрию, состояние и т. д.;

$C_2$  — коэффициент, характеризующий другие условия обработки.

Из уравнения (8) видно, что вследствие отклонения величины припуска на обработку меняется глубина резания  $t$ , а следовательно, и сила резания  $P$ ; аналогичное явление происходит и при отклонениях твердости материала  $H$ , геометрии режущего инструмента и условий обработки.

Изменение силы резания  $P$ , представляющей собой векторную величину, вызывает в системе СПИД появление отклонений величины упругого перемещения  $A'_\delta$ , создаваемого в системе СПИД в результате натяга. Величина первоначального упругого перемещения (натяга)  $A'_\delta$  создается в системе СПИД путем выбора и установления режимов резания и условий обработки.

Оставляя временно в стороне вопрос о влиянии размерного износа режущего инструмента на изменение размеров обработанных деталей, рассмотрим механизм образования упругих перемещений в размерных и кинематических цепях системы СПИД и их влияние на изменение параметров, характеризующих точность обрабатываемых деталей. Известно, что при возникновении силы резания в размерных и кинематических цепях системы СПИД возникают два вида упругих деформаций: контактные в стыках каждой из пар сопрягаемых деталей и собственные деформации деталей, участвующих своими размерами в качестве звеньев размерных или кинематических цепей, при помощи которых образуется размер обрабатываемой детали. Контактные деформации включают также относительное смещение сопрягаемых деталей и их пространственные повороты, происходящие вследствие наличия зазоров в стыках сопрягаемых деталей. Детали системы СПИД и их стыки оказывают различное влия-

ние на образование погрешности замыкающего звена размерной цепи в зависимости от местонахождения в системе СПИД.

Для выявления влияния каждой из деталей и их стыков на образование погрешности замыкающего звена было произведено исследование. На всех деталях системы СПИД, участвующих своими размерами и относительными поворотами в размерных цепях системы СПИД токарного станка, были закреплены планки. В отверстия, сделанные в планках, были установлены и закреплены индикаторы часового типа. Чтобы иметь возможность судить об изменении положения в пространстве каждой

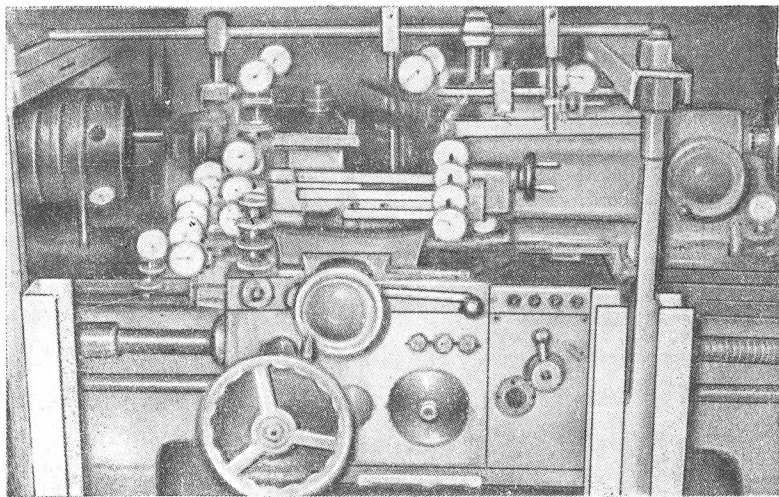


Рис. 6. Установка для исследования изменений относительного положения деталей токарного станка в пространстве при изменении силы резания

последующей детали относительно предыдущей, на каждой детали было установлено по шести индикаторов в соответствии с правилом шести точек. В центре станка было установлено нагрузочное устройство конструкции ЭНИМСа, которое позволяло создавать нагрузку в системе СПИД, имитирующую силу резания. Кроме этого, около станка на стойках была создана независимая от станка измерительная установка, позволявшая осуществлять измерение пространственного перемещения и поворотов ряда деталей станка. Исследовательская установка в целом показана на рис. 6.

При помощи нагрузочного устройства создавали различные по величине и направлению силы в системе СПИД и по показаниям 66 индикаторов записывали пространственные перемещения каждой из деталей относительно сопряженной с ней и нескольких деталей относительно независимой от станка измерительной

базы. Следует заметить, что малые по своей абсолютной величине упругие деформации станины благодаря большому плечу, на котором они действуют, имеют значительный удельный вес в общей погрешности замыкающего звена размерной цепи. Учитывая это обстоятельство, не следует использовать направляющие станины в качестве измерительных баз, как это часто делается при исследованиях точности технологических систем СПИД.

Проведенные исследования достаточно наглядно показали картину пространственных относительных перемещений различных деталей как звеньев размерных цепей и удельное влияние их перемещений и поворотов на образование погрешности замыкающего звена. Были установлены достаточно устойчивые связи между контактными деформациями ряда стыков сопряженных деталей и погрешностью замыкающего звена размерной цепи (при помощи которой образуется размер обрабатываемой детали при различных изменениях силы). Собственные упругие деформации деталей как звеньев размерной цепи, как и следовало ожидать, оказались значительно меньше величин контактных деформаций. Результаты этих исследований послужили в дальнейшем основой для выбора места встраивания датчиков для управления упругими перемещениями системы СПИД с целью повышения точности обрабатываемых деталей.

Исследования показали также, что в зависимости от изменения силы на замыкающем звене как по величине, так и по направлению, пространственные перемещения различных деталей, образующих размерные цепи, различны. Известно, что отношение силы к вызываемому ею перемещению в направлении действия силы принято называть жесткостью.

Поскольку сила резания в процессе обработки деталей изменяется как по величине, так и по направлению, как это следует из формулы (9), возникает вопрос, как связать ее изменения с величиной порождаемых ею упругих перемещений в системе СПИД. Для этого можно воспользоваться понятием эквивалентной силы, т. е. силы, момент которой равен сумме моментов всех действующих сил. Другими словами, необходимо найти такую силу, которая, действуя по нормали к поверхности детали, образующейся в результате обработки, порождала бы упругие перемещения в направлении размера детали или расстояния обработанной поверхности от технологической базы детали.

Из схемы, показанной на рис. 7, применительно к поперечному суппорту, видно, что для «плоского резания» (отсутствует составляющая  $P_x$ ) эквивалентная сила подсчитывается из условия равенства моментов относительно мгновенного полюса поворота системы:

$$Pl_1 - P_s l_2 = 0; \quad (9)$$

$$P_s = P \frac{l_1}{l_2} = P\xi, \quad (10)$$

где  $\xi$  — коэффициент, представляющий соотношение плеч;  
 $l$  — длина плеча.

Величины плеч  $l_1$  и  $l_2$  могут быть определены путем измерения координат двух точек прямой, измеренных в двух ее положениях (например, при одной и другой силах резания) по

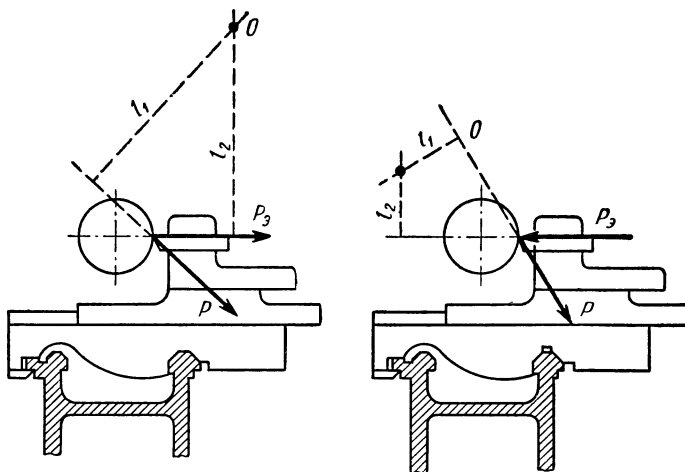


Рис. 7. Схема определения эквивалентной силы, действующей на суппорт при плоском резании

схеме, показанной на рис. 8. Тогда, зная координаты положения точек  $A$  и  $B$  в исходном положении  $y_1z_1$  и  $y'_1z'_1$  и при изменении силы  $y_3z_3$  и  $y'_3z'_3$ , можно рассчитать координаты мгновенного полюса поворота  $O$ . Мгновенный полюс поворота прямой  $AB$  (рис. 8) должен лежать на линии пересечения двух прямых  $NN$  и  $N'N'$ , проведенных по нормали из средин отрезков, связывающих соответственно точки  $A$  и  $A'$  и  $B$  и  $B'$ . Написав уравнения прямых  $NN$  и  $N'N'$

$$z - z_2 = \kappa_1(y - y_2) \text{ и}$$

$$z - z'_2 = \kappa'_1(y - y'_2)$$

и решив их совместно, можно найти координаты мгновенного полюса поворота  $y_0$  и  $z_0$ . Для этого приведем оба уравнения к каноническому виду:

$$Ay + Bz + C = 0; \quad Ay' + Bz' + C' = 0; \quad (11)$$

где

$$A = \kappa_1; B = -1 \text{ и } C = z_2 - \kappa_1 y_2;$$

$$A' = \kappa'_1;$$

$$B' = -1 \text{ и } C' = z'_2 - \kappa'_1 y'_2.$$



Совместное решение уравнений (11) дает координаты мгновенного полюса поворота

$$y_0 = \frac{B'C - BC'}{BA' - B'A} ; z_0 = \frac{AC' - A'C}{BA' - B'A} . \quad (12)$$

Определив таким образом координаты мгновенного полюса поворота, можно рассчитать величину эквивалентной силы  $P_z$  в координатной плоскости  $ZOY$ .

В общем случае, когда сила резания представляет собой вектор или, другими словами, имеет все три составляющие  $P_z$ ,

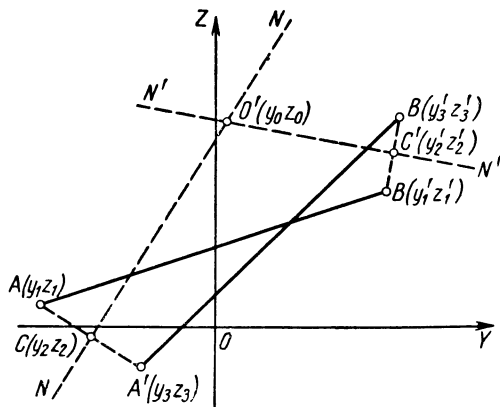


Рис. 8. Схема расчета координат мгновенного полюса поворота

$P_y$  и  $P_x$ , эквивалентную силу можно рассчитать на основе следующих соображений. В начале по изложенной выше методике рассчитывают эквивалентную силу  $P'_z$  в плоскости  $ZOY$ , порождаемую совместным действием составляющих  $P_z$  и  $P_y$ . После этого, используя аналогичную методику, производят расчет эквивалентной силы  $P''_z$ , порождаемой совместным действием рассчитанной силы  $P'_z$  и со-

ставляющей  $P_x$  в плоскости  $YOX$ . Аналогичным методом можно рассчитать эквивалентные силы, вызывающие упругие перемещения заднего и переднего центров станка в направлении размера детали, получаемого в результате обработки.

Понятие эквивалентной силы позволяет наиболее правильно понять появление упругих перемещений в системе СПИД при изменении силы резания как по величине, так и по направлению. Действительно, если, например, при плоском резании мгновенный полюс поворота располагается в точке с координатами  $l_1$  и  $l_2$ , то эквивалентная сила, как это видно из рис. 7, будет действовать в направлении от оси обрабатываемой детали, порождая увеличение диаметра поверхности, получаемой в результате обработки. Если координаты мгновенного полюса поворота будут равны  $l_1$  и  $l_2$ , то эквивалентная сила будет действовать в направлении к оси обрабатываемой детали, уменьшая тем самым диаметр поверхности, получаемый в результате обработки, как это схематически показано на рис. 7.

Приведенные выше рассуждения объясняют физический

смысл такого явления, как увеличение или уменьшение диаметров деталей, обрабатываемых на токарных или гидрокопировальных станках. Экспериментальная проверка подтвердила правильность понимания происходящих явлений.

Рассмотрим для примера зависимость упругих перемещений системы СПИД от силы резания и эквивалентных сил, подсчитанных для различных узлов токарного станка. Примем, что обработка гладких валов ведется в центрах с использованием в качестве поводка рифленого переднего центра. При этих условиях возникновение силы резания порождает следующие явления.

1. Центры задней и передней бабок упруго переместятся на некоторые величины  $y_3$  и  $y_n$ , зависящие от величины, направления и точки приложения силы резания в направлении оси детали и жесткости соответствующих узлов станка. При этом по мере перемещения силы резания по направлению оси обрабатываемой детали упругие перемещения  $y_3$  и  $y_n$  будут изменяться, в результате чего ось детали будет поворачиваться, огибая кривую, описываемую уравнением

$$y_1 = \left(1 - \frac{x}{L}\right)^2 \frac{P\xi}{j_n} + \left(\frac{x}{L}\right)^2 \frac{P\eta}{j_s}, \quad (13)$$

которое выводится на основе схемы рис. 9, где  $x$  — расстояние до точки приложения силы резания  $P$ ;  $L$  — длина детали.

Из схемы видно, что величина упругого перемещения  $y_u$  оси детали, измеряемая в сечении, расположенном на расстоянии  $x$  от левого конца обрабатываемой детали, равна  $y'_u = ab + бв = = y_n + бв$ . Из подобия треугольников  $Обв$  и  $Огд$

$$бв = \frac{x}{L} (y_3 - y_n),$$

тогда

$$y_u = y_n + \frac{x}{L} (y_3 - y_n) = \left(1 - \frac{x}{L}\right) y_n + \frac{x}{L} y_3. \quad (14)$$

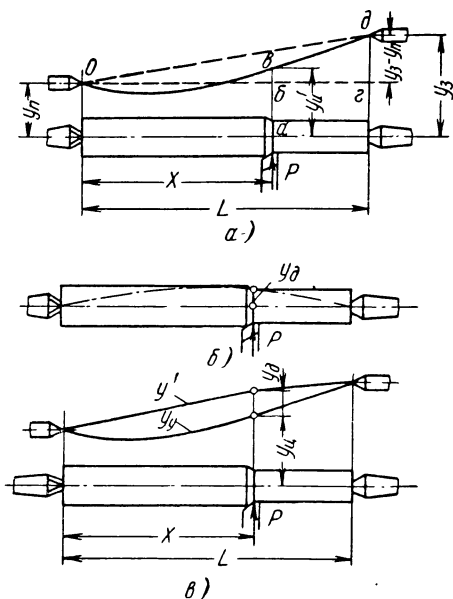


Рис. 9. Схема образования погрешностей обрабатываемой детали

Если реакции центров равны,

$$R_n = P \left( 1 - \frac{x}{L} \right), \quad R_s = P \frac{x}{L};$$

$$y_n = \frac{P_{\partial n}}{j_n}, \quad y_s = \frac{P_{\partial s}}{j_s}$$

$$P_{\partial s} = R_s \eta, \quad P_{\partial n} = R_n \xi$$

(где  $\eta$  — коэффициент, учитывающий связи между действующей силой и соответствующей ей эквивалентной силой у центра задней бабки, а  $\xi$  — соответственно у центра передней бабки), то после подстановки получаем

$$\begin{aligned} y_u &= \left( 1 - \frac{x}{L} \right) y_n + \left( \frac{x}{L} \right) y_s = \left( 1 - \frac{x}{L} \right) \frac{P_{\partial n}}{j_n} + \left( \frac{x}{L} \right) \frac{P_{\partial s}}{j_s} = \\ &= \left( 1 - \frac{x}{L} \right) \frac{R_n \xi}{j_n} + \left( \frac{x}{L} \right) \frac{R_s \eta}{j_s} = \left( 1 - \frac{x}{L} \right)^2 \frac{P \xi}{j_n} + \\ &\quad + \left( \frac{x}{L} \right)^2 \frac{P \eta}{j_s}. \end{aligned} \quad (15)$$

Уравнение (15) после замены  $\frac{P \xi}{j_n}$  и  $\frac{P \eta}{j_s}$  и некоторых преобразований приводится к виду

$$y_u = \frac{y_n + y_s}{L^2} \left( x - L \frac{y_n}{y_n + y_s} \right)^2 \frac{y_n y_s}{y_n + y_s}, \quad (16)$$

т. е. уравнение параболы с вершиной, находящейся в точке с координатами

$$\lambda = L \frac{y_n}{y_n + y_s} \quad \text{и} \quad \mu = \frac{y_n y_s}{y_n + y_s}. \quad (17)$$

Таким образом, ось обрабатываемой детали вследствие упругих перемещений центров передней и задней бабок станка поворачивается, огибая параболическую кривую, описываемую уравнением (15) и (16). Следовательно, полученная в результате обработки поверхность детали в осевом сечении будет всегда иметь параболическую образующую. Другими словами, при обычной обработке деталей в центрах нельзя получить правильной цилиндрической поверхности.

2. Обрабатываемая деталь под действием силы резания  $P$  упруго деформируется. К упругому перемещению  $y_u$  добавляется перемещение, порождаемое собственными деформациями детали (рис. 9, б). Следовательно, общее упругое перемещение центра поперечного сечения детали на расстояние  $x$  от ее левого конца (рис. 9, в)

$$\begin{aligned} y'_u &= y_u + y_d = \left( 1 + \frac{x}{L} \right)^2 \frac{P \xi}{j_n} + \left( \frac{x}{L} \right)^2 \frac{P \eta}{j_s} + \\ &\quad + \frac{P \gamma x^2 (L - x)^2}{3EJL}, \end{aligned} \quad (18)$$

где под жесткостью  $j_{\partial}$  детали понимается ее способность сопротивляться деформации под действием эквивалентной силы  $P_{\partial\partial} = P\gamma$  в направлении ее действия. В рассматриваемом примере обработки детали в центрах (если пренебречь ее защемлением)  $y_{\partial}$  будет изменяться в зависимости от расстояния  $x$  по кривой

$$y_{\partial} = \frac{P\gamma x^2 (L - x)^2}{3EJL}, \quad (19)$$

где  $\gamma$  — коэффициент, учитывающий связь между силой резания и эквивалентной силой, действующей на обрабатываемую деталь в направлении оси  $y$ .

При обработке достаточно жестких деталей, когда влиянием их собственных деформаций на точность обработки можно пренебречь, последний член в формуле (18) может быть приравнен нулю. Для таких деталей величина упругого перемещения в системе определяется уравнением (13).

3. Режущий инструмент под воздействием силы резания  $P$  или эквивалентной силы  $P_{\partial}$ , за счет упругих деформаций суппорта или другого узла также перемещается, порождая добавочное слагаемое  $y_c$  в общем упругом перемещении системы СПИД.

С учетом этого слагаемого упругое перемещение системы СПИД

$$y''_u = y_u + y_{\partial} + y_c. \quad (20)$$

Следует заметить, что отклонения  $y_c$  из-за колебаний силы резания дают небольшую величину слагаемого при образовании поля рассеяния, порождаемого совокупным действием случайных факторов.

4. Под влиянием силы резания или эквивалентной силы  $P_{\partial}$  возникают собственные упругие деформации режущего инструмента. Следовательно, общее упругое перемещение, возникающее в системе СПИД, должно включать в общем виде и это слагаемое.

$$y'''_u = y_u + y_{\partial} + y_c + y_p. \quad (21)$$

В ряде случаев при достаточно жестком режущем инструменте этой величиной, как малой величиной второго порядка, можно пренебречь (например, в большинстве случаев при обычной токарной обработке).

Таким образом, в общем случае величина упругих перемещений  $y$  на замыкающем звене размерной цепи системы СПИД представляет собой алгебраическую сумму упругих перемещений, порождаемых станком  $y_u$ , обрабатываемой деталью  $y_{\partial}$ , суппортом или другим узлом, несущим режущий инструмент  $y_c$ , и собственными деформациями режущего инструмента  $y_p$ , т. е.

$$y = y_u + y_{\partial} + y_c + y_p. \quad (22)$$

$$\begin{aligned}
 y &= \left(1 - \frac{x}{L}\right)^2 \frac{P_{\partial n}}{j_n} + \left(\frac{x}{L}\right)^2 \frac{P_{\partial s}}{j_s} + \frac{P_{\partial \partial}}{j_{\partial}} + \frac{P_{\partial c}}{j_c} + \frac{P_{\partial p}}{j_p} = \\
 &= \left(1 - \frac{x}{L}\right)^2 \frac{P_{\zeta}}{j_n} + \left(\frac{x}{L}\right)^2 \frac{P_{\eta}}{j_s} + \frac{P_{\gamma x^2} (L-x)^2}{3EJL} + \\
 &\quad + \frac{P_{\alpha}}{j_c} + \frac{P_{\beta}}{j_p}, \tag{23}
 \end{aligned}$$

5. При обработке деталей в центрах с использованием одностороннего поводка обрабатываемая деталь получает добавочные перемещения в плоскости, перпендикулярной ее оси. На рис. 10 видно, что при использовании одностороннего поводка 1 эквивалентная сила, действующая на передний центр 2, увеличивается или уменьшается в плоскости установки поводка на величину

где  $r$  — радиус обрабатываемой поверхности;  
 $\rho$  — радиус расположения оси пальца 3 поводкового патрона.

По мере перемещения резца от передней бабки к задней влияние  $P_{ny}$  сокращается, как это видно из равенства

где  $l_1$  — расстояние от точки опоры детали на переднем центре по плоскости, в которой расположен поводок.

Для случая обработки деталей в центрах с односторонним подком в равенстве (23) необходимо прибавлять к  $P_z$  или вычитать из  $P_z$  добавочную величину из равенства (25) или заменять

20

Равенство (23) позволяет правильно понять явление появления отклонений размера  $y$ , а следовательно, и появления погрешностей обрабатываемых деталей, вследствие изменения силы резания  $P$ , жесткости станка ( $j_n$  и  $j_s$ ) режущего инструмента ( $j_p$ ) и других действующих факторов. Аналогичные явления с отдельными изменениями их характера имеют место при всех видах обработки деталей на станках и других видах оборудования (прессах, закалочных станках и т. д.), а также в процессе эксплуатации подавляющего большинства современных машин. Правильное понимание причин появления отклонений позволяет на основе анализа равенства (23) наметить пути их сокращения и уменьшения тем самым погрешностей обработки.

Анализ равенства (23) показывает, что на появление отклонений размера партии обработанных деталей, измеряемого  $y$  всех деталей в одном и том же поперечном сечении (т. е. при  $x = \text{const}$ ) наиболее существенное влияние оказывает отклонение силы резания  $P$ , поскольку жесткость системы может быть практически принята постоянной для каждого из выбранных сечений детали, т. е.

$$\Delta A_{\theta}' = \frac{\Delta P}{j}. \quad (27)$$

Из анализа равенства (23) также следует, что появление отклонений формы поверхности деталей, измеряемых в направлении относительного движения режущего инструмента (продольное сечение) вследствие отклонений  $A_{\theta}'$ , обуславливается не только отклонениями силы резания, но и изменениями жесткости системы из-за различного влияния податливости центров станка ( $j_n$  и  $j_s$ ) и податливости обрабатываемой детали  $j_{\theta}$  по координате перемещения резца.

Наконец, появление погрешности формы детали в сечении, перпендикулярном оси ее вращения, из-за изменений размера динамической настройки порождается в основном отклонениями силы резания как из-за отклонений припуска на обработку и твердость материала, так и в результате влияния одностороннего поводка.

Все вышеизложенное заставляет рассматривать вопросы увеличения точности деталей по каждому из показателей отдельно в соответствии с той задачей, которая ставится. Так, например, можно поставить задачу повышения точности размера партии деталей, довольствуясь достигнутой точностью формы в продольном и поперечном сечениях. Можно ставить задачу увеличения формы деталей в продольном сечении, довольствуясь достигнутой точностью размера, и т. д. Наиболее сложной задачей, естественно, является увеличение точности партии деталей по всем ее показателям.



Все изложенное относится в равной мере не только к обработке тел вращения, но и к деталям других конструктивных форм. Рассмотрим вначале вопрос увеличения точности размера партии деталей. Для этого рассмотрим в начале основные этапы обработки партии деталей.

Известно, что для обработки детали устанавливают на станке или в приспособлении, после чего (или до этого) производят статическую (т. е. без рабочих нагрузок) настройку размерных цепей системы СПИД, во время которой устанавливают расстояние  $A_c$  между режущими кромками режущего инструмента и базами станка или приспособления, определяющими положение обрабатываемой детали. После этого включением станка в работу создают в системе СПИД натяг  $A'_\partial$ , называемый размером динамической настройки, необходимый для снятия требуемой величины среза материала и для производительной обработки. Величина размера динамической настройки устанавливается в результате выбранных режимов обработки и жесткости системы СПИД.

Таким образом, размер  $A_\Delta$  обработанной детали можно представить как алгебраическую или векторную сумму:

$$A_\Delta = A_y + A_c + A'_\partial, \quad (28)$$

где  $A_y$  — размер установки;

$A_c$  — размер статической настройки размерной или кинематической цепи;

$A'_\partial$  — размер динамической настройки той же размерной или кинематической цепи.

Примем величину размера установки  $A_y$  постоянной и будем считать, что после осуществления статической настройки размер  $A_c$  остается постоянным в течение обработки партии деталей до очередной поднастройки с целью компенсации размерного износа. При этих условиях в процессе обработки партии деталей изменения размера динамической настройки  $A'_\partial$  приведут к образованию поля рассеяния  $\omega_r$ , порождаемого совокупным действием случайных факторов.

Из равенства (28) видно, что для сохранения постоянства размера  $A_\Delta$  партии деталей можно использовать два принципиально различных пути.

Первый заключается в компенсации отклонений  $\Delta A_\partial$  размера динамической настройки  $A'_\partial$ , возникающих в процессе обработки, путем внесения необходимых поправок  $\Delta A_c = \Delta A_\partial$  в размер  $A_c$  статической настройки. Поправки  $\Delta A_c$  должны вноситься, естественно, с обратным знаком, т. е.

$$A_\Delta = A_y + (A_c \mp \Delta A_c) + A'_\partial \pm \Delta A_\partial. \quad (29)$$

Второй путь заключается в компенсации отклонений  $\Delta A_\partial$  размера динамической настройки  $A'_\partial$  путем внесения в него надлежащих поправок  $\Delta A'_\partial = \Delta A_\partial$  с обратным знаком, т. е.

$$A_\Delta = A_y + A_c + A'_\partial \pm \Delta A_\partial \mp \Delta A'_\partial. \quad (30)$$

Другими словами, второй путь заключается в сохранении с возможно большей точностью постоянства размера динамической настройки  $A'_\partial$ . Как показали исследования и практика, в ряде случаев целесообразно одновременное использование обоих путей, т. е.

$$A_\Delta = A_y + A_c \pm \Delta A_c + A'_\partial \mp \Delta A_\partial \pm \Delta A'_\partial, \quad (31)$$

где  $\Delta A_c + \Delta A'_\partial = \Delta A_\partial$ .

Чтобы вносить поправки в размеры статической или динамической настройки или одновременно в тот или другой размер, необходимо измерять их величину. Идеальным было бы непосредственное измерение отклонения расстояния между режущей кромкой инструмента и базой станка или приспособления, определяющего положение детали в процессе ее обработки. К сожалению, в подавляющем большинстве случаев непосредственное измерение сделать не представляется возможным. Поэтому приходится использовать косвенные методы измерения.

Поскольку размер динамической настройки является одним из слагаемых, образующих замыкающее звено размерной цепи, постольку о его изменениях можно судить по отклонениям любого из составляющих звеньев надлежащей размерной цепи, экспериментально установив связь между ними.

Изменения размеров составляющих звеньев, возникающие вследствие изменения силы резания, относительно невелики, поэтому их измерение представляет ряд трудностей. В отличие от них контактные деформации в стыках между деталями значительно больше и относительно легче поддаются измерению. Однако для достаточно достоверного суждения об отклонениях замыкающего звена необходимо, чтобы между его отклонениями и изменениями величины контактных деформаций была надежная и устойчивая зависимость, которую пока приходится определять эмпирически, так как расчеты не дают надежных данных.

Исследования и опыт показали, что лучшие результаты для косвенного измерения отклонений  $A'_\partial$  и дают специально встраиваемые в размерные цепи динамометрические устройства. Они представляют собой упругие звенья, деформация которых позволяет достаточно надежно судить об отклонениях размера динамической настройки. Естественно, что их жесткость должна быть больше жесткости стыков, чтобы не снижать жесткости системы СПИД.

Место встраивания динамометрических устройств имеет существенное значение. Задача заключается в том, чтобы суметь обнаружить начало зарождения отклонения размера динамической настройки. Чем раньше это будет сделано, тем быстрее будет получен сигнал, на основе которого необходимо вносить требуемую величину поправки в размерную цепь системы СПИД. Следовательно, чем ближе к режущему инструменту или обрабатываемой детали будет располагаться динамометрическое устройство, тем лучше.

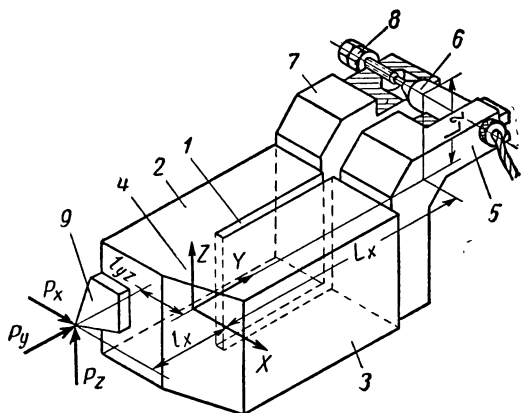


Рис. 11. Схема динамометрической державки, однозначно измеряющей силу резания по величине и направлению

В ряде случаев, как будет показано ниже, можно измерять не величину этих отклонений, а силу их порождающую. Так, например, можно путем измерения отклонений крутящего момента на моторе главного привода станка судить о величине отклонения упругих перемещений, если предварительно снята или рассчитана надлежащая зависимость.

Практика показала, однако, что чем дальше от зоны резания осуществляется измерение силы, тем меньшую точность внесения поправок можно достичь из-за инерционности системы и ряда других причин.

Поскольку силы резания представляют собой векторную величину, лучшие и более надежные результаты дают динамометрические устройства, измеряющие деформации упругого звена в трех координатных плоскостях и приводящие эти деформации электрически, механически, пневматически или другим способом к деформации в плоскости образования размера детали, получаемого в результате обработки.

На рис. 11 показана динамометрическая державка, включаемая в размерные цепи гидрокопировального станка. Она состоит из двух частей, разделенных прорезом 1 и соединяемых перемычкой 4. К торцам обеих частей резцедержателя проведено по кронштейну. Один из них (5) предназначен для закрепления индуктивного датчика 6; второй (7) — для регулировочного винта 8. На суппорте резцедержатель устанавливается и закрепляется частью 3. Во второй его части 2 закрепляется резец 9 с расчетной величиной консоли.

Каждая из составляющих силы резания, действующая на резец, как видно из схемы, поворачивает кронштейн 7 относительно неподвижной части с кронштейном 5.

Из рисунка видно, что каждая из составляющих силы резания, действуя на плечах относительно теоретической точки поворота, перемещает установочный винт на надлежащую величину. Так, например, составляющая  $P_y$ , действуя на плече  $l_x$ , перемещает установочный винт 8 на плече  $L_x$  в направлении оси  $X$ . Составляющая  $P_z$  на плече  $l_z$  перемещает установочный винт 8 на плече  $L_z$  и т. д. Легко заметить, что установочный винт под действием составляющей  $P_x$  перемещается в направлении, проти-

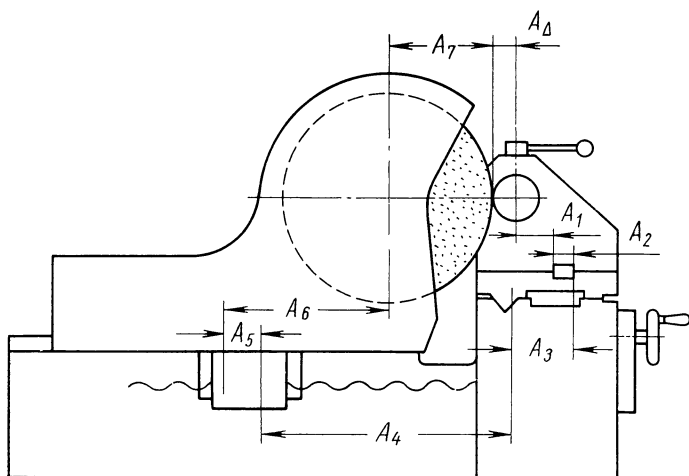


Рис. 12. Схема одной из размерных цепей круглошлифовального станка

воположном перемещению, порождаемому составляющей  $P_y$ , и т. д.

Таким образом, изменения силы резания  $P$  как по величине, так и по направлению в конечном счете находят свое отражение в изменении величины перемещения установочного винта 8, а следовательно, и упирающегося в него наконечника сердечника индуктивного датчика 6, выдающего электрические сигналы, характеризующие изменение силы резания по величине и направлению.

Описанное устройство не является универсальным, так как оно линеаризует кривые, характеризующие зависимость перемещений от изменения силы резания и дает надежные результаты в пределах расчетных условий.

На рис. 12 схематически показана одна из размерных цепей круглошлифовального станка, в которую в качестве одного из

звеньев  $A_5$  встроено динамометрическое устройство для косвенного измерения изменений размера динамической настройки  $A'_0$ .

Динамометрическое устройство (рис. 13) состоит из втулки 1, путем вращения которой с помощью конического колеса и неподвижного винта осуществляется перемещение каретки шлифовального круга, к которой закреплено устройство своим кронштейном 3. Втулка двумя пружинами 2 Бельвиля (упругие звенья) подпружинена относительно кронштейна 3. В торец втулки вставлен стакан 4 с шариком, в который упирается рычаг 5, закрепленный на кронштейне с помощью безззорного шарнира.

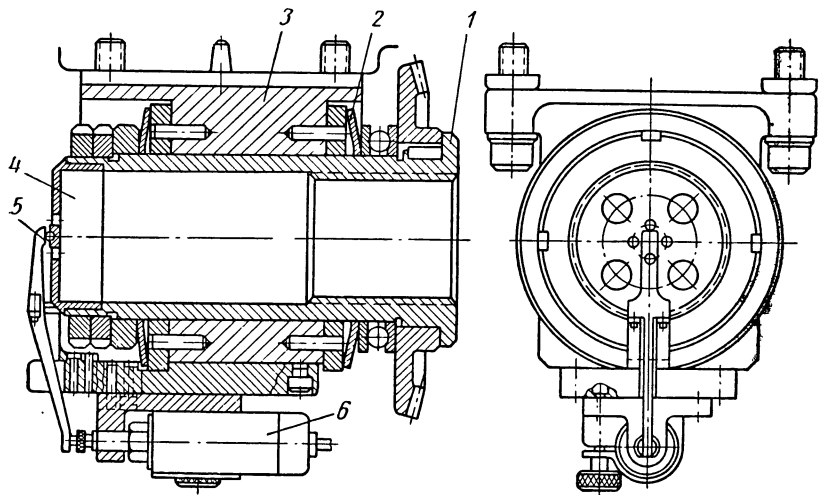


Рис. 13. Динамометрическое устройство со специально встроенными упругими звеньями

Закрепленный на кронштейне индуктивный датчик 6 упирается концом сердечника с предварительным натягом в длинное плечо рычага 5.

При изменении силы резания каретка со шлифовальным кругом перемещается вместе с кронштейном 3 относительно неподвижной втулки за счет деформации пружин 2. Величину перемещения измеряет индуктивный датчик, преобразующий перемещения в электрические сигналы надлежащей величины. Измеряемые датчиком относительные перемещения или электрические сигналы, передаваемые на отсчетное устройство, связываются с величинами упругих перемещений на замыкающем звене при помощи тарифовочного графика или заменяющей его шкалы.

В ряде случаев отклонения размера динамической настройки можно измерять по относительным перемещениям обрабатываемых

мой детали или по перемещениям баз станка, определяющих положение обрабатываемой детали.

Из равенства (23) видно, что в процессе обработки детали в центрах, упругие перемещения центров меняются по величине в зависимости от изменения координаты приложения силы резания.

В соответствии с этим необходимо или измерять одновременно перемещения обоих центров станка, и при помощи электронной схемы определять, используя равенство (16), величину упругого перемещения детали (рассматриваемой как жесткое тело) в зависимости от координаты перемещения режущего инструмента для определения величины и знака отклонения размера динамической настройки, или измерять упругие перемещения одного из центров, вводя в сравнивающее устройство опорное напряжение в виде программы. Если, например, такое измерение осуществлять у заднего центра, опорное напряжение в сравнивающем устройстве должно уменьшаться пропорционально координате перемещения силы резания. Тогда, сопоставляя величину напряжения, подаваемую индуктивным датчиком, с опорным, можно определить величину и знак отклонения размера динамической настройки  $A'_0$  для внесения надлежащей поправки в размерную цепь системы СПИД.

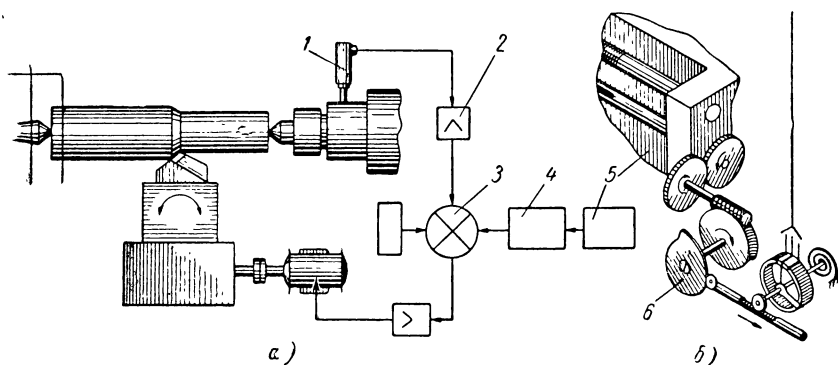


Рис. 14. Схемы измерения отклонений упругого перемещения пиноли задней бабки (а) и устройства, программирующего изменения упругого перемещения пиноли по мере перемещения резца (б)

В качестве примера на рис. 14 схематически показано измерение отклонений упругого перемещения пиноли задней бабки токарного станка с помощью индуктивного датчика 1. Электрические сигналы от датчика, пройдя через усилитель 2, поступают в сравнивающее устройство 3, куда подается опорное напряжение программирующим устройством 4, показанным отдельно в увеличенном масштабе на рис. 14, б.



Движение программирующее устройство получает от зубчатого колеса, смонтированного на конце ходового валика 5. Через редуктор в виде пары зубчатых колес и червячной пары, вращательное движение передается кулачку 6 с архимедовой спиралью. По кривой кулачка катится ролик толкателя рейки, вращающей ось потенциометра, подающего опорное напряжение пропорционально координате перемещения силы резания. Сигнал, характеризующий величину и знак отклонения  $A'_d$ , подается на отсчетное устройство или на исполнительный механизм, если внесение поправок в размерную цепь системы СПИД автоматизировано.

Для измерения отклонений размера динамической настройки могут использоваться все современные методы и средства измерения: механическое, пневматическое, электрическое, гидравлическое, электронное и т. д. или любые их сочетания. Возможность измерения отклонений размера динамической настройки  $A'_d$  позволяет вносить в настройку размерных цепей необходимые поправки вручную, если обратная связь осуществляется через человека или автоматически, если она осуществляется при помощи надлежащих систем.

**Управление упругими перемещениями путем изменения размера статической настройки  $A_c$ .** Выше указывалось, что отклонения  $\Delta A_d$ , возникающие на размере динамической настройки  $A'_d$  надлежащей размерной цепи системы СПИД, могут быть сокращены путем внесения поправок  $\Delta A_c$ , равных  $\Delta A_d$  с обратным знаком, для того чтобы получить размер у деталей всей партии с большей точностью. Для внесения поправок необходимо изменить величину размера  $A_c$  статической настройки путем перемещения суппорта, несущего инструмент, стола или приспособления, несущего обрабатываемую деталь, на величину поправки  $\Delta A_c$ . Поскольку величины поправок малы, для их внесения необходимо иметь исполнительный механизм, позволяющий осуществлять малые относительные перемещения.

Блок-схема системы автоматического управления размером  $A_c$  статической настройки показана на рис. 15 на примере обработки детали 1, установленной в приспособлении 2 на столе 3 фрезерного станка. На приспособлении 2 закреплена линейка 4, расположенная параллельно направляющей стола 3. По линейке в процессе обработки детали скользит наконечник индуктивного датчика 5, закрепленного на хоботе станка 6. Задатчиком 7 задается величина размера динамической настройки  $A'_d$  в виде опорного напряжения и подается в сравнивающее устройство 8. Датчик 5, измеряя фактическую величину размера  $A'_d$  динамической настройки, посылает электрические сигналы в сравнивающее устройство 8. После сопоставления заданной и фактической

величин  $A'_\delta$  сравнивающее устройство выдает величину отклонения  $\Delta A_\delta$  и его знак, который, пройдя усилитель 9, попадает в исполнительное устройство 10, осуществляющее путем малого перемещения стола с обрабатываемой деталью на величину поправки  $\Delta A_c$  изменение размера статической настройки  $A_c$  до тех пор, пока это отклонение не будет уничтожено. Отсчетное устройство показывает появившуюся величину и знак отклонения.

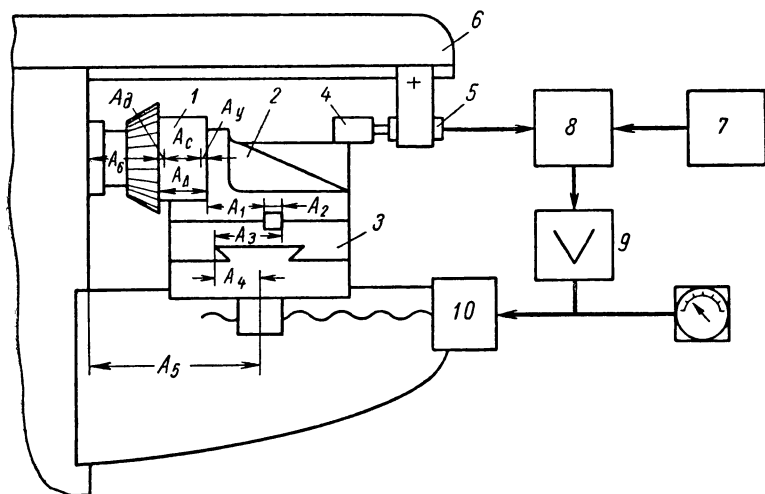


Рис. 15. Блок-схема системы автоматического управления размером  $A_c$  статической настройки фрезерного станка

Достижение точности размера  $A_\Delta$  детали 1 как замыкающего звена осуществляется с помощью размерной цепи

$$A_\Delta + A_1 + A_2 - A_3 + A_4 - A_5 + A_6 = 0.$$

После настройки размерной цепи, система автоматического управления автоматически поддерживает точность размеров партии деталей в пределах порога ее чувствительности.

Действительно, если у следующей детали припуск на обработку или твердость материала оказываются больше тех, при которых была настроена система, сила резания возрастет, а следовательно, увеличится и размер динамической настройки, датчик выдает соответствующую величину, сравнивающее устройство выдает импульс и исполнительное устройство будет перемещать стол с деталью, уменьшая тем самым размер статической настройки  $A_c$  до тех пор, пока не будет внесена необходимая поправка. При поступлении детали с меньшей величиной припуска или твердости по сравнению с той деталью, по которой была осуществлена настройка, величина силы резания, а

следовательно,  $A'_0$  уменьшается. Сравнивающее устройство дает величину поправки, и исполнительное устройство увеличит размер статической настройки  $A_c$  на величину  $\Delta A_c = \Delta A_0$ .

Таким образом, у партии деталей вне зависимости от отклонений припуска на обработку и твердости материала точность размера будет поддерживаться автоматически в пределах зоны чувствительности системы автоматического управления.

Результаты исследования системы автоматического управления упругими перемещениями системы СПИД фрезерного станка путем изменения размера статической настройки следующие. Величина поля рассеяния  $\omega_T$  размеров партии деталей, зависящая от совместного действия случайных факторов, при обработке с САУ составила 0,02 мм вместо 0,05 мм при обычной обработке.

Величина поля рассеяния геометрической формы в среднем сечении призматической детали (в направлении рабочей подачи) составила 0,03 мм на длине 250 мм вместо 0,08 мм при обработке без системы автоматического управления.

Производительность обработки за счет уменьшения числа проходов при заданной точности обработки возросла на 84%.

На рис. 16 показана блок-схема системы автоматического управления системой СПИД токарного станка 1А616 путем изменения размера статической настройки. Эта блок-схема системы отличается тем, что индуктивный датчик 1 измеряет упругие перемещения резцедержателя 2 для осуществления малых перемещений резца с целью компенсации отклонений  $\Delta A_0$  размера динамической настройки  $A'_0$  путем изменения размера  $A_c$ . Исполнительный механизм представляет собой электромотор 3, вращающий через две пары зубчатых колес 4 и 5 ходовой винт верхних салазок суппорта, которые развернуты на небольшой угол (3—5°) относительно оси обрабатываемой детали. Это позволяет при относительно значительных перемещениях каретки верхнего суппорта, несущей резец, вдоль направляющих осуществлять малые (точные) перемещения резца в радиальном направлении для внесения малых по величине поправок в размер статической настройки  $A_c$  (изменения расстояния от режущей кромки резца до оси обрабатываемой поверхности). Контроль величины перемещения верхнего суппорта и его перемещение по требуемому закону изменения диаметрального размера детали в зависимости от изменения сигнала датчика осуществляется с помощью профильного кулачка 6, установленного на ходовом винте салазок, поворачивающего потенциометр 7, выдающий электрический сигнал.

При обработке партии деталей на станке 1А616, оснащенном данной системой автоматического управления, получены следующие результаты.

Величина поля рассеяния  $\omega_r$  размеров, зависящая от совместного действия случайных факторов, составила 0,02 мм вместо 0,10 мм при обработке без системы управления.

Поле рассеяния погрешности формы в осевом сечении детали на длине 250 мм составило 0,01 мм вместо 0,06 мм. Шероховатость поверхности не увеличилась ( $\nabla 6$ ). Машинное время снизилось на 40%.

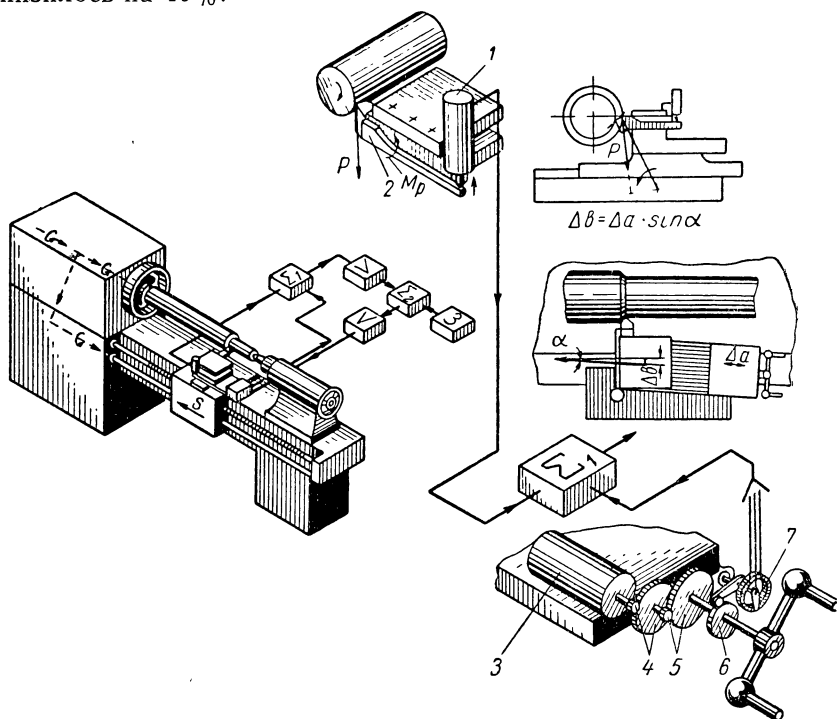


Рис. 16. Блок-схема системы автоматического управления размером статической настройки станка 1А616

Таким образом, рассматриваемый путь управления упругими перемещениями обладает следующими преимуществами перед обычной обработкой деталей.

1. Позволяет сократить величину поля рассеяния  $\omega_r$  размеров, порождаемого совместным действием случайных факторов, в 2—5 раз и тем самым повысить точность размеров партии обработанных деталей.

2. Позволяет сократить поле рассеяния отклонений относительных поворотов поверхностей в направлении рабочей подачи, т. е. повысить точность геометрической формы.

3. Шероховатость обработанных поверхностей деталей сохраняется такой же, как и при обычном способе обработки.

4. Увеличение точности обрабатываемых деталей позволяет во многих случаях выполнять их обработку в один проход для получения требуемой точности, что приводит к увеличению производительности оборудования и повышению других технико-экономических показателей.

5. Увеличение точности деталей позволяет повысить производительность их обработки на последующих операциях обработки и сборки со всеми вытекающими отсюда последствиями.

6. При наличии системы автоматического управления упругими перемещениями технологические системы СПИД превращаются в полуавтоматы. Это позволяет одному рабочему обслуживать несколько систем; в результате чего дополнительно увеличивается производительность труда.

7. Недостатком рассматриваемого пути управления упругими перемещениями является наличие скачка при осуществлении малых перемещений для внесения поправки в размер  $A_c$ , вследствие изменения величины коэффициента трения при переходе от покоя к движению. Величина скачка иногда соизмерима с допуском на обработку. Для сокращения величины скачка необходимо иметь реверсивный механизм точных малых перемещений режущего инструмента или обрабатываемой детали для осуществления перемещений в двух направлениях.

8. Недостатком, свойственным и обычной обработке, является непрерывно изменяющаяся потребляемая мощность, а следовательно, и нагрузка на детали станка и режущий инструмент, что порождает их ускоренный и неравномерный износ.

9. Потеря производительности вследствие обработки с постоянной скоростью резания и подачи вне зависимости от изменяющихся условий обработки (отклонения припуска и твердости, свойств инструмента и т. д.).

**Управление упругими перемещениями путем изменения размера динамической настройки  $A'_\delta$ .** Выше указывалось, что в момент возникновения отклонения размера динамической настройки  $A'_\delta$  необходимо немедленно внести в него поправку, равную по величине  $\Delta A_\delta$  с обратным знаком. Чем скорее будет обнаружено появление отклонения и чем скорее будет внесена поправка, тем большую точность можно получить у партии обработанных деталей.

Величина отклонения  $\Delta A_\delta$  размера динамической настройки  $A'_\delta$

$$\Delta A_\delta = f(\Delta P, \Delta j). \quad (32)$$

При измерении размера партии деталей в одном сечении по координате перемещения режущего инструмента жесткость системы можно принять постоянной  $j = \text{const}$ , тогда

$$\Delta A_\delta = \frac{\Delta P}{j}. \quad (33)$$

Из равенства следует, что для уменьшения величины отклонения размера динамической настройки  $A'_d$  для повышения точности размера партии деталей, т. е. для выполнения условия  $A'_d = \text{const}$  необходимо стабилизировать силу резания  $P$  или сделать  $\Delta P = 0$ .

Выше указывалось, что сила резания зависит от целого ряда факторов

$$P = f(v, t, s, H, C_1, C_2, C_3).$$

При отклонениях припуска на обработку при переходе от одной детали к другой изменяется глубина резания, а следовательно, и сила резания. Аналогичное явление происходит и при

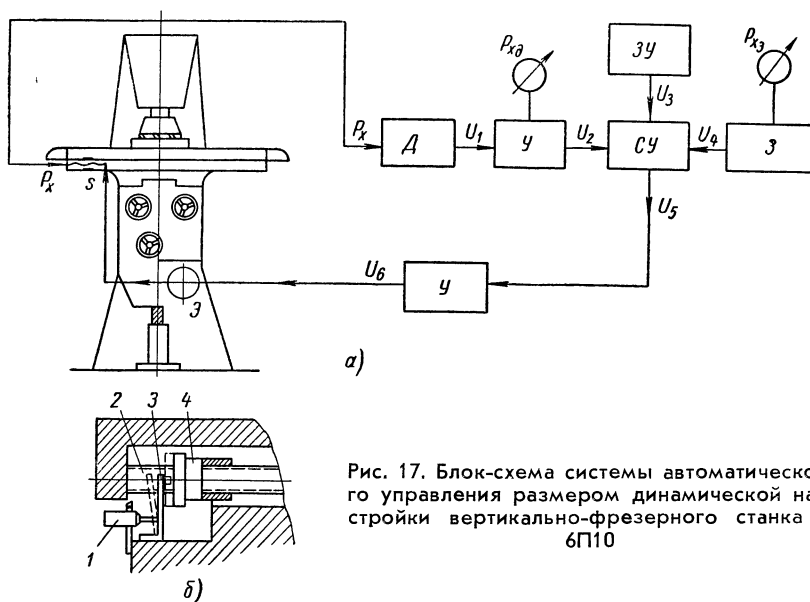


Рис. 17. Блок-схема системы автоматического управления размером динамической настройки вертикально-фрезерного станка 6П10

изменении твердости материала и условий обработки. Следовательно, сохранение постоянства силы резания можно обеспечить путем изменения величины рабочей подачи  $s$ , скорости резания  $v$  и геометрии режущего инструмента (коэффициент  $C_1$ ).

Блок-схема системы автоматического управления размером динамической настройки вертикально-фрезерного станка 6П10 показана на рис. 17. В качестве динамометрического узла (рис. 17, б) в станок встроена плоская пружина 3, на которую упирается гайка 4 ходового винта 2, служащая для перемещения рабочего стола. Деформации плоской пружины, воспринимающие составляющую силы резания  $P_x$ , измеряются индуктивным датчиком 1, выдающим электрические сигналы, поступающие после

усиления в сравнивающее устройство СУ (рис. 17, а). Сюда же поступают электрические сигналы с задающего устройства ЗУ, с помощью которого задается величина  $A'_\theta$ , определяемая выбранными режимами обработки по тарировочной кривой, связывающей силу и жесткость системы с  $A'_\theta$ . Задающее устройство позволяет задавать  $A'_\theta$  или в виде постоянной величины или изменяющейся по определенному закону. Для того чтобы сэкономить время на подвод детали к режущему инструменту, перемещение стола с деталью осуществляется с наибольшей имеющейся на станке подачей. Во избежание поломки режущих кромок инструмента при врезании, в системе имеется второй задатчик З, с помощью которого задается величина подачи резания.

После сопоставления фактической величины  $A'_\theta$  с заданной в сравнивающем устройстве, последнее выдает сигнал рассогласования, который, пройдя усилитель, поступает в регулирующий орган — серводвигатель. В соответствии со знаком сигнала рассогласования серводвигатель управляет числом оборотов двигателя постоянного тока, изменяющего величину рабочей подачи  $s$ , стабилизируя тем самым составляющую силы резания  $P_x$ .

В результате обработки партии чугунных деталей с системой автоматического управления, показанной на рис. 17, величина поля рассеяния погрешности размера уменьшилась с 0,061 до 0,027 мм. Величина поля рассеяния погрешности формы в направлении подачи на длине 150 мм уменьшилась с 0,042 до 0,012 мм. Величина поля рассеяния в направлении, перпендикулярном подаче, на длине 100 мм уменьшилась с 0,046 до 0,013 мм. Основное технологическое время сократилось на 32%.

На рис. 18 показана блок-схема автоматического управления размером динамической настройки  $A'_\theta$  на токарном станке мод. 1А616. В качестве динамометрического устройства используется описанный выше резцедержатель с индуктивным датчиком. В качестве регулирующего органа использован электромашинный усилитель, управляющий изменением числа оборотов мотора постоянного тока, а тем самым и величины рабочей подачи суппорта.

В результате обработки партии деталей на станке с использованием системы автоматического управления размером динамической настройки  $A'_\theta$  величина поля рассеяния погрешности размера снизилась до 0,03 мм, против 0,1 мм при обработке на том же станке без системы автоматического управления. Шероховатость поверхности увеличилась на один класс (с  $\nabla 5$  —  $\nabla 6$  до 4).

Машинное время сократилось на 50%.

Из рассмотренных примеров видно, что управление размером динамической настройки  $A'_0$  путем изменения величины подачи обладает следующими особенностями.

1. Изменение подачи создает чрезвычайно тонкий механизм управления размером динамической настройки  $A'_0$  без каких-либо скачков, а следовательно, может обеспечить получение наиболее высокой точности партии обрабатываемых деталей.

2. Изменение подачи создает возможность наиболее полно использовать все технологические возможности системы СПИД

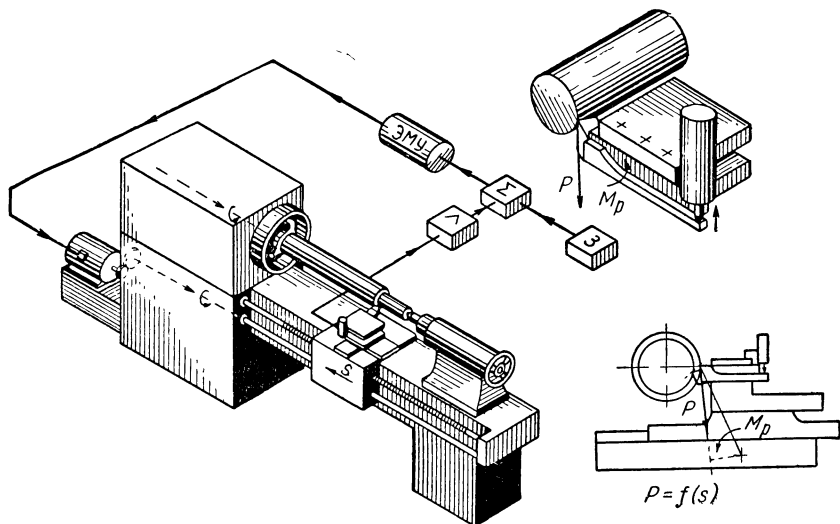


Рис. 18. Блок-схема системы автоматического управления размером динамической настройки токарного станка 1А616

для достижения наибольшей производительности обработки. Действительно, вне зависимости от отклонений припуска на обработку и твердости материала обрабатываемых деталей обработка каждой из них может вестись с использованием полной мощности, на которую рассчитана технологическая система СПИД.

Если при обычных условиях обработки режимы, в том числе и подача, устанавливаются исходя из наихудших условий обработки, т. е. из наибольшей величины припуска, твердости и случайных перегрузок, то при управлении  $A'_0$  путем изменения подачи появление перегрузок не имеет значения, а поэтому обработку можно вести на наибольших режимах, допускаемых



мощностью системы, не боясь получения бракованных деталей. Если при обычных условиях обработка всех деталей и каждой из деталей ведется с одинаковой величиной подачи, то при управлении подачей обработка каждой детали, имеющей меньшую величину припуска или твердости, ведется с наиболее высокой подачей, т. е. более производительно.

3. Исключение возможных при обычной обработке перегрузок и поломок предотвращает брак деталей и исключает дополнительные расходы, связанные с извлечением поломанных инструментов.

4. Отсутствие перегрузок системы СПИД создает условия безопасной работы, способствуя одновременно многостаночному обслуживанию, а тем самым и увеличению производительности труда.

5. Отсутствие перегрузок и использование различных участков режущих кромок инструмента, как показал опыт, увеличивает размерную стойкость инструмента на 25—50%. Так, например, при обработке валиков роторов электромоторов из стали 10 с твердостью *HV* 101—140 на автоматической линии МРЛ-13 стойкость резца при обычной обработке позволяла обработать 400 валиков, при управлении подачей 600 валиков.

6. Отсутствие перегрузок сокращает возможность появления неравномерного износа системы СПИД и способствует тем самым увеличению производительности и сокращению расходов на эксплуатацию систем СПИД.

7. Управление размером динамической настройки упрощает программирование для станков с цифровым программным управлением, так как при разработке программы программирование должно дать только максимальные и минимальные величины подачи и скорости.

8. Наибольшая производительность достигается при обработке контурных и изменяющихся по ширине поверхностей деталей, особенно при фрезеровании, а также деталей, имеющих прерывистые поверхности.

9. Недостатком рассматриваемого способа управления размером динамической настройки является изменение шероховатости обработанных поверхностей детали и деталей партии в зависимости от величины подачи. При этом, чем больше отклонения припуска и твердости деталей, тем больше отклонения шероховатости. Практика показала, что обычно шероховатость не выходит за пределы одного и реже двух классов. Все это имеет особенно большое значение при обработке дорогостоящих деталей из труднообрабатываемых материалов.

Из равенства (32) видно, что для сохранения постоянства величины  $A'_\theta$ , т. е.  $\Delta A_\theta = 0$ , можно воспользоваться также изменением жесткости системы СПИД с таким расчетом, чтобы с уве-

личением силы резания увеличивать на требуемую величину жесткость системы СПИД и, наоборот, с уменьшением силы уменьшать жесткость.

Управление жесткостью системы СПИД может, например, осуществляться с помощью динамометрического устройства, схематически показанного на рис. 19. Из схемы видно, что резец 1 может перемещаться в резцедержателе на шариковых опорах. Своим концом резцедержатель упирается через головку винта в плоскую пружину 2. Опоры плоской пружины при помощи вращения винта 3, имеющего правую и левую нарезки, могут сближаться или удаляться одна от другой. Для вращения винта 3 служит небольшой

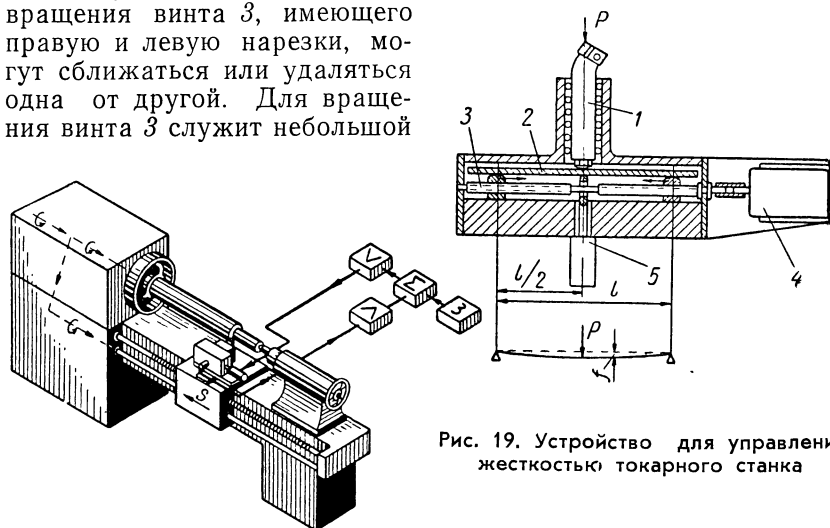


Рис. 19. Устройство для управления жесткостью токарного станка

электродвигатель 4. В плоскую пружину удлиненным концом сердечника упирается индуктивный датчик 5.

Узел работает следующим образом. При увеличении силы плоская пружина деформируется, и датчик выдает электрический сигнал, который после усиления поступает в вычислительное устройство. Сигнал, выданный вычислительным устройством, после его усиления сообщает вращение двигателю 4 для вращения винта и сближения опор с целью увеличения жесткости плоской пружины до требуемой величины. При уменьшении силы против заданной задатчиком все происходит в обратной последовательности.

Для управления жесткостью системы могут использоваться различные устройства. Основным преимуществом управления жесткостью системы СПИД для стабилизации размера динамической настройки  $A_d$  является получение более высокой точности размера партии деталей по сравнению с обычной обработкой. Все остальные показатели остаются такими же, как и при обычной обработке, включая и шероховатость поверхности.

Управлять упругими перемещениями системы СПИД для повышения точности обработки путем стабилизации  $A_{\delta}$  можно также путем изменения геометрии резания или геометрии режущего инструмента. Так, например, по данным Е. Н. Трониной, при обработке чугунных деталей на фрезерном станке в обычных условиях фрезами, имеющими угол режущих кромок в плане  $\varphi = 90^\circ$  и  $\varphi' = 60^\circ$ , получились совершенно различные погрешности размера. При  $\varphi = 90^\circ$  (рис. 20, а) и при  $\varphi' = 60^\circ$  (рис. 20, б)

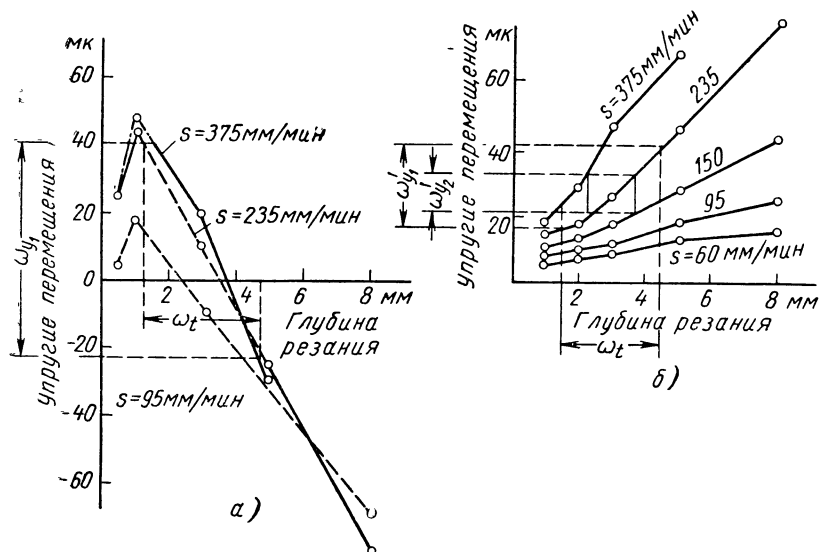


Рис. 20. Зависимость упругих перемещений системы СПИД фрезерного станка 6М82 в зависимости от подачи и глубины резания при обработке фрезой с  $\varphi = 90^\circ$  (а) и  $\varphi' = 60^\circ$  (б)

при одинаковой величине поля рассеяния  $\omega_t$  получились различные поля рассеяния  $\omega_y$  величины упругого перемещения:  $\omega_y = 62 \text{ мк}$  и  $\omega_y' = 27 \text{ мк}$ . Другими словами, использование фрезы с  $\varphi' = 60^\circ$  позволило повысить точность обработки в 2,3 раза.

На рис. 21 показана блок-схема системы, разработанной С. С. Модановым, при которой изменением размера динамической настройки  $A_{\delta}$  управляют путем изменения геометрии резания. Индуктивный датчик 1 измеряет упругие перемещения пиноли. Электрический импульс, пройдя усилитель 2 и сравнивающее устройство 3, превращается в сигнал рассогласования, который, пройдя усилитель 5, вращает в требуемую сторону электродвигатель 6, поворачивающий через редуктор резцедержатель с установленным в нем резцом вокруг оси, проходящей через вершину резца нормально к обработанной поверхности детали. Та-

ким образом, изменяя геометрию резания, стабилизируют силу резания, а тем самым и размер динамической настройки  $A'_d$ .

Программное устройство 4 задает программу, которая корректируется электрическим сигналом, характеризующим изменение реакции пиноли на перемещение силы резания в направлении оси обрабатываемой детали. Первоначальная геометрия задается задатчиком 4.

В результате обработки партии деталей с применением указанной системы управления величина поля рассеяния  $\omega_T$ , поро-

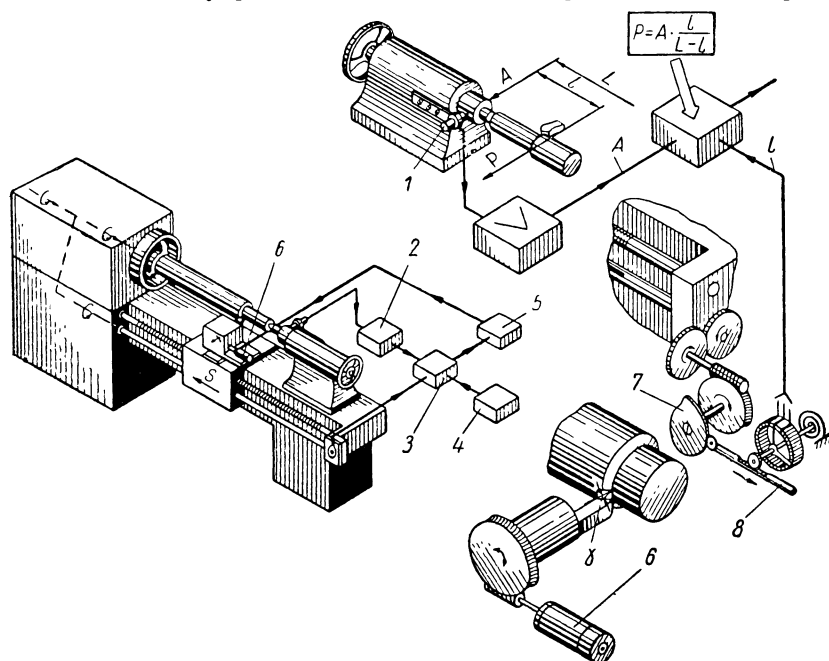


Рис. 21. Блок-схема системы автоматического управления размером  $A'_d$  путем изменения геометрии резания

даемого совместным действием случайных факторов, уменьшилась с 0,08 до 0,02 мм, при сохранении той же шероховатости поверхности ( $\nabla 6$ ).

Таким образом, изменение геометрии резания и режущего инструмента может служить одним из средств увеличения точности обработки. Надо полагать, что в ближайшем будущем будут созданы режущие инструменты с геометрией, изменяющейся в процессе обработки. При выполнении ряда технологических процессов по обработке деталей, особенно внутренних поверхностей, это, видимо, будет одним из наиболее эффективных средств повышения точности и производительности обработки.

**Увеличение точности формы деталей.** Из анализа равенства (23) следует, что при обработке деталей в центрах на отклонения размера динамической настройки  $A'_\theta$ , образующие погрешность формы детали в осевом сечении, влияют два систематически действующих фактора, изменяющихся по определенным законам. Первым является различная величина упругих перемещений переднего и заднего центров, вторым — собственные деформации обрабатываемой детали.

Следовательно, для компенсации отклонений  $A'_\theta$ , порождаемых этими факторами, необходимо вводить в программное устройство систем управления упругими перемещениями системы СПИД добавочные поправки, изменяющиеся по закону

$$y = \left(1 - \frac{x}{L}\right)^2 \frac{P\xi}{j_n} + \left(\frac{x}{L}\right)^2 \frac{P\eta}{j_z} + \frac{P\gamma}{j_\theta} \quad (34)$$

с обратным знаком. Таким образом может быть существенно повышена точность формы в осевом сечении детали.

Поскольку в равенство (23) входят размеры обрабатываемой детали, следовательно, для каждого типоразмера детали необходимо вводить свою программу. Например, для введения программы на токарном станке может быть использовано устройство в виде обычного копира или в виде кулачка 1, закрепленного на торце станины. Кулачок 7 (см. рис. 21) приводится через редуктор во вращение от ходового валика станка. За один оборот кулачка резец может перемещаться на длину рабочего хода. При вращении кулачок перемещает толкатель 8, который через рычаг поворачивает потенциометр 9, выдающий электрические сигналы в соответствии с программой, представляемой профилем кулачка.

Как показали исследования, наиболее просто и экономично повышение точности формы детали в осевом сечении достигается следующим образом. Первую деталь партии обрабатывают с использованием одной из систем управления упругими перемещениями и оставляют небольшой припуск на последующую обработку. В результате такой обработки на детали остаются погрешности формы, зависящие от податливости центров, собственной деформации детали, износа направляющих и несовпадения осей центров станка.

Обработанную деталь измеряют в нескольких сечениях по оси. В результате устанавливают погрешности размера детали в надлежащих ее сечениях. Эти погрешности с обратным знаком наносятся в масштабе передаточного отношения копирного устройства на надлежащих радиусах кулачка, после чего плавно соединяются кривыми. Кулачок вручную обрабатывают (вырезают) по профилю, который и представляет собой программу, служащую для компенсации всех перечисленных выше погреш-

ностей формы. Первая деталь и все последующие после обработки получают более точную форму в осевом сечении. Этот способ увеличения точности формы деталей позволяет обрабатывать детали с отношением  $\frac{L}{d} \geq 10 \div 15$  без люнета, т. е. более производительно, чем при обычной обработке с люнетом.

Вместо плоских или кулачковых копиров, на изготовление которых требуется затратить некоторое время, можно использовать универсальный электрический копир, в котором программа внесения необходимых поправок набирается рядом включателей. Погрешности формы уменьшаются в 2—6 раз.

**Особенности повышения точности и производительности многопроходной обработки.** Многопроходная обработка в основном используется при обработке деталей абразивным инструментом,

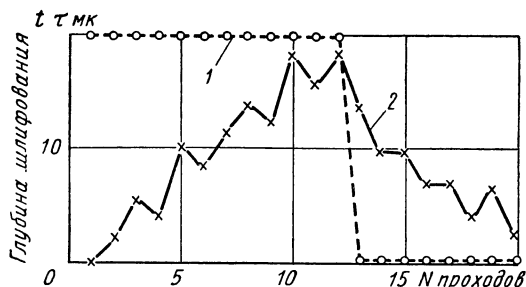


Рис. 22. График зависимости фактического съема материала от числа двойных ходов на круглошлифовальном станке

имеющим возможность срезать с детали за один ход относительно небольшой слой материала. Особенность многопроходной обработки с автоматической подачей шлифовального круга на каждый двойной ход заключается в том, что с первого двойного хода не удается создать натяг в системе СПИД, необходимый для удаления слоя материала, равного величине установленной подачи.

На рис. 22 показан график (кривая 2) фактической величины съема материала на каждый двойной ход. На графике видно, что при подаче на каждый двойной ход  $s = 0,02$  мм на первом двойном ходе снимается чрезвычайно небольшой слой материала, затем с каждый двойным ходом снимаемый слой увеличивается и только на 10—13-м ходах почти достигает величины подачи (кривая 2). На графике видно также, что на 13-м двойном ходе подача была выключена, однако процесс съема материала (выхаживание) продолжалось еще до 20-го двойного хода и дальше, пока в системе сохранялся постепенно уменьшающийся натяг.

Отставание фактического съема материала от подаваемого из-за невозможности быстрого создания натяга в системе СПИД, необходимого для съема слоя, равного подаче, приводит к тому, что на каждый последующий двойной ход к кругу подводится все больший слой материала. В конце концов это приводит к тому, что круг не может снять подводимый слой из-за «засаливания». Возникает явление вибрации, сопровождаемое характерным свистом, и процесс приходится прекращать. Так, например, при шлифовании шлицевых валиков при подаче на 1 двойной

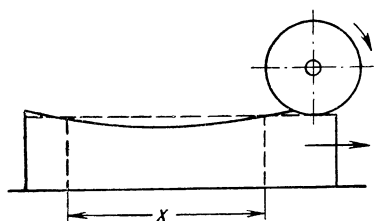


Рис. 23. Схема ускоренного перемещения детали при обработке в зависимости от макрогеометрии ее поверхности

ход 0,04 мм после 3—4 двойных ходов процесс приходится прекращать из-за появления вибраций. Процесс нормально можно было вести только с подачей, равной 0,02 мм.

Использование системы управления упругими перемещениями системы СПИД круглошлифовального станка путем изменения скорости движения стола и соответственно числа оборотов обрабатываемой детали позволяет резко сократить число

двойных ходов для создания натяга, необходимого для съема слоя материала, равного подаче.

Исследования показали, что для этого достаточно 2—3 двойных ходов. В соответствии с этим процесс можно вести с большей величиной подачи, приближающейся к допускаемой шлифовальным кругом выбранной характеристике. Так, например, при том же шлицешлифовании вместо подачи в 0,02 мм/дв.ход оказалось возможным процесс шлифования вести нормально с подачей 0,04 мм/дв.ход.

Следовательно, при использовании систем управления упругими перемещениями процесс можно вести на более высоких режимах, т. е. более производительно.

К этому добавляется сокращение времени обработки за счет ускоренного движения стола при обработке тех участков детали, где величина припуска меньше из-за деформированной детали, или из-за погрешностей формы, полученных на предшествующих операциях, или при установке детали на данной технологической системе, как это схематически показано на рис. 23.

**Совместное использование систем управления путем изменения размеров статической  $A_c$  и динамической  $A_d$  настроек.** В ряде случаев, особенно когда требуется получение более высокой точности размеров, формы и чистоты поверхностей деталей, становится целесообразным одновременное использование двух систем автоматического управления путем одновременного измене-

ния размеров статической  $A_c$  и динамической настроек систем СПИД. Чем больше отклонения припуска на обработку и качество материала обрабатываемых деталей при высоких требованиях к точности обработки, тем целесообразнее одновременно использовать две системы или, другими словами, перейти к

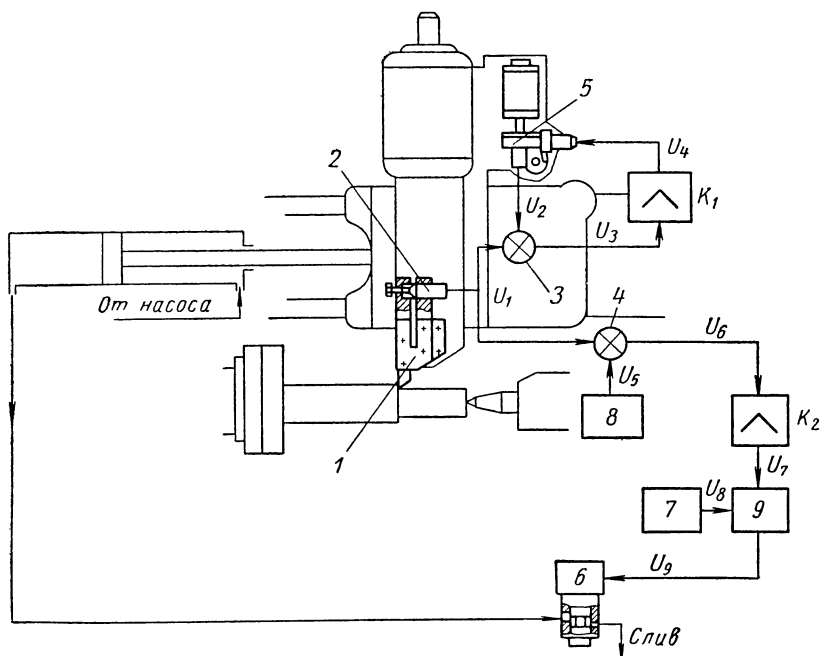


Рис. 24. Блок-схема двухконтурной системы автоматического управления упругими перемещениями путем изменения размеров  $A_c$  и  $A_d$ :

1 — динамометрическая резцедержавка; 2 — индуктивный датчик; 3, 4 — сравнивающие устройства; 5 — механизм малых перемещений; 6 — следящий золотник с электроуправлением; 7 — задатчик наибольшего значения продольной подачи; 8 — задатчик предельной величины упругого перемещения; 9 — ограничитель величины продольной подачи

двухконтурной системе управления упругими перемещениями системы СПИД.

В качестве примера на рис. 24 показана блок-схема такой системы к гидрокопировальному полуавтомату мод. 1722. Датчик 2 динамометрической державки 1 в зависимости от изменения силы резания и связанных с ней упругих перемещений выдает электрические сигналы, которые одновременно поступают в сравнивающие устройства двух контуров. Верхний контур управляет размером статической настройки  $A_c$ , нижний — размером динамической настройки  $A_d$ . В качестве исполнительного механизма для изменения размера статической настройки исполь-



зуется механизм малых перемещений 5, вводящий пологий клин между штоком следящего золотника гидропривода подачи поперечного суппорта и рычага упора. Исполнительным механизмом второго контура служит электрогидродинамический золотник, изменяющий величину подачи суппорта в направлении оси детали.

Результаты работы двухконтурной системы управления приведены в таблице.

Результаты исследований двухконтурной системы автоматического управления размерами статической и динамической

Т а б л и ц а

Система управления	Поле рассеяния размера $\omega_T$ в результате совместного действия случайных факторов в мм	Производительность в %
Размером динамической настройки $A'_d$	0,025	130
Размером статической настройки $A_c$	0,02	125
Двухконтурная	0,02	155
Без управления	0,1	100

настройки при обработке деталей на вертикально-фрезерном станке следующие. Поле рассеяния размера  $\omega_T$  в результате совместного действия случайных факторов в среднем в 3 раза меньше, чем при обычной обработке при одновременном увеличении производительности на 20—260%. При использовании только системы автоматического управления  $A_c$  поле рассеяния  $\omega_T$  сокращается в среднем в 2 раза при равной производительности. При использовании только системы управления  $A'_d$  сокращение поля рассеяния  $\omega_T$  было достигнуто в среднем в 1,2 раза при увеличении производительности в 1,1—1,4 раза.

Увеличение производительности обработки может быть достигнуто также (или дополнительно) путем использования двухконтурной системы, из которых одна управляет размером динамической настройки  $A'_d$  путем изменения подачи, вторая — скоростью резания для сохранения заданной температуры в зоне резания с целью экономичного использования режущих свойств каждого из резцов, используемых при обработке партии деталей. Для измерения температуры в зоне резания использовалась естественная термопара твердосплавная пластинка резца — материал обрабатываемой детали.

Исследования показали, что такая система позволяет наряду с увеличением точности и производительности дополнительно увеличить производительность на 15—20%.

В дополнение к рассмотренным системам автоматического управления размерами статической  $A_c$  и динамической  $A_d'$  настройки, а также температурой в зоне резания, т. е. управления ходом технологического процесса по входным данным, в системе СПИД может быть встроена система «активного контроля» обработанных деталей, т. е. система управления по выходным данным.

Исследования показали, что путем измерения размеров поверхностей обработанных деталей непосредственно на станке можно сократить ту часть погрешностей, которая связана с размерным износом режущего инструмента. При этом для компенсации погрешностей в качестве исполнительных механизмов могут быть использованы те, которые служат для изменения размеров  $A_c$  или  $A_d'$ , поскольку электрические сигналы от измерительных устройств активного контроля могут подаваться в электрические цепи, управляющие исполнительными механизмами систем автоматического управления.

Комплексное использование систем автоматического управления по входным и выходным данным систем СПИД позволяет превратить их в автоматически действующие системы со всеми вытекающими отсюда последствиями. Задача сводится к автоматическому управлению ходом технологического процесса для достижения требуемого качества при наименьших затратах на изготовление изделия.

**Увеличение производительности обработки.** Увеличение производительности обработки технологической системы СПИД, оборудованной системами автоматического управления упругими перемещениями, достигается двумя путями: 1) прямым — за счет обработки с более высокими режимами по сравнению с обычной обработкой и 2) косвенным — за счет увеличения производительности на последующих технологических системах, которые проходит в процессе обработки деталь и на сборке.

На рис. 25 схематически показана зависимость изменения размера  $A_d$  динамической настройки от изменения силы резания  $P$ .

При обработке партии деталей с высокими режимами обработки, т. е. силой резания  $P_1$ , имеющей отклонения из-за колебаний припуска на обработку и твердости материала  $\omega'_{p_1}$ , получается размер динамической настройки, равный  $A_d'$ , и поле его рассеяния  $\omega'_{Ad}$ . Из рис. 25 видно, что при высоких режимах обработки величина поля рассеяния  $\omega'_{Ad}$  получается больше установленной величины поля допуска  $\delta_T$ , предназначенного для компенсации случайных погрешностей.

Для достижения требуемой точности необходимо на данной технологической системе вести обработку на заниженных режимах, при которых сила резания  $P_2 < P_1$ . Из рисунка видно, что

в этом случае при той же величине поля рассеяния  $\omega_{P_2}$ , величина  $\omega_{A_2''}$  стала меньше  $\delta_T$ . Следовательно, требуемая точность обработки достигается в результате снижения режимов обработки, т. е. потери производительности.

На рис. 26 показана та же зависимость  $A_\partial$  от  $P_3$  для той же технологической системы СПИД, но уже оборудованной системой автоматического управления упругими перемещениями путем изменения подачи  $s$ .

Из рисунка видно, что в этом случае заданную величину допуска  $\delta_T$  можно получить ( $\omega_{A_2''' < \delta_T$ ) путем обработки деталей

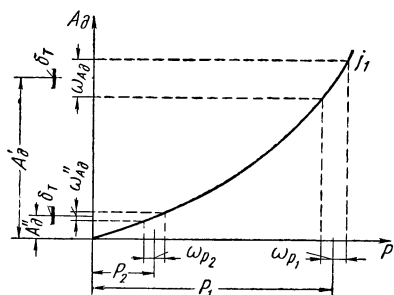


Рис. 25. Зависимость изменения размера  $A_\partial'$  от силы резания  $P$  при обычной обработке

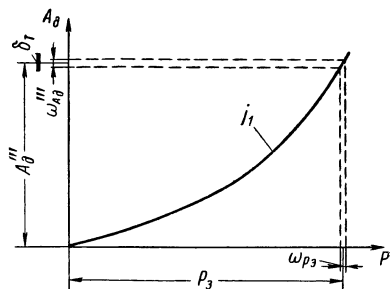


Рис. 26. Зависимость изменения размера  $A_\partial'''$  от силы резания  $P$  при работе с автоматической системой управления

на более высоких режимах, при которых сила резания  $P_3 > P_2 > P_1$ . Достигается это существенным уменьшением величины отклонения силы резания  $\omega_{P_3}$  путем ее стабилизации в результате изменения подачи  $s$ .

Опыт показывает, что при обработке с повышенными режимами производительность может быть увеличена на 20—300% и более.

Увеличение точности обработки путем автоматического управления упругими перемещениями позволяет в ряде случаев сократить число проходов для достижения более производительным путем требуемой точности обрабатываемых деталей. Так, например, для обработки ступенчатых валиков электромоторов с размерами ступеней  $d = 26—28—32—61—40—31—20$  при общей длине  $L = 378$  мм с допуском на диаметр  $\delta_d = 0,14 \div 0,20$  мм из стали 10 с твердостью  $HV 101—140$  использовалась автоматическая линия МРЛ-13, оборудованная гидрокопировальными станками 1722.

Обработка валиков из штампованных заготовок велась в два прохода. Для этого в линии имелось четыре гидрокопировальных автомата. На первых двух производилась черновая обработка

валиков с двух сторон, на вторых двух — чистовая. После оборудования двух первых станков системами автоматического управления размерами статической и динамической настроек  $A_c$  и  $A_d$  обработка валиков стала производиться за один проход, для чего потребовалось только два станка вместо четырех. Таким образом, производительность станков 1722 была увеличена в 2 раза. Высвободилась площадь, занимаемая двумя станками, и снизились затраты на обработку.

Обработка деталей, поступающих с более высокой точностью на каждую последующую операцию, позволяет, как это видно из рис. 26, вести обработку с более высокой производительностью. Объясняется это тем, что отклонения силы резания  $P$  вследствие сокращения поля рассеяния отклонений припуска на обработку будет меньше, чем после обычной обработки. Следовательно, обработку можно вести на более высоких режимах, т. е. более производительно. Естественно, что более точные детали, поступающие на сборку, позволяют сократить трудоемкость сборочных работ, особенно при наличии пригоночных работ. Готовые детали, отличающиеся более высокой точностью, повышают качество машин, их надежность и долговечность.

**Экономичность использования систем автоматического управления упругими перемещениями систем СПИД.** Подсчеты, выполненные кафедрой экономики и организации производства Московского станкоинструментального института применительно к обработке ступенчатых валиков на гидрокопировальном станке 1722, показали, что себестоимость обработки сократилась с 3,65 до 3,41 коп. Дополнительные затраты на оборудование станка системой автоматического управления, составляющие 175,3 руб., окупаются за 0,024 года. При обработке валика  $d = 62,6$  мм с припуском на диаметр 0,57 мм из стали 40 по 2-му классу точности и 7-му классу чистоты поверхности на круглошлифовальном станке 3151 расходы на систему автоматического управления (около 500 руб.) окупаются за 4,5 месяца. Аналогичные расчеты показали, что дополнительные расходы на оборудование шлифшлифовального станка системой автоматического управления, составившие 450 руб., окупаются в течение 0,17 года.

Видимо, изготовление элементов систем автоматического управления, если оно будет выпускаться специализированными заводами, позволит еще больше сократить затраты на изготовление систем управления, а тем самым и повысить эффективность их использования, как на вновь выпускаемых станках, так и при модернизации действующих на машиностроительных заводах.

**Перспективы и направления наиболее эффективного использования систем автоматического управления.** Высокая эффективность систем автоматического управления упругими перемеще-

ниями на различных типах станков позволяет наметить основные направления их широкого внедрения в ближайшие годы в машиностроение. Наибольший эффект такие системы дадут в тех случаях, когда входные данные, вносимые обрабатываемыми деталями и заготовками, отличаются значительными отклонениями, и когда к обрабатываемым деталям предъявляются высокие требования к точности. Значительный эффект может быть получен при обработке деталей из труднообрабатываемых материалов.

Широкое внедрение в промышленность станков с цифровым программным управлением, как показывают расчеты, выполненные у нас и за рубежом, могут дать существенный экономиче-

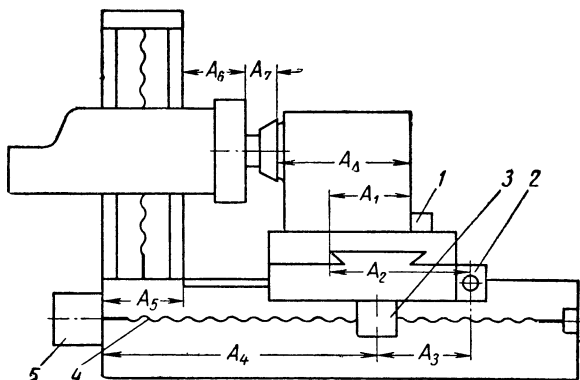


Рис. 27. Схема одной из размерных цепей станка с программным управлением

ский эффект только с одновременным оборудованием станков системами автоматического управления упругими перемещениями. Объясняется это тем, что во всех станках с цифровым программным управлением точность обработанных деталей лимитируется механизмом обратной связи контроля путей перемещения суппортов, кареток, или столов станка, а не контроля относительного движения и положения режущих кромок инструмента и баз станка или приспособления, определяющих положение обрабатываемой на станке детали.

На рис. 27 приведена одна из размерных цепей станка с программным управлением. Как видно, на рисунке требуемая точность размера  $A_{\Delta}$  обрабатываемой детали получается при помощи размерной цепи

$$A_{\Delta} = A_1 + A_2 - A_3 + A_4 + A_5 + A_6 + A_7. \quad (35)$$

Размер  $A_1$  связывает базу упора 1, установленного на столе станка, с одной направляющей каретки, определяющей положение стола станка. Размер  $A_2$  связывает направляющую каретки с отсчетным устройством 2, осуществляющим контроль задан-

ного программой перемещения каретки со столом и деталью. Размер  $A_3$  соединяет отсчетное устройство 2 с осью гайки 3 стола, при помощи которой осуществляется перемещение каретки при вращении винта 4, приводимого во вращение механизмом 5, получающим задание от программы.

При помощи рассмотренной размерной цепи по получаемым от программы электрическим импульсам осуществляется настройка размерной цепи системы СПИД на размер статической настройки  $A_c$ , т. е. без рабочих нагрузок. Обратная связь, контролирующая величину перемещения при настройке и его соответствие заданному программой, не учитывает, как правило, размера динамической настройки  $A'_d$ . Появление размера динамической настройки  $A'_d$ , естественно, изменяет размер, получаемый на детали,  $A_d$  на эту величину, изменяющуюся к тому же в зависимости от отклонений припуска на обработку и твердость материала обрабатываемых деталей.

Нетрудно видеть, что даже в тех случаях, когда в программу вносится поправка на размер динамической настройки  $A'_d$ , его отклонения из-за перечисленных выше причин вносят отклонения в размер, получаемый на детали  $A_d$ . Поэтому, как показал опыт эксплуатации станков с программным управлением, они не дают, как правило, требуемой точности деталей, получаемой на станках без программного управления.

Из создавшегося положения есть два выхода. Первый — увеличение точности изготовления и жесткости станков с программным управлением, что вызывает увеличение затрат на изготовление станков в 2—4 раза, второй — оборудование станков с программным управлением системами автоматического управления упругими перемещениями. Этот путь значительно экономичнее и дает более надежные результаты в эксплуатации. Аналогичная картина имеет место и при создании обрабатывающих центров, на которых обработка деталей производится, как правило, без приспособлений с программированием статической настройки размерных цепей.

## ВЫВОДЫ

Результаты выполненных исследований и практика внедрения систем автоматического управления упругими перемещениями у нас в стране и за рубежом показали широкие возможности их использования для решения основных задач современного машиностроения — увеличения точности и производительности обработки.

Использование систем автоматического управления упругими перемещениями в сочетании с системами управления рядом других факторов, действующих в системах СПИД во время выпол-

нения технологических процессов (управление температурными деформациями, активный контроль для компенсации размерного износа и т. д.), является основой создания технологических, автоматически действующих систем, управляющих ходом технологического процесса и оптимизирующих процесс в зависимости от изменяющихся условий его выполнения.

Ближайшей задачей является создание автоматических систем управления станками, которым должны задаваться в виде программ требуемое качество изделия, его себестоимость и количество, подлежащее изготовлению в установленный промежуток времени. Технологическая система должна автоматически найти оптимальное решение поставленной задачи и решить ее.

---

## **К ПРОБЛЕМЕ УПРАВЛЕНИЯ ТОЧНОСТЬЮ ФОРМЫ, ПОВОРОТА И РАССТОЯНИЯ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ ПРИ ОБРАБОТКЕ НА СТАНКАХ**

**Н**епрерывное повышение требований к качеству машин влечет за собой ужесточение допусков на расстояние, относительный поворот, форму и шероховатость поверхностей деталей. Трудности, возникающие с достижением высокой точности каждого из параметров, заставляют вмешиваться в процесс непосредственной обработки детали и путем управления процессом повышать его точность.

В настоящее время широкое распространение получили методы управления точностью размеров и расстояний поверхностей деталей. Ведутся исследования по изысканию возможностей управления формой в продольном и поперечном сечениях, а также шероховатостью обрабатываемых поверхностей деталей. Однако управление каждым параметром точности детали, за редким исключением, ведется в отдельности.

Учитывая, что в основе возникновения погрешности каждого из параметров лежат одни и те же физические явления, можно предполагать, что существует путь одновременного уменьшения погрешностей всех четырех параметров точности детали.

Процесс образования погрешностей формы, относительного поворота и расстояния поверхностей деталей при обработке на станках очень сложен. Возникновение погрешностей является следствием непостоянства действия большого числа факторов, различных как по характеру, так и продолжительности. Управление точностью обработки связано с воздействием или на каждый фактор в отдельности или одновременно на группу факторов. Оба пути правомощны, но несомненно второй путь более эффективен, если есть возможность объединить факторы в группы по результатам действия.

Совокупные изменения действия значительной группы факторов, таких как силы резания, жесткость системы СПИД и ее температурные деформации, геометрическая неточность станка и другие, вызывают непрерывные относительные перемещения и повороты в пространстве режущего инструмента и баз станка. В общем случае в процессе обработки инструмент и базы станка имеют в пространстве по шесть степеней свободы, из которых только отдельные для инструмента и баз станка необходимы для осуществления процесса резания и формообразования. Остальные степени свободы паразитные. Они приводят к непредусмотренным схемой обработки относительным перемещениям



и поворотам инструмента и баз станка, являющимся одной из главных причин возникновения погрешностей формы, относительного поворота и расстояния поверхностей обрабатываемых деталей.

Поскольку причина образования погрешностей трех видов в процессе обработки детали общая (непрерывное изменение в пространстве относительного положения инструмента и баз станка), то поддержание постоянным положения инструмента и баз станка — это путь к повышению точности и формы, и поворота, и расстояния обрабатываемых поверхностей деталей.

Относительное положение инструмента и баз станка может быть определено через относительное положение двух систем координат, связанных с ними. Например, при торцовом фрезеровании на вертикально-фрезерном станке координатные оси  $OXYZ$

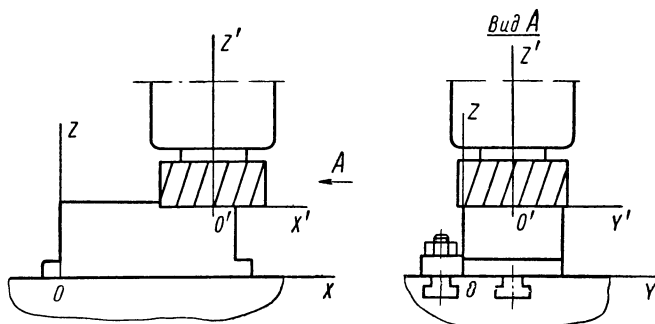


Рис. 1. Совмещение систем координат с режущим инструментом и базами станка на вертикально-фрезерном станке

и  $O'X'Y'Z'$  могут быть совмещены с базами станка и инструментом так, как это показано на рис. 1.

В других случаях обработки в зависимости от поставленной задачи построение систем координат может быть иным, но оно должно быть подчинено общему правилу. Координатные плоскости  $XOY$  и  $X'O'Y'$  должны быть связаны с базами станка и инструментом каждой тремя связями, лишаящими их перемещения и поворота в двух направлениях, плоскости  $XOZ$  и  $X'O'Z'$  — двумя связями, лишаящими их перемещения и одного поворота, и, наконец, плоскости  $YOZ$  и  $Y'O'Z'$  — одной связью, лишаящей их перемещения в направлении оси  $OX$ .

Помимо наложения на координатные плоскости внешних связей при построении координатного угла не следует упускать из вида наличия внутренних связей между координатными плоскостями. Координатная плоскость  $XOZ$  должна быть перпендикулярной плоскости  $XOY$ , положение которой уже определено тремя внешними связями, а плоскость  $YOZ$  — перпендикулярной плоскостям  $XOY$  и  $XOZ$ . Таким образом, положение каждой коор-

динатной плоскости в пространстве определяется тремя связями:  $XOY$  — тремя внешними связями,  $XOZ$  — двумя внешними и одной внутренней,  $YOZ$  — одной внешней и двумя внутренними. Это справедливо и в отношении координатных плоскостей системы  $O'X'Y'Z'$ .

В случае, если решаемая в процессе обработки детали задача не требует построения координатных углов полностью, можно ограничиться отдельными элементами углов или даже построением отдельных координатных плоскостей. Например, при фрезеровании требуемая точность формы, поворота и расстояния обрабатываемой поверхности детали относительно ее нижней поверхности (см. рис. 1) достигается через задание и сохранение положения координатной плоскости  $X'O'Y'$  относительно  $XOY$ .

При определении относительного положения систем координат  $OXYZ$  и  $O'X'Y'Z'$  имеет значение выбор начала отсчета. Поскольку в процессе обработки детали достигается положение обрабатываемой поверхности относительно технологических баз детали, совмещенных с базами станка, то в качестве базовой системы координат, именуемой в теоретической механике неподвижной, логично избирать систему координат, построенную на базах станка. При непосредственном определении относительного положения двух систем координат должно быть установлено шесть связей между ними.

Возможен и другой вариант установления относительного положения систем координат, совмещенных с базами станка и инструментом. Положение каждой из них через шесть связей может быть установлено относительно третьей системы координат, не связанной со станком. Тогда требуется учитывать в общем уже двенадцать связей, чтобы определить относительное положение систем координат, связанных с базами станка и инструментом.

Несмотря на большую сложность, применение этого варианта не только возможно, но может оказаться более удобным и технически выгодным в сравнении с первым вариантом.

Управление точностью формы, поворота и расстояния обрабатываемых поверхностей деталей требует материализации систем координат и связей между ними. Системы координат на поверхностях режущего инструмента и баз станка могут быть созданы механическим, электрическим и другими путями. Пока трудно сказать об этом что-либо более определенное, поскольку вопрос новый и требует специальных изысканий. Но тем не менее очевидно, что наилучшим его решением была бы выявленная возможность совмещения системы координат непосредственно с режущими кромками инструмента и рабочими участками баз станка.

Связи между системами координат, определяющие их относительное положение, могут быть установлены при помощи шести

датчиков. Одна из возможных схем расстановки датчиков приведена на рис. 2. На рисунке указаны координаты точек, через которые осуществляется связь координатных систем с помощью датчиков.

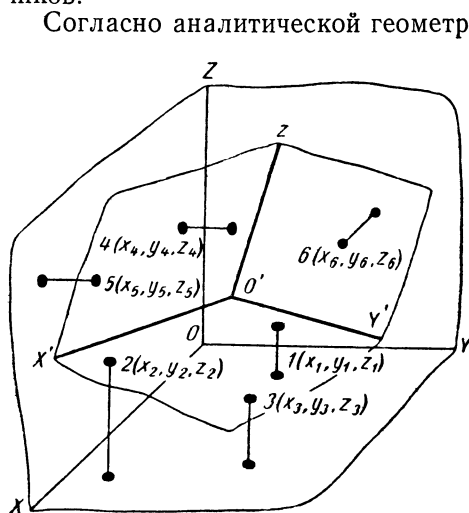


Рис. 2. Схема относительной связи двух систем координат, осуществляемая с помощью датчиков

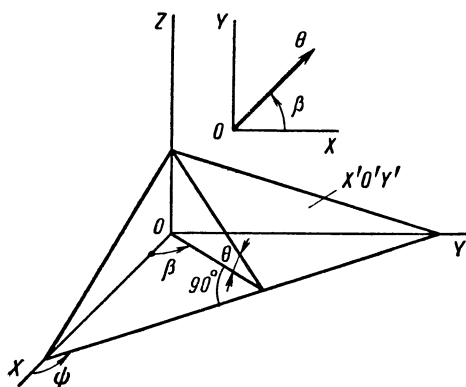


Рис. 3. Характеристики относительного поворота координатных плоскостей  $X'O'Y'$  и  $XOY$

Согласно аналитической геометрии, положение одной системы координат ( $O'X'Y'Z'$ ) относительно другой ( $OXYZ$ ) определяется координатами ее начала и тремя углами Эйлера. Два угла Эйлера характеризуют величину (угол нутации  $\theta$ ) и направление (угол прецессии  $\psi$ ) поворота координатной плоскости  $X'O'Y'$  относительно  $XOY$  (рис. 3).

Направление поворота плоскости  $X'O'Y'$  нагляднее характеризовать направлением перпендикуляра, опущенного из начала координат  $O$  на линию пересечения координатных плоскостей. Этот перпендикуляр указывает, в какую сторону наклонена плоскость  $X'O'Y'$  и по отношению к оси  $OX$  направлен под углом  $\beta$ . Угол  $\beta = \psi - 90^\circ$ .

Третий угол Эйлера, угол собственного вращения системы  $O'X'Y'Z'$  —  $\varphi$ , отражает ее относительный поворот вокруг оси  $O'Z'$ .

Характеристики относительного положения систем координат могут быть выражены через координаты точек, в которых установлены датчики, и через показания са-

мих датчиков. Но предварительно необходимо дать уравнение координатных плоскостей.

Координатная плоскость  $X'O'Y'$ , проходящая через точки  $1(x_1, y_1, z_1)$ ,  $2(x_2, y_2, z_2)$ ,  $3(x_3, y_3, z_3)$ , выражается уравнением в координатах:

$$\begin{vmatrix} x - x_1 & y - y_1 & z - z_1 \\ x_2 - x_1 & y_2 - y_1 & z_2 - z_1 \\ x_3 - x_1 & y_3 - y_1 & z_3 - z_1 \end{vmatrix} = 0$$

и общим уравнением

$$A_1x + B_1y + C_1z + D_1 = 0$$

Уравнение координатной плоскости  $X'O'Z'$ , проходящей через точки  $4(x_4, y_4, z_4)$  и  $5(x_5, y_5, z_5)$

$$\begin{vmatrix} C_1\Delta z \\ B_1\Delta y \end{vmatrix} x + \begin{vmatrix} A_1\Delta x \\ C_1\Delta z \end{vmatrix} y + \begin{vmatrix} B_1\Delta y \\ A_1\Delta x \end{vmatrix} z + \\ + \begin{vmatrix} z_4y_4 \\ z_5y_5 \end{vmatrix} A_1 + \begin{vmatrix} x_4z_4 \\ x_5z_5 \end{vmatrix} B_1 + \begin{vmatrix} y_4x_4 \\ y_5x_5 \end{vmatrix} C_1 = 0,$$

где  $\Delta x = x_5 - x_4$ ;  $\Delta y = y_5 - y_4$ ;  $\Delta z = z_5 - z_4$ .

Ее общее уравнение

$$A_2x + B_2y + C_2z + D_2 = 0;$$

Уравнение координатной плоскости  $Y'O'X'$ , проходящей через точку  $6(x_6, y_6, z_6)$ , имеет вид

$$\begin{vmatrix} B_1C_1 \\ B_2C_2 \end{vmatrix} x + \begin{vmatrix} C_1A_1 \\ C_2A_2 \end{vmatrix} y + \begin{vmatrix} A_1B_1 \\ A_2B_2 \end{vmatrix} z + \\ + \begin{vmatrix} C_1B_1 \\ C_2B_2 \end{vmatrix} x_6 + \begin{vmatrix} A_1C_1 \\ A_2C_2 \end{vmatrix} y_6 + \begin{vmatrix} B_1A_1 \\ B_2A_2 \end{vmatrix} z_6 = 0.$$

Уравнение той же плоскости в общем виде

$$A_3x + B_3y + C_3z + D_3 = 0.$$

На основании уравнения координатной плоскости  $X'O'Y'$

$$\operatorname{tg} \theta = \frac{\sqrt{A_1^2 + B_1^2}}{C_1}.$$

Угол  $\beta$  может быть найден через  $\operatorname{tg} \beta' = -\frac{B_1}{A_1}$  с учетом его знака и знака отношения  $\frac{D_1}{B_1}$  с помощью таблицы.

Для нахождения угла  $\varphi$  лучше воспользоваться упрощенной формулой

$$\cos \varphi = \sin \beta \cos \Delta\varphi - \cos \beta \sin \Delta\varphi,$$

в которой

$$\Delta\varphi = \operatorname{arctg} \frac{\Delta y}{\sqrt{\Delta x^2 - \Delta z^2}}.$$

Координаты начала системы  $O'X'Y'Z'$  могут быть найдены из совместного рассмотрения уравнений трех координатных плоскостей. Значениями этих координат можно характеризовать относительную удаленность координатных плоскостей. Однако гораздо удобнее для этого воспользоваться отрезками осей  $OZ$ ,  $OY$ ,  $OX$ , отсекаемыми на них плоскостями системы  $O'X'Y'Z'$ . Напри-

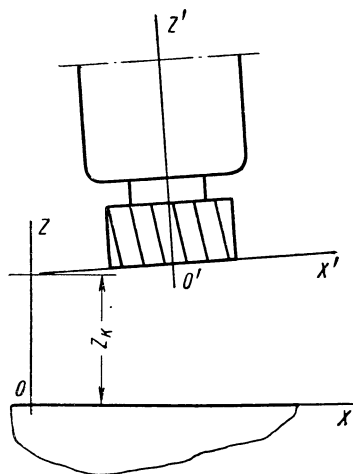


Рис. 4. Схема определения «расстояния» между координатными плоскостями  $X'O'Y'$  и  $XOY$

Четверть тригометри- ческого круга	Знак		Формула
	$\operatorname{tg} \beta'$	$\frac{D_1}{B_1}$	
I	+	+	$\beta = 0^\circ + \beta'$
II	-	+	$\beta = 180^\circ - \beta'$
III	+	-	$\beta = 180^\circ + \beta'$
IV	-	-	$\beta = 360^\circ - \beta'$

мер, удаленность координатной плоскости  $X'O'Y'$  относительно  $XOY$  будет характеризоваться отрезком  $z_k$  оси  $OZ$  (рис. 4).

Точно также отрезками  $y_i$  и  $x_m$  осей  $OY$  и  $OX$  можно характеризовать удаленность координатных плоскостей  $X'O'Z'$  и  $Y'O'Z'$  относительно  $XOZ$  и  $YOZ$ .

Значения отрезков  $z_k$ ,  $y_i$ ,  $x_m$  могут быть найдены по формулам:

$$z_k = -\frac{D_1}{C_1}; \quad y_i = -\frac{D_2}{B_2};$$

$$x_m = -\frac{D_3}{A_3}.$$

Условно отрезки  $z_k$ ,  $y_i$  и  $x_m$  можно называть расстояниями между соответствующими координатными плоскостями.

Относительный поворот двух координатных плоскостей является величиной векторной. Например, отклонение от параллельности координатной плоскости  $X'O'Y'$  относительно  $XOY$  выражается углами  $\theta$  и  $\beta$ , из которых первый указывает величину отклонения, а второй — его направление.

Чтобы графически представить относительный поворот этих координатных плоскостей, надо в плоскости  $XOY$  построить век-

тор, совместив его начало с началом координат  $O$ . Длина вектора в избранном масштабе должна выражать величину угла  $\theta$ , направление вектора определяется углом  $\beta$ , отсчитываемым от оси  $OX$  против движения часовой стрелки. Составляющие вектора  $\vec{\theta}$ :  $\vec{\eta}_1$  и  $\vec{\eta}_2$  можно трактовать как отклонения плоскости  $X'O'Y'$  от перпендикулярности координатным плоскостям  $YOZ$  и  $XOZ$  (см. рис. 3).

Относительные повороты других координатных плоскостей также удобно представлять в виде векторов. Но для этого необходимо определить углы  $\theta_n$  и  $\beta_n$ , характеризующие величину и

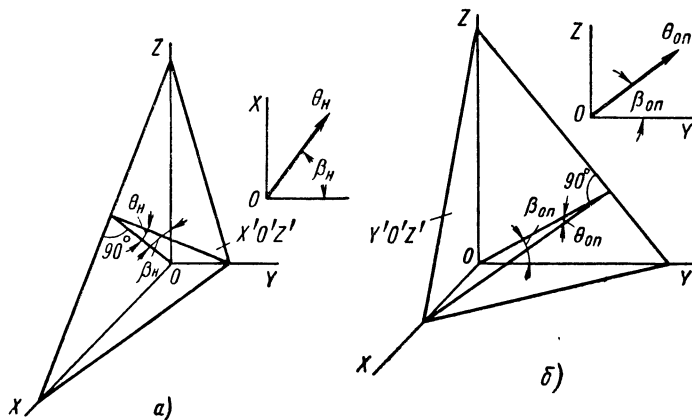


Рис. 5. Характеристики относительного поворота:  
 а — координатных плоскостей  $X'O'Z'$  и  $XOZ$ ; б — координатных плоскостей  $Y'O'Z'$  и  $YOZ$

направление отклонения от параллельности  $X'O'Z'$  относительно  $XOZ$ , и углы  $\theta_{on}$  и  $\beta_{on}$ , характеризующие отклонение от параллельности  $Y'O'Z'$  по отношению  $YOZ$ , по следующим формулам:

$$\cos \theta_n = \cos \beta \sin \varphi + \sin \beta \cos \varphi \cos \theta;$$

$$\operatorname{tg} \beta_n = \frac{1}{\sin \theta} (\sin \beta \operatorname{tg} \varphi - \cos \beta \cos \theta);$$

$$\cos \theta_{on} = \sin \beta \cos \varphi + \cos \beta \sin \varphi \cos \theta;$$

$$\operatorname{ctg} \beta_{on} = \frac{1}{\sin \theta} (\cos \beta \operatorname{ctg} \varphi - \sin \beta \cos \theta).$$

Вектор  $\vec{\theta}_n$  строится в координатной плоскости  $XOZ$ , а направление вектора отсчитывается от оси  $OZ$ . Вектор  $\theta_{on}$  строится в координатной плоскости  $YOZ$  с отсчетом его направления от оси  $OY$  (рис. 5).

Приведенные выше формулы указывают на то, что поворот координатных плоскостей  $X'O'Z'$  и  $Y'O'Z'$  относительно соответствующих плоскостей координатного угла  $OXYZ$  зависит не только от угла  $\varphi$ , но и от поворота  $X'O'Y'$  относительно  $XOY$ , характеризуемого углами  $\theta$  и  $\beta$ .

Материализация систем координат на базах станка и инструменте и установление связи между системами координат с помощью датчиков дает возможность следить в процессе обработки детали за изменением относительного положения в пространстве режущего инструмента и баз станка и учесть это изменение.

В задачу управления точностью обработки в пространстве входит сокращение изменений относительного положения и движения систем координат, связанных с режущим инструментом и базами станка. Для решения задачи информация об отклонениях координат, полученная от датчиков, с помощью специальных вычислительных устройств по вышеуказанным формулам должна быть преобразована в отклонения характеристик относительного положения систем координат  $OXYZ$  и  $O'X'Y'Z'$ . Поскольку между самими характеристиками существует функциональная связь (это видно из формул), то система автоматического управления должна иметь логические устройства, составляющие в каждый момент времени план корректировки процесса в зависимости от значений характеристик и требуемой точности обрабатываемой детали. И, наконец, нужны исполнительные устройства, осуществляющие управление процессом по нескольким характеристикам.

В процессе обработки детали изменение каждой из координат, фиксируемое датчиком, является случайной функцией времени или относительного перемещения инструмента и баз станка в направлении рабочей подачи. Следовательно, случайными функциями  $W_i(t)$  будут и функции этих координат — характеристики относительного положения систем координат или отдельных их элементов. Для того чтобы повысить точность формы, поворота и расстояния поверхностей обрабатываемых деталей, необходимо выровнять во времени случайные функции  $W_i(t)$ .

Таким образом, в задачу управления точностью обработки детали в пространстве в конечном счете входит достижение стационарности случайных функций  $W_i(t)$ , достижение постоянства их математических ожиданий и дисперсий и сокращение значений дисперсий функций  $W_i(t)$ .

Исследования по управлению точностью формы, поворота и расстояния поверхностей деталей в процессе их обработки должны идти в направлениях:

- 1) изыскания способов и средств материализации систем координат на инструменте и базах станка, а также способов установления связи между системами координат  $OXYZ$  и  $O'X'Y'Z'$ ;

- 2) разработки средств автоматической оценки информации по изменению каждой из координат и переработки этой информа-

ции по приведенным в статье формулам для оценки изменения характеристик относительного положения систем  $OXYZ$  и  $O'X'Y'Z'$ ;

3) разработки алгоритмов логических операций и устройств, выполняющих их;

4) исследования путей воздействия на характеристики относительного положения систем координат  $OXYZ$  и  $O'X'Y'Z'$ ;

5) разработки средств управления относительным положением в пространстве режущего инструмента и баз станка.

---



## ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ ИЗМЕРЕНИЯ ПОГРЕШНОСТИ ФОРМЫ ПОПЕРЕЧНОГО СЕЧЕНИЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ДЕТАЛЕЙ ТИПА ТЕЛ ВРАЩЕНИЯ

**В** настоящее время при обработке деталей типа тел вращения на станках токарной и шлифовальной групп путем управления упругими перемещениями решена задача повышения точности диаметрального размера и формы в продольном сечении детали. Следующей задачей для комплексного решения вопроса повышения точности обработки является повышение точности формы детали в поперечном сечении. Решение этой проблемы можно разбить на два этапа: изыскание способов измерения погрешности формы и разработка методов и средств, позволяющих с требуемой быстротой вносить необходимую поправку тем или иным способом в относительное положение обрабатываемой детали и режущих кромок инструмента.

Изыскание способов измерения погрешности является также и одной из главных задач дальнейшего совершенствования метода повышения точности обработки путем управления упругими перемещениями. На основе его успешного решения могут быть разработаны новые способы и средства получения информации, отражающей с большей степенью точности погрешность обработки в момент ее возникновения.

Чтобы подойти к разработке методов и средств измерения погрешности формы в поперечном сечении во время обработки, необходимо в первую очередь уточнить саму методику измерения погрешности формы поперечного сечения детали. Существующие методы и средства измерения погрешности формы детали в поперечном сечении имеют ряд существенных недостатков, нередко вызывающих погрешности измерения одного порядка с измеряемой величиной. Поэтому в первую очередь надо разработать приемлемые методы и средства измерения точности детали.

Процесс измерения погрешности формы детали в поперечном сечении заключается в измерении профиля детали, его отображении и выборе базы отсчета и критерия оценки погрешности формы. Каждый этап вносит свою погрешность в измерение, поэтому суммарную погрешность измерения отклонения геометрической формы поперечного сечения можно представить как

$$\Delta\phi = \Delta\phi_1 + \Delta\phi_2 + \Delta\phi_3,$$

где  $\Delta\phi_1$ ,  $\Delta\phi_2$ ,  $\Delta\phi_3$  — погрешности измерения на соответствующем этапе.

**Методика отсчета погрешности формы поперечного сечения деталей.** В машиностроении применяются различные методики

отсчета погрешности формы поперечного сечения деталей типа тел вращения. Эти методы различаются выбором базы отсчета и критериями оценки погрешности формы. В настоящее время широкое распространение нашли три методики, рассмотренные ниже.

Принятая в СССР методика отсчета погрешности формы отражена в ГОСТе 10356—63 «Отклонения формы и расположения поверхностей». В этой методике в качестве базы отсчета погрешности формы принята прилегающая окружность, под которой понимается «для отверстия — окружность наибольшего возможного диаметра, вписанная в реальный профиль; для вала — окружность наименьшего возможного диаметра, описанная вокруг реального профиля». В качестве критерия отклонения от

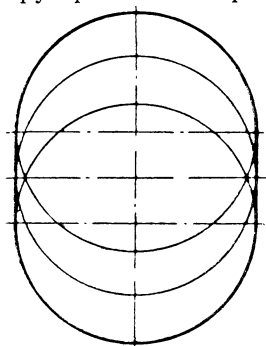


Рис. 1. Профиль поперечного сечения детали, имеющей несколько прилегающих окружностей

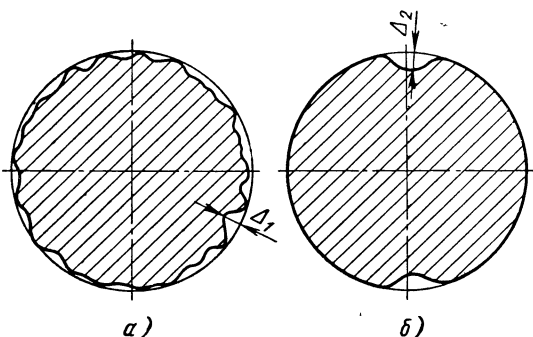


Рис. 2. Профили поперечного сечения деталей

круглости принято максимальное отклонение точек реального профиля от прилегающей окружности.

Одним из существенных недостатков этой методики является неоднозначность в определении погрешности формы, которая обусловлена возможностью проведения нескольких прилегающих окружностей, занимающих различное относительное положение к измеряемому профилю детали.

Например, пусть форма поперечного сечения детали образована двумя полуокружностями (рис. 1), соединенными прямыми. В такой профиль можно вписать бесконечное число окружностей, каждая из которых может служить базой отсчета. Следовательно, величина погрешности формы и направление, в котором она определяется, будет зависеть от того, какая из вписанных окружностей будет выбрана в качестве базы отсчета.

Другим серьезным недостатком этой методики является отсутствие прямой связи ее со служебным назначением детали как при

выборе базы отсчета, так и при выборе критерия оценки погрешности формы.

На рис. 2 показано два сечения деталей. Измерение погрешности формы показало, что у первой детали (рис. 2, а) погрешность меньше. Допустим, что детали выполняют роль плунжера, тогда по утечке рабочей жидкости предпочтение следует отдать второй детали (рис. 2, б), несмотря на то, что погрешность формы  $\Delta_2$  у нее больше. Как видим, в данном случае целесообразнее было бы в качестве критерия оценки погрешности формы выбрать площадь зазора между описанной окружностью и реальным профилем, а не максимальное отклонение.

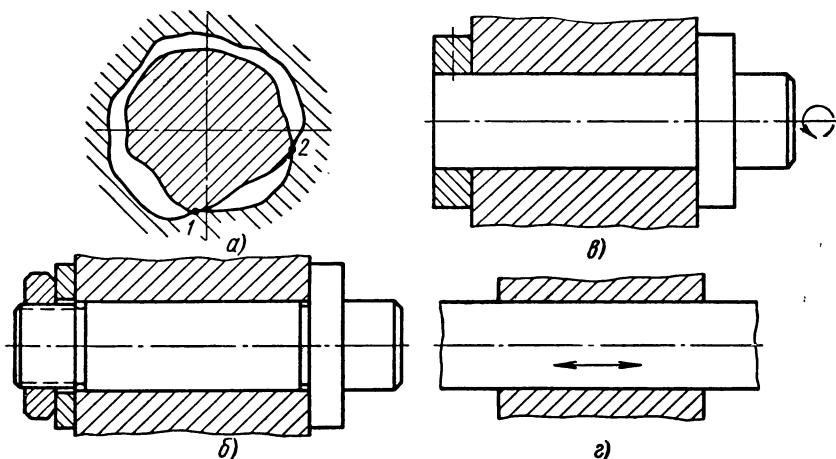


Рис. 3. Примеры различного служебного назначения соединения вал — втулка

Нет также связи между служебным назначением и выбором базы отсчета погрешности формы. Рассмотрим поперечное сечение соединения вал — втулка (рис. 3, а). Это соединение (рис. 3, б, в, г) может иметь три различных служебных назначения. В первом случае (рис. 3, б) точки контакта 1 и 2 будут постоянными, во втором случае — переменными, в третьем — тоже будут меняться, но характер изменения будет иной.

Таким образом, в зависимости от служебного назначения детали влияние погрешности формы ее поперечного сечения будет сказываться различным образом на работоспособности соединения. Если, например, в неподвижном соединении оно будет не существенно, то во втором случае может вызвать вибрации и другие сопутствующие им явления. Следовательно, надо не только по-разному оценивать погрешность формы, но и отсчитывать ее от разных баз. Если же следовать существующей методике, то погрешность формы детали во всех трех случаях определяется от

одной и той же прилегающей окружности и равна одной и той же величине. Можно предвидеть возражение, что нужно назначать различный допуск на погрешность формы в каждом случае. Такой путь ведет к неоправданному ужесточению допусков и, как следствие, к повышению затрат на изготовление машины. Кроме того, при высоких требованиях к точности машины обеспечение таких допусков может оказаться невозможным.

В США, Канаде и некоторых других странах в качестве баз отсчета некруглости приняты две концентричные окружности, проводимые к измеряемому профилю, из которых одна должна вписываться, а другая описываться вокруг профиля. Причем выбирается такая пара окружностей, у которых разница радиусов минимальная. В качестве критерия оценки погрешности формы принимают расстояние между этими окружностями в радиальном направлении.

Недостатком этой методики является возможность неоднозначного определения погрешности формы, поскольку к профилю детали в общем случае можно провести несколько концентричных окружностей с одинаковой минимальной шириной, и отсутствие связи между выбором базы отсчета и критерия оценки погрешности формы и служебным назначением детали.

Методикой, нашедшей широкое распространение, является методика, принятая Британским стандартом, которая отличается тем, что в качестве базы отсчета принята «средняя окружность» — окружность, проведенная таким образом, чтобы сумма квадратов расстояний от нее до кривой профиля, измеренных по достаточно большому числу равномерно расположенных и радиально направленных отрезков, являлась минимальной. В качестве критерия оценки некруглости принята разница наибольшего и наименьшего расстояний от центра средней окружности до точек профиля детали. К недостаткам методики следует отнести неоднозначность определения (в определенных условиях) средней окружности и отсутствие связи со служебным назначением детали.

Э. И. Явойш предлагает при отсчете погрешности формы от средней окружности в качестве критерия некруглости величину

$$\sigma = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (\Delta')^2}{n}},$$

где  $\Delta'$  — действительные отклонения точек измеренного профиля, отсчитанные от средней окружности;

$n$  — число дискретно и равномерно произведенных измерений по контуру.

Общим недостатком рассмотренных выше методик отсчета погрешности формы является использование их в качестве единых

методик для определения погрешности формы деталей различного служебного назначения. Но требования к точности детали и, в частности, к точности формы поперечного сечения вытекают из служебного назначения, поэтому не может быть единой методики отсчета погрешности формы деталей различного служебного назначения. Для каждого типа деталей, классифицируемых по служебному назначению, должны быть свои базы отсчета и критерии оценки погрешности.

Другим недостатком является неоднозначность определения базы отсчета погрешности. Для управления ходом технологического процесса отсутствие связи между методикой определения погрешности формы и служебным назначением детали не имеет существенного значения. Главным в этом случае является получение однозначной информации о погрешности обработки, т. е. получение единого представления о погрешности. Для управления процессом надо уметь сопоставить получаемую форму детали с заданной формой. Такие же задачи возникают и в других случаях, например, при сравнении качества станков. Если в этом случае воспользоваться одной из методик измерения деталей какого-либо одного служебного назначения, то получим лишь частный ответ.

Оценку точности обработки на станке можно производить по нескольким методикам, пытаясь охватить ими все возможные детали, классифицированные по служебному назначению, которые предполагается обрабатывать на этом станке. Но такая оценка будет очень трудоемкой, кроме того, не всегда известно, какие детали будут обрабатываться на станке, особенно, если он универсальный. Например, на универсальном токарном станке можно обрабатывать цилиндрические детали в определенных диапазонах по диаметру и длине, но служебное назначение этих деталей может быть самым разнообразным, и предугадать все их разнообразие не представляется возможным.

При проведении исследовательских работ по повышению точности и производительности обработки деталей на станках отсутствие единой методики снижает эффективность результатов из-за невозможности обобщить полученные результаты и вынуждает делать только частные выводы по тому или иному типу деталей.

Методика определения погрешности формы поперечного сечения деталей типа тел вращения должна удовлетворять трем требованиям: однозначно определять погрешность формы, отличаться простотой в определении погрешности и давать требуемую информацию, позволяющую пересчитывать погрешность формы деталей по методике, соответствующей служебному назначению детали. Необходимость последнего требования следует пояснить. Дело в том, что любой станок предназначен обрабатывать конкретные детали. Если завод-изготовитель станков качество своей продукции должен определять по какой-то принятой единой мето-

дике, то завод-потребитель прежде чем запустить станок в работу должен знать какую точность обработки конкретной детали можно ожидать от этого станка, а поэтому точность детали должен определять по другой методике. Таким образом, в паспорте станка должна быть указана не только точность обработки по принятой методике, но и дополнительная информация, необходимая для пересчета погрешности по другой методике.

Анализ баз отсчета погрешности формы по различным методикам показал возможность неоднозначности их положения по отношению к измеряемому профилю детали. Поэтому была поставлена задача найти такую базу отсчета, по отношению к которой измеряемый профиль занимал бы всегда единственное положение. В основу предлагаемой методики положена геометрическая теория подобия (гомотетия 1-го рода).

Согласно этой теории, если из точки  $A$  (рис. 4) провести через точки  $b, c, d, e$  фигуры  $N$  лучи и на них отложить отрезки, то при

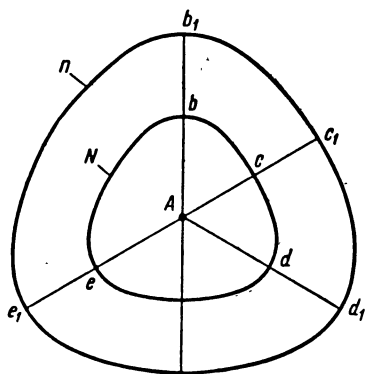


Рис. 4. Пример подобных фигур

$$\frac{Ab_1}{Ab} = \frac{Ac_1}{Ac} = \frac{Ad_1}{Ad} = \frac{Ae_1}{Ae} = \text{const} = K$$

фигуры  $N$  и  $n$  будут подобны, точка  $A$  — центр подобия, а число  $K$  — коэффициент подобия.

В основе измерения погрешности формы детали лежит сопоставление реальной формы детали с заданной геометрически точной формой. Если в процессе сопоставления окажется, что форма профиля детали подобна заданной фигуре, значит погрешность формы равна нулю. В практике измерений контролера могут встречаться три типа задач: 1) когда профиль детали подобен заданному и их размеры одинаковы; 2) когда профиль детали подобен заданному, но их размеры разные; 3) когда профиль деталей не подобен заданному.

Рассмотрим эти задачи в такой же последовательности.

**Задача 1.** Допустим, что контролируемая деталь в поперечном сечении имеет форму окружности диаметрального размера, равного заданному. Однако контролер не знает, что форма детали — окружность. Поэтому он должен сопоставить ее с окружностью, чтобы убедиться в этом. Как следует из предыдущего, если фигуры подобны, то и отношение их радиусов-векторов для каждого значения угла  $\varphi$  будет величина постоянная. Чтобы обес-

печить это условие, совмещение (наложение) профиля детали с окружностью не может быть произвольным. Главным условием при совмещении подобных фигур должно быть совпадение их центров подобия. Но контролер не знает, что фигуры подобны и не знает положения центров подобия. Поэтому в первую очередь необходимо найти центры подобия. В качестве центров подобия следует выбирать точки, принадлежащие измеряемому сечению или жестко с ним связанные, относительно которых выполняется условие

$$\frac{R_1}{R} = \frac{f_1(\varphi)}{f(\varphi)} = \text{const},$$

где  $R_1 = f_1(\varphi)$  — функция радиуса профиля измеряемой детали;  
 $R = f(\varphi)$  — функция радиуса заданного профиля.

Таковыми точками могут быть центры тяжести фигур. Если совместить окружности по центрам тяжести, то отношение  $\frac{R_1}{R} = \text{const}$ . Если фигуры подобны и одинакового размера, то  $\frac{R_1}{R} = 1$ .

**Задача 2.** Пусть форма поперечного сечения детали представляет собой окружность, но другого диаметрального размера, чем заданная, тогда при их наложении с совпадением центров тяжести будем иметь

$$\frac{R_1}{R} = \text{const} \neq 1;$$

в этом случае погрешность формы равна нулю.

**Задача 3.** Пусть профиль измеряемой детали в поперечном сечении имеет отклонение от окружности. Чтобы определить погрешность формы, надо найти положение центра тяжести этой фигуры, считая, что сравниваемые фигуры имеют одинаковую плотность по всей площади. Тогда координаты центра тяжести можно определить по известным формулам:

$$x_c = \frac{\int_F x dF}{F}; \quad y_c = \frac{\int_F y dF}{F},$$

где  $F$  — площадь фигуры;

$y, x$  — текущие значения координат точек профиля.

Если форма задана дискретно, то координаты центра тяжести определяются по формулам:

$$x_c = \frac{\sum_{i=1}^n x_i \Delta F_i}{\sum_{i=1}^n \Delta F_i}; \quad y_c = \frac{\sum_{i=1}^n y_i \Delta F_i}{\sum_{i=1}^n \Delta F_i}.$$

После нахождения центра тяжести из него следует провести окружность, которая будет служить базой отсчета. Радиус этой окружности зависит от выбранного критерия оценки погрешности формы. Учитывая, что основной задачей предлагаемой методики является возможность однозначного определения отклонения формы поперечного сечения деталей от заданной формы, критерием оценки погрешности формы следует выбирать наиболее просто определяемый показатель. В качестве такого критерия можно предложить максимальное отклонение в радиальном направлении точек профиля измеряемой детали от вписанной или описанной (при этом результат измерения не изменится) окружности. Это значит, что из центра тяжести измеряемой фигуры проводится окружность таким радиусом, чтобы она касалась одной или нескольких точек профиля.

Итак, для однозначного определения отклонения формы поперечного сечения детали от окружности следует в качестве базы отсчета выбирать вписанную или описанную окружность, центр которой лежит в центре тяжести измеряемого сечения детали.

**Способы отображения формы профиля детали.** Определение базы отсчета погрешности формы может осуществляться как расчетным, так и графическим путем. Рассмотрим отсчет погрешности формы от прилегающей окружности.

При графическом определении положения прилегающей окружности на круглограмму измеренного профиля детали накладывается прозрачный шаблон с рядом концентричных окружностей, расположенных через каждые 2 мм. Перемещая шаблон относительно круглограммы, находят окружность (наименьшего диаметра, если измерение производится от описанной окружности, и наибольшего, если измерение производится от вписанной окружности), которая соприкасается с круглограммой не менее чем в двух точках. Затем от этой окружности отсчитывают погрешность формы. Как показали исследования такого способа определения погрешности формы [4], субъективная погрешность определения отклонения формы, состоящая из погрешности нахождения центра и диаметра прилегающей окружности, носит случайный характер и при некруглости, равной 1 мкм, может достигать 50% измеренной величины. Более точные результаты измерений можно получить, определяя положение прилегающей окружности и ее диаметра расчетным путем.

Если расчетный способ дает меньшую погрешность, то графический отличается большей наглядностью и простотой. Кроме того, при графическом способе легче анализировать характер погрешности, что особенно важно при анализе причин, порождающих погрешность обработки. В настоящее время на практике применяются оба способа, но графический имеет большее распространение, так как расчетный способ требует применения вычислительных устройств.



При графическом определении базы отсчета погрешности формы неизменным условием является графическое отображение формы профиля детали. Как будет показано ниже, графическое отображение формы профиля детали часто связано с различного рода преобразованиями, причем преобразования зависят от выбранного способа отображения формы. Очень часто, отсчитывая погрешность формы от преобразованного профиля, принимают эти погрешности за отклонения формы детали, что влечет за собой

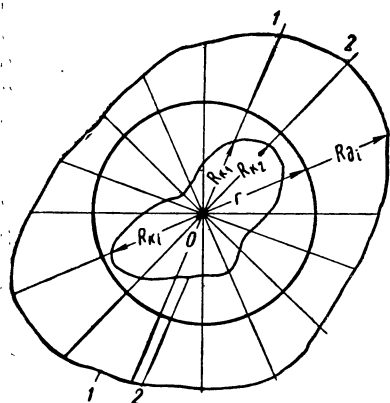


Рис. 5. Построение круглограммы по отклонениям радиуса-вектора: 1 — профиль детали; 2 — круглограмма

значительные погрешности измерения. На сегодня в практике наибольшее распространение нашло отображение формы детали в виде круглограммы и развертки.

**Круглограммы.** Круглограммы могут быть построены по величинам модуля радиуса-вектора и по отклонениям модуля радиуса-вектора. Последний случай наиболее распространен.

Сущность построения круглограммы по величинам радиуса-вектора заключается в следующем. Пусть задана замкнутая кривая. Необходимо построить круглограмму этой кривой большего масштаба. С этой целью в области ограниченной кривой произвольно выбирают центр  $O$  и из него проводят лучи, на которых откладывают значения модуля радиуса-вектора в требуемом масштабе. В результате получаем фигуру подобную замкнутой кривой, поскольку выполняется условие подобия, т. е. каждый радиус круглограммы равен произведению радиуса детали на этом же луче на один и тот же масштабный коэффициент.

К недостаткам этого способа отображения формы детали относится большая площадь, занимаемая круглограммой при незначительном увеличении. Этот способ не нашел широкого применения на практике.

Поэтому построение круглограммы осуществляется путем увеличения на масштабный коэффициент только отклонения модуля радиуса от постоянной величины. Способ отображения формы детали в виде круглограммы, построенной по отклонениям модуля радиуса-вектора, освещался в литературе. Было отмечено, что форма профиля детали, отображенная на круглограмме, не соответствует действительной форме. Этот вопрос рассмотрен в ряде работ, в частности, в статье А. Н. Авдулова и В. Л. Шустера [1]. В статье приводится методика, позволяющая по кругло-

грамме установить является ли вогнутость (выпуклость), имеющая место на круглограмме, вогнутостью (выпуклостью) детали или это результат масштабного эффекта. Однако указанная методика не отвечает на вопрос, как искажение формы детали на круглограмме сказывается на точности определения погрешности формы. Ведь по круглограмме непосредственно измеряется погрешность формы. Поэтому возникла необходимость в анализе явления масштабного эффекта (при записи формы детали в виде круглограммы отклонений модуля радиуса-вектора) на точность измерения погрешности, вскрытия механизма, искажения формы и установление путей, исключающих влияние искажения на точность измерения погрешности формы. Построение круглограммы по отклонениям модуля радиуса-вектора осуществляется следующим образом.

Из выбранного центра (рис. 5) проводят лучи, на которых откладывают разницу модуля радиуса-вектора детали ( $R_{\partial i}$ ) и постоянной величины  $r$ , умноженной на масштабный коэффициент  $K_M$ :

$$R_{\kappa i} = (R_{\partial i} - r) K_M, \quad (1)$$

где  $R_{\kappa i}$  — радиус круглограммы.

Согласно условию подобия, необходимо, чтобы

$$R_{\kappa i} = R_{\partial i} K_M. \quad (2)$$

Если круглограмма подобна профилю детали, то правые части равенств (1) и (2) должны быть равными. Возьмем на круглограмме два радиуса на лучах 1 и 2 (см. рис. 5). Тогда

$$R_{\kappa 1} = (R_{\partial 1} - r) K_M;$$

$$R_{\kappa 2} = (R_{\partial 2} - r) K_M.$$

Из условия подобия должно быть

$$\frac{R_{\kappa 1}}{R_{\partial 1}} = \frac{R_{\kappa 2}}{R_{\partial 2}}. \quad (3)$$

Подставляя значения  $R_{\kappa 1}$ ,  $R_{\kappa 2}$  и производя преобразования, получим

$$1 - \frac{r}{R_{\partial 1}} = 1 - \frac{r}{R_{\partial 2}}. \quad (4)$$

Если  $R_{\partial 1} \neq R_{\partial 2}$ , то выражение (4) будет неравенством.

Таким образом, при таком преобразовании кривой нарушается условие подобия, так как  $R_{\partial i}$  — переменная величина. Следовательно, круглограмма, построенная по отклонениям радиуса-

вектора  $\Delta R_{\partial}$ , не будет подобна профилю детали. Это наглядно видно на примере детали, имеющей форму огранки (рис. 6).

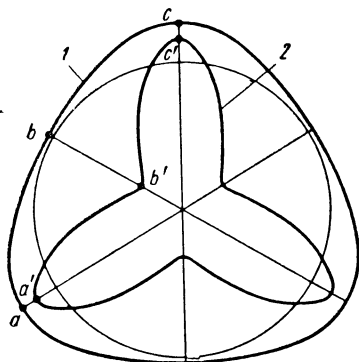


Рис. 6. Круглограмма поперечного сечения детали, имеющей форму огранки:

1 — профиль детали; 2 — круглограмма

Как видно на рис. 6, круглограмма совершенно не похожа на форму детали.

Исследуем, как изменяется на круглограмме функция  $\Delta R_{\partial} = f(\varphi)$  с этой целью определим приращение радиуса круглограммы  $\Delta R_{\kappa} = R_{\kappa_1} - R_{\kappa_2}$ . Подставляя значения  $R_{\kappa_1}, R_{\kappa_2}$ , получим

$$\Delta R_{\kappa} = K_M (R_{\partial_1} - R_{\partial_2}). \quad (5)$$

Из равенства (5) следует, что круглограмма отражает разницу в радиусах через масштабный коэффициент. Чтобы определить эту разницу, достаточно  $\Delta R_{\kappa}$  разделить на масштабный коэффициент.

Определим условия, от которых зависит степень отклонения радиуса-вектора  $R_{\kappa i}$  круглограммы от радиуса-вектора, удовлетворяющего условию подобия. Вернемся к рис. 5.

Пусть  $R_{\kappa_1}$  и  $R_{\kappa_i}$  удовлетворяют условию подобия, тогда

$$R_{\kappa_1} = (R_{\partial_1} - r) K_M \text{ и } R_{\kappa_i} = (R_{\partial_i} - r) K'_M.$$

Согласно условию подобия, должно соблюдаться равенство

$$\frac{R_{\kappa_1}}{R_{\partial_1}} = \frac{R_{\kappa_2}}{R_{\partial_2}} \text{ или } \frac{(R_{\partial_1} - r) K_M}{R_{\partial_1}} = \frac{(R_{\partial_i} - r) K'_M}{R_{\partial_i}},$$

откуда

$$K'_M = K_M \frac{R_{\partial_i} (R_{\partial_1} - r)}{R_{\partial_1} (R_{\partial_i} - r)}.$$

Запишем выражение радиуса-вектора ( $R'_{\kappa_i}$ ) круглограммы, когда условие подобия нарушено:

$$R'_{\kappa_i} = (R_{\partial_i} - r) K_M.$$

Определим приращение радиуса  $\Delta R_i$ , обусловленное нарушением условия подобия

$$\Delta R_i = R'_{\kappa_i} - R_{\kappa_i} = (R_{\partial_i} - r) K_M - (R_{\partial_i} - r) K'_M \quad (6)$$

и подставим в выражение (6) значение  $K'_M$ , тогда

$$\Delta R_i = (R_{\partial i} - r) K_M - (R_{\partial i} - r) K_M \times \\ \times \frac{R_{\partial i} (R_{\partial i} - r)}{R_{\partial i} (R_{\partial i} - r)} = K_M r \left( \frac{R_{\partial i}}{R_{\partial i}} - 1 \right). \quad (7)$$

Из формулы (7) следует, что отклонение радиуса от радиуса, соответствующего условию подобия, тем больше, чем больше  $K_M$ ,  $r$  и чем больше отношение  $\frac{R_{\partial i}}{R_{\partial i}}$  отличается от единицы. Формула (7) показывает, что если записать две круглограммы от одного и того же профиля, но от разных центров, то круглограммы будут иметь разную форму. Действительно, согласно формуле (7), при различных центрах отсчета радиуса отношение  $\frac{R_{\partial i}}{R_{\partial i}}$  будет разное, следовательно, и ошибки радиусов круглограммы, вызванные нарушением условия подобия, будут отличаться друг от друга.

Для проверки изложенного было произведено следующее построение. Строили круглограмму для детали, имеющей форму окружности, из центра, который не совпадал с центром окружности (рис. 7, а).

Если построить круглограмму из центра, совпадающего с центром окружности, то отношение  $\frac{R_{\partial i}}{R_{\partial i}} = \text{const}$ , отсюда и  $\Delta R_i = \text{const}$  [формула (7)], поэтому на круглограмме будет тоже окружность.

При смещении центров  $\frac{R_{\partial i}}{R_{\partial i}} \neq \text{const}$  примем за  $R_{\partial i}$  наименьший радиус; он будет равен  $R_{\partial i} = R_0 - e$ , где  $R_0$  — радиус окружности детали;  $e$  — эксцентриситет. Тогда  $\frac{R_{\partial i}}{R_{\partial i}} - 1 > 0$ , следовательно, ошибка подобия вызовет на круглограмме увеличение радиусов по сравнению с радиусом, отвечающим условию подобия.

Если обратиться к рис. 7, а, то можно заметить, что все радиусы кривой круглограммы превышают  $R_{\kappa_1}$ .

Вышеизложенное было проверено и на кругломере (мод. 218) завода «Калибр». На измерительный стол установили сферу-эталон. Сначала произвели центрирование ее относительно измерительного шпинделя с высокой точностью (стрелка, указывающая точность центрирования, была практически неподвижна), после чего была произведена запись круглограммы, которая почти не

отличалась от окружности. Затем эталон сдвинули и опять сцентрировали, но с низкой точностью (стрелка колебалась в преде-

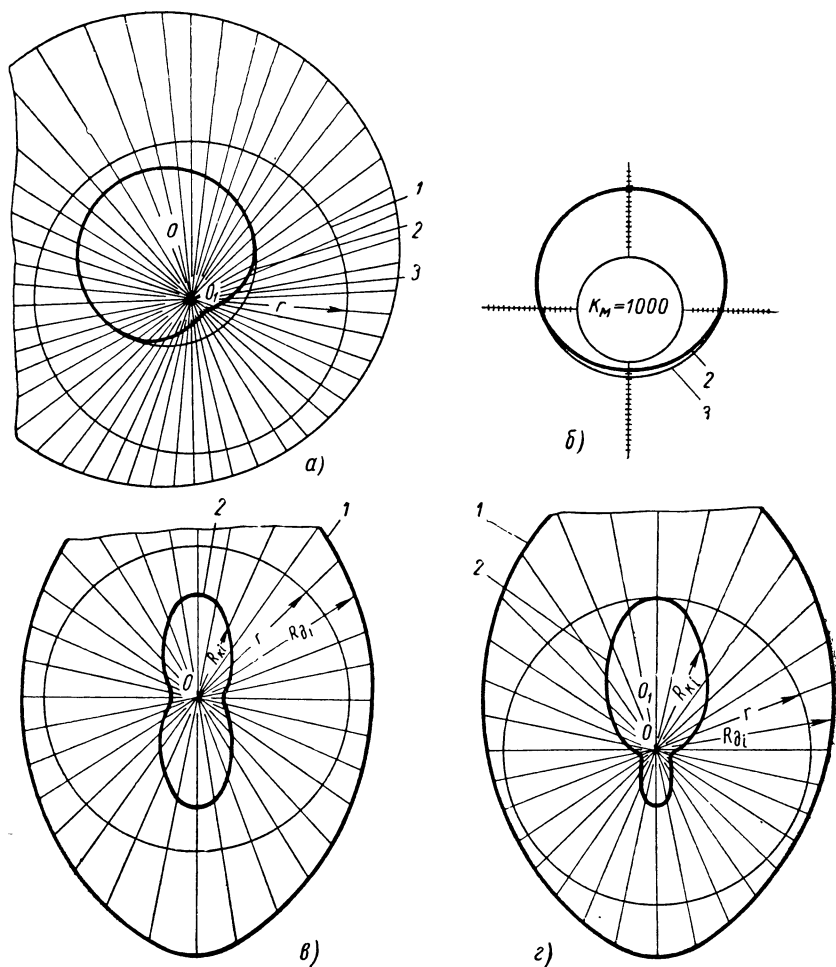


Рис. 7. Круглограммы окружности и эллипса, построенные от разных центров:

*a* — круглограмма окружности от центра, не совпадающего с центром окружности; *б* — круглограмма окружности, записанная на кругломере от центра, не совпадающего с центром окружности; *в* — круглограмма эллипса, построенная от центра пересечения большой и малой осей; *г* — круглограмма эллипса, построенная от центра, смещенного относительно центра пересечения большой и малой осей; 1 — профиль детали; 2 — круглограмма; 3 — прилегающая окружность

лах шкалы центрирования), после чего опять записали круглограмму (рис. 7, б), которая значительно отличалась от окружности и была близка по форме к круглограмме (см. рис. 7, а),

полученной построением. Аналогичные результаты были получены и при измерении на кругломере «Talygond» мод. 51.

Другой пример. Построим две круглограммы, отображающие форму детали, имеющей в сечении эллипс. Пусть в первом случае центр построения круглограммы (рис. 7, в) совпадает с точкой пересечения большой и малой оси эллипса, а во втором случае не совпадает (см. рис. 7, г). Сопоставляя обе круглограммы, нетрудно заметить, что они резко отличаются друг от друга.

Следует отметить еще один существенный момент в построении круглограммы по отклонениям модуля радиуса-вектора. Как известно, центрирование детали заключается в определении положения детали, при котором амплитуда колебания радиуса будет минимальной.

Однако в общем случае у детали может быть несколько центров, относительно которых минимальная амплитуда колебания радиуса-вектора будет одинакова или разница амплитуд будет настолько мала, что погрешность механизма центрирования не позволит ее заметить.

Для проверки этого положения был поставлен следующий эксперимент. На кругломере завода «Калибр» измеряли деталь, форма которой представлена на рис. 8, а. Измерение производили от четырех центров, расположенных на оси  $X-X$  при  $K_M = 1600$  и фильтре 1. При измерении от центров 1, 2, 3 стрелка прибора, показывающая точность центрирования, отклонялась на 4 деления шкалы при масштабном увеличении  $K_M = 1600$ . При записи от центра 4 отсчета стрелка отклонилась на 5 делений шкалы, т. е. точность центрирования была ниже, чем в предыдущих, на 20%.

Как следует из рис. 8, б, круглограммы, записанные от разных центров, отличаются друг от друга, причем ошибка в центрировании на 20% вызвала значительное изменение характера круглограммы. Таким образом, при одинаковой точности центрирования можно получить разные по характеру круглограммы, отображающие одну и ту же форму детали.

Все вышеизложенное анализировалось при условии, что построение круглограммы по отклонениям радиуса-вектора производилось при вычитании окружности радиусом  $r$  из измеряемого профиля, т. е.  $R_{\kappa_i} = (R_{\partial_i} - r) K_M$ . При вычитании из окружности измеряемого профиля, т. е.  $R_{\kappa_i} = (r - R_{\partial_i}) K_M$ , также наблюдается искажение профиля детали. Проанализируем этот способ определения  $R_{\kappa_i}$  на примере эллипса.

Уравнение эллипса в полярной системе координат можно получить, подставив в уравнение эллипса в декартовых координатах значения  $x$  и  $y$ , где  $x = \rho \cos \varphi$  и  $y = \rho \sin \varphi$ , тогда

$$\frac{\rho^2 \cos^2 \varphi}{a^2} + \frac{\rho^2 \sin^2 \varphi}{b^2} = 1,$$

откуда радиус

$$\rho = \frac{ab}{\sqrt{b^2 \cos^2 \varphi + a^2 \sin^2 \varphi}},$$

где  $a$  и  $b$  — полуоси эллипса.

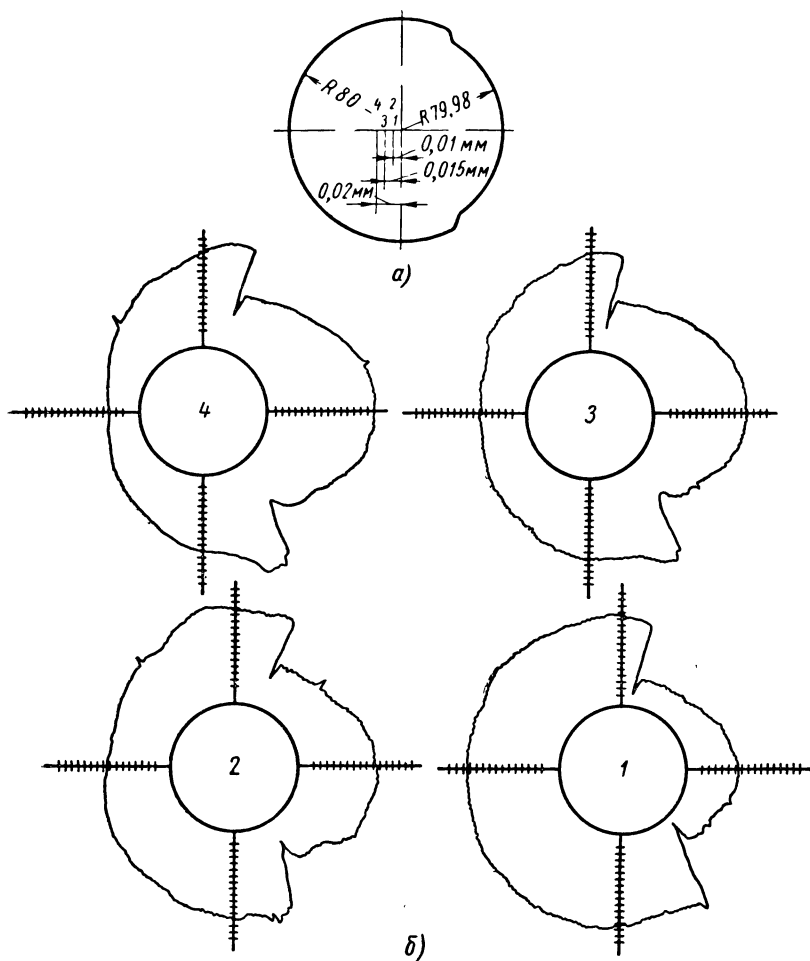


Рис. 8. Круглограммы одного и того же профиля детали, записанные от разных центров:

$a$  — профиль детали;  $b$  — круглограммы, записанные соответственно от центров 1, 2, 3, 4

При вычитании из эллипса окружности радиусом  $r$

$$R_{\kappa} = \frac{ab}{\sqrt{b^2 \cos^2 \varphi + a^2 \sin^2 \varphi}} - r, \quad (8)$$

при вычитании из окружности эллипса

$$R_K = r - \frac{ab}{\sqrt{b^2 \cos^2 \varphi + a^2 \sin^2 \varphi}}. \quad (9)$$

При вычитании окружности из эллипса максимальные и минимальные значения  $R_K$  и  $R_\partial$  совпадают; при вычитании эллипса из окружности  $R_{K \max}$  соответствует  $R_{\partial \min}$ , а  $R_{K \min}$  соответствует  $R_{\partial \max}$ . Эти результаты были подтверждены экспериментом на кругломере мод. 218 завода «Калибр». Характеристика датчика кругломера имеет две ветви. При работе на одной ветви радиальное перемещение шупа датчика от центра шпинделя вызывает увеличение сигнала, при работе на другой ветви — уменьшение сигнала.

Допустим, что при измерении наружной поверхности работа датчика на первой ветви характеристики соответствует вычитанию измеряемой фигуры из окружности, а при работе на другой ветви — вычитанию окружности из измеряемой фигуры. Выход на ту или иную ветвь осуществляется при создании натяга в измерительной цепи датчика. Если будем перемещать шуп на деталь до тех пор, пока стрелка прибора постепенно не выйдет на заданный участок шкалы, то датчик будет работать на первой ветви, если шуп будем перемещать так, чтобы стрелка прибора прошла заданный участок шкалы, «зашкалила» и при дальнейшем перемещении шупа на деталь вернулась на заданный участок шкалы, то в этом случае датчик будет работать на второй ветви. При измерении внутренней поверхности изменяется направление силового замыкания якоря датчика.

Был поставлен следующий эксперимент. На измерительный стол кругломера установили кольцо, форма поперечного сечения наружной и внутренней поверхностей которого была очень близка к окружности. Подложив под кольцо шуп, получили в измеряемом сечении эллипс и произвели запись формы наружной и внутренней поверхностей на одной и другой ветви характеристики датчика.

На рис. 9 показаны круглограммы наружного и внутреннего эллипсов, полученные вычитанием эллипса из окружности и окружности из эллипса, для случая, когда центр отсчета радиуса-вектора совпадал с точкой пересечения большой и малой осей эллипса.

Как следует из рис. 9, круглограммы одного и того же профиля отличаются по относительному расположению экстремумов  $R_K$  и  $R_\partial$ .

Таким образом, в зависимости от способа определения отклонений радиуса-вектора круглограммы одной и той же формы детали будут иметь различный характер. Это следует учитывать в первую очередь при измерении наружной и внутренней поверхно-



стей детали, когда при их одинаковых профилях круглограммы могут оказаться различными.

Развертки. Отображение формы детали в виде развертки осуществляется следующим образом. При вращении детали с угловой скоростью  $\omega$  измерительное устройство измеряет радиус

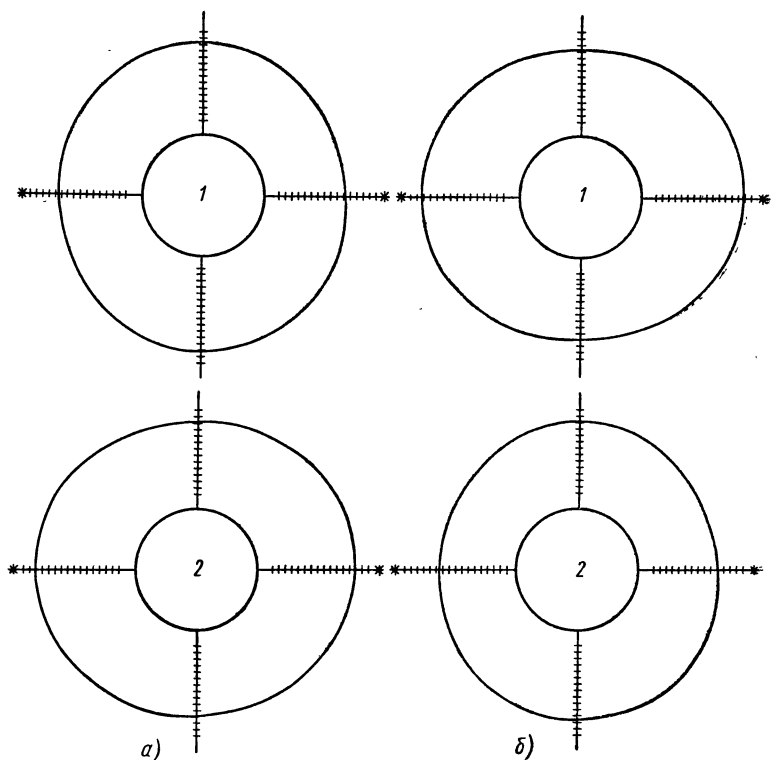


Рис. 9. Круглограммы наружной и внутренней поверхности кольца, имеющие форму наружного (а) и внутреннего (б) эллипсов:

1 — запись круглограммы после центрирования без зашкаливания стрелки;  
2 — запись круглограммы после центрирования через зашкаливание стрелки; \* — положение большой оси эллипса на детали

детали относительно выбранного центра отсчета (обычно он совпадает с центром вращения) и через соответствующий механизм наносит на бумагу, движущейся поступательно со скоростью  $v$ , линию изменения радиуса в определенном масштабе. При этом должно соблюдаться постоянство отношения  $\frac{\omega}{v}$ . В зависимости от изменения величины отношения  $\frac{\omega}{v}$  запись кривой будет рас-

тянута или сжата. В общем случае зависимость радиуса от угла поворота в прямоугольных координатах можно записать как

$$R_s = K_M [R_{\partial \min} + \Delta R_{\partial}(\varphi)], \quad (10)$$

где  $R_s$  — ордината развертки;

$R_{\partial \min}$  — минимальный радиус детали относительно выбранного центра отсчета;

$\Delta R_{\partial}$  — отклонение радиуса детали от минимального значения.

Из равенства (10) следует, что при изменении величины масштабного коэффициента  $K_M$  будет изменяться величина радиуса развертки не только из-за колебания радиуса детали, но и из-за  $R_{\partial \min}$ , т. е. график  $R_s = f(\varphi)$  не только изменится по амплитуде, но и сместится по оси ординат. Условие подобия при таком способе отображения формы детали не нарушается, поскольку каждое значение радиуса  $R_{\partial i}$  для соответствующего угла  $\varphi$  умножается на один и тот же коэффициент  $K_M$ .

Таким образом, при отображении формы детали в виде развертки условие подобия не нарушается, а площадь, необходимая для ее отображения, при значительном увеличении сравнительно невелика.

При обработке экспериментальных данных приходится встречаться с необходимостью перехода от развертки к круглограмме и наоборот. Пусть в прямоугольных координатах задана развертка функции  $R = f(\varphi)$ . Если эту функцию записать в виде круглограммы, то отсчет радиусов-векторов следует производить только от линии абсцисс. Отсчет радиусов-векторов от линии, параллельной линии абсцисс, приведет к искажению профиля на круглограмме, так как в этом случае значение радиуса-вектора  $R'$  будет определяться равенством  $R'_{\gamma_i} = R'_{\gamma_i} \pm r$ , где  $r$  — постоянная величина, равная расстоянию между линией отсчета и осью абсцисс. Следовательно, условие подобия будет нарушено. Получаемое искажение легко показать на примере окружности.

На рис. 10 в прямоугольной системе координат дана развертка окружности для случая, когда функция  $R = f(\varphi)$  определялась относительно центра, не совпадающего с центром окружности на величину  $e$ , там же представлены две круглограммы. Круглограмма  $a$  построена при отсчете значений радиуса-вектора от линии абсцисс, круглограмма  $b$  — от линии  $I-I$ . Как видим, круглограмма  $b$  заметно отличается от окружности.

**Влияние способов отображения формы детали на погрешность измерения отклонения формы.** Согласно ГОСТу 10356—63 на отклонение формы и расположение поверхностей, некруглость профиля детали определяется как наибольшее расстояние от точек реального профиля до прилегающей окружности. Измерение некруглости осуществляется следующим образом. После записи круглограммы на последнюю накладывают прозрачный шаблон

с нанесенными концентрическими окружностями, находят прилегающую окружность и определяют максимальное отклонение точек профиля круглограммы от прилегающей окружности, после чего для определения погрешностей формы найденную величину делят на масштабный коэффициент. В последнее время для механизации определения погрешности формы к кругломерам разработаны специальные вычислительные приставки, которые по результатам измерения рассчитывают погрешность формы.

Поскольку при построении круглограмм по отклонениям модуля радиуса-вектора происходит нарушение условия подобия и форма детали искажается, необходимо выяснить будет ли прилегающая окружность, проведенная к круглограмме, прилегающей окружностью к профилю детали. Для решения поставленной задачи прежде всего необходимо установить, сохраняется ли относительное положение точек профиля детали на круглограмме. С этой целью обратимся к рис. 6, на котором показаны профиль детали и круглограмма, построенная по отклонениям модуля радиуса-вектора.

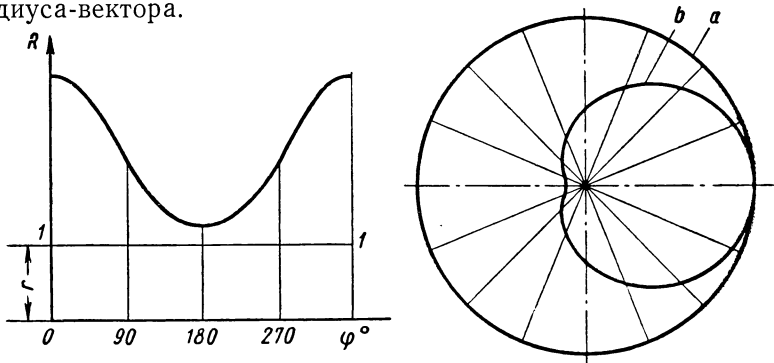


Рис. 10. Перенос профиля от прямоугольной системы координат в полярную систему координат

При построении круглограммы точки профиля детали займут новое положение на лучах, проведенных из центра отсчета. Например, точки  $a, b, c$ , принадлежащие профилю детали, на круглограмме располагаются в точках  $a', b', c'$ . Если через центр  $O$  провести прямоугольную систему координат  $XOY$ , то относительное положение точек, лежащих как на профиле детали, так и на круглограмме, можно охарактеризовать посредством отношения координат этих точек.

Если относительное положение точек на круглограмме сохранится таким же, как и на профиле детали, то отношения координат точек, принадлежащих профилям детали и круглограммы, должны быть постоянными, т. е.

$$\frac{x'_a}{x_a} = \frac{x'_b}{x_b} = \frac{x'_c}{x_c} = \text{const}; \quad \frac{y'_a}{y_a} = \frac{y'_b}{y_b} = \frac{y'_c}{y_c} = \text{const}.$$

Из этого условия следует, что

$$\frac{R'_a}{R_a} = \frac{R'_b}{R_b} = \frac{R'_c}{R_c} = \text{const}, \quad (11)$$

так как, например:

$$\frac{x'_a}{x_a} = \frac{(R_a - r) K_M \cos \varphi_a}{R_a \cos \varphi_a} = \frac{(R_a - r) K_M}{R_a}.$$

Подставляя в выражение (11) вместо  $R'_a$ ,  $R'_b$ ,  $R'_c$  их значения, получим

$$\frac{(R_a - r) K_M}{R_a} = \frac{(R_b - r) K_M}{R_b} = \frac{(R_c - r) K_M}{R_c}$$

или

$$K_M \left(1 - \frac{r}{R_a}\right) = K_M \left(1 - \frac{r}{R_b}\right) = K_M \left(1 - \frac{r}{R_c}\right). \quad (12)$$

Поскольку в общем случае имеет место неравенство:  $R_a \neq R_b \neq R_c$ , то и предыдущее выражение (11) будет неравенством.

Отсюда следует, что в общем случае

$$\frac{x'_a}{x_a} \neq \frac{x'_b}{x_b} \neq \frac{x'_c}{x_c}; \quad \frac{y'_a}{y_a} \neq \frac{y'_b}{y_b} \neq \frac{y'_c}{y_c}.$$

Таким образом, при построении круглограммы по отклонениям модуля радиуса-вектора относительное положение точек профиля детали на круглограмме будет другим. Следовательно, нужно ожидать, что прилегающая окружность, проведенная к круглограмме, не будет в общем случае прилегающей к профилю детали, если ее провести через те же точки, и не будет занимать такое же относительное положение к остальным точкам профиля детали, которое занимает прилегающая окружность, проведенная непосредственно к профилю детали.

При построении круглограммы по величине радиуса-вектора прилегающая окружность, проведенная к круглограмме, будет прилегающей окружностью и к профилю детали, если ее провести через те же точки. Это легко доказывается:

$$\begin{aligned} \frac{x'_a}{x_a} = \frac{x'_b}{x_b} &= \frac{R_a K_M \cos \varphi_a}{R_a \cos \varphi_a} = \frac{R_b K_M \cos \varphi_b}{R_b \cos \varphi_b} = K_M; \\ \frac{y'_a}{y_a} = \frac{y'_b}{y_b} &= \frac{R_a K_M \sin \varphi_a}{R_a \sin \varphi_a} = \frac{R_b K_M \sin \varphi_b}{R_b \sin \varphi_b} = K_M. \end{aligned}$$

Как показал анализ, при построении круглограммы по отклонениям радиуса-вектора имеет место нарушение на круглограмме

относительного расположения точек профиля. Отсюда следует, что положение базы отсчета погрешности, например прилегающей окружности по отношению к точкам круглограммы, может отличаться от положения прилегающей окружности по отношению к точкам профиля детали. Тогда и погрешность формы, определяемая по круглограмме, может отличаться от погрешности, которая имеет место на детали.

Для количественной оценки погрешности измерения отклонения формы по круглограмме  $\Delta \bar{R}$  было проведено несколько расчетов. Учитывая трудность нахождения положения прилегающей окружности, было решено расчеты производить для задач, ограниченных следующими условиями. Прилегающая к круглограмме окружность должна проходить через те же точки, что и окружность, прилегающая к профилю детали. Примером такого случая может служить деталь, имеющая трехгранную форму. Центр отсчета радиуса-вектора  $R$  профиля не должен совпадать с центром прилегающей окружности (как обычно и бывает на практике). Чтобы сократить число вычислений, было решено взять несколько точек, лежащих внутри прилегающей окружности, считать их принадлежащими разным профилям, для которых они являются наиболее удаленными от прилегающей окружности. Следовательно, расстояния между этими точками и прилегающей окружностью можно считать погрешностями формы.

Расчеты были произведены по следующей методике.

1. Возьмем на плоскости три точки  $a'$ ,  $b'$ ,  $c'$ , принадлежащие круглограмме, построенной по отклонениям радиуса-вектора  $\Delta \bar{R}$ .

2. Проведем через них окружность и будем считать ее прилегающей к круглограмме.

3. Выберем центр  $O$  отсчета так, чтобы при построении профиля детали прилегающая окружность прошла через те же точки и чтобы центр оказался расположенным дальше от точек  $a'$ ,  $b'$  и  $c'$ , чем центр  $O_n$  прилегающей окружности, и проведем круглограмму через точки  $a'$ ,  $b'$ ,  $c'$  и  $O$ .

4. Выберем прямоугольную систему координат с началом координат в точке  $O$  и полярную систему координат с центром в той же точке  $O$ .

5. Возьмем на круглограмме точки  $d'$ ,  $m'$ ,  $k'$  и  $l'$  для расчета погрешности формы.

6. Зная радиусы-векторы  $R'_a$ ,  $R'_b$ ,  $R'_c$ ,  $R'_d$ ,  $R'_m$ ,  $R'_k$ ,  $R'_l$ , найдем в прямоугольной системе координаты точек  $a'$ ,  $b'$ ,  $c'$ ,  $d'$ ,  $m'$ ,  $k'$ ,  $l'$  посредством формул

$$x'_i = R'_i \cos \varphi_i; \quad y'_i = R'_i \sin \varphi_i.$$

7. Найдем координаты центра прилегающей окружности как точку пересечения двух прямых, проходящих через середины отрезков  $a'b'$  и  $b'c'$  и перпендикулярные последним. Для определе-

ния уравнений указанных прямых необходимо произвести следующие операции.

Зная координаты точек  $a', b', c'$ , надо определить угловые коэффициенты отрезков  $a'b'$  и  $b'c'$  по формуле

$$K = \frac{y'_2 - y'_1}{x'_2 - x'_1},$$

где  $y_i, x'_i$  — координаты точек отрезков.

Далее необходимо определить угловые коэффициенты перпендикуляров к отрезкам как  $K_1 = -\frac{1}{K_1}$ , после чего, подставляя в равенство  $y - y'_i = K_1(x - x'_i)$  вместо  $y'_i$  и  $x'_i$  координаты середины отрезков, получим уравнение прямых, проходящих через середины отрезков  $a'b'$  и  $b'c'$  и перпендикулярные им. Решая совместно эти уравнения, определим координаты центра прилегающей окружности.

8. Определим радиус прилегающей окружности как расстояние между одной из точек  $a', b', c'$  и центром прилегающей окружности по формуле

$$R'_n = \sqrt{(x'_2 - x'_1)^2 + (y'_2 - y'_1)^2} \quad (13)$$

где  $x'_i, y'_i$  — координаты одной из точек  $a', b', c'$  и центра  $O_n$ .

9. Вычислим по формуле (13) расстояния между центром прилегающей окружности и каждой из точек  $d', m', \kappa', l'$ .

10. Найдем погрешность формы по круглограмме в точках  $d', m', \kappa', l'$  как разницу между радиусом прилегающей окружности и расстоянием между центром прилегающей окружности и соответствующей точкой.

11. Определим в тех же точках погрешность формы по профилю детали. Для этого найдем координаты точек  $a, b, c, d, m, \kappa, l$  на профиле. Эти точки должны лежать на тех же направлениях, что и на круглограмме. Значит, углы векторов  $R_a, R_b, R_c, R_d, R_m, R_\kappa, R_l$  сохраняются, а их модули можно определить из формулы

$$R_i = \frac{R'_i + rK_m}{K_m}.$$

Затем определим координаты точек  $a, b, c, d, m, \kappa, l$ , принадлежащие профилю, в прямоугольной системе координат.

Далее (согласно пунктам 7, 8, 9, 10) найдем положение центра окружности, прилегающей к профилю детали (проходящей через точки  $a, b, c$ ), ее радиус и величины погрешностей  $\Delta_d, \Delta_m, \Delta_\kappa, \Delta_l$ .

Согласно приведенной методике, были рассчитаны числовые примеры. Условия и результаты расчетов представлены в табл. 1.

Таблица 1

Точки	$R_i$ в мм	$\varphi_i$	Погрешность формы $\Delta\phi$ в мм		$\frac{\Delta\phi}{\Delta\phi}$
			детали	круглограммы	
$a$	10,02 (20)	213° 30'	—	—	—
$b$	10,023 (23)	150° 30'			
$c$	10,027 (27)	90°			
$d$	10,013 (13)	338° 54'	0,03	0,0115	2,6
$m$	10,005 (7)	290° 18'	0,04	0,0159	2,52
$k$	10,007 (7)	15°	0,05	0,0194	2,58
$l$	10,010 (10)	330°	0,035	0,0136	2,57
П р и м е ч а н и е. Радиус прилегающей к детали окружности $R_n = 10,03$ мм, координаты ее центра $x_n = 0,01397$ мм, $y_n = -0,00392$ мм; радиус прилегающей к круглограмме окружности $R_n = 23,94$ мм, $x_n = 2,481$ мм, $y_n = 3,239$ мм; $r = 10$ мм, $K_M = 1000$ . В скобках указаны радиусы круглограммы.					

Как следует из результатов расчетов, отклонения формы, определенные по круглограмме  $\Delta\bar{R}$ , отличаются от действительных, определенных по профилю, приблизительно в 2,5 раза. В некоторых случаях ошибки в измерении отклонения формы по круглограмме  $\Delta\bar{R}$  может и не быть. Такой случай возможен при условии совпадения центра отсчета радиуса-вектора с центром прилегающей окружности. Например, пусть прилегающая окружность проходит через точки  $a, b, c$  профиля детали. Эти точки являются наиболее удаленными от центра прилегающей окружности. При построении круглограммы по отклонениям радиуса-вектора, если отсчет радиуса-вектора производится из центра прилегающей окружности, эти точки останутся наиболее удаленными и на круглограмме. Тогда прилегающая к круглограмме окружность тоже пройдет через эти точки, т. е. будет иметь место равенство (11). А так как разница между радиусами-векторами на круглограмме пропорциональна их разнице на профиле детали (при  $K_M = 1$  они равны), то и погрешность формы в этом случае будет пропорциональна погрешности формы детали.

На практике наиболее вероятно совпадение центра отсчета  $\Delta R$  с центром прилегающей окружности для деталей, имеющих форму огранки и эллипса. Однако следует иметь в виду, что большое влияние на это совпадение оказывает точность центрирования. Допустим, что деталь имеет форму эллипса. Тогда, центр прилегающей окружности должен совпадать с точкой пересечения большой и малой осей эллипса, так как при отсутствии погрешности центрирования точка пересечения должна быть центром отсчета  $\Delta \bar{R}$ , поскольку величина ее биения при центрировании должна быть минимальной. Но при наличии погрешности центрирования центр отсчета  $\Delta \bar{R}$  не совпадает с центром прилегающей окружности и тогда появляется погрешность измерения отклонения формы.

Если в качестве критерия оценки погрешности формы выбрать, например, площадь, заключенную между прилегающей окружностью и профилем детали, то практически во всех случаях значения площадей, определенные по детали и круглограмме, построенной по отклонениям  $\Delta \bar{R}$ , будут различными. Это легко доказывается графически. Вопрос о погрешности измерения отклонения формы по круглограмме  $\Delta \bar{R}$  был рассмотрен в основном для случая отсчета отклонения формы от прилегающей окружности. Надо отметить, что и при отсчете отклонений формы от других баз (средней окружности и др.) следует ожидать тех же результатов.

Как уже отмечалось выше, в случае отображения формы детали в виде развертки нарушения условия подобия не наблюдается. Погрешность формы будет определяться как максимальная разница ординат (одного и того же значения угла  $\varphi_i$ ) профилеграммы измеряемого сечения детали и прилегающей окружности изображаемой в прямоугольной системе координат в виде периодической функции, описываемой известным уравнением

$$R_z = R \sqrt{1 - \left(\frac{e}{R}\right)^2 \sin^2 \varphi} + e \cos \varphi, \quad (14)$$

где  $e$  — величина несовпадения центра прилегающей окружности с центром отсчета радиуса-вектора измеряемого профиля детали;

$R$  — радиус прилегающей окружности.

Поиск прилегающей окружности, выраженной периодической функцией, связан со значительными трудностями, так как положение прилегающей окружности зависит от трех аргументов: радиуса окружности, эксцентриситета  $e$  и направления эксцентриситета. Если при определении погрешности формы по круглограмме можно было легко изготовить шаблон с концентрическими окружностями, а поиск положения прилегающей окружности осуществляет контролер путем передвижения шаблона относительно профиля круглограммы, то в прямоугольных координатах



необходимо иметь большое число шаблонов для различных сочетаний значений  $R, e$ .

Создание таких шаблонов не представляется целесообразным. С тем чтобы упростить нахождение прилегающей окружности, М. А. Палей [6] предложил прилегающую окружность в прямоугольной системе координат изображать в виде прилегающей косинусоиды, соприкасающейся с профилограммой измеряемого сечения детали не менее, чем в двух точках.

В этом случае вводится допущение, что отношение  $\frac{e}{R}$  близко к нулю, и им пренебрегают, в связи с чем исчезает второе слагаемое в подкоренном выражении уравнения (14), и последнее принимает вид

$$R_3' = R + e \cos \varphi. \quad (15)$$

Проанализируем такое допущение.

На практике в подавляющем большинстве случаев  $\frac{e}{R} > 0$ , исследуем влияние допущения  $\frac{e}{R} \approx 0$  на точность определения погрешности формы детали.

Уравнение кривой при  $\frac{e}{R} = 0$  в прямоугольной системе координат имеет вид

$$R_3' = R + e \cos \varphi.$$

Уравнение прилегающей окружности при  $\frac{e}{R} > 0$  имеет вид уравнения (14).

Амплитуда  $A = R_{\max} - R_{\min}$  у обеих кривых будет одинакова. Действительно, при  $\varphi = 0$

$$R_{3\max} = R + e \cos \varphi; \quad R_{3'\max} = R + e \cos \varphi;$$

при  $\varphi = 180^\circ$

$$R_{3\min} = R - e \cos \varphi; \quad R_{3'\min} = R - e \cos \varphi.$$

Следовательно, для обеих кривых  $A = 2e$ . Погрешность формы определяется как наибольшая разница ординат кривых, описываемых уравнениями (14) и (15), в точках, соответствующих одним и тем же значениям  $\varphi$ . Обозначим это расстояние через  $\Omega$  (рис. 11). Величина  $\Omega$  определяется как разность правых частей уравнений (14) и (15):

$$\Omega = R \left[ 1 - \sqrt{1 - \left( \frac{e}{R} \right)^2 \sin^2 \varphi} \right].$$

Как следует из этого выражения, максимальная разность ординат будет при наибольших значениях  $\sin^2 \varphi$ , когда  $\varphi_1 = \frac{\pi}{2}$  и  $\varphi_2 = \frac{3\pi}{2}$ .

Так как при этих значениях  $\varphi \sin^2 \varphi = 1$ , можно записать

$$\Omega = R \left[ 1 - \sqrt{1 - \left( \frac{e}{R} \right)^2} \right]. \quad (16)$$

Ниже приведены значения функции  $\Omega = f\left(\frac{e}{R}\right)$ , из которой видно, что при уменьшении отношения  $\frac{e}{R}$  величина  $\Omega$  уменьшается.

$\frac{e}{R}$ . . . . .	0,5	0,4	0,2	0,1	0,02	0,01
$\Omega$ в мм . . .	0,1398R	0,083R	0,02R	0,005R	0,00018R	0,00006R

Замена кривой, описываемой уравнением (14), косинусоидой сказывается на точности измерения некруглости двояко. Во-первых, непосредственно на величине измеряемой погрешности, так как ординаты косинусоиды будут отличаться от ординат кривой. При этом максимальная погрешность будет в том случае, когда погрешность формы будет измеряться на ординатах, соответствующих значениям

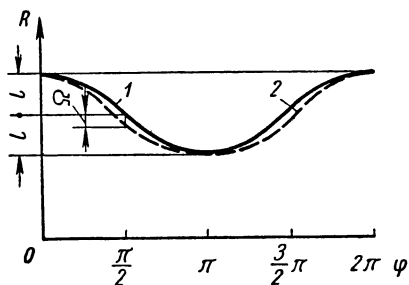


Рис. 11. Графики косинусоиды (1) и окружности (2)

$\varphi = \frac{\pi}{2}$  и  $\varphi = \frac{3\pi}{2}$ . Во-вторых, при наложении на профилограмму детали прилегающей косинусоиды последняя займет другое положение относительно профиля детали, чем развертка прилегающей окружности. Отсюда погрешность формы будет измеряться в другом направлении (при другом значении угла  $\varphi$ ) и отличаться по величине от погрешности, измеряемой относительно прилегающей окружности.

Влияние такой замены измерительной базы на погрешность измерения некруглости трудно поддается количественной оценке, поскольку это событие случайное, так как случаен характер профиля измеряемой детали. Поэтому вопрос применения косинусоиды надо решать в каждом конкретном случае особо. Влия-

ние на погрешность измерения различия в ординатах прилегающей окружности и косинусоиды можно оценить количественно.

Следует отметить, что с уменьшением размера детали погрешность  $\Omega$  имеет тенденцию к увеличению, так как точность центрирования практически остается постоянной. При измерении деталей диаметром меньше 0,1 мм она может быть соизмеримой с погрешностью формы.

На основе исследования способов отображения формы деталей можно сделать следующие выводы.

При отображении формы детали в виде круглограммы, построенной по отклонениям модуля радиуса-вектора, имеет место нарушение условия подобия. Это приводит к тому, что форма профиля детали на круглограмме искажается, причем вид круглограммы определяется не только формой профиля, но и положением центра отсчета радиуса-вектора. Кроме того, в общем случае измерение отклонения формы непосредственно по круглограмме (графически или аналитически) приводит к погрешности измерения; чтобы исключить эту погрешность надо вести расчет отклонения формы по величинам радиуса-вектора.

При отображении формы детали в виде развертки условие подобия не нарушается, поэтому погрешность формы можно определить непосредственно по профилограмме.

**Измерение профиля поперечного сечения детали.** Измерение профиля детали осуществляется различными способами. Наибольшее распространение на практике нашли 3 способа: двухконтактный, трехконтактный и измерение радиуса-вектора (метод образцового вращения).

Двухконтактный способ измерения профиля детали заключается в измерении диаметрального размера сечения в разных направлениях. Под диаметральной размером профиля произвольного вида, отличающегося от окружности, понимается расстояние, заключенное между точками касания профиля с двумя параллельными прямыми. В общем случае диаметральные размеры не пересекаются в одной точке, в результате чего по колебанию диаметрального размера нельзя судить о форме профиля детали. Например, известна группа фигур, имеющих постоянную ширину [7], которые, резко отличаясь по форме, характерны тем, что две любые параллельные опорные прямые удалены одна от другой на одно и то же постоянное для всех направлений расстояние. Примером такой фигуры является огранка с нечетным числом граней. Следовательно, при высоких требованиях к точности формы рекомендовать этот способ для измерения профиля нельзя.

Трехконтактный способ измерения профиля детали обычно реализуется в виде измерения детали на призме (рис. 12). Результаты показаний измерительного прибора при таком спо-

собе измерения зависят от формы измеряемого сечения, угла призмы  $2\alpha$  и угла  $\beta$ , заключенного между биссектрисой угла и направлением измерения. Вопрос измерения профиля детали на призме сравнительно широко освещен в литературе. Для определения по результатам измерений действительного профиля детали разработаны коэффициенты пропорциональности  $K_n$  или, как еще их называют, коэффициенты воспроизведения, определяющие связь между показанием измерительного прибора и действительного профиля. Значения коэффициентов зависят от углов  $\alpha$  и  $\beta$  и от формы детали (рассматриваемой как сочетание гармоник, полученных после разложения уравнения профиля в ряд Фурье). Следует отметить, что углы  $\alpha$  и  $\beta$  определяют какие гармоники будут обнаружены при таком сочетании параметров измерения, а на какие прибор не будет реагировать.

Например, Ю. Н. Ляндон [5] указывает, что при установлении вала в призме с углом  $2\alpha = 90^\circ$  показание прибора не будет изменяться и овальность не будет выявлена. При установлении в призме детали, имеющей огранку, по изменению показаний прибора можно определить величину огранки, причем точность определения этой величины зависит и от числа граней и от угла призмы. Иными словами, при измерении необходимо предварительно иметь представление о том, какого типа огранка свойственна проверяемым деталям, и в зависимости от числа граней выбирать призму с углом  $2\alpha$ , дающим возможность наиболее точно установить величину огранки.

Таким образом, чтобы выявить трехконтактным методом все составляющие гармоники профиля детали и определить действительный профиль детали, необходимо производить измерения детали при различных комбинациях значений углов  $2\alpha$  и  $\beta$  с последующим пересчетом. Такой способ трудоемок и не отличается высокой точностью. Экспериментальное исследование этого способа определения профиля детали, произведенное А. Н. Авдуловым, когда полученные результаты сравнивались с результатами измерения на кругломере Talugond, принимаемые за наиболее близкие к действительным, показало, что погрешность формы детали, измеренной на призме с последующим пересчетом, в среднем отличалась от результатов, полученных на кругломере, на 288%.

Если форма детали известна, то задача измерения на призме упрощается. Однако в общем случае у обработанных деталей

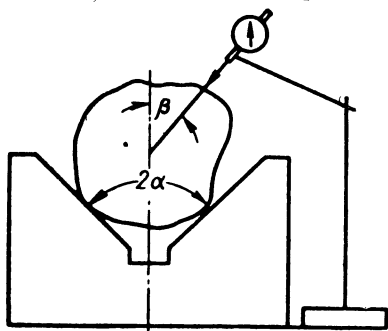


Рис. 12. Схема измерения профиля детали на призме

форма профиля может быть самой разнообразной, о чем говорят результаты измерений, проведенных Л. Я. Гохват [3] на деталях, обработанных на бесцентрово-шлифовальных станках.

В заключение можно отметить, что при высокоточных измерениях отклонений формы деталей не следует использовать трех-контактный способ из-за его невысокой точности и большой трудоемкости измерения.

Измерение формы детали путем измерения радиуса-вектора осуществляется путем относительного вращения детали и измерительного устройства. В этом случае на точности измерения не сказывается характер измеряемой формы профиля, как это имело место в ранее рассмотренных способах. Однако схемы измерения, реализующие этот способ, вносят существенные погрешности. Широко распространенной схемой измерения является измерение радиуса-вектора детали при вращении ее в центрах. Измерительное устройство по такой схеме измерения показывает отклонение от заданной величины, определяемой колебанием радиуса-вектора и неточностью вращательного движения, т. е. измеряется радиальное биение детали. Другие схемы измерения радиуса-вектора, например, когда вращается измерительное устройство или деталь устанавливается на планшайбу и т. п., имеют тот же недостаток — в измерение включается неточность вращательного движения.

На практике очень часто по величине радиального биения судят о форме детали, что неверно. Например, деталь имеет в сечении окружность, но так как невозможно без ошибки совместить центр окружности с центрами, то при измерении будет иметь место отклонение радиуса-вектора, хотя в действительности погрешности формы нет. Нередко неточность вращательного движения познают (без каких-либо дополнительных пересчетов) через радиальное биение. Это приводит к неправильной оценке отклонения действительного движения от заданного. Может быть даже такой случай, когда неточность вращательного движения, суммируясь с погрешностью формы, приведет к тому, что измерение покажет отсутствие радиального биения.

Допуская, что деталь совершает вращательное движение, идеализируют явление и вводят такие понятия, как ось вращения, центр вращения, принимаемые во многих случаях в качестве измерительных баз, что приводит к серьезным ошибкам. Рассматривая действительное движение детали, нетрудно заметить, что оно отличается от вращательного.

Пусть деталь вращается вместе с измерительным шпинделем. В сечении подшипника шпинделя (рис. 13) показано в утрированном виде, что форма отверстия подшипника и посадочная шейка шпинделя отличаются от окружности, в результате чего шпиндель вместе с измеряемой деталью совершает какое-то сложное движение. Следовательно, у измеряемой детали нет оси

(центра) вращения и можно говорить лишь о мгновенной оси (центре) вращения. Но в общем случае мгновенная ось блуждает по отношению к детали, и поэтому не может быть выбрана в качестве измерительной базы.

Для подтверждения изложенного были проведены эксперименты. На рис. 13 представлена схема устройства, позволяющего осуществлять сложное движение вала в пространстве за счет неправильной формы посадочной шейки вала и отверстия опорной втулки. Движение вала 2 передается от электродвигателя 1. Вал 2 имеет пять степеней свободы за счет зазора между шейкой

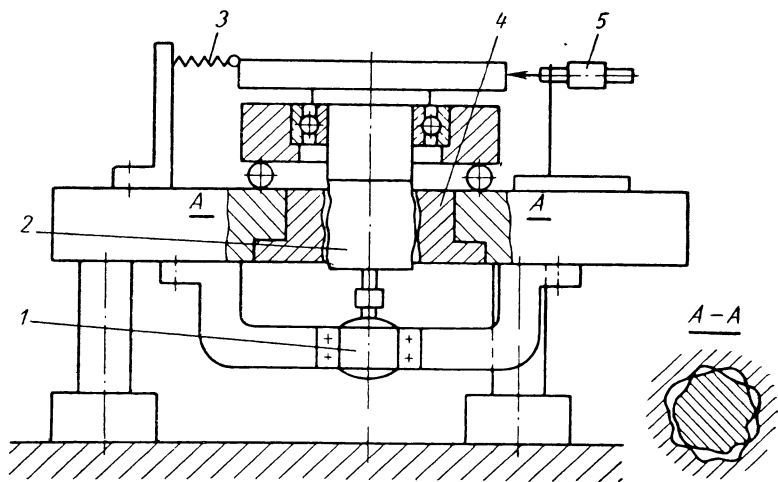


Рис. 13. Схема устройства, осуществляющего сложное движение измеряемой детали

вала и отверстием втулки 4. Чтобы вал вместе с измеряемой деталью совершал сложное движение, поверхность поперечного сечения шейки вала 2 и отверстия втулки 4 были выполнены резко отличными от окружности. Силовое замыкание вала осуществлялось посредством пружин 3, которые могут располагаться в различном сочетании в различных радиальных направлениях по отношению к валу и индикатору 5.

Если вал осуществляет сложное движение, то характер показаний индикатора и величина амплитуды за один цикл будут различные в разных радиальных направлениях. Если вал вращается, то характер показаний и величины амплитуд будут одинаковыми, независимо от направления измерения, разница будет лишь в сдвиге показаний индикаторов по фазе.

В задачу эксперимента входило показать, что в результате наличия отклонений сопрягаемых поверхностей деталей от круглости и цилиндричности действительное движение детали

отличается от вращательного. На рассмотренной выше установке были проведены следующие эксперименты. При различном направлении силового замыкания за счет различного количества и расположения пружин производили измерение величины радиального биения одновременно в двух разных направлениях. Величины радиального биения измеряли индикаторами с ценой деления 0,01 мм. На рис. 14 показаны варианты схем расположения пружин и измерения радиального биения. Результаты изме-

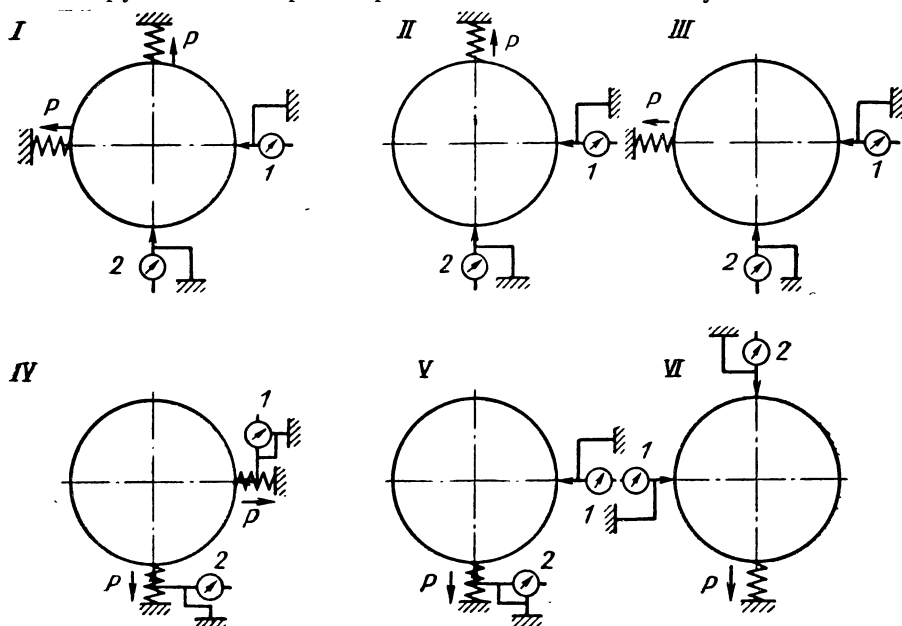


Рис. 14. Схемы расположения пружин и индикаторов 1 и 2

рения (среднее арифметическое значение из трех измерений) представлены в табл. 2.

Как следует из полученных результатов, величина радиального биения зависит от выбранного направления измерения и направления силового замыкания. Различие радиального биения, измеренного одновременно в разных направлениях, подтверждает наличие сложного, а не вращательного движения, обусловленного отклонением сопряженных поверхностей от круглости и цилиндричности. Введение допущения о наличии вращательного движения можно объяснить тем, что раньше наблюдался значительный разрыв между достижением точности размера и формы детали. В подавляющем большинстве случаев при обработке деталей на станках точность формы получалась на один-два порядка выше точности размера. Это и вызвало подмену на

практике понятия сложного движения вращательным и, как следствие, выбор в качестве измерительных баз осей вращения. В настоящее время требования к точности настолько повысились, что указанного разрыва уже нет, и рассмотренные выше допущения становятся тормозом в достижении требуемой точности деталей.

Из анализа способа измерения радиуса-вектора детали следует, что основным его недостатком является включение в измерение неточности относительного вращательного движения детали и измерительного устройства, препятствующей повышению точности измерения. В связи с этим возникла необходимость разработки нового способа измерения радиуса-вектора, позволяющего сократить влияние указанного фактора на величину погрешности измерения.

Неточность вращательного движения при измерении радиуса-вектора детали объясняется сменой баз в течение одного оборота, а ее величина во многом зависит от числа звеньев измерительной размерной цепи. Сущность предлагаемого способа измерения радиуса-вектора заключается в том, что отсчет радиуса-вектора предлагается производить от базы, принадлежащей измеряемому сечению детали.

Пусть требуется определить функцию  $R = f(\varphi)$  профиля детали в измеряемом сечении. Подпружиним шток (рис. 15) к профилю детали. Возьмем на сечении две точки  $A$  и  $B$ . При сложном плоском движении профиля детали будем измерять в каждый момент времени  $t$  текущие значения двух радиусов-векторов  $r_{ac}$  и  $r_{bc}$  или значения одного из радиусов и угла  $\varphi$  между ними. В результате получим зависимости  $r_{ac} = f_1(t)$ ,  $r_{bc} = f_2(t)$ ,  $\varphi = f_3(t)$ . Указанные зависимости лучше записывать в виде табличных значений, с тем чтобы упростить процесс построения профиля детали. Построение профиля осуществляется известным способом. Произвольно выбирается линия, на ней откладывается отрезок  $AB$  и находятся точки профиля как точки пересечения  $r_{ab}$  и  $r_{bc}$  для каждого момента времени  $t$ .

Такой способ измерения профиля позволяет исключить влияние неточности вращательного движения на погрешность измерения радиуса-вектора. Кроме того, сокращается число звеньев

Таблица 2

№ схемы	Результаты измерения в мм	
	индикатором № 1	индикатором № 2
<i>I</i>	0,91	0,41
<i>II</i>	0,23	0,52
<i>III</i>	0,73	0,42
<i>IV</i>	0,47	0,50
<i>V</i>	0,76	0,33
<i>VI</i>	0,56	0,65



в измерительной размерной цепи, что также способствует повышению точности измерения. По предложенному способу для повышения точности измерения модуль радиуса-вектора измеряют как длину отрезка, ограниченного точкой периферии профиля измеряемого сечения и точкой, принадлежащей этому сечению или жестко с ним связанной, а угловое положение радиуса-вектора определяют углом между ним и прямой, жестко с ним связанной [2].

Материализация точек  $A$ ,  $B$ ,  $C$  может быть осуществлена различным образом. Наиболее перспективным можно считать реализацию указанных точек посредством точечных источников света. На первых порах была разработана и исследована схема

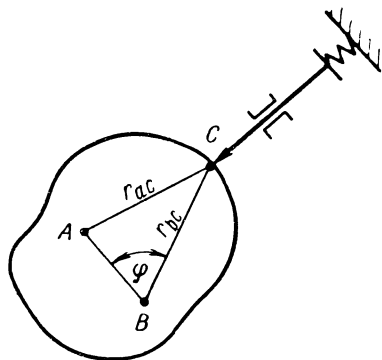


Рис. 15. Способ измерения радиуса-вектора

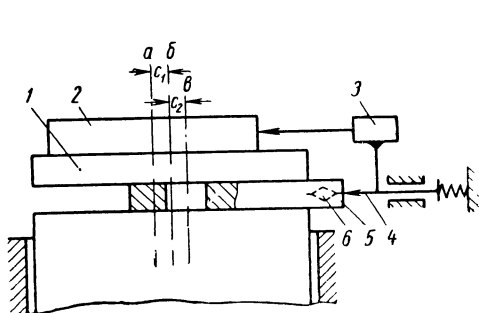


Рис. 16. Схема измерения радиуса-вектора:

$a$  — ось измеряемого профиля;  $b$  — ось подшипников стола;  $v$  — ось рычага

измерения, лишь приближенно реализующая предложенный способ измерения радиуса-вектора детали. Схема реализована при помощи механических средств. К ее основному преимуществу следует отнести сокращение числа звеньев в измерительной размерной цепи.

На рис. 16 представлена схема измерения радиуса-вектора детали. Контролируемую деталь 2 устанавливают на измерительный стол 1 и жестко крепят к нему винтами. При вращении стола с деталью в измеряемую поверхность упирается шток датчика 3, корпус которого жестко связан с пружиненным штоком 4. Вершина штока 4 упирается в торец рычага 5, свободно сидящего на оси стола 1. Рычаг 5 может осуществлять относительно оси стола только возвратно-поступательное движение, так как его вращение исключает опора 6.

Таким образом, измерение радиуса-вектора осуществляется от оси стола 1. Если измерительный стол имеет радиальное вращение, то и рычаг 5 будет перемещаться в радиальном направлении вместе со штоком 4 и корпусом датчика 3. Поскольку контролируемая деталь 2 жестко закреплена на столе 1, то

шток датчика 3 должен перемещаться в радиальном направлении только из-за отклонения формы детали от окружности и смещения измеряемого сечения относительно оси стола 1.

При такой схеме измерения сокращается число звеньев измерительной размерной цепи, но при этом сохраняется смена измерительной базы, поскольку форма оси стола и призмы рычага 6 не идеальна. Эту схему можно использовать, допуская, что погрешность измерения, обусловленная сменой баз, будет на порядок меньше измеряемой величины. К преимуществам такой схемы следует отнести то, что точность измерения определяется в основном парой ось — рычаг. Изготовление высокоточной пары ось — рычаг не представляет особой сложности. Поэтому при реализации такой схемы можно повысить надежность измерения и значительно снизить трудоемкость изготовления прибора, учитывая, что в настоящее время в современных приборах контроля некруглости наибольшую сложность в изготовлении представляет измерительный шпиндель. Измерительная размерная цепь кругломера отличается многозвенностью, что снижает надежность работы прибора и значительно повышает затраты на его изготовление.

Ниже приводится исследование схемы измерения радиуса-вектора профиля детали. В первую очередь был проведен анализ факторов, порождающих погрешность измерения. Вернемся к рис. 16, из которого следует, что шток датчика 3 будет перемещаться относительно корпуса датчика из-за отклонения  $\Phi$  профиля измеряемой детали от окружности, смещения измеряемого профиля  $C_1$  относительно подшипников, в которых вращается стол 2 и из-за неточности вращательного движения стола. Перемещение корпуса датчика относительно его штока происходит из-за неточности  $D$  вращательного движения стола, смещение  $C_2$  оси рычага относительно подшипников, в которых вращается измерительный стол, и радиального перемещения  $П$  рычага, обусловленного неточностью форм сопрягаемых поверхностей пары ось — рычаг.

Таким образом, перемещение штока датчика относительно его корпуса можно выразить зависимостью

$$A = \Phi + C_1 + D - D + C_2 + П. \quad (17)$$

В свою очередь,

$$\pm C_1 \pm C_2 = C,$$

где  $C$  — смещение измеряемого профиля относительно оси рычага.

Погрешности вращательного движения взяты с разными знаками, так как и шток и датчик в этом случае будут перемещаться в одну сторону, поэтому их относительного перемещения не будет. Величина  $C$  не должна влиять на погрешность измерения

радиуса-вектора; от нее зависит только положение центра отсчета радиуса-вектора. Величина смещения  $C_1$  также через  $C$  сказывается только на положении центра отсчета радиуса-вектора.

Проверим влияние смещения  $C_2$  на точность измерения радиуса-вектора профиля детали. Приблизительно конструкцию рычаг — измерительный стол 2 можно рассматривать как центральный кривошипно-шатунный механизм, схема которого представлена на рис. 17.

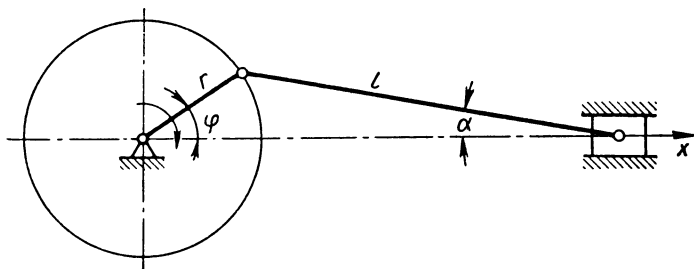


Рис. 17. Центральный кривошипно-шатунный механизм

Найдем зависимость  $x_s = f(\varphi)$ . Как видно на рис. 17,

$$x_s = r \cos \varphi + l \cos \alpha, \quad y_s = 0.$$

Из  $\triangle OAB$ , согласно теореме синусов, имеем

$$\frac{r}{\sin \alpha} = \frac{l}{\sin \varphi},$$

откуда

$$\sin \alpha = \frac{r}{l} \sin \varphi;$$

$$\cos \alpha = \sqrt{1 - \frac{r^2}{l^2} \sin^2 \varphi}.$$

Подставляя значение  $\cos \alpha$  в выражение  $x_s = f(\varphi)$ , получим

$$x_s = r \cos \varphi + l \sqrt{1 - \left(\frac{r}{l}\right)^2 \sin^2 \varphi}.$$

Полученное выражение является уравнением окружности, у которой центр отсчета радиуса-вектора не совпадает с ее центром на величину  $r$ . Следовательно, смещение  $C_2$  не сказывается на точности измерения радиуса-вектора профиля детали. Как следует из равенства (17), погрешность измерения радиуса-вектора будет в основном определяться погрешностью  $\Pi$ , обусловленной отклонением форм сопрягаемых поверхностей пары ось — рычаг от идеальных.

Предложенная схема измерения радиуса-вектора профиля детали была проверена на экспериментальной установке (рис. 18).

Для получения медленного вращательного движения (1—2 об/мин) был использован зубофрезерный станок. На столе станка (см. рис. 18) установлено основание 1 с измерительным столиком 2. Рычаг 3, свободно сидящий при помощи призмы на оси измерительного столика, упирается в кронштейн 4, который препятствует повороту рычага. Контролируемая деталь 5 крепится к измерительному столику винтами 6. Индуктивный датчик

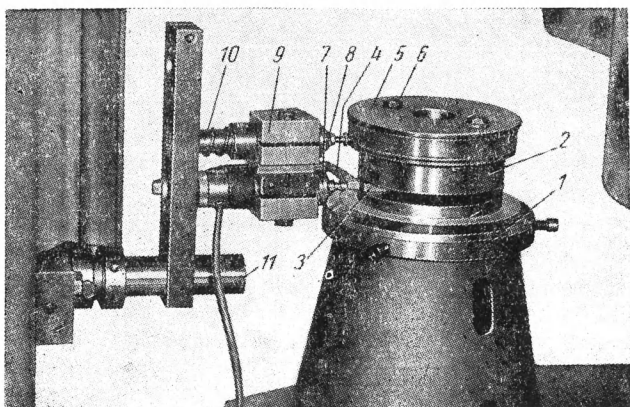


Рис. 18. Экспериментальная установка для измерения профиля детали

7 и шток 8 закреплены в одном корпусе 9. Последний через подпружиненный шток 8 сидит на валу 10, который, в свою очередь, закреплен на оси 11, жестко связанной с колонной станка. В процессе измерения шток датчика 7 упирается в рычаг 3, а шток 8 — в измеряемую поверхность детали с натягом, обеспечивающим непрерывный контакт с измеряемой деталью в течение оборота. Колебание радиуса-вектора детали записывается самописцем 12.

Целью экспериментального исследования являлось проверить возможность измерения радиуса-вектора по предложенной схеме при наличии неточности относительного вращательного движения датчика и измеряемой детали. Для облегчения определения точности измерения профиля детали необходимо было иметь на детали легко отличаемую форму, поэтому формообразование контролируемой детали в поперечном сечении осуществлялось врезным шлифованием за 1 оборот детали на круглошлифовальном станке, оснащенном системой автоматического управления

упругими перемещениями системы СПИД, разработанной А. Давитидзе.

Требуемая форма профиля в поперечном сечении была обеспечена за счет изменения величины упругого перемещения по заданной программе в течение оборота детали. Далее форма контролируемой детали записывалась на кругломере мод. 218

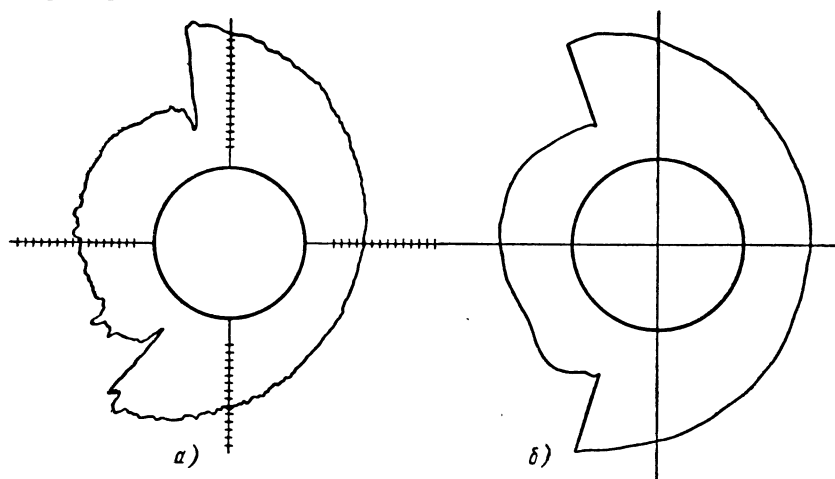


Рис. 19. Круглограммы профиля детали

завода «Калибр», после чего деталь устанавливали и крепили на измерительном столе 2 экспериментальной установки. При этом ее центрировали относительно оси рычага с максимально возможной точностью. Необходимость такого точного центрирования объясняется следующим. Для оценки точности измерения радиуса-вектора с круглограммой, записанной на кругломере, необходимо сопоставлять полученную форму, изображенную в виде круглограммы, построенной по отклонениям радиуса-вектора. Но, как отмечалось выше, на характер круглограммы, построенной по отклонениям радиуса-вектора, влияет не только форма детали, но и выбор центра отсчета радиуса-вектора. Поэтому, если центры отсчета при записи на кругломере и установке будут разными, то нельзя судить о точности записи формы по предложенной схеме измерения.

Центрирование осуществляется следующим образом. Сначала центрировалась ось рычага, а затем центрировалась контролируемая деталь относительно опор вращения стола. Такой способ центрирования хуже, чем центрирование детали относительно оси рычага, но для данной конструкции установки он оказался наиболее приемлемым. После центрирования записывали формы детали обычным способом, когда шток

датчика упирался в измеряемую деталь. В процессе измерения основание  $I$  вместе с измерительным столом и деталью хаотично перемещалось в радиальном направлении относительно опор вращения стола станка.

Смещением основания имитировалась неточность вращательного движения измерительного шпинделя при измерении радиуса-вектора детали обычным способом. Чтобы на точность эксперимента не влияла погрешность измерения, вносимая парой ось — рычаг, погрешность формы детали была на порядок ниже, а величину смещения в процессе исследования изменили от порядка, равного порядку погрешности формы детали, на порядок ниже.

После записи формы профиля детали обычным способом в этих же условиях производилась запись формы детали по предложенной схеме. Сопоставление точности записи формы различными способами производилось визуально по круглограммам, а также по характеру разверток. Поскольку запись формы детали на экспериментальной установке осуществлялась самописцем в прямоугольной системе координат, а на кругломере форма детали записывается в виде круглограммы, то от развертки необходимо было перейти к круглограмме.

Как известно, при построении развертки условие подобия не нарушается. Однако чтобы круглограмма, построенная по данным развертки, была сопоставима с круглограммой, записанной на кругломере, она должна строиться по отклонениям модуля радиуса-вектора в тех же условиях, что на кругломере. Поэтому выбор на развертке линии отсчета ординат не может быть произвольным, поскольку от него зависит характер круглограммы. На профилограмме развертки проводили прямую через точки начала и конца цикла записи, далее параллельно ей проводили прямую через нижнюю точку профилограммы. Таким образом определяли ординаты, показывающие колебание радиуса-вектора измеряемой формы.

Радиус круглограммы, записанной на кругломере, определяется из формулы

$$R_{\kappa i} = (R_{di} - r) K_{\kappa} + r_0,$$

где  $r_0$  — радиус окружности, от которой начинается запись круглограммы.

Наличие  $r_0$  также сказывается на степени искажения формы детали. Поэтому при построении круглограммы по профилограмме детали, записанной самописцем, учитывали не только масштабы записи, но и величину  $r_0$ . Величину  $r_0$  определяли по круглограмме, записанной на кругломере.

На рис. 19 приведены круглограммы, одна из которых записана на кругломере (рис. 19, а), другая построена по результа-

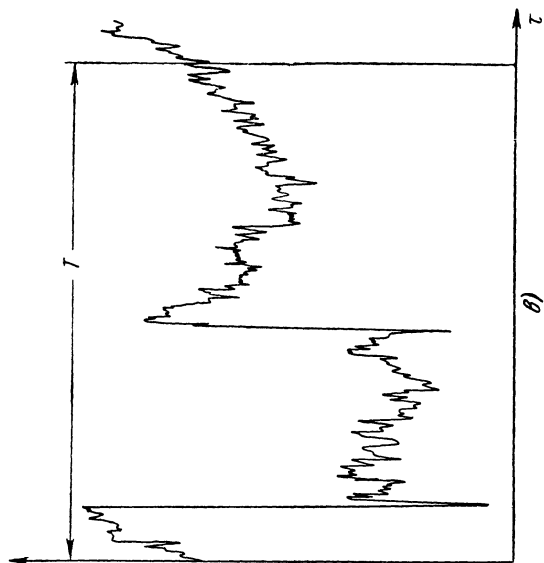
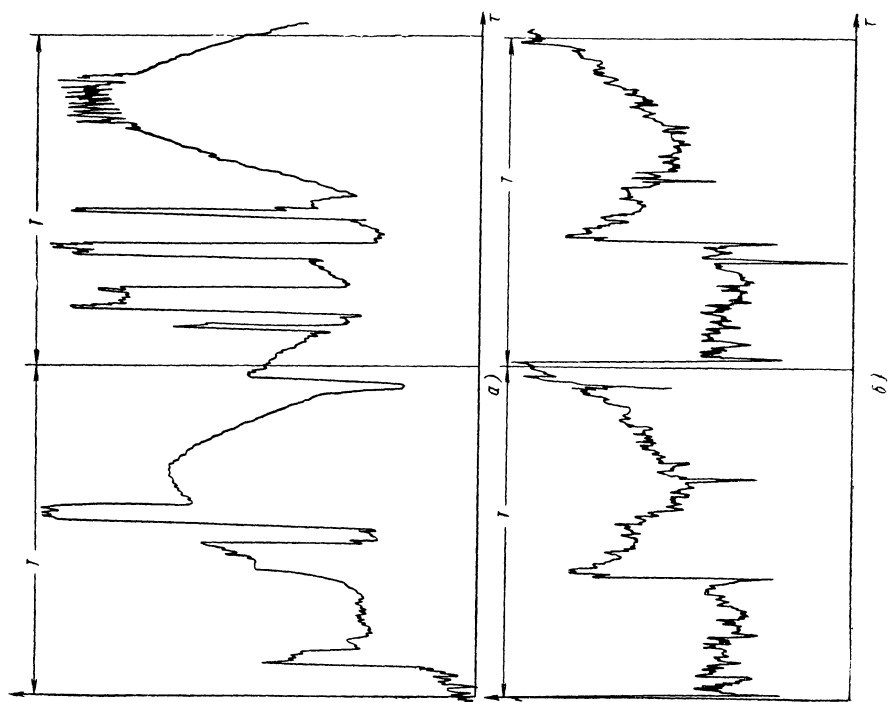


Рис. 20. Профилограммы профиля детали, записанные обычным способом (а), при хаотическом движении измеряемой детали (б) и при вращательном движении измеряемой детали (в)

там измерения предложенным способом (рис. 19, б) при хаотичном перемещении измеряемой детали в пределах 0,15 мм. Как видно из рисунка, круглограммы в значительной степени сходны.

На рис. 20 показаны профилограммы, записанные обычным способом (рис. 20, а), при хаотичном перемещении измеряемой детали в пределах 0,15 мм (рис. 20, б) и без перемещения измеряемой детали (рис. 20, в). Сопоставляя их, видим, что при измерении предложенным способом неточность вращательного движения измеряемой детали практически не сказывается на точности записи профиля.

Проведенный анализ измерения профиля поперечного сечения деталей показал, что наиболее правильным способом записи профиля является измерение его радиуса-вектора. Основной причиной, снижающей точность этого способа, является неточность вращательного движения, которая порождается погрешностями геометрической формы сопрягаемых поверхностей посадочных шеек шпинделя и подшипников, а также направлением и величиной силового замыкания. Для сокращения этой погрешности следует конструировать измерительные приборы так, чтобы размерная цепь, определяющая относительное положение датчика и измеряемой детали, была малозвенной; в сопрягаемых парах, определяющих неточность вращательного движения, выбирать такое направление силового замыкания, при котором эта неточность минимально сказывалась на погрешности измерения и разрабатывать принципиально новые средства измерения, реализующие предложенный способ измерения радиуса-вектора детали.

## **ВЫВОДЫ**

На основе проведенного исследования процесса измерения погрешности формы поперечного сечения деталей типа тел вращения можно сделать следующие выводы.

1. Многоступенчатость процесса измерения отклонения формы приводит к накоплению погрешности измерения, которая в ряде случаев может быть соизмеримой с отклонением геометрической формы.

2. Для повышения точности измерения отклонения формы следует выбирать такую базу отсчета отклонения формы, которая удовлетворяла бы условию однозначности при определении погрешности формы (в качестве такой базы отсчета можно рекомендовать вписанную или описанную окружность, центр которой совпадает с центром тяжести фигуры, ограниченной этим профилем) и определять отклонение формы графическим путем — по развертке или расчетным путем, принимая в качестве исходных данных зависимость радиуса детали от угла поворота, а не отклонения радиуса.



## ЛИТЕРАТУРА

1. Авдулов А. Н. и Шустер В. И. Искажение профиля детали при записи круглограмм. «Станки и инструмент», 1965, № 9.
  2. Базров Б. М. Способ измерения круглости детали. Авторское свидетельство от 23 июня 1967 г. «Бюллетень открытий и изобретений», № 7, 1969.
  3. Гохват Л. Я. Измерение некруглости деталей, обработанных на бесцентрово-шлифовальных станках. «Измерительная техника», 1967, № 9.
  4. Грин Г. Л., Орлов С. Б., Минский Ф. С. Экспериментальное исследование субъективных погрешностей расшифровки круглограмм. «Измерительная техника», 1968, № 5.
  5. Ляндон Ю. Н. Функциональная взаимозаменяемость в машиностроении. М., «Машиностроение», 1967.
  6. Палей М. А. Определение некруглости по профилограммам. «Измерительная техника», 1962, № 3.
  7. Радемахер Г. и Теплиц С. Числа и фигуры. М., Физматгиз, 1962.
-

## ВЛИЯНИЕ ГИРОСКОПИЧЕСКИХ ЯВЛЕНИЙ НА ТОЧНОСТЬ ОБРАБАТЫВАЕМЫХ ДЕТАЛЕЙ

**Л**юбая технологическая система не представляет собой единого монолита, а состоит из отдельных элементов, занимающих определенные относительные положения и изменяющих эти первоначальные положения в процессе эксплуатации из-за наличия зазоров в соединениях, контактных и собственных деформаций. Относительные перемещения обрабатываемой детали и режущего инструмента являются результатом перемещений элементов, составляющих исполнительные механизмы технологических систем.

В зависимости от движения (поступательного или вращательного) исполнительных механизмов, несущих режущий инструмент и обрабатываемую деталь, изменяется характер относительных перемещений их при действии сил в процессе резания. При поступательном перемещении исполнительного механизма воздействие на него сил приводит к его перемещению в направлении действия равнодействующей этих сил. При вращательном движении воздействие сил на вращающиеся элементы может вызывать различные виды их пространственных перемещений.

Поскольку все вращающиеся элементы в узлах технологических систем СПИД, помимо собственного вращения (относительного движения), могут иметь пространственные перемещения (переносное движение), их можно сопоставить с телами-гироскопами.

Воздействие сил на такие тела может приводить к появлению так называемых прецессий и нутаций их осей вращения с различными параметрами (амплитудами и угловыми скоростями) в зависимости от величины и направления действующих сил, скорости вращения деталей и их моментов инерции (осевых и экваториальных). Пространственные движения оси вращения заготовки (или инструмента) будут оказывать влияние на возникновение погрешностей обрабатываемых деталей по всем показателям точности. Зная характер этих движений при обработке на конкретной технологической системе, можно управлять их параметрами, а следовательно, повышать точность по всем показателям.

Вследствие всегда имеющейся неуравновешенности вращающихся масс технологических систем из-за неточностей изготовления элементов (несоосностей, относительных поворотов сопрягающихся поверхностей), неоднородности материала элементов и т. д. в начальный момент включения вращения системы (без рабочих нагрузок) проявляется действие центробежных сил инерции и их моментов. Приведенной во вращение системе сооб-

щается как бы мгновенный ударный импульс относительно ее центра масс, в результате чего последний получает пространственное перемещение на некоторую величину. Вследствие разности, например, жесткости передней и задней опор вращающегося шпиндельного узла на его оси вращения может появиться неподвижная точка, положение которой будет зависеть от величины перепада жесткости опор и от положения центра масс. Воздействие ударного вращательного импульса приведет к возникновению

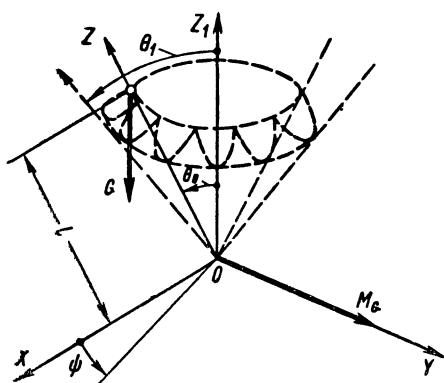


Рис. 1. Движение при неустановившейся прецессии

прецессионного перемещения оси вращения под действием момента от силы тяжести относительно неподвижной точки.

Из теоретической механики известно, что общим случаем пространственного перемещения оси вращения под действием момента от силы тяжести относительно неподвижной точки является так называемая псевдорегулярная прецессия, сопровождающаяся периодическими дрожаниями оси вращения в радиальном направлении, в результате которых ось описывает сферические циклоиды (рис. 1).

Ось вращения  $Z$  совершает регулярную прецессию, описывая конус с углом  $\theta_0$ , на которую накладываются дополнительные периодические дрожания, в результате которых угол раствора  $\theta_0$  изменяется до  $\theta_1$ .

Псевдорегулярная прецессия описывается следующими параметрами:

$$\left. \begin{aligned} \theta &= \theta_0 + \frac{Agl \sin \theta_0}{C^2 \omega_c^2} (1 - \cos \omega_c bt); \\ \psi &= \frac{G-l}{C\omega_c} \left( t - \frac{1}{\omega_c b} \sin \omega_c bt \right), \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где  $\theta$  — переменный угол раствора оси вращения;  
 $\theta_0$  — постоянный угол раствора при регулярной прецессии;  
 $A$  — экваториальный момент инерции;  
 $G$  — сила тяжести;  
 $l$  — расстояние от центра масс до неподвижной точки;  
 $C$  — осевой момент инерции;  
 $\omega_c$  — угловая скорость собственного вращения;  
 $b = \frac{C}{A}$ ;

$\psi$  — угол поворота экваториальной оси  $X$  в зависимости от поворота оси  $Z$ .

Угловая скорость псевдорегулярной прецессии определяется выражением

$$\dot{\psi} = \frac{Gl}{C\omega_c} (1 - \cos \omega b t), \quad (2)$$

которое показывает, что угловая скорость этого вида прецессии определяется угловой скоростью установившейся прецессии

$$\dot{\psi} = \omega_n = \frac{Gl}{C\omega_c}$$

и периодической скоростью (нутацией)

$$\dot{\psi}'' = \omega_n = \frac{Gl}{C\omega_c} \cos \omega b t,$$

вследствие которой прецессия носит неустановившийся характер.

Установившаяся прецессия может быть частным случаем псевдорегулярной прецессии. Именно такой случай зафиксировал Е. Н. Hull в экспериментах на токарном станке в процессе вращения вала с дисбалансом.

Эксперименты показали, что вал, вращающийся в подшипниках, имеющих различную жесткость в вертикальной и горизонтальной плоскостях, наряду с собственным вращением прецессирует с постоянной угловой скоростью, и эта скорость в несколько раз меньше скорости собственного вращения. Такой же результат был получен при экспериментах с асимметричным валом (на валу срезались лыски), вращающиеся в подшипниках, имеющих различную жесткость. Прецессия возникала уже при скорости вращения вала 50—60 *об/мин*, амплитуда прецессии возрастала с увеличением скорости вращения вала до ограничений в виде специальных упоров.

Общий случай прецессии из-за действия момента силы тяжести и ее переход в установившуюся был зафиксирован при экспериментах американских ученых на установке с двумя валами, имеющими различные нагружения. Рассматривался несвязанный вращающийся вал и связанный (связь осуществлялась посредством зубчатой передачи с другим валом) при различных нагружениях.

При эксперименте с несвязанным валом было установлено, что с увеличением скорости вращения вала с 1000 до 1500 *об/мин* растет амплитуда прецессии  $a$  (рис. 2), т. е. последняя носит неустановившийся характер. Однако по мере увеличения скорости вращения вала с 1500 *об/мин* до 3000 *об/мин* величина амплитуды и ее скорость стабилизируются, т. е. прецессия становится установившейся.

Эти же эксперименты со связанным валом показали, что создание предварительного натяга в зацеплении у вращающихся валов приводит к увеличению амплитуды прецессии по мере увеличения натяга, что, по-видимому, можно объяснить увеличением влияния центробежных сил инерции и их моментов вследствие создания при натягах дополнительных эксцентрицитетов и поворотов осей. Амплитуда прецессии у связанного вала в 2 раза меньше, чем при той же скорости у несвязанного вала, следовательно, зубчатое зацепление опраничивает прецессию валов.

Изменение массы колес (вследствие прикрепления дополнительных дисков) приводило к изменению положения амплитуды прецессии по оси чисел оборотов вала (ось абсцисс, рис. 3). Так,

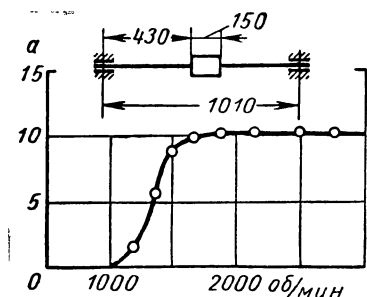


Рис. 2. Установившийся характер прецессии при числе оборотов шпинделя 1600 в минуту и более

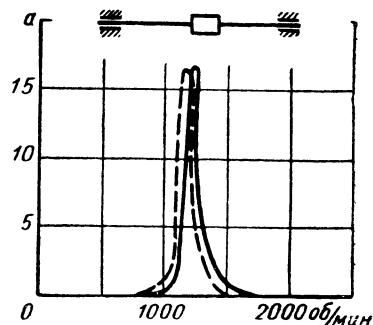


Рис. 3. Влияние массы на сдвиг максимальной амплитуды прецессии по оси скоростей:

сплошная линия — колесо с четырьмя дисками; штриховая — колесо с восемью дисками

при увеличении массы колеса наблюдался сдвиг амплитуды в сторону с меньшим числом оборотов, т. е. максимальные колебания наблюдались уже при более низком числе оборотов вала, в то время как при уменьшении массы такая же по величине амплитуда наблюдалась при более высоком числе оборотов вала. Эти явления можно также объяснить влиянием центробежных сил инерции.

Таким образом, при холостом вращении шпинделей может иметь место как регулярная (установившаяся) прецессия, так и псевдорегулярная (неустановившаяся) под влиянием момента от силы тяжести вращающихся масс.

В момент врезания инструмента во вращающуюся деталь (или вращающегося инструмента в неподвижную или вращающуюся деталь) происходит вторичный удар относительно оси вращения, который приводит к дополнительным пространственным смещениям оси. Поскольку характер действующих сил относительно оси вращения различный, то это порождает различные

виды прецессий. Например, в процессе точения возможно одновременное действие радиальной, тангенциальной и осевой составляющих силы резания.

Случай прецессии от момента осевой составляющей  $P_x$  был рассмотрен в диссертационной работе автора. При экспериментах на одношпиндельных револьверных автоматах, в частности, на автомате 1А136, было зафиксировано посредством механического вибрографа изменение длины волны в зависимости от изменения подачи. Наконечник вибрографа постоянно контактировал в одном сечении с чисто обработанным (с поперечного суппорта) участком поверхности детали. С продольного (револь-

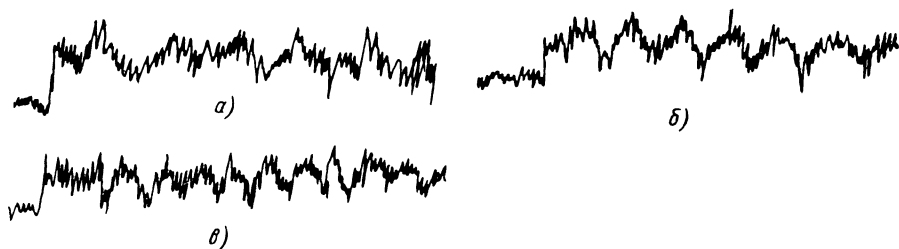


Рис. 4. Влияние подачи на частоту прецессии:

$a - s = 0,102 \text{ мм/об}$ ;  $б - s = 0,149 \text{ мм/об}$ ;  $в - s = 0,205 \text{ мм/об}$

верного) суппорта деталь обтачивали на глубину 30 мм. Наконечник, контактирующий с поверхностью детали, через рычажную систему передавал колебания царапающему острию, вычерчивающему виброграмму на покрытой парафином ленте, перемещаемой с постоянной скоростью часовым механизмом.

С изменением подачи наблюдалось пропорциональное изменение длины волны. С увеличением подачи длина волны уменьшалась, и, напротив, с уменьшением подачи — увеличивалась (рис. 4).

Эти данные можно объяснить существованием прецессии, угловая скорость которой в несколько раз меньше угловой скорости собственного вращения детали. Угловая скорость такой прецессии имеет следующее выражение:

$$\omega_n = \frac{P_x l}{C \omega_c}, \quad (3)$$

где  $P_x$  — осевая составляющая силы резания;

$l$  — расстояние от точки приложения силы до неподвижной точки на оси вращения;

$C$  — осевой момент инерции;

$\omega_c$  — угловая скорость собственного вращения.

С увеличением подачи (что влечет за собой увеличение силы резания в том числе и составляющей  $P_x$ ) увеличивается скорость

прецессии, т. е. ось вращения быстрее описывает конус, следовательно, увеличивается частота соударений поверхности детали с измерительным наконечником вибрографа. Напротив, с уменьшением подачи ось вращения медленнее описывает конус, отсюда меньше и частота соударений поверхности детали с наконечником вибрографа. Следовательно, записывающее устройство, движущееся с постоянной скоростью, на одном и том же участке запишет волны разной длины. В первом случае, когда подача больше, длина волны будет меньше. При меньшей же подаче, наоборот. Как видно из виброграмм, при подаче  $s = 0,205 \text{ мм/об}$  длина волны в 2 раза меньше, чем при подаче  $s = 0,102 \text{ мм/об}$ .

Поскольку  $\omega_n < \omega_c$ , практически в процессе одного собственного оборота будет происходить равномерное увеличение или уменьшение начального радиуса обрабатываемой детали в зависимости от того, в какую сторону (от инструмента или на инструмент) в рассматриваемый момент перемещается в пространстве обрабатываемая деталь.

В результате форма поперечного сечения на одном собственном обороте детали должна представлять архимедову спираль. Величина перепада начального и конечного радиусов будет зависеть от величины угловой скорости прецессии, а следовательно, от режимов резания — подачи  $P_x$  и числа оборотов шпинделя  $n = \frac{30\omega_c}{\pi}$ . Так, с увеличением подачи следует ожидать увеличения погрешности формы детали в поперечном сечении, с увеличением же числа оборотов шпинделя (скорости собственного вращения) — уменьшения этой погрешности, что нашло подтверждение при экспериментах на автомате 1A136 при обработке деталей, заготовками для которых служили калиброванные прутки.

Отклонения формы поперечного сечения в зависимости от скорости вращения шпинделя при постоянной подаче и глубине резания ( $s = 0,14 \text{ мм/об}$  и  $t = 2 \text{ мм}$ ) и в зависимости от величины подачи при постоянной скорости вращения шпинделя и глубине резания ( $n = 1000 \text{ об/мин}$ ,  $t = 2 \text{ мм}$ ) приведены ниже.

Скорость вращения шпинделя в об/мин . . . . .	200	1000	2000
Отклонение формы поперечного сечения в мм . . . . .	0,12	0,025	0,01
Подача в мм/об . . . . .	0,6	0,15	0,3
Отклонение формы поперечного сечения в мм . . . . .	0,05	0,025	0,07

Таким образом, наличие прецессии зафиксировано косвенным путем через погрешности формы обрабатываемых деталей. Существование прецессии было подтверждено и прямым экспериментом в Киевском автодорожном институте в 1967 г. при создании установки, воспроизводящей условия возникновения прецессии от составляющей  $P_x$ . Была создана прецессирующая оправка для обработки автотракторных деталей.

Поскольку в процессе резания возникают несколько видов прецессий от действующих моментов сил резания и силы тяжести, то, по-видимому, найдя суммарный момент относительно неподвижной точки на оси вращения (предварительно экспериментально определив положение этой точки), можно найти общий вид прецессии оси вращения. При этом необходимо принять во внимание, что в процессе поступательного перемещения инструмента (или обрабатываемой детали) меняется точка приложения действующих сил относительно неподвижной точки, что приводит к изменению величины суммарного момента, а следовательно, и угловой скорости прецессии.

Прецессия будет носить неустановившийся характер, т. е. сопровождаться нутациями, частота которых на одном обороте прецессирующей оси вращения определяется соотношением

$$n = \frac{\omega_n}{\omega_n} = \frac{C\omega_c}{A\omega_n}. \quad (4)$$

Большинством исследователей при экспериментах с наиболее распространенным процессом резания — точением — фиксируется два вида колебаний: низкочастотные (у обрабатываемой детали) и высокочастотные (у резца), причем интенсивность колебаний их частоты и амплитуды изменяется в зависимости от режимов обработки ( $v, s, t$ ). Так, с увеличением  $t$  возрастает амплитуда колебаний и тем самым появляется возможность выхода за границы устойчивости. С увеличением  $s$  уменьшается частота колебаний. С увеличением  $\omega_c$  в определенных пределах наблюдается возрастание интенсивности колебаний, а затем при дальнейшем увеличении в определенных пределах наблюдается устойчивость колебаний.

Увеличение глубины резания способствует росту составляющих  $P_y$  и  $P_z$ , действующих перпендикулярно к оси вращения, и влияющих в начальный момент врезания на формирование амплитуды прецессии, вызывая поворот оси вращения в пространстве. Следовательно, с ростом глубины резания амплитуда прецессии должна возрастать, что фиксируется, например, при экспериментах А. С. Кондратова:

Глубина резания в мм . . . . .	0,5	1,0	2,0
Амплитуда прецессии в мм . . . . .	0,04	0,17	0,235

Увеличение подачи способствует росту составляющей  $P_x$ , действующей относительно повернутой в пространстве оси вращения, что приводит к увеличению угловой скорости прецессии, а следовательно, к увеличению частоты прецессионных колебаний, в то время как частота нутационных колебаний уменьшается [см. выражение (4)].

Увеличение скорости собственного вращения (числа оборотов шпинделя) способствует росту центробежных сил инерции,



что способствует увеличению амплитуды прецессионных колебаний, о чем также говорят данные экспериментов А. С. Кондратова:

$v$ в м/мин . . . . .	35	50	67	93,5	129	168
$a$ в мм . . . . .	0	0,06	0,135	0,175	0,258	0,335

Однако изменение подачи, по данным того же автора, практически не оказывает влияния на формирование амплитуды прецессионных колебаний:

$s$ в мм/об . . . . .	0,1	0,2	0,3	0,4
$a$ в мм . . . . .	0,235	0,215	0,215	0,225

Угловая же скорость собственного вращения  $\omega_c$ , помимо влияния на формирование амплитуды прецессии, оказывает влияние на ее скорость. Например, при  $\omega_c^2 > \frac{4LIA}{C^2}$  прецессия носит установившийся характер  $\omega_n = \text{const}$ .

Поскольку при установившейся прецессии  $\omega_n < \omega_c$ , то при увеличении числа оборотов шпинделя должно наблюдаться увеличение длины волны  $L$  на обработанной поверхности детали, что также фиксировалось при экспериментах, приведенных А. П. Соколовским:

$v$ в м/мин . . . . .	10	20	40
$L$ в мм . . . . .	2,2	4,7	9,2

Действительно, при увеличении скорости собственного вращения уменьшается угловая скорость прецессии, следовательно, должна увеличиваться длина волны на обработанной поверхности, так как на одном полном обороте прецессирующей оси, равном длине волны, деталь сделает больше собственных оборотов.

Экспериментами этого же автора установлено, что при наличии колебания режущего инструмента в направлении к обрабатываемой детали, сила резания оказывается меньше, чем в направлении от обрабатываемой детали. Проф. А. П. Соколовский объясняет это тем, что на протяжении колебания в направлении на деталь инструмент проникает в слой, до этого пластически не деформированный, в связи с чем сила резания оказывается меньше, чем на протяжении колебания в направлении от детали, когда инструмент срезает материал, предварительно испытавший пластическую деформацию и поэтому уплотненный. Это, по сути дела, только гипотеза, поскольку при этих экспериментах не зафиксировано, что при колебании в направлении от обрабатываемой детали инструмент соприкасался с уплотненным слоем.

Скорее это явление можно объяснить прецессионным движением оси вращения детали, которое проявляется в попеременном удалении и приближении последней к инструменту. При удалении детали от инструмента последний перемещается вслед за ней в образовавшееся пространство вследствие имеющего место натяга в системе. Это приводит к уменьшению силы резания (колебание в направлении к обрабатываемой поверхности заготовки). Напротив, при приближении детали к инструменту он испытывает дополнительное воздействие, в результате чего сила резания увеличивается (колебание в направлении от обрабатываемой поверхности детали).

Если прецессия носит неустановившийся характер, что проявляется в появлении нутаций, то изменение скорости собственного вращения будет способствовать изменению частоты и амплитуды нутаций. Так, экспериментами швейцарских ученых установлено, что частота высокочастотных колебаний возрастает с увеличением скорости резания. При работе со скоростью 150 м/мин и выше частота может находиться в диапазоне 1500—4000 гц. При увеличении скорости собственного вращения (числа оборотов шпинделя) частота нутаций должна возрастать, поскольку она определяется отношением скорости собственного вращения к скорости прецессии [см. выражение (4)].

Поскольку при изменении скорости резания изменяется и угол раствора оси вращения, то естественно, что при определенных скоростях резания могут возникать колебания, выходящие за границы устойчивости, что фиксировалось при экспериментах многих исследователей. Различные же диапазоны скоростей, при которых нарушались границы устойчивости, объясняются разными условиями проведения экспериментов. Ведь параметры неустановившейся прецессии, при которой могут иметь место потери устойчивости, зависят от большого числа факторов (от величины направлений и точек приложения действующих сил относительно неподвижной точки на оси вращения и, наконец, от скорости резания).

Установив амплитуды и угловые скорости пространственных перемещений при учете влияния всех перечисленных выше факторов на конкретной технологической системе, можно оценить величину и характер возникающих в процессе обработки погрешностей макро- и микрогеометрии на обрабатываемых деталях.

Интересно отметить единообразный характер искажения профиля детали в поперечном сечении при небольших сечениях среза независимо от метода обработки (тонкое точение, шлифование и др.); наблюдается гранность с различными величинами амплитуд и числом граней. Это естественно, поскольку при малых съемах стружки действуют малые силы резания, вследствие чего пространственные перемещения оси вращения невелики,

имеет место прецессия с малым раствором угла оси вращения и с большой частотой.

Исследованиями немецких ученых установлено, что при чистовом точении с подачами 0,02—0,05 мм/об возможны различные соотношения между скоростью вращения обрабатываемой детали и частотой пространственных перемещений ее оси. Эти соотношения могут быть как целыми, так и дробными, в результате чего возникают различные формы гранности на поверхности обработанных деталей.

Исследованиями наших и зарубежных ученых установлено, что при бесцентровом шлифовании на образование числа граней и величины их амплитуд у обрабатываемых деталей существенное влияние оказывают параметры наладок бесцентрово-шлифовальных станков и скорость вращения ведущего круга. Изменение параметров наладки приводит к изменению величины и направления действующих в процессе шлифования сил, что оказывает влияние на величину и характер пространственных перемещений, а следовательно, и на погрешности геометрии обрабатываемых деталей. Изменение скорости ведущего круга вызывает изменение амплитуды и частоты нутаций, что неизбежно сказывается на формировании гранности у обрабатываемых деталей.

Следовательно, соответствующий выбор режимов резания и направлений действующих сил при учете величины вращающихся масс и их моментов инерции может явиться мощным средством для управления точностью обработки на различных системах СПИД.

Наряду с повышением точности макро- и микрогеометрии обрабатываемых деталей можно ожидать и значительное сокращение размерного износа инструмента, если обеспечить в процессе обработки установившуюся прецессию с минимальными параметрами или вообще исключить ее.

Так, при экспериментах В. Н. Макарова на револьверных автоматах наблюдалось значительное сокращение размерного износа инструмента и повышение чистоты поверхности при обработке деталей фасонными резцами при соответствующей установке последних. Наибольший эффект был достигнут при установке резца с задним углом  $30^\circ$  ниже линии центра, что также можно объяснить влиянием прецессионных колебаний. При холостом вращении заготовки прутка в шпинделе под действием момента от силы тяжести происходит поворот в пространстве оси вращения, в результате которого произойдет первоначальное формирование амплитуды прецессии. Например, для любого поперечного сечения заготовки расположенного справа от торца шпинделя, его центр, находящийся при первоначальном положении оси вращения в точке  $O_1$  (рис. 5), переместится в точку  $O_2$  при новом положении оси вращения, образовавшемся

в результате действия момента от силы тяжести (центр тяжести располагается слева от торца шпинделя).

В момент врезания резца во вращающуюся заготовку точка  $O_2$  переместится в точку  $O_3$  под действием суммарного момента от составляющих  $P_y$  и  $P_z$  (перемещение в направлении вектора — момента от равнодействующей этих сил по положению теоретической механики). Таким образом, сформировался центр для рассматриваемого поперечного сечения, вокруг которого на радиусе  $K$  (амплитуде для данного сечения) будут происходить пространственные перемещения, если прецессия будет носить установившийся характер.

Как видно из рис. 5, при установке резца выше линии центра на его вершину будет приходиться максимальная часть нагрузки в процессе прецессионных колебаний (заштрихованный участок режущей кромки), тогда как при установке резца ниже линии центра на него будет приходиться минимальная часть нагрузки от этих колебаний, следовательно, его износ должен быть минимальным по сравнению с первым случаем установки.

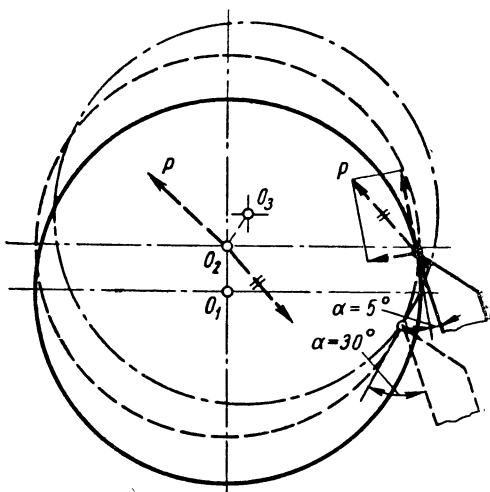


Рис. 5. Влияние прецессионных колебаний на износ резца в зависимости от его расположения относительно центра прецессии

Наименьшая шероховатость поверхности обработанных деталей (рис. 6, а) была достигнута при соблюдении заднего угла  $30^\circ$  при установке резца. По оси абсцисс отложены номера обработанных деталей, а по оси ординат — величины радиального износа ( $h_p$ ), износа по задней грани ( $h_a$ ) и высота микронеровностей ( $R_q$ ).

Наибольшая шероховатость поверхности обработанных деталей была получена при установке резца выше линии центров с задним углом  $5^\circ$  (рис. 6, б). Заготовками при обработке служили прутки из сталей 20 и 45.

Как видно из приведенных графиков, размерный износ по задней грани резца сократился почти в 2 раза при установке резца с задним углом  $30^\circ$ . В то же время интересные результаты получены по шероховатости поверхности для двух случаев установки. Так, при установке резца с задним углом  $5^\circ$  в начальный

момент (при обработке первых деталей) высота микронеровностей значительно меньше, чем в случае при установке с задним углом  $30^\circ$ . В первом случае (при  $\alpha = 5^\circ$ ) часть амплитуды прецессионных колебаний срезается, а во втором случае (при  $\alpha = 30^\circ$ ) режущая кромка резца воспринимает большую амплитуду прецессионных колебаний при неустановившейся прецессии, следовательно, высота микронеровностей больше. Поскольку при  $\alpha = 5^\circ$  размерный износ больше, то возрастает сила резания, а следовательно, и амплитуда прецессионных колебаний, что приводит к увеличению  $R_q$  на обработанной поверхности детали.

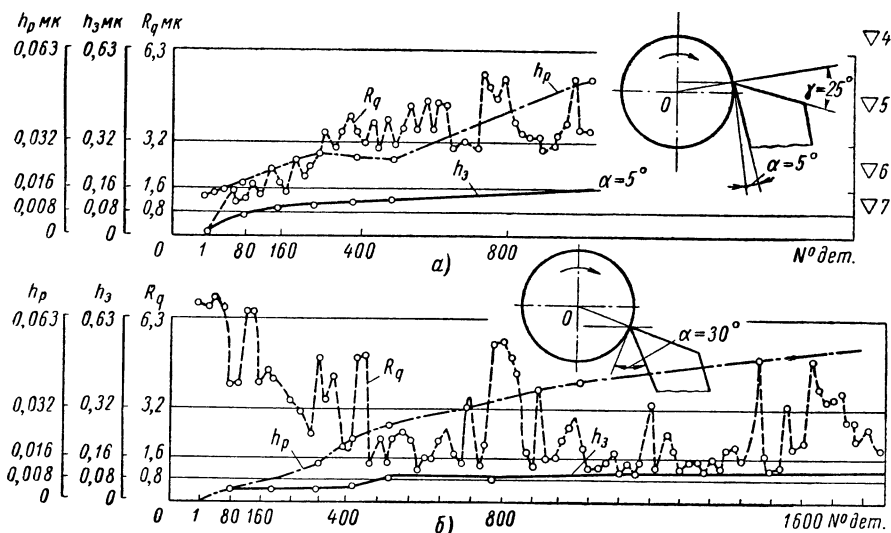


Рис. 6. Влияние расположения резца относительно центра прецессии на износ резца и шероховатость поверхности обработанных деталей

При  $\alpha = 30^\circ$  износ резца в момент приработки (начальный износ) меньше, но поскольку износ имеется, то какая-то часть амплитуды прецессионных колебаний будет срезаться, следовательно,  $R_q$  будет уменьшаться в процессе приработки резца, однако при наступлении нормального износа величина  $R_q$  несколько стабилизируется, так как износ для данного случая установки значительно меньше, а следовательно, меньше и сила резания.

Полученные результаты по стойкости резцов и шероховатости поверхности обработанных деталей можно объяснить следующими обстоятельствами: 1) формированием амплитуды прецессии при действии моментов от силы тяжести и сил резания; 2) положением режущей кромки резца относительно обработанной поверхности; 3) степенью износа резца.

1. В процессе резания на различных технологических системах при наличии вращающихся элементов имеют место гироскопические явления, появляющиеся в результате взаимодействия относительного движения (собственного вращения) и переносного (пространственного перемещения под действием сил), и проявляющиеся в виде: а) установившейся прецессии оси вращения (с постоянной амплитудой и угловой скоростью в рассматриваемом сечении); б) неустановившейся прецессии оси вращения (с меняющейся амплитудой и угловой скоростью).

2. Установившаяся и неустановившаяся прецессии, которые можно считать автоколебаниями, оказывают существенное влияние на формирование погрешностей макро- и микрогеометрии обрабатываемых деталей и размерный износ инструмента.

3. Формирование погрешностей различно на операциях с разным съемом материала: а) на операциях с большим съемом материала (и, следовательно, большими силами, вызывающими значительные пространственные перемещения) на формирование погрешностей макрогеометрии существенное влияние оказывает постоянная часть угловой скорости прецессии (первый член в выражении (2)); б) на операциях с малым съемом материала на формирование погрешностей геометрии существенное влияние оказывает переменная часть угловой скорости прецессии (второй член в выражении (2)).

4. Значительное сокращение погрешностей макро- и микрогеометрии обрабатываемых деталей, а также повышение стойкости инструмента может быть достигнуто при рациональном выборе режимов обработки и управлении ими; при соответствующей геометрии режущего инструмента, учитывающей направление действующих в процессе резания сил; при рациональном расположении центра вращающихся масс в шпинделях металло-режущих станков подборе величины этих масс и их моментов инерции.

---

## ВЛИЯНИЕ ОДНОСТОРОННЕГО ПОВОДКА НА ТОЧНОСТЬ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКИ

При управлении упругими перемещениями на токарных станках наиболее удобным методом встройки упругого элемента, деформации которого выполняют роль регулируемой величины, является суппортная группа станка.

Выбор суппортной группы объясняется тем, что на точности измерения упругого перемещения не сказывается изменение

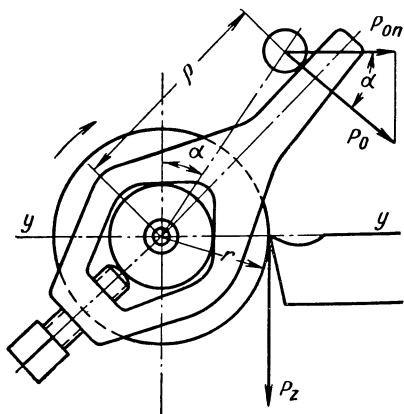


Рис. 1. Схема действия силы, передаваемой односторонним поводком

положения точки приложения силы резания при продольном перемещении суппорта. Однако в этом случае при управлении упругими перемещениями не компенсируется погрешность, порождаемая действием окружающей силы  $P_0$  (см. рис. 1), которая возникает при передаче вращения заготовке посредством одностороннего поводка. Сила  $P_0$  вызывает деформации  $y_0$  передней и задней бабок. Воздействие  $y_0$  на  $y_c$  сказывается через изменение силы резания так как глубина резания изменяется на величину  $y_0$ . Но это изменение глубины

резания второго порядка малости, им можно пренебречь. Таким образом эта деформация не измеряется — значит не управляется и поэтому переносится на погрешность обработки. В связи с изложенным возникла задача снижения влияния этого фактора на точность обработки.

Исследования, проведенные канд. техн. наук А. С. Бакстом и С. П. Трошенским показали, что как при точении, так и при шлифовании деталей в центрах при передаче заготовке крутящего момента с односторонним поводком имеет место погрешность формы поперечного сечения. Было доказано, что в этом случае форма обработанной детали в поперечном сечении приобретает вид, близкий к кардиоиду, — частного случая улитки Паскаля, уравнение которой имеет вид

$$\rho = a \cos \varphi + l$$

(при  $a = l$  получаем кардииду). Анализ способа построения формы детали в полярных координатах по результатам изме-

рений индикатором показал, что принимаемая за форму детали круглограмма в действительности представляет собой преобразованную фигуру, отличную от фигуры, имеющей место в поперечном сечении детали. Построение круглограммы производилось по отклонениям модуля радиуса-вектора  $\Delta\bar{R}$ , а не по его значениям, в связи с чем, как это было доказано<sup>1</sup>, происходило нарушение условия подобия, что вызывало на круглограмме искажение действительной формы детали. Поэтому возникло сомнение в правильности выводов о влиянии передачи заготовке крутящего момента посредством одностороннего поводка на точность формы поперечного сечения детали.

Действительно, если форма детали имеет вид улитки Паскаля, то при отображении этой фигуры в виде круглограммы, построенной по  $\Delta\bar{R}$ , последняя не должна быть похожа на улитку Паскаля. Допустим, что в сечении деталь имеет форму улитки Паскаля (рис. 2, кривая 1). Примем за центр

построения круглограммы этой формы центр, относительно которого амплитуда  $\Delta R$  будет близка к минимальной. В качестве такого центра выбрали точку  $O_1$ , лежащую на оси  $Y$ . Из точки  $O_1$  провели вписанную окружность, и по отклонениям  $\Delta R_i = (R_{\delta i} - r)K_m$  (где  $K_m$  — масштабный коэффициент) при  $K_m = 2$  построили круглограмму, которая на рис. 2 обозначена линией 2. Как следует из рисунка, круглограмма совершенно не похожа на улитку Паскаля. Если центр  $O_1$  построения круглограммы сместить вверх или вниз по оси  $Y$  на 0,01 отрезка  $Oa$ , то  $\Delta R_{\max}$  круглограммы практически не изменится.

Известно, что круглограмма окружности, построенной по отклонениям модуля радиуса-вектора, будет иметь вид улитки Паскаля, если центр отсчета радиуса-вектора смещен относительно центра окружности. Было выдвинуто предположение, что в результате обработки детали с односторонним поводком сила  $P_0$  вызовет перемещение не только оси вращения детали, но и перемещение оси детали относительно ее оси вращения; послед-

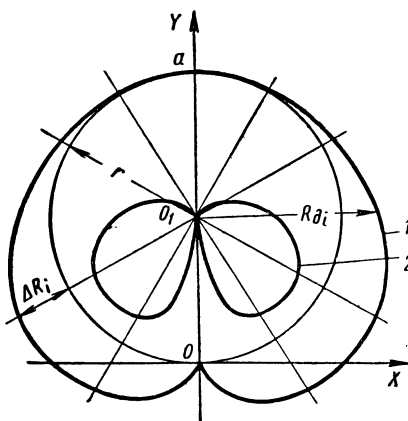


Рис. 2. Графики улитки Паскаля (кривая 1) и преобразованной фигуры (кривая 2)

<sup>1</sup> Базров Б. М. О погрешностях измерения формы детали. «Вестник машиностроения», 1968, № 8.



нее должно вызвать смещение обработанной поверхности относительно технологических баз. Проверка этого предположения по результатам экспериментальных исследований канд. техн. наук С. П. Трошенского не дала достаточно убедительных результатов, так как при сопоставлении теоретического графика улитки Паскаля, получаемой от окружности, с фигурой, построенной по экспериментальным данным, последняя имела значительные искажения, обусловленные действием других факторов.

В связи с изложенным возникла необходимость в проведении исследования влияния на точность обработки передачи заготовке крутящего момента посредством одностороннего поводка. В процессе точения детали при передаче крутящего момента односторонним поводком действует окружная сила  $P_o$  на плече  $\rho$  (см. рис. 1), проекция которой  $P_{on}$  меняет свою величину и знак в направлении образования размера и определяется зависимостью

$$P_{on} = \frac{P_z r}{\rho} \cos \alpha, \quad (1)$$

где  $P_z$  — вертикальная составляющая силы резания;  
 $r$  — радиус обрабатываемой поверхности детали;  
 $\rho$  — плечо, на котором действует сила  $P_o$ .

Действие силы  $P_o$  вызывает упругие перемещения детали в плоскости, перпендикулярной оси вращения. Величина упругого перемещения центра сечения (будем считать центром сечения точку, через которую проходит линия центров) определится из равенства

$$y_{on} = \frac{P_{on}}{j_{\omega}} = \frac{P_z r}{\rho j_{\omega}} \cos \alpha, \quad (2)$$

где  $j_{\omega}$  — жесткость центра и детали у шпиндельной бабки.

Считая все величины за исключением  $\angle \alpha$  постоянными и введя обозначение  $\frac{P_z r}{\rho j_{\omega}} = A$ , получим

$$y_{on} = A \cos \alpha. \quad (3)$$

Полученное уравнение является уравнением окружности в полярной системе координат, когда центр окружности лежит на полярной оси, а окружность проходит через полюс. Таким образом, в результате действия окружной силы  $P_o$  центр сечения детали будет перемещаться по окружности (рис. 3) и ось вращения не будет совпадать с линией центров. Допустим, что заготовка представляет собой правильный цилиндр и его ось совпадает с линией центров. Тогда в результате упругого перемещения центра, вызванного силой  $P_o$ , центр поперечного сечения заготовки будет перемещаться по окружности в течение каждого оборота относительно центра вращения заготовки, что вызовет изме-

нение величины припуска  $\Delta Z$  за оборот, которое можно определить из формулы

$$\Delta Z = \left[ R \sqrt{1 - \left( \frac{e}{R} \right)^2 \sin^2 \alpha + e \cos \alpha} \right] - r_0, \quad (4)$$

где  $R$  — радиус заготовки;

$r_0$  — настроечный размер;

$e$  — несовпадение центра вращения с центром окружности заготовки.

Выражение, заключенное в квадратные скобки, представляет собой уравнение окружности, записанное относительно центра

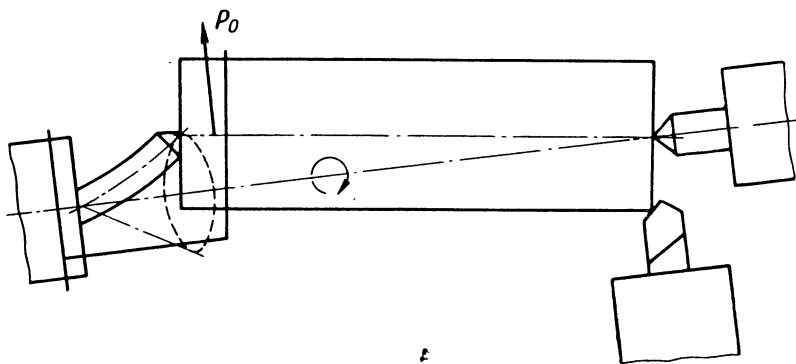


Рис. 3. Влияние действия силы  $P_0$  на положение обрабатываемой детали

(являющегося в данном случае центром вращения), не совпадающего с центром окружности.

Пренебрегая упругими перемещениями, обусловленными изменением величины припуска  $\Delta Z$ , как величинами второго порядка малости ( $\Delta Z$  составляет сотые доли миллиметра), можно считать, что на детали в поперечном сечении в результате обработки получится окружность, центр которой совпадает с центром вращения.

При измерении обработанной детали на станке в результате отсутствия  $P_0$  центр сечения заготовки окажется совмещенным с центром вращения. Тогда центр окружности обработанной поверхности окажется смещенным относительно центра вращения на ту же величину  $e$ , на какую было смещено сечение заготовки в процессе обработки, но в противоположном направлении. Следовательно, если измерять и строить их в полярной системе координат, то получится улитка Паскаля. Если строить круглограмму по величинам радиуса-вектора, то на круглограмме получится окружность, центр которой будет смещен относи-

тельно технологических баз детали (т. е. центров отверстий).

Для проверки изложенного были проведены экспериментальные исследования. В задачу эксперимента входило показать, что если сечение детали, имеющее форму окружности, смещено относительно центров, то на круглограмме, построенной по отклонениям радиуса-вектора, получим форму, близкую к улитке Паскаля.

С этой целью на станке 1К62 был обточен в несколько проходов валик (на последнем проходе режимы  $t = 0,3$  мм,  $s = 0,2$  мм/об). Не снимая валика со станка, измерили индикато-

Таблица 1

Условия эксперимента	Отклонение в мм	Смещение в мм при угле поворота $\varphi$ в град					
		0	30	60	90	120	150
$R = 35$ ; $e = 0,092$ ; $r = 34,908$	$\Delta R$	0,0975	0,14	0,17	0,185	0,17	0,145
	$R_g$	35,005	35,048	35,078	35,093	35,078	35,053
	$R_g'$	34,00	35,041	35,079	35,092	35,079	35,041
	$\Delta R'$	0,092	0,133	0,171	0,184	0,171	0,133
$R = 68$ ; $e \approx 0,062$ ; $r = 67,938$ ; $t = 1$ мм	$\Delta R$	0,055	0,09	0,12	0,125	0,125	0,10
	$R_g$	67,993	68,028	68,058	68,063	68,063	68,038
	$R_g'$	68,00	68,031	68,054	68,062	68,054	68,031
	$\Delta R'$	0,062	0,093	0,116	0,125	0,116	0,093
$R = 66$ ; $e = 0,07$ ; $r = 65,930$ ; $t = 1,5$ мм	$\Delta R$	0,07	0,11	0,13	0,14	0,14	0,115
	$R_g$	66,00	66,04	66,06	66,07	66,07	66,045
	$R_g'$	66,00	66,035	66,06	66,07	66,06	66,035
	$\Delta R'$	0,07	0,105	0,13	0,14	0,13	0,105
Условия эксперимента	Отклонение в мм	Смещение в мм при угле поворота $\varphi$ в град					
		180	210	240	270	300	330
$R = 35$ ; $e = 0,092$ ; $r = 34,908$	$\Delta R$	0,10	0,050	0,017	0	0,015	0,05
	$R_g$	35,008	34,958	34,925	34,908	34,923	34,958
	$R_g'$	35,00	34,959	34,921	34,908	34,921	34,959
	$\Delta R'$	0,092	0,051	0,013	0	0,013	0,051
$R = 68$ ; $e \approx 0,062$ ; $r = 67,938$ ; $t = 1$ мм	$\Delta R$	0,06	0,015	0,010	0	0,010	0,015
	$R_g$	67,998	67,953	67,948	67,938	67,948	67,953
	$R_g'$	68,00	67,969	67,946	67,938	67,946	67,969
	$\Delta R'$	0,062	0,031	0,008	0	0,008	0,031
$R = 66$ ; $e = 0,07$ ; $r = 65,930$ ; $t = 1,5$ мм	$\Delta R$	0,085	0,04	0,005	0	0,005	0,03
	$R_g$	66,015	65,97	65,935	65,930	65,935	65,960
	$R_g'$	66,00	65,965	65,940	65,930	65,940	65,965
	$\Delta R'$	0,07	0,035	0,01	0	0,01	0,035

ром часового типа завода «Калибр» с ценой деления 0,01 мм отклонения радиуса-вектора измеряемого сечения. Измерения показали, что отклонения лежат в пределах 0,015—0,02 мм. Таким образом, форму детали в поперечном сечении с некоторым приближением можно считать окружностью. Затем между центрами

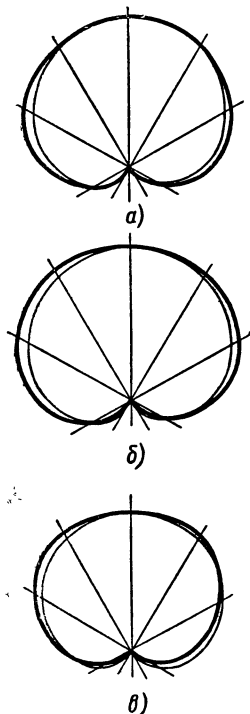


Рис. 4. Круглограммы поперечных сечений:

а — цилиндрического вала, ось которого смещена относительно оси вращения вала; б и в — деталей, обработанных с односторонним поводком

и центровыми отверстиями детали в одной плоскости были подложены прокладки. В результате получили смещение оси вала относительно оси вращения  $e = 0,092$  мм. Была измерена зависимость  $\Delta R = f(\alpha)$  (табл. 1) и построена круглограмма (рис. 4, тонкой линией показана теоретическая кривая).

Целью второго эксперимента было доказать, что передача крутящего момента односторонним поводком вызовет смещение обработанного сечения детали относительно технологических баз детали. Главной задачей эксперимента было

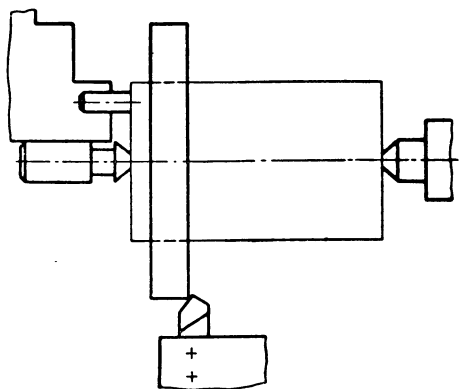


Рис. 5. Схема обработки вала с односторонним поводком

выделить из множества действующих факторов указанный фактор, т. е. сделать его влияние доминирующим. С этой целью, согласно формуле (2), было решено ослабить жесткость шпиндельной бабки путем снижения жесткости центра, увеличить радиус  $r$  обрабатываемой детали и уменьшить радиус  $\rho$ , на котором расположен палец поводкового патрона. Центр был изготовлен из стали ХВГ, ослаблен за счет его проточки и закален (рис. 5). Чтобы увеличить  $r$  в качестве заготовки взяли диск, насаженный на коническую оправку. В качестве поводкового пальца использовали винт, ввернутый в торец оправки.

Эксперименты проводились на токарном станке модели 1К62. В трехкулачковый патрон устанавливали изготовленный центр, в центр ставили оправку (задний центр — вращающийся); поводковый палец упирался в кулачек патрона. Обточку производили на следующих режимах: глубина 1 мм и 1,5 мм,  $s = 0,3$  мм/об при диаметре детали  $d = 140$  мм,  $\rho = 32$  мм. Обработку производили на малых оборотах (20 об/мин), чтобы исключить влияние инерционности системы СПИД. После обточки деталь не снимали со станка и индикатором с ценой деления 0,01 мм измеряли через каждые  $30^\circ$  отклонение радиуса-вектора  $\Delta R$ . Результаты измерений приведены в табл. 1. Исходя из предположения, что в результате передачи заготовке крутящего момента посредством одностороннего поводка будет иметь место смещение обработанного сечения относительно технологических баз детали, было решено провести сопоставление полученных результатов. Сущность сопоставления заключается в следующем.

Если предположение правильно, то  $\Delta R_{\max}$ , полученное при измерении, будет равно удвоенному эксцентриситету, на который смещено обработанное сечение детали, имеющее форму окружности. Построив круглограмму этой окружности по отклонениям  $\Delta R$  от центра, смещенного относительно центра окружности на величину  $e = \frac{\Delta R_{\max}}{2}$ , и, совместив с круглограммой, построенной по результатам измерений, должны получить подобные фигуры. Для построения круглограммы окружности со смещенным центром найдем зависимость  $R' = f(\alpha)$ , которая имеет вид

$$R' = R \sqrt{1 - \left(\frac{e}{R}\right)^2 \sin^2 \alpha + e \cos \alpha}, \quad (5)$$

где  $R$  — радиус окружности, определяемый как половина измеренного диаметрального размера обработанного сечения;

$e$  — величина смещения центра окружности относительно центра вращения, равная половине радиального биения.

Для построения круглограммы этой окружности по отклонению модуля радиуса-вектора найдем зависимость  $\Delta R' = f(\alpha)$ , которая определяется уравнением  $\Delta R' = R' - r$ , где  $r$  — радиус вписанной окружности максимально возможного диаметра с центром на оси вращения. Отсюда следует, что  $r = R'_{\min} = R - e$ . Для сопоставления зависимостей  $R' = f(\alpha)$  с радиусом-вектором  $R_\partial$  детали рассчитали зависимость  $R_\partial = f_1(\alpha)$  по формуле  $R_\partial = r + \Delta R$ , где  $\Delta R$  — отклонение радиуса-вектора детали, измеренное индикатором.

Определив указанные зависимости, построили в одной системе координат графики зависимостей  $\Delta R = f(\alpha)$  и  $\Delta R' = f(\alpha)$ . На рис. 4, б и в жирной линией изображены зависимости  $\Delta R = f(\alpha)$ ,

тонкой линией —  $\Delta R' = f(\alpha)$ . На рис. 4,  $a$  — круглограммы, построенные по результатам первого эксперимента, на рис. 4,  $b$ ,  $в$  — по результатам второго эксперимента. Как следует из рис. 4,  $b$ , в кривые  $\Delta R = f(\alpha)$  и  $\Delta R' = f(\alpha)$  почти совпадают. Наблюдаемая разница кривых объясняется неточностью измерения и действием других факторов на погрешность формы поперечного сечения.

Еще одним подтверждением наличия смещения обработанного сечения явились результаты другой проверки. Как отмечалось ранее, при наличии у сечения детали формы в виде улитки Паскаля смещения центра отсчета функции  $\Delta R = f(\alpha)$  на величину  $0,01R$  практически не должно изменить величину  $\Delta R_{\max}$ . Если же имеет место смещение окружности, то сместив центр отсчета на величину  $e$  в направлении, противоположном направлению эксцентрицитета, должны получить совпадение центра отсчета с центром окружности и тогда  $\Delta R = f(\alpha) = 0$ . Во время проведения второго эксперимента, после обточки и измерения детали смещали на величину половины максимального отклонения радиуса-вектора  $\Delta R_{\max}$  в противоположном направлении, после чего измерения функции  $\Delta R = f(\alpha)$  повторяли. Измерения показали  $\Delta R_{\max} = 0,02$  мм (величина  $0,02$  мм определялась радиальным биением шпинделя). Таким образом, это еще раз подтвердило наличие окружности, смещенной относительно технологических баз детали.

В зависимости от положения измеряемого сечения детали относительно плоскости, в которой действует окружная сила поводка, величина смещения будет определяться по известной формуле

$$y_0 = \frac{P_0}{j_z} \cdot \frac{l}{Z} + \left[ \frac{P_0}{j_{uw}} \left( 1 - \frac{l}{Z} \right) - \frac{P_0}{j_z} \cdot \frac{l}{Z} \right] \frac{x}{Z}, \quad (6)$$

где  $j_z$  — жесткость задней бабки;

$l$  — расстояние от торца детали у переднего центра до плоскости, в которой действует сила  $P_0$ ;

$Z$  — длина обрабатываемой детали;

$x$  — расстояние от переднего центра до сечения, где измеряется смещение.

При  $l = 0$  формула (6) приобретает вид

$$y_0 = \frac{P_0}{j_{uw}} \cdot \frac{x}{Z};$$

подставив значение силы  $P_0$ , получим

$$y_0 = \frac{P_z}{j_{uw}} \cdot \frac{r}{\rho} \cdot \frac{x}{Z}. \quad (7)$$

Согласно формулам (6) и (7), величина смещения уменьшается по мере приближения измеряемого сечения детали к заднему центру; это изменение подчиняется линейной зависимости.

Таблица 2

$r/\rho$	Радиальное биение в мм при $P_z$ кГ									
	100	200	300	400	500	100	200	300	400	500
	Жесткость бабки 3000 кГ/мм					Жесткость бабки 5000 кГ/мм				
0,5	0,016	0,033	0,049	0,064	0,08	0,01	0,02	0,03	0,04	0,05
0,7	0,023	0,046	0,069	0,092	0,12	0,014	0,028	0,042	0,06	0,075

Таким образом, передача обрабатываемой детали крутящего момента посредством одностороннего поводка вызывает, кроме погрешности формы, погрешность обработки в виде поворота обработанной поверхности относительно технологических баз детали. Как следует из табл. 2, в которой приведены для разных условий величины радиального биения обработанного сечения детали, расположенного в середине, при  $x = \frac{r}{2}$  и  $l = 0$  значения радиального биения могут достигать величин, соизмеримых с величиной допуска. Поскольку при обработке на токарных станках с управлением упругими перемещениями ставится задача достижения требуемой точности детали по всем показателям за один проход, то, чтобы погрешность от применения одностороннего поводка не вышла за пределы допуска, передачу крутящего момента детали, базируемой в центрах, следует осуществлять посредством двустороннего поводкового патрона.

## ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ ФОРМЫ ПОПЕРЕЧНОГО СЕЧЕНИЯ ПРИ ОБРАБОТКЕ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ДЕТАЛЕЙ В ЦЕНТРАХ

Причинами возникновения погрешности формы поперечного сечения цилиндрических деталей при обработке на токарных станках могут явиться копирование первоначальной формы заготовки, геометрические неточности станка (биение шпинделя), неодинаковая жесткость патрона в разных радиальных направлениях, прецессирование оси заготовки и др. Анализ причин, порождающих неравномерный припуск в поперечном сечении, показал, что в значительном числе случаев можно найти закон изменения припуска в функции угла поворота заготовки. Например, для заготовок, имеющих небольшие отклонения по форме, но зацентрированных не по геометрической оси наружной поверхности, закон изменения припуска может быть получен следующим образом.

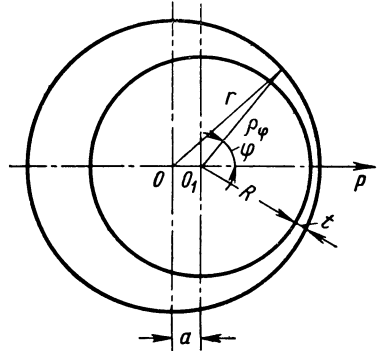


Рис. 1. Схема для определения закона изменения припуска в поперечном сечении у заготовки

Пусть ось центровых отверстий  $O_1$  (рис. 1) смещена относительно оси наружной поверхности заготовки на величину  $a$ . Пользуясь теоремой косинусов и учитывая направление полярной оси, можно написать

$$r^2 = a^2 + \rho_\phi^2 + 2\rho_\phi a \cos \varphi, \quad (1)$$

где  $r$  — радиус заготовки;

$a$  — смещение оси центровых отверстий относительно геометрической оси детали;

$\rho_\phi$  — текущий радиус окружности заготовки в полярной системе координат;

$\varphi$  — полярный угол.

Далее:

$$\rho_\phi = -a \cos \varphi \pm \sqrt{r^2 - a^2 \sin^2 \varphi}, \quad (2)$$

так как

$$a^2 \sin^2 \varphi \ll r^2; \quad \rho_\phi \cong r - a \cos \varphi. \quad (3)$$



Поскольку нас интересует только переменная часть припуска, то при  $t_{\min} = 0$  радиус обработанной поверхности  $R = r - a$  (без учета упругих перемещений) и

$$\Delta t = \rho_{\varphi} - R = r - a \cos \varphi - r + a = a(1 - \cos \varphi). \quad (4)$$

Припуск изменяется в функции косинуса угла поворота заготовки. По такому закону изменяется припуск у заготовок, полученных на ротационно-ковочной машине, горячекатаных и холоднотянутых прутков.

Сила резания, при прочих равных условиях, пропорциональна глубине резания  $t$  (коэффициенты при  $t$  в формулах для  $P_x$ ,  $P_y$  и  $P_z$  соответственно равны 1, 0,9 и 1). Неравенство единице коэффициента при  $t$  для силы  $P_y$  определяет ошибку этого допущения  $< 6\%$ . Приняв это допущение, можно провести анализ перемещений в системе СПИД, прикладывая эквивалентную переменной части силы резания возмущающую силу, изменяющуюся по косинусоидальному закону с периодом  $2\pi$ :

$$P = P_0 \cos \omega t, \quad (5)$$

где  $\omega$  — угловая скорость вращения заготовки.

Под действием силы резания в системе СПИД возникают пространственные перемещения. С целью упрощения задачи рассмотрим только проекцию пространственных колебаний в системе СПИД на горизонтальную плоскость, так как горизонтальная составляющая перемещений оказывает наибольшее влияние на формообразование поперечного сечения обрабатываемой детали.

Распространено мнение, что при копировании системой СПИД переменного припуска в поперечном сечении, в силу инерционных свойств и наличия трения в узлах системы, колебания отдельных точек системы имеют различные фазовые сдвиги относительно колебания возмущающей силы, вызванного переменным припуском. Если различное фазовое состояние узлов станка имеет место, то при проектировании систем автоматического управления упругими перемещениями узлов системы СПИД для повышения точности поперечного сечения обрабатываемой детали необходимо в них предусматривать регулируемые фазоинверторы или элементы задержки в цепи исполнительного механизма системы автоматического регулирования.

Ниже приводится доказательство того, что возникающие сдвиги в перемещениях передней и задней опор заготовки, а также перемещение резца относительно фазы возмущающей переменной силы резания при обработке деталей на токарных станках средних размеров для диапазона рабочих скоростей вращения шпинделя до 2000 об/мин и для случая, когда частота возмущающей силы не превосходит  $2 \cdot 10^2$  1/сек, пренебрежимо малы и не вызы-

вают смещения скопированной на деталь формы относительно положения исходной погрешности заготовки.

На рис. 2 представлена расчетная схема системы СПИД токарного станка для случаев обработки деталей в центрах. Замена реальной конструкции расчетной схемой допустима, ею пользуются многие исследователи, в частности, аналогичный прием построения расчетной схемы был использован при исследовании динамики двухопорного шпинделя [3].

На этой схеме:  $l$  — заготовка;  $m_1, m_2, m_3, m_4$  — приведенные массы передней и задней бабок, заготовки и резцедержателя

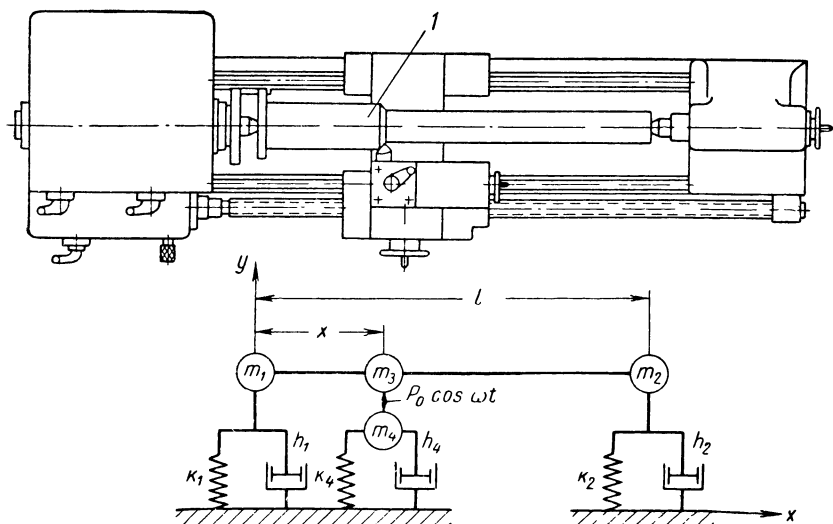


Рис. 2. Расчетная схема системы СПИД токарного станка

$\kappa_1, \kappa_2, h_1, h_2$  — жесткости и коэффициенты трения соответственно в передней и задней бабках;  $\kappa_4$  и  $h_4$  — то же у резцедержателя. Расстояние  $l$  — между приведенными массами определяется длиной обрабатываемой детали, а положение  $x$  приведенной массы  $m_3$  изменяется по мере продвижения суппорта от задней к передней бабке.

Замену реальной конструкции такой расчетной схемой можно принять при следующих допущениях.

1. Амплитуды вращательных колебаний реальных масс вокруг своих центров (масс) таковы, что ими можно пренебречь и рассматривать колеблющиеся массы передней и задней бабок детали и массу резцедержателя сосредоточенными в соответствующих центрах масс.

2. Перемещения по различным направлениям происходят независимо, и в силу этого перемещение исполнительных

органов станка и заготовки рассматривается только в одной плоскости.

3. Возмущающая эквивалентная сила меняет свое направление в пространстве незначительно, так что ее положение можно считать постоянным.

4. Реально существующие жесткости и трение в рассматриваемых узлах могут быть выражены через постоянные или функциональные величины  $\kappa_1, \kappa_2, \kappa_4$  и  $h_1, h_2, h_4$ .

Принятая схема замены представляет собой систему с четырьмя степенями свободы. Поскольку перемещения колеблющихся масс малы по сравнению с линейными размерами системы СПИД, характерным размером которой можно считать длину обрабатываемой детали, колебания в системе можно рассматривать как малые колебания. Так как резец не отрывается от поверхности обрабатываемой детали, т. е. имеет место постоянное прижатие резца к заготовке, то функция силы резания во времени непрерывна.

В зоне действия силы резания схему можно разбить на две, приложить к каждой из них возмущающую силу и рассматривать отдельно перемещения в системе заготовки и отдельно в системе резцедержателя (обратная связь по процессу резания не учитывается). Рассмотрим сначала перемещения в системе заготовки.

Для получения уравнений движений рассматриваемой части системы составим функцию Лагранжа

$$L = T - U.$$

Обозначим через  $y_1, y_2, y_3$  смещения соответствующих масс относительно положения равновесия, за которое принимается положение оси детали при отсутствии внешних сил.

Выражения для кинетической и потенциальной энергий системы имеют вид

$$T = \frac{m_1 \dot{y}_1^2}{2} + \frac{m_2 \dot{y}_2^2}{2} + \frac{m_3 \dot{y}_3^2}{2}; \quad (6)$$

$$U = \frac{k_1 y_1^2}{2} + \frac{k_2 y_2^2}{2} + \\ + \frac{k_{\partial 1}(x)}{2} (y_1 - y_3) + \frac{k_{\partial 2}(x)}{2} (y_2 - y_3), \quad (7)$$

где  $\kappa_{\partial 1}(x)$  — жесткость участка детали между  $m_1$  и  $m_3$ ;

$\kappa_{\partial 2}(x)$  — жесткость участка детали между  $m_2$  и  $m_3$ .

Для определения потенциальной энергии деформированной заготовки воспользуемся формулой  $U_{\partial i} = \kappa_{\partial i} \frac{y^2}{2}$ , аналогичной той, по которой определяется энергия сжатой пружины при малых перемещениях.

Трение в системе учитываем введением диссипативной функции  $D$ . Диссипативная функция определяется таким образом, чтобы  $-\frac{\partial D}{\partial \dot{y}_i} = Q_i$ , где  $Q$  — сила трения. Сила трения, в том числе и «внутреннее» трение деформации деталей системы СПИД, принята пропорциональной скорости деформации материала [2]:

$$\begin{aligned} -\frac{\partial D}{\partial \dot{y}_1} &= -h_1 \dot{y}_1; \quad -\frac{\partial D}{\partial \dot{y}_2} = -h_2 \dot{y}_1; \\ D &= \frac{h_1}{2} \dot{y}_1^2 + \frac{h_2}{2} \dot{y}_2^2. \end{aligned} \quad (8)$$

Запишем выражения для  $T$ ,  $U$  и  $D$  в виде квадратичных форм:

$$T = \frac{1}{2} (\beta_{11} \dot{y}_1^2 + \beta_{22} \dot{y}_2^2 + \beta_{33} \dot{y}_3^2); \quad (9)$$

$$\begin{aligned} U = \frac{1}{2} (\alpha_{11} y_1^2 + \alpha_{22} y_2^2 + \alpha_{33} y_3^2 + 2\alpha_{12} y_1 y_2 + 2\alpha_{13} y_1 y_3 + \\ + 2\alpha_{23} y_2 y_3); \end{aligned} \quad (10)$$

$$D = \frac{1}{2} (\varepsilon_{11} \dot{y}_1^2 + \varepsilon_{22} \dot{y}_2^2), \quad (11)$$

где  $\beta_{11} = m_1$ ;  $\beta_{22} = m_2$ ;  $\beta_{33} = m_3$ ;

$$\begin{aligned} \alpha_{11} &= \kappa_1 + \kappa_{\partial 1}(x); \quad \alpha_{12} = 0; \quad \varepsilon_{11} = h_1; \\ \alpha_{22} &= \kappa_2 + \kappa_{\partial 2}(x); \quad \alpha_{13} = \kappa_{\partial 1}(x); \quad \varepsilon_{22} = h_2; \\ \alpha_{33} &= \kappa_{\partial 1}(x) + \kappa_{\partial 2}(x); \quad \alpha_{23} = \kappa_{\partial 2}(x). \end{aligned}$$

Уравнение движения в дифференциальной форме для  $i$ -й точки имеет вид

$$\frac{d}{dt} \left( \frac{\partial T}{\partial \dot{y}_i} \right) + \frac{\partial U}{\partial y_i} + \frac{\partial D}{\partial \dot{y}_i} = P_i, \quad (12)$$

где  $P_i$  — возмущающая сила, действующая на  $i$ -ю точку.

Для нашей задачи  $P_1 = 0$ ;  $P_2 = 0$ ;  $P_3 = P_0 \cos \omega t$ . Проведя дифференцирование, подстановку и второе дифференцирование, получим систему

$$\left. \begin{aligned} \beta_{11} \ddot{y}_1 + \varepsilon_{11} \dot{y}_1 + \alpha_{11} y_1 + \alpha_{13} y_3 &= 0; \\ \beta_{22} \ddot{y}_2 + \varepsilon_{22} \dot{y}_2 + \alpha_{22} y_2 + \alpha_{23} y_3 &= 0; \\ \beta_{33} \ddot{y}_3 + \varepsilon_{33} \dot{y}_3 + \alpha_{33} y_3 + \alpha_{13} y_1 + \alpha_{23} y_2 &= P_3. \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

Попытки найти общее решение этой системы, т. е. определить собственные частоты колебаний узлов системы СПИД, приводят к уравнению 6-й степени, которое, как известно, аналитического

решения не имеет. Для нахождения интересующих нас сдвигов фаз между колебаниями отдельных точек системы СПИД и колебаниями возмущающей силы определения собственных частот колебаний узлов системы не требуется. Перейдем к нахождению фаз колебаний характерных точек систем. Найдем частное решение уравнения в виде

$$\tilde{y}_i = B_i e^{i\omega t} \quad (i = 1, 2, 3). \quad (14)$$

Дифференцирование этого уравнения, подстановка в уравнение (12) и введение новых обозначений дают систему

$$\left. \begin{aligned} a_{11}B_1 + c_{12}B_2 + a_{13}B_3 &= 0; \\ a_{21}B_1 + a_{22}B_2 + c_{23}B_3 &= 0; \\ a_{31}B_1 + a_{32}B_2 + a_{33}B_3 &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

где

$$\begin{aligned} a_{11} &= (-\beta_{11}\omega^2 + i\varepsilon_{11}\omega + \alpha_{11}); \quad a_{12} = 0; \quad a_{13} = \alpha_{13}; \\ a_{21} &= 0; \quad c_{22} = (-\beta_{22} - \omega^2 + i\varepsilon_{22}\omega + \alpha_{22}); \\ a_{23} &= \alpha_{23}; \quad c_{31} = \alpha_{31}; \quad c_{32} = \alpha_{32}; \\ a_{33} &= (-\beta_{33}\omega^2 + \alpha_{33}). \end{aligned} \quad (16)$$

Из теории систем линейных уравнений известно, что решение этой системы относительно  $B_1, B_2, B_3$  можно записать в следующем виде:

$$B_1 = \frac{\Delta_1}{\Delta}; \quad B_2 = \frac{\Delta_2}{\Delta}; \quad B_3 = \frac{\Delta_3}{\Delta},$$

где

$$\begin{aligned} \Delta &= a_{11}a_{22}a_{33} - a_{11}a_{23}^2 - a_{22}a_{12}^2; \\ \Delta_1 &= P_0(a_{12}c_{23} - a_{13}a_{22}); \\ \Delta_2 &= P_0(c_{13}a_{21} - c_{11}a_{23}); \\ \Delta_3 &= P_0a_{11}a_{22}. \end{aligned}$$

Решение имеет вид

$$\left. \begin{aligned} B_1 &= + \frac{P_0(a_{12}a_{23} - a_{13}a_{22})}{a_{11}a_{22}a_{33} - a_{11}a_{23}^2 - a_{22}a_{12}^2}; \\ B_2 &= + \frac{P_0(a_{13}a_{21} - a_{11}a_{23})}{a_{11}a_{22}a_{33} - a_{11}a_{23}^2 - a_{22}a_{12}^2}; \\ B_3 &= - \frac{P_0a_{11}a_{22}}{a_{11}a_{22}a_{33} - a_{11}a_{23}^2 - a_{22}a_{12}^2}. \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

Каждое из этих выражений есть некоторое комплексное число [см. равенства (16)], которое всегда может быть записано в виде

$$B_i = b_i e^{i\delta_i},$$

где  $b_i$  и  $\delta_i$  — вещественные.

Реальная часть частного решения

$$\tilde{y}_i = b_i \cos(\omega t + \delta_i). \quad (18)$$

В формуле (18)  $\delta_i$  — интересующие нас сдвиги фаз колебаний характерных точек системы СПИД относительно фазы возмущающей силы. Вспомним, что  $\operatorname{tg} \delta_i$  — это отношение мнимой части комплексного числа к действительной его части. Найдем интересующие нас сдвиги фаз  $\delta_i$ .

Сначала определим сдвиг фазы колебания заготовки по отношению к фазе колебания возмущающей силы. Раскроем выражение для  $\Delta$  и  $\Delta_3$ :

$$\begin{aligned} \Delta &= a_{11}a_{22}a_{33} - a_{11}a_{23}^2 - a_{22}a_{13}^2 = \\ &= (-\beta_{11}\omega^3 + i\varepsilon_{11}\omega + \alpha_{11})(-\beta_{22}\omega^2 + i\varepsilon_{22}\omega + \alpha_{22})(-\beta_{33}\omega^2 + \\ &\quad + i\varepsilon_{33}\omega + \alpha_{33}) - \alpha_{23}^2(-\beta_{11}\omega^2 + i\varepsilon_{11}\omega + \alpha_{11}) - \\ &\quad - \alpha_{13}^2(-\beta_{22}\omega^2 + i\varepsilon_{22}\omega + \alpha_{22}) = a + bi; \end{aligned} \quad (19)$$

$$\begin{aligned} \Delta_3 &= P_0 a_{11} a_{22} = P_0 (-\beta_{11}\omega^2 + i\varepsilon_{11}\omega + i\varepsilon_{11}\omega + \alpha_{11})(-\beta_{22}\omega^2 + \\ &\quad + i\varepsilon_{22}\omega + \alpha_{22}) = c_3 + d_3 i. \end{aligned} \quad (20)$$

Таким образом,

$$B_3 = \frac{\Delta_3}{\Delta} = \frac{c_3 + d_3 i}{a + bi} = \left[ \frac{ac_3 + bd_3}{c_3^2 + d_3^2} + i \left( \frac{ad_3 - bc_3}{c_3^2 + d_3^2} \right) \right] \quad (21)$$

и

$$\operatorname{tg} \delta_3 = \frac{(ad_3 - bc_3)(c_3^2 + d_3^2)}{(c_3^2 + d_3^2)(ac_3 + cd_3)} = \frac{ad_3 - bc_3}{ac_3 + cd_3}. \quad (22)$$

Вводя аналогичные обозначения, можно найти

$$\begin{aligned} \operatorname{tg} \delta_2 &= \frac{ad_1 - bc_2}{ac_2 + bd_2}; \\ \operatorname{tg} \delta_1 &= \frac{ad_1 - bc_1}{ac_1 + bd_1}. \end{aligned} \quad (23)$$

Найдя из выражений (19) и (20) выражения для  $a$ ,  $b$ ,  $c_3$  и  $d_3$  и произведя оценки каждого из слагаемых в этих выражениях путем подстановки реальных значений коэффициентов  $\alpha_i$ ,  $\beta_i$ ,  $\varepsilon_i$ , получим приближенные выражения:

$$\left. \begin{aligned} a &\cong -\omega^2 \alpha_{11} \alpha_{22} \beta_{33} + \alpha_{33} \alpha_{22} \alpha_{11}; \\ b &\cong -\varepsilon_{11} \alpha_{22} \beta_{33} \omega^2 + (\varepsilon_{11} \alpha_{22} \alpha_{33} + \varepsilon_{22} \alpha_{11} \alpha_{33}) \omega; \\ c_3 &\cong -\alpha_{11} \alpha_{22}; \quad d_3 = -\omega (\varepsilon_{11} \alpha_{22} - \varepsilon_{22} \alpha_{11}) \end{aligned} \right\} \quad (24)$$

Подставив в выражение (22), получим формулу для  $\operatorname{tg} \delta_3$ :

$$\operatorname{tg} \delta_3 \cong -\omega \frac{\omega^2 \kappa_2 \eta_3 + 2\kappa_2}{\omega^2 (\eta_3 - \kappa_1 + \kappa_2) - 1}, \quad (25)$$

где

$$\kappa_i = \frac{\varepsilon_i}{\alpha_i}; \quad \eta_i = \frac{\beta_i}{\alpha_i}.$$

С хорошим приближением можно считать

$$\operatorname{tg} \delta_3 \cong \frac{2\kappa\omega}{\omega^2 \eta_3 - 1} = \frac{2\kappa_2 / \eta_3 \cdot \omega}{\omega^2 - \frac{1}{\eta_3}} = \frac{2\lambda\omega}{\omega^2 - \omega_0^2}, \quad (26)$$

где

$$\lambda = \frac{\kappa_2}{\eta_3} = \frac{k_{\partial} h_{з.б}}{k_{з.б} m_{\partial}};$$

$$\omega_0^2 = \frac{1}{\eta_3} = \frac{k_{\partial}}{m_{\partial}}$$

( $\partial$  — детали;  $зб$  — задней бабки).

Эта формула в точности совпадает с формулой для определения фазы запаздывания перемещения относительно фазы возмущающего воздействия для одномерного осциллятора с трением  $\lambda = \frac{\kappa_2}{\eta_3}$  и собственной частотой  $\omega_0 = \frac{1}{\eta_3}$  [1].

Подстановка численных значений  $\kappa_2$  и  $\eta_3$  в формулу (26) дает приближенное выражение для определения фазового сдвига колебания детали, действительное для частоты возмущающего воздействия до  $\omega = 2 \cdot 10^2$  1/сек:

$$\operatorname{tg} \delta_3 \cong \frac{\omega}{\omega^2 - 4 \cdot 10^5}. \quad (27)$$

Применение аналогичного аппарата к определению фазового сдвига резцедержателя дает формулу

$$\operatorname{tg} \delta_4 = 0,5 \cdot 10^3 \frac{\omega}{\omega^2 0,6 \cdot 10^7} \cong + 10^{-4} \omega. \quad (28)$$

По этим формулам построены графики (рис. 3) зависимости изменения фазовых углов колебаний заготовки (вблизи зоны резания) и резца от частоты возмущающего воздействия для диапазона частоты  $\omega = 0 \div 200$  рад/сек, что соответствует обработке деталей со скоростью вращения шпинделя 2000 об/мин при однократном изменении припуска за каждый оборот. Как видно на графике, для реально используемого диапазона оборотов шпинделя теоретически возможный угол запаздывания колебаний для системы резцедержателя может составить  $40' - 60'$  (около

0,01 рад), т. е. доходит до  $1^\circ$ , а для системы заготовки — всего  $5' - 10'$ , (0,0001 рад), т. е. достаточно малую величину.

Форма поперечного сечения обрабатываемой детали определяется изменением относительного положения вершины резца и оси обрабатываемой детали в течение оборота. Возможный суммарный сдвиг колебаний исполнительных поверхностей станка, который можно измерить на обработанной детали, представляет разность фаз колебаний системы резца и системы заготовки. На рис. 3 изображена эта зависимость разности фазовых углов от частоты возмущающего воздействия ( $\delta_3 - \delta_4$ ). Порядок величины разности фаз одинаков с порядком фазы системы резцедержателя. В диапазоне частот от 0 до 200 рад/сек зависимости можно считать линейными.

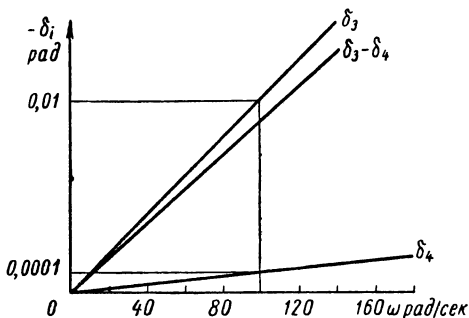


Рис. 3. Зависимость фазовых углов перемещений заготовки и резца от частоты возмущающего воздействия

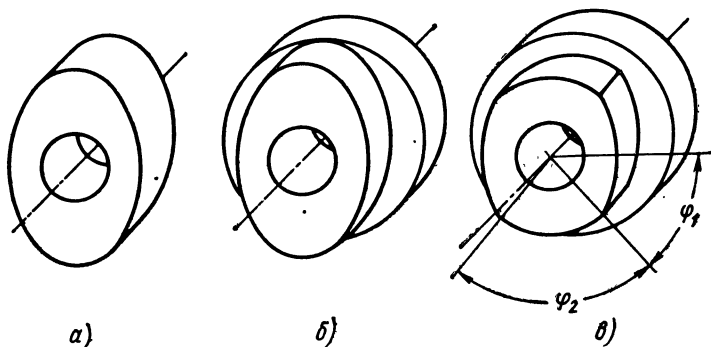


Рис. 4. Типы обрабатываемых заготовок

Была произведена экспериментальная проверка этих положений. Наружная поверхность заготовок (рис. 4) представляла собой ступенчатую поверхность. Сечение одной ступени ограничено окружностью, вторая ступень имела овальную наружную поверхность. У части заготовок овальная наружная поверхность частично заменена круговым цилиндром.

Заготовки закрепляли на оправке и обрабатывали на токарном станке мод. 1А62 резцом с пластинкой твердого сплава Т15К6, геометрия резца:  $\varphi = 45^\circ$ ;  $\alpha = 7^\circ$ ;  $\gamma = 10^\circ$ ;  $\lambda = -4^\circ$ . Диапазон чи-



сел оборотов 580—955 об/мин;  $s_1 = 0,15$  мм/об,  $s_2 = 0,24$  мм/об,  $s_3 = 0,3$  мм/об. Диаметр обрабатываемой заготовки 40 мм.

Форму поперечного сечения обработанных деталей измеряли в центрах станка (для стабилизации положения оси вращения оправки были приняты соответствующие меры, в результате которых биение посадочных поясков переднего и заднего центров станка при периодической проверке не превышало 3 мк).

Для выявления поворота скопированной поверхности заготовки на деталь у заготовок и обработанных деталей через каждые

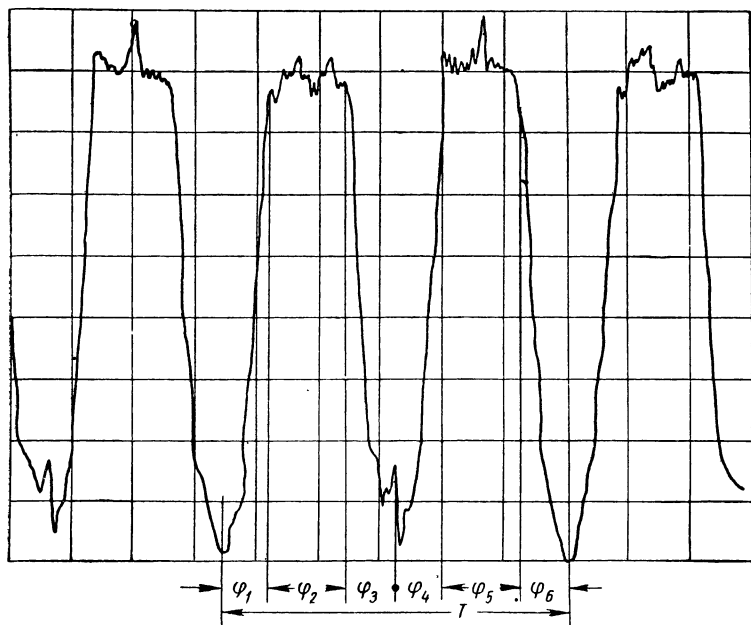


Рис. 5. Запись изменения радиуса детали

15° по рискам на оправке были измерены радиусы-векторы наружных поверхностей. Измерение производилось индуктивным датчиком типа БВ-844 с записью на самописце, а также микронным индикатором. Вокруг зон экстремальных значений припуска микронным индикатором производилось «ощупывание» обработанной поверхности через 1—3°. На всех этапах исследования смещения скопированного изображения относительно его исходного положения на заготовке не обнаружено.

На рис. 5 показана типичная картина записи изменения радиуса-вектора детали, полученной из заготовки по рис. 4, в. Анализ записи показывает, что упругая система СПИД успевает в течение оборота заготовки «проследить» все изменения припуска. Действительно, на участке  $\varphi_1$  происходит увеличение припуска на

заготовке, на детали это отражается увеличением радиуса в той же части периода. На участке  $\varphi_2$  — припуск равномерен, радиус детали постоянен и т. д.

Таким образом, в результате теоретического и экспериментального исследования установлено следующее.

1. Для рассмотренных условий обработки система СПИД успевает реагировать в течение каждого оборота на все изменения припуска заготовки.

2. При копировании системой СПИД формы заготовки на деталь для практически используемых оборотов шпинделя смещения скопированного изображения относительно его исходного положения на заготовке практически нет.

Таким образом, при проектировании системы автоматического регулирования для повышения точности формы поперечного сечения цилиндрических деталей нет необходимости вводить в систему элементы задержки отработки сигналов датчика упругих перемещений. Датчик, фиксирующий относительные упругие перемещения исполнительных органов станка, может быть установлен в узле резцедержателя, задней и передней бабок, но должен фиксировать изменение возмущающего воздействия без смещения по фазе.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Ландау Л. Д. и Лифшиц Е. М. Теоретическая физика, Т. 1, Механика. М., Физматгиз, 1958.
  2. Стрелков С. П. Введение в теорию колебаний. М., «Наука», 1964.
  3. Kunkel H. Das dynamische Verhalten des Systems Hauptspindel — Lagerung einer Werkzeugmaschine. Bericht aus dem Laboratorium für Werkzeugmaschinen und Betriebslehre der TH Aachen. «Industrie Anreiger», 1967, Bd. 89, № 6, Jan.
-

## УПРАВЛЕНИЕ УПРУГИМИ ПЕРЕМЕЩЕНИЯМИ НА УНИВЕРСАЛЬНЫХ ТОКАРНЫХ СТАНКАХ

Работа на универсальных токарных станках характеризуется чрезвычайным разнообразием условий. Габариты заготовки, величина вылета пиноли заднего центра и режущего инструмента, способы базирования заготовки и силового замыкания, поворот резцедержателя и т. д.— все эти факторы, так или иначе, сказываются на суммарной жесткости системы СПИД. Геометрия режущего инструмента, направление обработки от переднего центра к заднему, от периферии заготовки к центру вращения или наоборот представляют собой факторы, изменяющие не только соотношение между составляющими силы резания, но и направление действия составляющих. Все эти факторы выявляются каждый раз в новом сочетании, способствуя увеличению или сокращению величины упругого перемещения исполнительных поверхностей инструмента относительно технологических баз детали во время обработки, а следовательно, изменяя поле рассеяния размеров партии деталей.

На рис. 1 показаны полученные экспериментально на токарном станке мод. 1620 зависимости влияния ряда факторов на величину упругого перемещения  $y$ . Величина  $y$  может меняться в довольно широких пределах. Поэтому система стабилизации упругих перемещений должна отличаться гибкостью, быстро без проведения громоздких исследований перестраиваться в соответствии с изменившимися условиями.

Управление упругими перемещениями системы СПИД путем изменения подачи имеет целью существенное повышение точности однопроходной обработки деталей при одновременном повышении производительности по сравнению с обычной обработкой с постоянной подачей, при которой достигается та же точность одним, двумя или большим числом проходов. Разница машинного времени обработки по этим двум принципиально отличным методам при прочих равных условиях заключается в методике выбора максимально допустимой подачи  $s$ , а не скорости резания  $v$ , так как критерием выбора последней является экономическая стойкость инструмента.

При обычной обработке величину продольной подачи выбирают по нормативам, исходя из одного из ограничивающих факторов: наибольшей возможной величины твердости материала обрабатываемых деталей, допускаемой мощностью и прочностью станка, требуемым классом шероховатости обработанной поверхности и т. д. Весьма важную роль при этом играет величина колебания припуска  $\Delta t = t_{\max} - t_{\min}$  в партии деталей, которая опре-

деляет величину колебания упругого перемещения, а следовательно, достигаемую обработкой точность. Если требуемая точность детали не достигается, то выбранная по прочим критериям подача снижается до требуемой величины. Таким образом, чем больше  $\Delta t$ , тем меньшая подача требуется для достижения заданной точности.

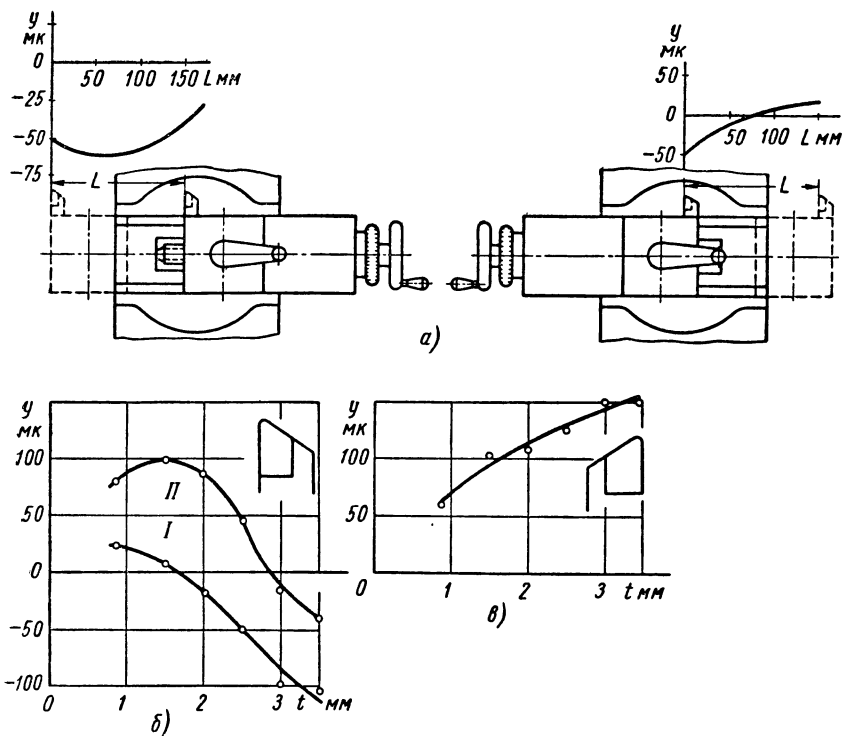


Рис. 1. Зависимость упругого перемещения  $y$  системы СПИД от различных факторов:

$a$  — от координаты приложения силы резания относительно мгновенного полюса поворота резцедержателя (условия эксперимента:  $t = 3$  мм;  $s = 0,35$  мм/об);  $б$  —  $y = f(t)$  при передаче движения суппорту ходовым валом (кривая  $I$ ) и ходовым винтом (кривая  $II$  ( $s = 0,6$  мм/об);  $в$  —  $y = f(t)$  при движении суппорта ходовым валом от передней бабки к задней ( $s = 0,6$  мм/об)

Для эффективного использования систем автоматического управления величиной упругого перемещения методом изменения продольной подачи резца на один оборот детали  $s$  необходимо, чтобы при увеличении глубины резания  $t$  задача стабилизации упругого перемещения решалась при монотонном уменьшении подачи, а не наоборот. В этом случае одновременно с повышением точности будет наблюдаться и сокращение машинного времени обработки. Это легко проследить путем построения

«зоны возможной работы» в системе координат  $s-t$  (рис. 2), которая, как известно из работы [2], определяется целым рядом факторов, ограничивающих свободный выбор  $s$  и  $t$ , таких, как допустимая шероховатость поверхности (кривая 1), мощность привода станка (кривая 2), прочность слабых звеньев станков (кривая 3), вибрации (кривая 4) и т. д.

Граница наиболее полного использования возможностей станка в тех или иных условиях лежит ближе к кривым 1 и 2 (рис. 2), следовательно, функциональную зависимость  $s = f(t)$  лучше рас-

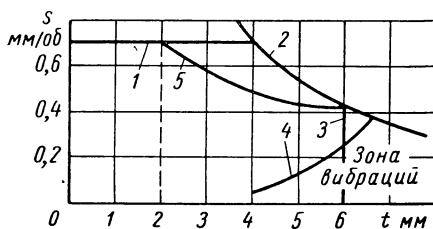


Рис. 2. Факторы, ограничивающие выбор диапазона  $s$  и  $t$ :

1 — ограничение по шероховатости поверхности; 2 — ограничение по мощности привода станка; 3 — ограничение по прочности слабого звена станка; 4 — ограничение по вибрациям системы СПИД; 5 — благоприятное значение функции  $s = f(t)$  для одновременного повышения точности и производительности обработки

полагать ближе к этим линиям (например так, как проходит кривая 5).

С ростом глубины резания  $t$  подача  $s$  должна уменьшаться, одновременно обеспечивая стабилизацию упругого перемещения  $y$ . Однако, как показывают эксперименты, на практике это не всегда имеет место. Так, например, на гидрокопировальном полуавтомате мод. 1722 в ряде случаев наблюдался иной характер зависимости (рис. 3). Подобный характер зависимости означает, что при увеличении

ниппуска с  $t_1$  до  $t_3$  для стабилизации  $y$  подачу следует понижать с  $s_3$  (при  $t_1$ ) до  $s_1$  (при  $t_3$ ), а при изменении припуска с  $t_4$  до  $t_6$  — повышать с  $s_1$  (при  $t_4$ ) до  $s_3$  (при  $t_6$ ), в результате чего загрузка станка будет недостаточной.

В результате экспериментального исследования упругой характеристики универсального токарно-винторезного станка мод. 1А616 выяснилось, что при изменении геометрии применяемого режущего инструмента (главного угла резца в плане  $\phi$  с 45 до 90°) зависимость  $\Delta D = f(t)$  резко изменилась (рис. 4). Указанное явление можно легко объяснить, если представить упрощенно зависимость упругого перемещения от трех составляющих силы резания  $P_y, P_z, P_x$  в виде линейного уравнения

$$y = aP_y \pm bP_z \pm cP_x. \quad (1)$$

Физически коэффициенты  $a, b, c$  представляют собой усредненное значение податливости системы СПИД в направлении изменения диаметрального размера обработки от действия соответственно  $P_y, P_z, P_x$ . Знак минус означает, что изменение  $y$  от действия  $P_z$  и  $P_x$  может быть направлено в сторону, противополож-

ную изменению от действия  $P_y$ . Уравнение (1) можно переписать в виде

$$y = \frac{P_y}{j_{yy}} \pm \frac{P_z}{j_{yz}} \pm \frac{P_x}{j_{yx}}, \quad (2)$$

где  $j_{yy}$ ;  $j_{yz}$ ;  $j_{yx}$  — средние значения жесткости системы СПИД в направлении изменения размера обработки (можно принять, что направление изменения размера совпадает с направлением радиальной составляющей — осью  $y$ ) от действия соответственно  $P_y$ ,  $P_z$ ,  $P_x$ .

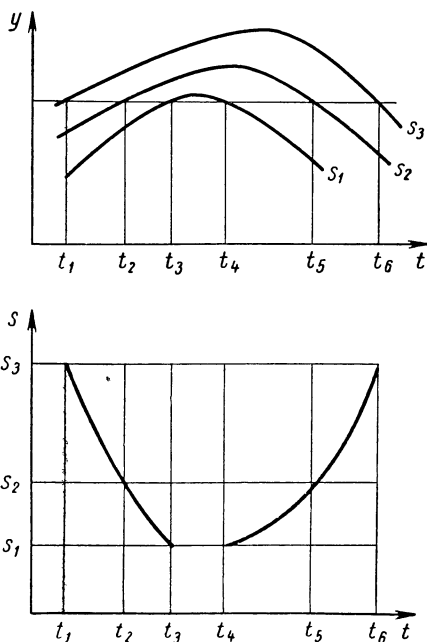


Рис. 3. График влияния функции  $y = f(s; t)$  на зависимость  $s = f(t)$  при  $y = \text{const}$

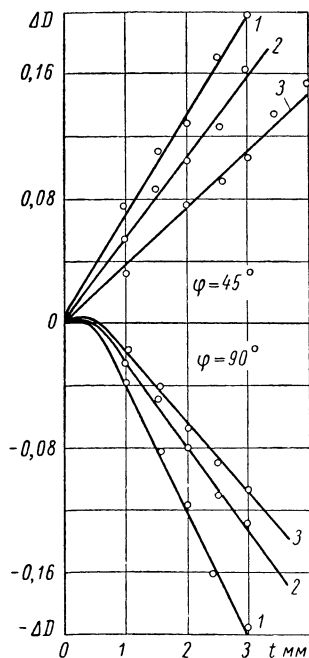


Рис. 4. График зависимости  $\Delta D = f(s; t)$  при изменении главного угла в плане  $\varphi$ :

1 —  $s = 0,44$  мм/об; 2 —  $s = 0,295$  мм/об;  
3 —  $s = 0,124$  мм/об

В работе М. М. Тверского установлено, что, например, для станка мод. 1722 уравнение (1) имеет вид

$$y = aP_y + bP_z - cP_x, \quad (3)$$

т. е. влияние  $P_x$  на величину упругого перемещения  $y$  направлено в сторону, противоположную влиянию  $P_y$  и  $P_z$ .

Если учесть, что изменение геометрии режущего инструмента, особенно главного угла в плане резца, существенным образом влияет на изменение соотношения между составляющими силы резания (так, например, при изменении у твердосплавного резца величины главного угла в плане  $\phi$  только от  $30^\circ$  до  $90^\circ$  коэффициент, характеризующий степень влияния геометрии инструмента на величину  $P_y$ , изменится с 1,3 до 0,5, а коэффициент для  $P_x$  — от 0,78 до 1,17 [3]), то будет понятной возможность изменения знака при  $y$  в формуле (3) при подстановке значений составляющих силы резания при  $\phi = 30^\circ$  и  $\phi = 90^\circ$ .

При обработке деталей на токарных станках применяют резцы с радиусом закругления при вершине  $r$ . Согласно данным [3],

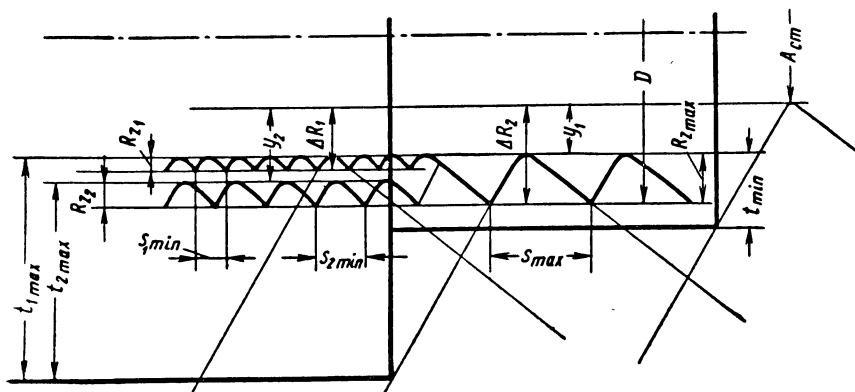


Рис. 5. Влияние высоты микронеровностей  $R_z$  на точность размера обработки  $D$

при получистовой обточке стали быстрорежущими или твердосплавными резцами с  $r = 2$  мм изменение подачи от 0,57—0,69 мм/об до 0,16—0,25 мм/об изменит шероховатость поверхности с  $\nabla 4$  до  $\nabla 6$ .

Обычно указанная на чертеже детали степень шероховатости поверхности ограничивает только максимально допустимую величину высоты микронеровностей  $R_z$  или среднего арифметического отклонения высоты микронеровностей  $R_a$ , следовательно, необходимо придерживаться только этой границы.

Заметим, что измерение размера детали производится по вершинам микронеровностей. Сила, возникающая при измерении, невелика и недостаточна для значительного смятия даже самых высоких гребешков. Следовательно, при точении с постоянством  $y$ , несмотря на то, что вершина резца будет находиться на одном и том же расстоянии от оси вращения детали, изменение подачи вызовет погрешность размера в результате неодинаковой высоты микронеровностей на разных участках (рис. 5).

Так, например, по ГОСТу 2789—59 для  $\nabla 6 R_z = 1,0 \text{ мк}$ , а для  $\nabla 4 R_z = 40 \text{ мк}$ , т. е. погрешность диаметрального размера  $\Delta D = 2(40 - 10) = 60 \text{ мк}$ , что соизмеримо с допуском 3-го класса точности для диаметров 80—120  $C_3$ .

В таких случаях, очевидно, колебание размера обработки  $D$  будет зависеть также и от колебания высоты микронеровностей, что часто оказывается соизмеримо с величиной  $\Delta y$ :

$$\Delta D = 2(y + R_z). \quad (4)$$

Из уравнения (2) можно определить величину эквивалентной силы  $P_s$ , т. е. силы, момент которой равен сумме моментов всех действующих в процессе обработки сил, а направление совпадает с направлением изменения размера обработки [1]. Учитывая доминирующее влияние силы резания, можно приближенно записать:

$$P_s = y j_{yy} = P_y \pm \frac{j_{yy}}{j_{yz}} P_x \pm \frac{j_{yy}}{j_{yx}} P_x. \quad (5)$$

Очевидно, что во всех системах автоматического регулирования по поддержанию постоянства  $y$ , где в качестве регулируемой величины используется сила резания, последняя (как было условлено) является именно эквивалентной силой. В частных случаях она может совпадать с  $P_y$ , когда два других слагаемых правой части равенства (5) либо так малы, что ими можно пренебречь, либо равны друг другу и имеют противоположные знаки; может быть пропорционально  $P_z$ , когда  $|P_y| = \left| \frac{j_{yy}}{j_{yx}} P_x \right|$ , а знаки их противоположны и т. д.

Поддержание постоянства  $P_s$  с помощью САУ посредством изменения  $s$  приводит к стабилизации  $y$ , но иногда не к стабилизации размера обработки, который, как мы уже выяснили, зависит также и от высоты микронеровностей.

Обратимся к диаграмме (рис. 6), которая показывает, как меняется зависимость  $s = f(t)$  и  $P_s$  при стабилизации радиуса обработки  $R$  от изменения доли  $R_z$ . На координатных осях  $R_z$  и  $s$  показана зависимость  $R_z = f(s)$ . Очевидно, что с ростом подачи высота  $R_z$  гребешков микронеровностей растет, и ее удельный вес в образовании размера обработки возрастает по сравнению с упругими перемещениями. На оси  $\Delta R$  величина  $R_z$  и  $y$  складываются, и эту сумму требуется поддерживать постоянной.

Кривая 1 выражает функцию  $s = f(t)$  при стабилизации только упругого перемещения  $y$ , а кривая 2 — функцию  $s = f(t)$  при стабилизации величины приращения размера обработки, т. е.  $\Delta R = (y + R_z)$ . Как видно, в первом случае имеет место уменьшение  $s$  с ростом  $t$ , во втором случае — наоборот. Знак и величина наклона кривой функции  $s = f(t)$  зависит от соотношения  $y$  и  $R_z$  в формуле (4).



Изложенное позволяет сделать вывод о том, что при стабилизации упругих перемещений системы СПИД методом изменения подачи в ряде случаев нельзя не считаться с погрешностью размера обработки, вызванной колебанием высоты микронеровностей на отдельных участках обрабатываемой поверхности. Таким образом, очевидна необходимость в средствах, позволяющая оказывать влияние на характер функции  $s = f(t)$ , для одновременного повышения точности и производительности обработки с использованием САУ размером динамической настройки. Можно

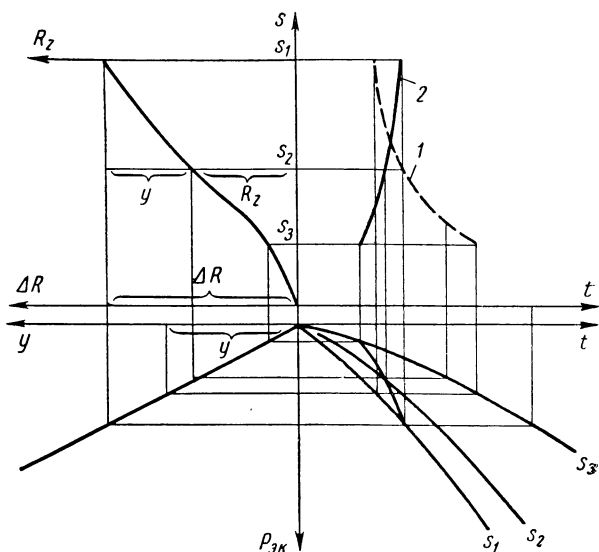


Рис. 6. График зависимости функции  $s = f(t)$  от высоты микронеровностей поверхности при  $\Delta R = y + R_z = \text{const}$

предложить три способа влияния на характер функции  $s = f(t)$ : 1) правильный подбор геометрии режущего инструмента; 2) введение в размерную цепь системы СПИД специального звена, позволяющего изменять ее упругую характеристику; 3) совместную работу САУ размером динамической и статической настройки.

Первый способ вытекает из анализа влияния геометрии режущего инструмента на упругую характеристику СПИД. Действительно, поскольку влияние геометрии резца столь существенно сказывается на упругой характеристике системы СПИД (см. рис. 4), то следует предположить, что, подобрав соответствующую геометрию режущей кромки резца, можно добиться такой упругой характеристики, при которой поставленная задача будет решена. Методика аналитического расчета необходимой геометрии инструмента пока не разработана, однако практическая возможность

использования этого способа многократно проверялась и не вызывает сомнений. Так, использование на токарном станке 1А616 резца с отрицательным передним углом и  $\varphi = 90^\circ$  сместило упругую характеристику станка из области значений упругих перемещений с отрицательным знаком в область значений с положительным знаком. Практически рекомендуем подбор геометрии режущего инструмента осуществлять экспериментально, учитывая знаки в формуле (2) и положения теории резания о влиянии углов заточки резцов на интенсивность изменения составляющих силы резания.

Этот способ имеет существенный недостаток, заключающийся в том, что в ряде случаев для получения требуемой упругой характеристики системы СПИД, необходимо вносить такие коррективы в геометрию инструмента, которые отрицательно скажутся на его стойкости.

Указанного недостатка лишен второй способ, сущность которого заключается в введении в размерную цепь системы СПИД специального звена, позволяющего изменять ее упругую характеристику, например регулируемый упругий резцедержатель, подобный описанному в работе М. Э. Эстерзона [4]. На рис. 7 показан регулируемый упругий резцедержатель, спроектированный и испытанный в лаборатории технологии машиностроения Московского станкоинструментального института.

Резцедержатель состоит из резца 1 с неперетачиваемой пластинкой 9 твердого сплава с  $\varphi = 90^\circ$  имеет прорезь, благодаря которой головка резца получает возможность дополнительно деформироваться от действия радиальной составляющей силы резания  $P_r$ . В просверленном отверстии державки установлен стержень 2, один сферический конец которого упирается в деформируемую часть резцедержателя, а другой — в бесшарнирный рычаг 3 с плоской пружиной 4. Индуктивный датчик 8 типа БВ-884 закреплен в кронштейне 5. Датчик измеряет перемещение рычага 3. С помощью пружинной шайбы 6 и гайки 7 осуществляется постоянный прижим стержня 2 к плоскости головки резца, а также регулирование жесткости резцедержателя.

Испытание описанного резцедержателя показало, что с его помощью можно в достаточных пределах изменять упругую характеристику системы СПИД.

На рис. 8 показана зависимость изменения диаметра  $\Delta D$  обрабатываемой детали от величины глубины резания  $t$  при использовании описанного резцедержателя.

Как видно на графике, диаметр детали монотонно возрастает с ростом глубины резания. Это позволило и при обработке деталей резцами с  $\varphi = 90^\circ$  с использованием САУ размером динамической настройки обеспечить близкую к полной загрузку мощности станка, что одновременно с повышением точности повысило и производительность обработки. Сокращение величины

основного технологического времени при обработке с САУ можно подсчитать по следующей методике.

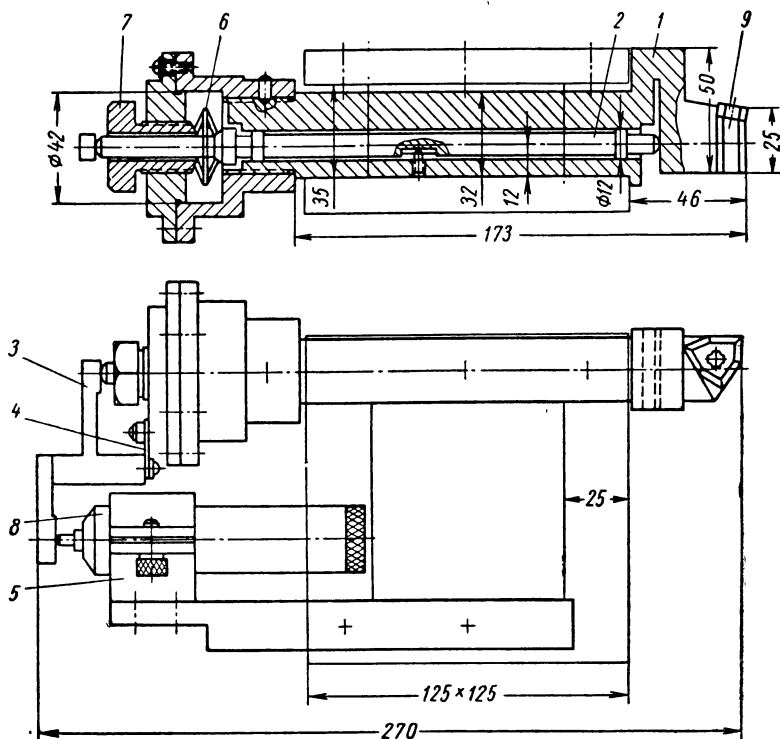


Рис. 7. Регулируемый упругий резцедержатель:

1 — резец; 2 — стержень; 3 — бесшарнирный рычаг; 4 — плоская пружина;  
5 — кронштейн для крепления датчика; 6 — пружинная шайба; 7 — гайка;  
8 — датчик; 9 — твердосплавная пластина резца

Как известно, основное технологическое время обработки

$$T_o = \frac{L}{ns_{\text{const}}} N, \quad (6)$$

где  $n$  — число оборотов детали в минуту;

$s$  — подача в мм/об;

$N$  — количество обрабатываемых деталей.

При работе с  $s = \text{var}$  каждая  $N_i$  деталь будет обрабатываться со своей средней подачей  $s_{i\text{cp}}$ .

$$T_o = \frac{L}{n} \sum_{i=1}^N \frac{N_i}{s_{i\text{cp}}}. \quad (7)$$

Таким образом, процент сокращения величины  $T_0$  обработки  $\Pi$  можно определить, разделив  $T_0$  при работе с  $s = \text{const}$  на выражение (7):

$$\Pi = 100 \frac{N}{s_{\text{const}} \sum \frac{N_i}{s_{i\text{ср}}}}.$$

Если задаться нормальным законом распределения припуска в партии деталей, то можно легко подсчитать, что возможное снижение величины основного технологического времени обработки в названных условиях при работе САУ по сравнению с обычной обработкой равно примерно 60%.

Недостатком второго способа можно считать необходимость встройки специального упругого звена, который кстати может быть выполнен не только в виде резцедержателя, а иным способом, пригодность которого диктуется конкретными условиями.

Наиболее перспективным, на наш взгляд, является использование совместной работы САУ размерами динамической и статической настройки. Основной задачей управления размером динамической настройки в этом случае будет

стабилизация мощности резания, что соответствует получению наивысшей производительности обработки на данном станке, а задачей управления размером статической настройки будет стабилизация размера, т. е. обеспечение требуемой точности.

Оснащение станка системой автоматического управления размерами динамической и статической настройки позволит оптимально использовать резервы токарного станка для достижения наибольшей точности и производительности обработки деталей.

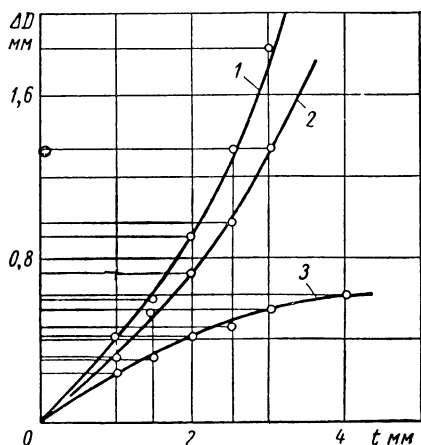


Рис. 8. График зависимости  $\Delta D = f(t; s)$  при включении в систему СПИД регулируемого упругого резцедержателя с главным углом в плане  $\varphi = 90^\circ$  ( $v = 88$  м/мин):

1 —  $s_0 = 0,44$  мм/об; 2 —  $s_0 = 0,295$  мм/об;  
3 —  $s_0 = 0,124$  мм/об

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Балахшин Б. С. Основы технологии машиностроения. М., Машгиз, 1966.
2. Крамаренко Ю. Б. Стабилизация упругих перемещений на универсальных токарных станках. Сб. «Самоподстраивающиеся станки». М., Машгиз, 1967.
3. Справочник металлиста, Т. 4, М., Машгиз, 1959.
4. Эстерзон М. А. Повышение размерной стойкости режущего инструмента методом упругой компенсации. «Станки и инструмент», 1957, № 2.

## ИЗМЕНЕНИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ РЕЗЦА ДЛЯ УПРАВЛЕНИЯ УПРУГИМИ ПЕРЕМЕЩЕНИЯМИ СИСТЕМЫ СПИД

Известно, что управление упругими перемещениями при токарной обработке дает эффект повышения точности и производительности обработки и благоприятно сказывается на работе станка в целом. Управление посредством изменения продольной подачи используется только по длине обработки, но не в течение каждого оборота заготовки.

Для обеспечения постоянства размера обрабатываемых деталей на токарном станке другим путем можно упругие перемещения вершины резца направить по дуге окружности заданного радиуса. Диаметр детали  $D$  будет сохраняться постоянным при условии, что

$$Z^2 + Y^2 = \left(\frac{D}{2}\right)^2, \quad (1)$$

где  $Z$  — координата вершины резца по вертикали;

$Y$  — координата вершины резца в радиальном направлении.

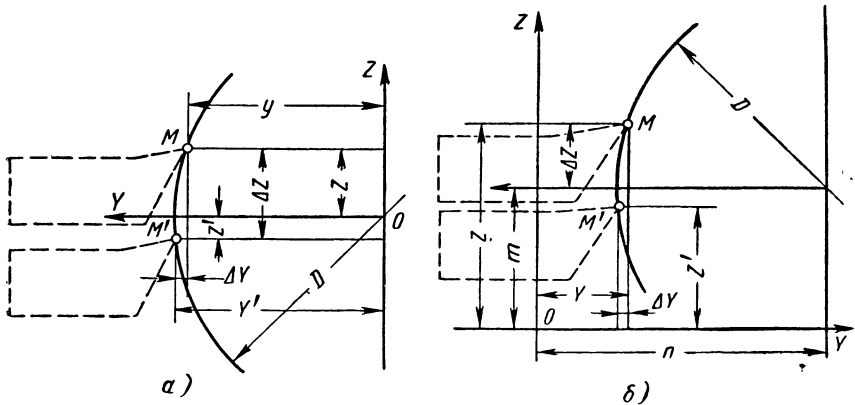


Рис. 1. Перемещения вершины резца и оси детали:

$a$  — начало координат совпадает с осью центров;  $b$  — относительно независимой системы координат

Начало системы координат расположено на оси центров станка (рис. 1,  $a$ ). Вершина резца до обработки обозначена точкой  $M$ , в процессе обработки — точкой  $M'$ . В процессе резания вершина смещается в результате упругого перемещения по вертикали на  $\Delta Z$  и в радиальном направлении на  $\Delta Y$ .

Диаметр детали останется без изменения, если

$$(Z - \Delta Z)^2 + (-Y - \Delta Y)^2 = \left(\frac{D}{2}\right)^2. \quad (2)$$

Рассматривая перемещения в пространстве, следует учесть упругое перемещение вершины резца под действием осевой составляющей  $P_x$ . Так как упругое перемещение вершины резца вдоль оси центров непосредственно не сказывается на диаметральном размере детали, то эти перемещения можно учесть введением дополнительного слагаемого  $\Delta Y_x$ , которое определяет отклонения вершины резца в радиальном направлении под действием  $P_x$ . Тогда равенство (2) примет вид

$$(Z - \Delta Z)^2 + (-Y - \Delta Y + \Delta Y_x)^2 = \left(\frac{D}{2}\right)^2, \quad (3)$$

Для учета перемещений оси центров станка в процессе обработки перейдем к независимой системе координат (рис. 1, б). Обозначив через  $m$  и  $n$  координаты оси вращения детали в плоскости  $ZOY$ , запишем условие стабилизации расстояния между вершиной резца и осью детали в результате равных, но противоположно направленных упругих перемещений в системе СПИД:

$$(Z - \Delta Z + m)^2 + (Y + \Delta Y + \Delta Y_x + n)^2 = \left(\frac{D}{2}\right)^2. \quad (4)$$

На практике это равенство с некоторым приближением может быть получено на небольшой ограниченной длине обработки в совершенно определенных, приемлемых только для данного случая, условиях, путем подбора геометрических параметров резца. Это приводит к изменению соотношений между составляющими силы резания и тщательной установке вершины резца относительно оси центров станка.

При определенных условиях обработки на универсальном токарном станке существует такая величина главного угла в плане, при которой несмотря на колебание силы резания в результате изменения припуска на обработку расстояние между вершиной резца и осью детали практически остается постоянным вследствие равных, но противоположно направленных упругих перемещений в системе СПИД. В общем случае величина упругого перемещения определяется уравнением

$$aP_Y \pm bP_Z \pm cP_X = Y, \quad (5)$$

где коэффициенты  $a$ ,  $b$  и  $c$  характеризуют степень влияния каждой составляющей силы резания на величину упругого перемещения.

Если значение главного угла в плане таково, что приращение глубины резания не вызывает изменения расстояния между вершиной резца и осью детали ( $\Delta Y = 0$ ), то имеет место равенство

$$a\Delta P_Y \pm b\Delta P_Z \pm c\Delta P_X = 0, \quad (6)$$

при условии, что хотя бы один из членов левой части уравнения (6) имеет противоположный знак.

Изменение соотношений коэффициентов  $a$ ,  $b$  и  $c$  по длине обработки в результате изменения жесткости системы СПИД (станок — приспособление — инструмент — деталь) меняет расстояние между вершиной резца и осью детали. Колебания твердости материала заготовки также приводят к изменению расстояния между вершиной резца и осью детали, так как составляющие силы резания изменяются при этом непропорционально. В большей степени реагирует на изменение твердости обрабатываемого материала радиальная составляющая силы резания  $P_y$ , в меньшей —  $P_x$  и меньше всего —  $P_z$ .

По мере затупления режущего инструмента соотношение составляющих силы резания нарушается вследствие преимущественного возрастания  $P_y$ .

Для максимального сокращения влияния входных данных заготовок на точность при обработке на токарных станках необходимо стабилизировать соотношение между составляющими силы резания и степень влияния их на величину упругого перемещения.

Программирование по длине обработки величины продольной подачи или жесткости элемента, специально встроенного в систему СПИД, дает эффект, равносильный стабилизации жесткости по длине обработки, но не может восстановить соотношение между составляющими силы резания. Кроме того, изменение продольной подачи по заданной программе приводит к заметному колебанию высоты микронеровностей. Задача состоит в том, чтобы найти такой параметр воздействия на силу резания, изменение которого могло бы в какой-то мере поддерживать постоянным  $Y$  за счет изменения соотношения между составляющими силы резания.

Краткий анализ факторов показал, что наиболее приемлемыми параметрами воздействия на силу резания является угол резания и главный угол в плане  $\phi$ . Влияние угла резания на каждую из составляющих силы резания характеризуется при обработке стали 45 следующими зависимостями:

$$P_Z = c_1 \delta^{0,84}; \quad P_Y = c_2 \delta^{2,25}; \quad P_X = c_3 \delta^{2,96}, \quad (7)$$

где  $c_1$ ,  $c_2$ ,  $c_3$  — постоянные величины;

$\delta$  — угол резания.

Отсюда следует, что, изменяя величину угла резания, можно менять соотношение между составляющими силы резания. Программирование угла резания по длине обработки нетрудно осу-

ществить, если поворачивать резец в процессе обработки относительно оси, проходящей через его вершину и нормальной к обрабатываемой поверхности (рис. 2).

Державку резца *1* устанавливают на подшипниках *2* в корпусе *3*, твердосплавную пластину *4* крепят болтом *5* к державке резца (рис. 2, *а*). Крепление позволяет устанавливать вершину режущего лезвия на ось поворотов резца *1—1* (рис. 2, *б*) в горизонтальной плоскости. Установка вершины резца на ось его поворотов в вертикальной плоскости с достаточной степенью точности обеспечивается взаимозаменяемостью пластинок.

Источником погрешности диаметрального размера детали, возникающей при поворотах резца, является несовпадение вершины резца с осью поворотов державки. Аналитическое исследование показало, что при одних и тех же условиях обработки и повороте резца на  $30^\circ$  погрешность установки вершины резца на ось его поворотов в  $0,5 \text{ мм}$  вызывает изменение диаметрального размера детали при выбранной схеме поворотов на  $0,0033 \text{ мм}$ , а при изменении главного угла в плане — на  $0,26 \text{ мм}$ .

Таким образом, управление упругими перемещениями путем изменения углов в плане при тех же количественных показателях отклонения вершины резца от оси его поворотов вносит значительно большие по величине погрешности в размер обрабатываемой детали, чем управление путем изменения угла резания. Упругая деформация резца, возникающая при изменении угла резания, порождает и отклонение оси его вращения, что не вызывает значительного увеличения погрешности размера. При изменении

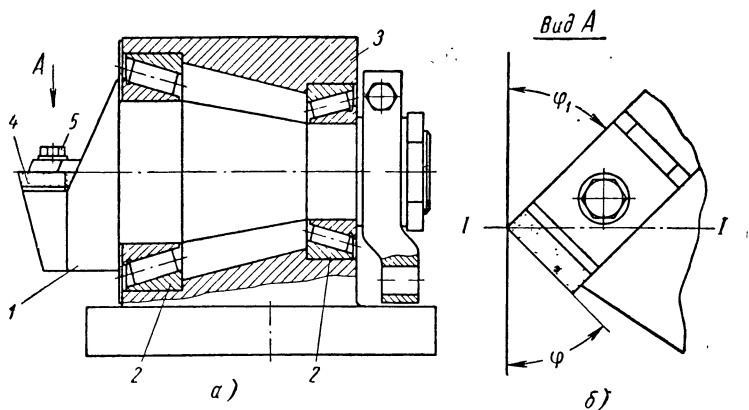


Рис. 2. Схема поворотов резца

углов в плане отклонение вершины резца под действием  $P_x$  равносильно внесению дополнительной погрешности установки вершины резца на ось его поворотов.



Сказанное позволяет сделать вывод, что изменение геометрических параметров режущей части резца в процессе обработки с целью управления упругими перемещениями системы СПИД целесообразнее производить путем поворотов резца относительно оси, проходящей через его вершину и нормальной к обрабатываемой поверхности.

Характер изменения геометрических параметров режущей части резца с  $\varphi = 45^\circ$  и углом заострения  $\beta = 75^\circ$  при поворотах его по выбранной схеме представлен в табл. 1.

Таблица 1

Угол поворота резца в град	$\gamma$	$\alpha$	$\delta$	$\lambda$	$\varphi$	$\varphi_1$	$r$ в мм
—15	—10° 40′	25° 40′	100° 40′	—10° 40′	46°	10° 20′	1,930
—10	—7° 4′	22° 4′	97° 4′	—7° 4′	45° 28′	10° 11′	1,968
—8	—5° 40′	20° 40′	95° 40′	—5° 40′	45° 17′	10° 7′	1,980
—6	—4° 15′	19° 15′	94°	—4° 15′	45° 10′	10° 4′	1,988
—4	—2° 50′	17° 50′	92° 50′	—2° 50′	45° 5′	10° 2′	1,994
—2	—1° 24′	16° 24′	91° 26′	—1° 24′	45° 3′	10° 1′	1,998
0	0°	15°	90°	0°	45°	10°	2,00
2	+1° 24′	13° 36′	88° 34′	+1° 24′	45° 3′	10° 1′	1,998
4	2° 50′	12° 10′	87° 10′	2° 50′	45° 5′	10° 2′	1,994
6	4° 15′	10° 45′	86° 0′	4° 15′	45° 10′	10° 4′	1,988
8	5° 40′	9° 20′	84° 20′	5° 40′	45° 17′	10° 7′	1,980
10	7° 4′	7° 56′	82° 56′	7° 4′	45° 28′	10° 11′	1,968
15	10° 40′	4° 20′	79° 20′	10° 40′	46°	10° 20′	1,930
30	21° 20′	21° 20′	21° 20′	±10° 40′	1° 0′	0° 20′	0,070

$\gamma$  — передний угол;  $\alpha$  — задний угол;  $\varphi_1$  — вспомогательный угол в плане;  $r$  — радиус резца при вершине.

В общем виде суммарное влияние поворотов резца на составляющие силы резания можно записать следующими формулами:

$$P_Y = f_1(\theta) = c_Y \delta^{X_2} (1 - n_{PY} \Delta \alpha) (1 - m_{PY} \Delta \lambda) (1 \pm K_{PY} \Delta \varphi); \quad (8)$$

$$P_Z = f_2(\theta) = c_Z \delta^{X_1} (1 - n_{PZ} \Delta \alpha) (1 - m_{PZ} \Delta \lambda) (1 \pm K_{PZ} \Delta \varphi); \quad (9)$$

$$P_X = f_3(\theta) = c_X \delta^{X_3} (1 - n_{PX} \Delta \alpha) (1 - m_{PX} \Delta \lambda) (1 \pm K_{PX} \Delta \varphi), \quad (10)$$

где  $\theta$  — угол поворота резца;

$\delta$  — угол резания;

$n_{PY}$ ;  $n_{PZ}$ ;  $n_{PX}$  — коэффициенты, характеризующие влияние главного заднего угла ( $\alpha$ ) на соответствующую составляющую силы резания;

$m_{PY}; m_{PZ}; m_{PX}$  — коэффициенты, характеризующие влияние угла ( $\lambda$ ) наклона главной режущей кромки на соответствующую составляющую силы резания;  
 $K_{PY}; K_{PZ}; K_{PX}$  — коэффициенты, характеризующие влияние главного угла в плане на составляющие силы резания;

$c_Y; c_Z; c_X$  — постоянные коэффициенты, зависящие от прочих условий обработки.

Анализируя зависимости (8), (9) и (10) совместно с таблицей изменения геометрических параметров при поворотах резца и влияние соответствующих углов на силы резания и упругие перемещения, можно сказать следующее: а) фактором, определяющим изменение силы резания и величины упругих перемещений в системе СПИД при поворотах резца относительно оси, проходящей через его вершину, является угол резания; б) радиальная составляющая силы резания и, особенно, осевая более чувствительны к поворотам резца, чем тангенциальная.

Специальные эксперименты по количественному определению влияния поворотов резца на величину радиальной составляющей силы резания показали, что при точении стали 45 и изменении угла резания от 80 до 100°, каждый градус поворота резца с углом в плане 45° изменяет радиальную составляющую силы резания в среднем на 4—5%. Это позволило изменять упругое перемещение, приведенное к вершине резца и оси детали, в 2 раза при повороте резца на 20°.

Специфика резания поворачивающимся резцом требует рассмотрения вопроса о влиянии регулирования упругих перемещений таким способом на шероховатость поверхности детали. Изменение высоты микронеровностей при поворотах резца происходит вследствие изменения проекции радиуса при вершине резца на основную плоскость и изменения условий пластической деформации.

Приближенно высота микронеровностей при различных углах поворота резца  $\theta$  может быть подсчитана по формуле

$$H_{\max} = \frac{S^2}{8r \cos \theta}, \quad (11)$$

где  $S$  — продольная подача;

$r$  — радиус при вершине резца.

Практически влияние других факторов увеличивает действительную высоту микронеровностей, и при расчете режимов резания их необходимо учитывать. Казалось бы, что изменение деформации металла при изменениях переднего угла может вызвать резкое изменение микрогеометрии поверхности, но значительный перепад величины переднего угла на криволинейном

участке режущей кромки, который при поворотах резца почти не изменяется, является доминирующим фактором в образовании микрогеометрии обработанной поверхности. Это служит одной из причин незначительного влияния переднего угла на шероховатость поверхности.

Если одновременно с изменением переднего угла рассматривать изменение угла наклона главной режущей кромки, что действительно происходит при поворотах резца, то процесс образования микрогеометрии поверхности еще более усложняется.

Анализируя изменение геометрических параметров при поворотах резца и принимая во внимание результаты ранее проведенных исследований по влиянию геометрических параметров режущей части резца на микрогеометрию поверхностного слоя, можно заключить следующее. При работе поворачивающимся резцом следует ожидать незначительного увеличения максимальной высоты микронеровностей в результате изменения как геометрических параметров режущей части резца, так и условий пластической деформации. Из геометрических параметров наибольшее влияние может оказать изменение проекции радиуса при вершине резца. На условия пластической деформации наибольшее влияние может иметь изменение переднего угла.

Если учесть, что вершина резца практически всегда смещена с оси его поворотов, то в зависимости от углового положения резца в момент выключения подачи в линейные размеры вала вносится погрешность, равная перемещению режущей кромки в горизонтальной плоскости. Максимальная величина этой погрешности может быть определена по формуле

$$\Delta l = R(1 - \cos \theta), \quad (12)$$

где  $R$  — смещение вершины резца с оси его поворотов;

$\theta$  — угол между исходным и конечным положениями резца в момент выключения продольной подачи.

При небольших сечениях стружки удельное влияние изменения геометрических параметров резца (в результате его поворотов) на силу резания уменьшается, так как практически в процессе стружкообразования может участвовать только вершина резца.

Стабилизация упругих перемещений путем поворотов резца при малых сечениях среза требует как уменьшения радиуса при вершине резца, так и расширения диапазона угла его поворотов. Первое, естественно, увеличит гребешки микронеровностей, а второе вызовет уменьшение угла заострения резца и снижение его прочности. Для расширения диапазона регулирования при работе с небольшой глубиной резания (чистовое точение) предлагается воспользоваться смещением вершины резца относительно оси его поворотов, чтобы одновременно с изменением

силы резания изменять размер статической настройки в нужном направлении.

Обработка валов, собственная деформация которых значительно уменьшает жесткость системы СПИД, требует резкого уменьшения силы резания при обработке в среднем сечении, в противном случае упругое перемещение по длине обработки не выравнивается. Если прогиб нежесткого вала значителен, то угла поворота резца для уменьшения силы резания в среднем сечении обработки будет недостаточно. В этом случае только изменение размера статической настройки позволит, не снижая производительности обработки вала, получить необходимую его форму по всей длине. Если суммарный закон изменения диаметра обрабатываемой поверхности от угла поворота резца и изменения размера статической настройки в первом приближении поддается линеаризации, то сокращение систематической

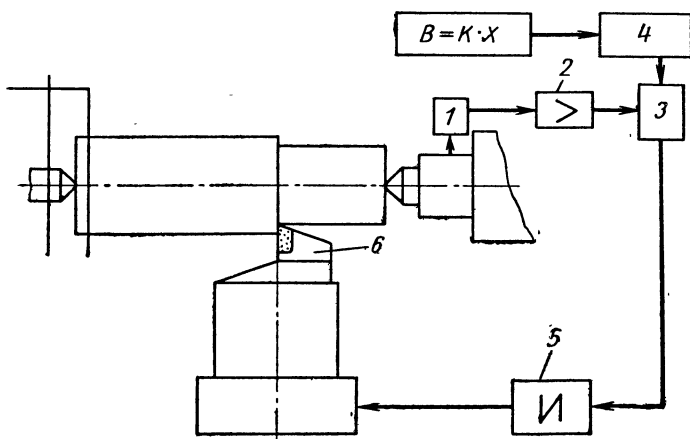


Рис. 3. Блок-схема системы автоматического управления поворотом резца

погрешности от собственной деформации вала посредством программного управления не представляет большой трудности. Для этого, определив степень влияния на размер детали изменения угла поворота резца через каждый градус (в определенном диапазоне его поворотов), надо рассчитать необходимое положение резца в каждый момент обработки вала по его длине. Таким образом, удастся, не расширяя диапазон поворотов резца, компенсировать значительные систематические погрешности.

Для осуществления программного регулирования поворотов резца необходимо непрерывное измерение положения отдельного элемента системы СПИД, упругие перемещения которого

отражали бы характер изменения расстояния между вершиной резца и осью детали. В результате экспериментальной проверки отдельных узлов станка 1А62 на пропорциональность перемещений его элементов возникающей силе, в качестве динамометрического узла была выбрана пиноль задней бабки станка. Этот выбор объясняется незначительными гистерезисными явлениями при нагружении пиноли и возможностью проведения постоянного контроля за положением пиноли при ее закреплении и в процессе обработки.

На рис. 3 изображена принципиальная блок-схема системы автоматического управления поворотом резца. Индуктивный датчик 1, контролируя перемещения пиноли задней бабки, выдает сигнал на усилитель 2. С выхода усилителя сигнал поступает на сравнивающее устройство 3, где происходит алгебраическое сложение сигналов датчика и программного устройства 4. Программное устройство одновременно осуществляет пересчет реакции пиноли задней бабки в фактическую радиальную силу с учетом перемещения резца к передней бабке. Результирующий сигнал от сравнивающего устройства поступает на исполнительный механизм 5, который осуществляет поворот резца 6 относительно оси, проходящей через его вершину.

Принципиальная электрическая схема САУ изображена на рис. 4. Система автоматического управления поворотом резца представляет собой релейный регулятор, в состав которого входят: индуктивный датчик типа БВ-884, электронный усилитель УЭУ-209, двигатель постоянного тока с независимым возбуждением мощностью 12 Вт, схема питания двигателя и программное устройство.

Индуктивный датчик ДИ включен на входную обмотку трансформатора  $Tr_2$  электронного усилителя. Балансировка датчика осуществляется с помощью переменного сопротивления  $R_{16}$ . Всякое перемещение пиноли задней бабки приводит к изменению индуктивности плеч датчика ДИ, что вызывает появление сигнала на сетке лампы  $L_1$ . Наличие сигнала в первом каскаде усиления приводит к тому, что через обмотку  $P_2$  поляризованного реле РП-5 начинает проходить выпрямленный ток, который вызывает срабатывание реле. При этом на базу транзистора П203 подается напряжение, которое управляет током в обмотке якоря двигателя поворота резца. Диоды  $D_7$ ,  $D_8$ ,  $D_9$  и  $D_{10}$  служат для выпрямления тока питания обмотки якоря, а диоды  $D_3$ ,  $D_4$ ,  $D_5$  и  $D_6$  выпрямляют ток питания обмотки возбуждения двигателя.

От трансформатора  $Tr_3$ , кроме обмотки возбуждения двигателя, питается следящая система программного устройства, которая состоит из сопротивлений  $R_{19}$ ,  $R_{20}$ ,  $R_{21}$  и  $R_{22}$ . Ползушка переменного сопротивления  $R_{20}$  перемещается с помощью программирующего устройства. Обмотка поляризованного реле

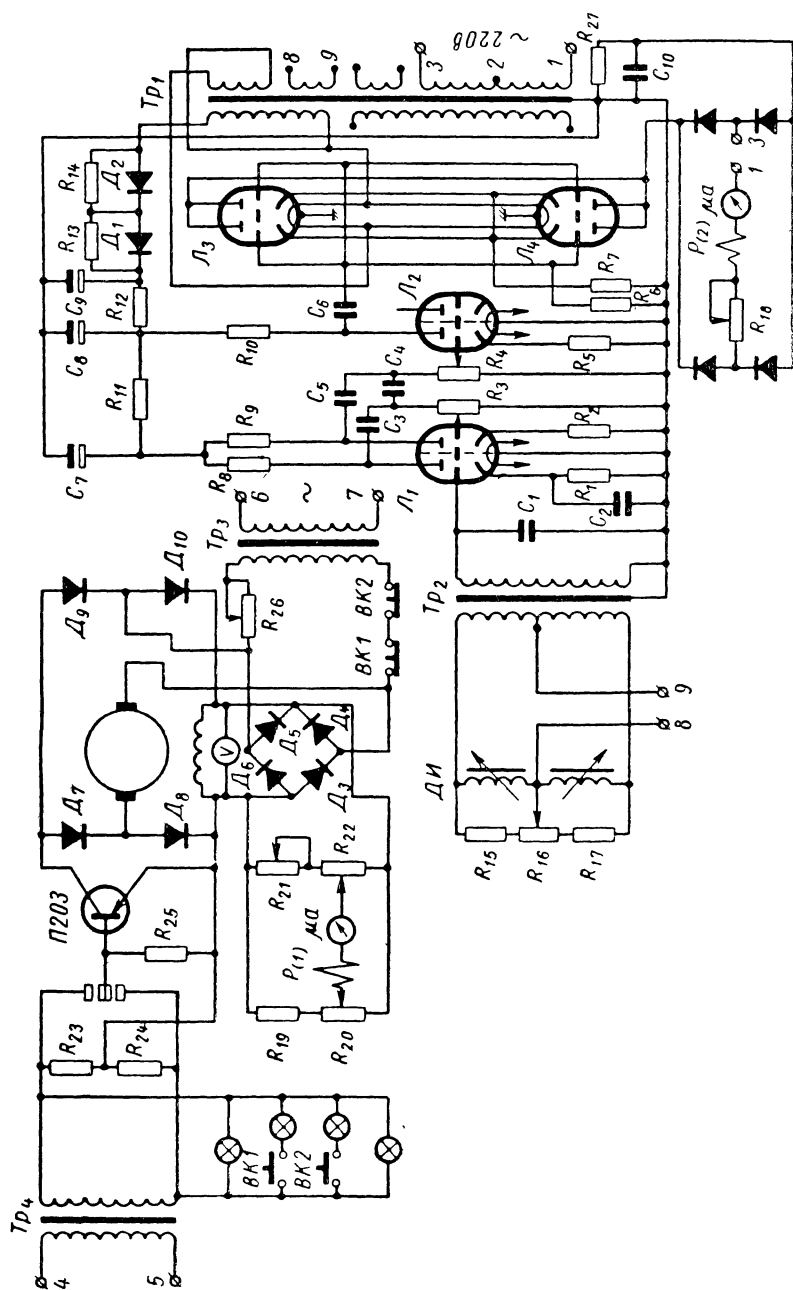


Рис. 4. Принципиальная электрическая схема САУ

РП-5, обозначенная индексом  $P_{(1)}$ , производит включение двигателя поворота резца в соответствии с программой. Таким образом, алгебраическое сложение сигналов датчика и программного устройства осуществляется с помощью сложения двух магнитных потоков от обмоток поляризованного реле РП-5. Сопротивление  $R_{21}$  служит для балансировки моста. Ползушка переменного сопротивления  $R_{22}$  в случае регулирования размера статической настройки с помощью поворотов резца кинематически связывается с ним, чем и осуществляется необходимая обратная связь при отработке программы.

Для ограничения угла поворота резца установлены конечные выключатели  $BK1$  и  $BK2$ , которые отключают двигатель в крайних положениях резца и производят включение сигнальных лампочек, предупреждающих о неполадках в системе. Режим двигателя поворота резца выбран таким, что сколько-нибудь заметного нагрева его даже при длительном включении не наблюдалось. Потребление мощности, необходимой для поворота резца относительно оси, проходящей через его вершину, невелико, что объясняется незначительным моментом от сил резания, способных вызвать поворот резца. Общий вид исполнительного механизма с поворотным резцом, установленным на станке 1А62, показан на рис. 5.

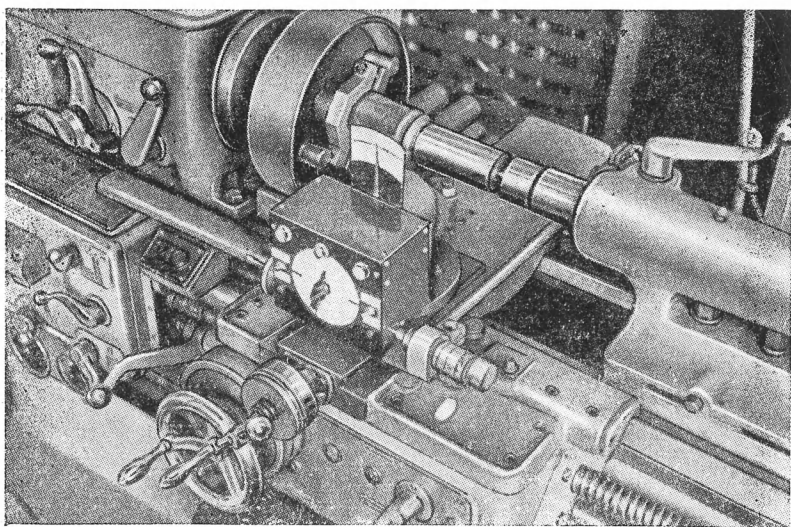


Рис. 5. Общий вид исполнительного механизма САУ

Программное устройство системы автоматического поворота резца при установке датчика упругих перемещений на пиноли

задней бабки служит одновременно для учета поправок по длине обработки и для пересчета реакции задней бабки по мере перемещения резца к переднему центру. Методика расчета программы изменяется в зависимости от выполняемых ею функций.

При использовании программного устройства для пересчета реакции пиноли задней бабки на значение радиальной силы по длине обработки необходимо иметь в виду, что при работе на одних значениях силы резания шаг спирали профиля кулачка сохраняется постоянным при одном положении задней бабки на станине. Это позволяет изготовить один кулачок для детали с максимальной длиной и использовать его для деталей всех длин, разрешаемых вылетом пиноли. На кулачке необходимо сделать отметки начального положения резца или вылета пиноли. Это замечание относится только к случаю обработки жестких валов, жесткость которых незначительно отличается от жесткости пиноли задней бабки.

Создание САУ с исполнительным механизмом в виде поворотного резца позволило провести принципиальную проверку возможности и целесообразности активного управления упругими перемещениями в процессе каждого оборота заготовки.

При управлении упругими перемещениями поворотами резца с большой скоростью в каждый момент времени процесса резания передняя поверхность резца, находясь в движении, будет способствовать или препятствовать перемещению по ней стружки. Эти сложения движений поверхностей резца со стружкой и обработанной поверхностью могут вызвать отклонения силы резания и величины упругих перемещений. Явление перерегулирования в результате сложения движений можно назвать скоростным перерегулированием в отличие от общепринятого перерегулирования, под которым понимается заброс параметра за установленную величину «по инерции». Количественная характеристика влияния скоростного перерегулирования на величину упругих перемещений определяется не только параметрами движений резца и заготовки, но также и динамическими свойствами отдельных элементов системы СПИД.

Анализ явлений, происходящих при быстрых поворотах резца, позволил выявить два принципиально различных способа настройки станка, обеспечивающих получение минимальной погрешности формы в поперечном сечении детали. Восстановление упругого состояния системы СПИД в результате поворота резца произойдет благодаря совокупному изменению всех перечисленных геометрических параметров:

$$\Delta Y = \frac{f_1(\Delta \delta, \Delta \alpha, \Delta \lambda, \Delta \varphi)}{j}, \quad (13)$$

где  $\Delta Y$  — изменение величины упругого перемещения;  
 $j$  — жесткость системы СПИД;



$\Delta\delta, \Delta\alpha, \Delta\lambda, \Delta\varphi$  — изменение угла резания, заднего угла, угла наклона главной режущей кромки и главного угла в плане.

Участок контакта передней поверхности резца со стружкой в результате поворотов резца будет описывать дугу, длину которой можно выразить в полярных координатах интегралом

$$L = \int_{(A)}^{(B)} \sqrt{dr^2 + r^2 d\theta^2}, \quad (14)$$

дифференциал дуги

$$dL = \sqrt{dr^2 + r^2 d\theta^2}, \quad (15)$$

где  $\theta$  — угол поворота резца;

$r$  — плечо приложения силы резания на переднюю поверхность резца.

Изменение упругого перемещения в результате поворота резца тогда определяется уравнением

$$\Delta Y = \frac{f_1(\Delta\delta, \Delta\alpha, \Delta\lambda, \Delta\varphi)}{j} \pm \frac{f_2(\sqrt{dr^2 + r^2 d\theta^2})}{j}. \quad (16)$$

Выбор способа настройки амплитуды и фазы колебания резца по отношению к колебаниям возмущений будет зависеть от соотношения величин двух слагаемых правой части уравнения (16). При низкой частоте колебаний резца, когда второе слагаемое на порядок меньше первого, системе управления следует настраивать по первому способу. Условие настройки по первому способу будет

$$\frac{f_1(\Delta\delta, \Delta\alpha, \Delta\lambda, \Delta\varphi)}{j} \gg \frac{f_2(\sqrt{dr^2 + r^2 d\theta^2})}{j}. \quad (17)$$

Сущность настройки по первому способу изображена на рис. 6.

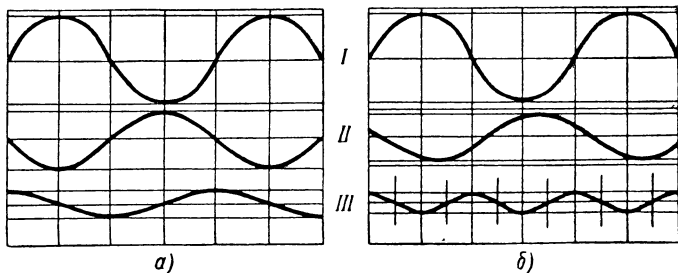


Рис. 6. Способы настройки амплитуды и фазы колебаний резца:  
а — первый способ; б — второй способ

Кривые I характеризуют изменение силы резания в процессе одного оборота заготовки, кривые II — повороты резца относи-

тельно оси, проходящей через его вершину, а кривые *III* — характер погрешности регулирования.

Как видно из рис. 6, при настройке по первому способу максимальному значению силы резания соответствует минимальное значение угла резания. Погрешность регулирования обусловлена сложением скоростей движений передней поверхности резца и стружки. Если слагаемые правой части уравнения (16) соизмеримы по величине, то необходимо учитывать скоростное перерегулирование. Для этого амплитуду колебания резца необходимо уменьшить по величине и сместить по фазе относительно максимума возмущающей силы (рис. 6). В лучшем случае настройки получится незначительная погрешность регулирования с удвоенной частотой относительно колебания возмущающей силы.

Созданная система автоматического управления позволяет проверить возможность сокращения поля рассеяния размеров обрабатываемых валов путем изменения геометрических параметров режущей части резца.

Для решения этой задачи обтачивали короткие шейки валов с различным припуском по длине обработки. Сравнивали размеры после обработки в среднем сечении образца с полусуммой размеров по его краям. Такая методика измерения была принята с целью сокращения влияния погрешностей формы по длине на результаты эксперимента. Обработку заготовок из стали 45 диаметром 50 мм производили резцом с углом в плане  $\phi = 45^\circ$  при скорости резания  $v = 70$  м/мин на станке 1А62. Если при обработке без САУ поле рассеяния диаметральных размеров составило в среднем 0,03 мм, то при обработке с САУ всего около 0,01 мм. Изменение величины продольной подачи от 0,2 до 0,6 мм/об практически не отразилось на качестве регулирования.

Была поставлена также задача проверить возможность сокращения систематических погрешностей формы деталей в продольном сечении путем программного управления поворотом резца. В качестве заготовок были выбраны валы длиной 500 мм и диаметром от 45 до 50 мм. Поскольку проверяли только возможность программного управления, усилитель с датчиком были отключены, а заготовки предварительно обработаны. Валы обтачивали на длину 350 мм при глубине резания  $t = 1$  мм с подачей 0,4 мм/об. При обработке первой заготовки была обнаружена непараллельность линии центров станка направляющим станины и погрешность от собственной деформации вала. После измерения обработанного вала в семи сечениях был построен кулачок программного устройства и следующие валы были обточены с системой программного управления поворотом резца.

Результаты измерений показали, что погрешность формы по

длине обработки была сокращена системой программного управления поворотом резца в среднем с 0,12 до 0,015 мм.

Принимая во внимание что перед экспериментом заготовки были обработаны с подачей 0,5 мм/об и глубиной резания 2 мм и что погрешность формы их по длине составляла в среднем 0,2 мм, можно подсчитать значения коэффициента уточнения  $\varepsilon$  по форме в продольном сечении.

Для подачи 0,4 мм/об при глубине резания 1 мм без управления поворотом резца

$$\varepsilon_1 = \frac{0,2}{0,12} = 1,67;$$

с программным управлением поворотом резца

$$\varepsilon_2 = \frac{0,2}{0,015} = 13,3.$$

С уменьшением величины подачи и глубины резания коэффициент уточнения системы СПИД без системы программного управления начинает расти, но из-за погрешности, обусловленной непараллельностью линии центров станка направляющим станины, так и не достигает значений, полученных с программным управлением (рис. 7).

На заготовках с равномерным припуском и на тщательно подготовленном станке можно добиться величины уточнения по форме в продольном сечении, близкой к значению, полученному с САУ, но при очень низких значениях глубины резания и подачи, т. е. при значительной потере производительности.

Таблица 2

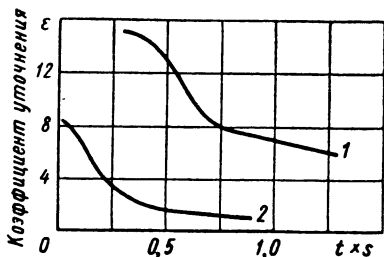


Рис. 7. Зависимость коэффициента уточнения системы СПИД от произведения глубины резания на продольную подачу:

1 — обработка с САУ; 2 — без САУ

Подача в мм/об	Поворот резца в угловых градусах от номинального положения				
	10	5	0	—5	—10
0,1	8,7	8,9	6,2	8,5	9,35
0,2	24,6	21,8	23,1	19,8	21,4
0,3	33,6	36,4	29,6	35,7	33,5
0,4	41,3	44,6	40,0	38,0	40,0
0,5	69,0	64,5	68,0	75,5	77,4

Исследовали также влияние поворотов резца при различных значениях продольной подачи на шероховатость поверхности.

В ходе проведения исследования было обработано 50 образцов при различных угловых положениях резца в диапазоне подач от 0,1 до 0,5 мм/об. В качестве примера в табл. 2 выписаны значения высоты микронеровностей в микронах при различных угловых положениях резца с радиусом при вершине 0,5 мм.

Результаты проведенного исследования позволяют заключить, что суммарное влияние поворотов резца на шероховатость поверхности незначительно. Некоторое несоответствие расчетных значений высоты микронеровностей, полученным при эксперименте с подачами 0,1 и 0,2 мм/мм, объясняется влиянием микрогеометрии пластинки твердого сплава и изменяющимися условиями пластической деформации, которые очень трудно учесть расчетом.

Была произведена проверка возможности сокращения величины радиального биения обработанной поверхности за счет создания в системе СПИД с поворотным резцом равных, но противоположно направленных упругих перемещений. Теоретические исследования этого вопроса показывают, что при определенной геометрии режущего инструмента, обеспечивающей необходимое соотношение между составляющими силы резания, на небольшом участке по длине обработки колебания глубины резания в процессе каждого оборота заготовки не должны приводить к изменению расстояния между вершиной резца и осью детали.

Проверка этого положения проводилась при обтачивании образцов с эксцентричным припуском. Глубина резания изменялась в процессе каждого оборота от 1 до 2 мм. Обработка проводилась в два прохода. После первого прохода измеряли отклонение радиуса поверхности через 60° поворота шпинделя, а затем образцы обтачивали второй раз практически с постоянной глубиной резания.

Алгебраически вычитая значения отклонений радиуса детали после второго прохода из значений, полученных при обтачивании эксцентричного припуска, получали величину радиального биения, обусловленную изменением глубины резания в процессе каждого оборота. Обтачивание образцов проводилось при 480 об/мин с углами резца в плане 45, 57 и 90°.

Измерение радиального биения обработанных поверхностей производилось микронным индикатором с плоским наконечником. Угол в плане  $\varphi = 57^\circ$  обеспечивал в системе СПИД с поворотным резцом стабилизацию расстояния между вершиной резца и осью детали при изменении глубины резания. Условия эксперимента:  $s = 0,2$  мм/об;  $t_{\max} = 2$  мм;  $t_{\min} = 1$  мм. Диаметр заготовки 60 мм. С целью сокращения влияния радиального биения шпинделя станка на результаты эксперимента передний центр был установлен в гнезде шпинделя с учетом вычитания эксцентриситетов. Это позволило сократить радиальное биение базировочной поверхности переднего центра до 4 мк.

Результаты измерений и последующих расчетов показали, что данный способ стабилизации расстояния между вершиной резца и осью детали позволяет сократить радиальное биение обработанной поверхности, обусловленное эксцентричным рас-

положением припуска, до 3—4 *мк* по сравнению с 12—13 *мк*, полученными при обработке резцом с углом в плане  $\varphi = 45^\circ$ . Обработка заготовок резцом с  $\varphi = 90^\circ$  дала радиальное биение, аналогичное по величине биению с  $\varphi = 45^\circ$ , но максимальное значение радиуса обработанной поверхности смещается примерно на  $180^\circ$ .

Принципиальная проверка возможности активного управления величиной упругого перемещения в течение каждого оборота заготовки проводилась также при обтачивании эксцентричных заготовок. Методика измерения радиального биения обточенных образцов аналогична описанной выше. Настройка амплитуды и фаза колебаний резца проводилась по первому способу. Режимы обработки:  $s = 0,2$  *мм/об*,  $t_{ном} = 1,5$  *мм*,  $n = 15$  *об/мин*. Эксцентрицитет заготовки  $e = 1$  *мм*, диаметр заготовки 80 *мм*. Результаты измерений показали, что регулирование поворотов резца по сигналам датчика позволило сократить радиальное биение обработанных поверхностей в среднем в 2 раза.

## ВЫВОДЫ

Теоретические и экспериментальные исследования показали возможность управления упругими перемещениями системы СПИД путем изменения геометрических параметров режущей части резца. Суммарное влияние поворотов резца по выбранной схеме на шероховатость поверхности невелико и позволяет получать шероховатость  $\nabla 6$  при полном использовании диапазона регулирования.

---

## ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ ФОРМЫ ДЕТАЛИ В ПРОДОЛЬНОМ СЕЧЕНИИ НА СТАНКАХ ТОКАРНОЙ ГРУППЫ ПУТЕМ УПРАВЛЕНИЯ РАЗМЕРОМ ДИНАМИЧЕСКОЙ НАСТРОЙКИ

Действие систематических и случайных факторов в процессе обработки детали приводит к тому, что погрешность формы детали в осевом сечении состоит из систематической и случайной составляющих. Обработка деталей со стабилизацией величины упругих перемещений в значительной степени сокращает влияние действия случайных факторов и тем самым уменьшает случайную составляющую погрешности формы.

На токарном станке мод. 1А62, оснащённом системой автоматического управления радиальной составляющей силы резания  $P_y$ , были обработаны две партии валов по 5 шт. в каждой с различным распределением величины припуска по длине заготовки (рис. 1).

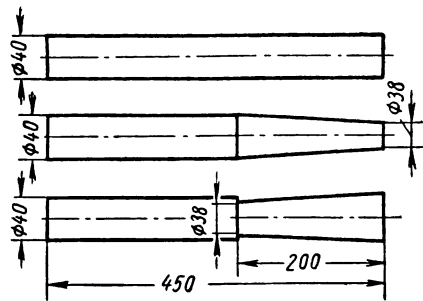


Рис. 1. Чертеж заготовки

Первая партия валов была обработана обычным способом за один проход с номинальной глубиной резания  $t = 2$  мм, подачей  $s = 0,2$  мм/об и скоростью резания  $v = 96$  м/мин резцом с пластинкой из сплава Т15К6 с углами  $\phi = 45^\circ$ ,  $\gamma = 5^\circ$ ,  $\alpha = 12^\circ$  и радиусом закругления  $r = 1$  мм. Валы второй партии были обработаны при  $P_y = \text{const} = 70$  кГ при прочих равных условиях, за исключением продольной подачи, которую изменяли для поддержания заданного значения силы  $P_y$ .

На рис. 2, а показаны результаты обработки деталей с  $P_y = \text{const}$ , а на рис. 2, б — деталей, обработанных обычным способом, имеющих в обоих случаях максимальную погрешность формы. Анализ графиков показывает, что погрешность формы в продольном сечении в партии деталей при обычной обработке колеблется от 0,025 до 0,09 мм и, следовательно, величина поля рассеяния этой погрешности равна  $\omega = 0,065$  мм; при обработке с постоянной радиальной составляющей  $P_y$  силы резания погрешность продольной формы деталей колеблется от 0,05 до 0,085 мм при величине поля рассеяния  $\omega' = 0,035$  мм.

Таким образом, при обработке с  $P_y = \text{const}$  величина поля рассеяния погрешности формы деталей в продольном сечении

примерно в 2 раза меньше, чем при обработке обычным способом. Характер изменения погрешности формы в первом случае один и тот же, а во втором — зависит в основном от распределения припуска по длине детали (рис. 2).

Итак, погрешность формы детали при обработке с  $y = \text{const}$  в основном определяется действием систематических факторов,

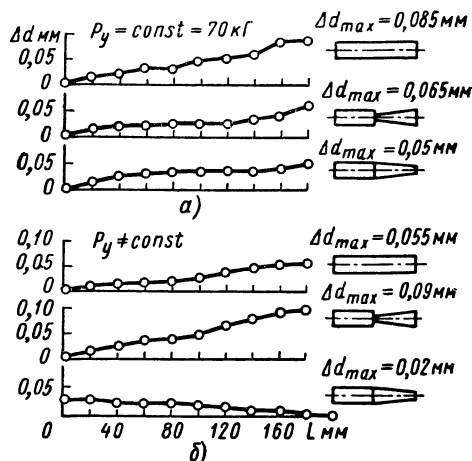


Рис. 2. Погрешности формы деталей в продольном сечении

таких как отклонение от параллельности оси центров направляющим станины, непрямолинейность направляющих станины, изменение точки приложения силы резания по длине детали и др. Систематическую часть погрешности формы (постоянную во время обработки) сравнительно просто можно компенсировать программированием величины упругого перемещения по длине детали.

Как уже отмечалось в статье профессора Б. С. Балакшина, управление величиной упругого перемещения может осуществлять-

ся путем изменения размера динамической или статической настройки.

Рассмотрим способы программирования величины  $y$  путем изменения размера динамической настройки.

Как следует из формулы упругого перемещения,

$$y = \frac{P_s}{j_c}, \quad (1)$$

где  $P_s$  — эквивалентная сила;  
 $j_c$  — жесткость системы СПИД.

Управлять величиной  $y$  можно меняя силу  $P_s$  или жесткость системы СПИД. Рассмотрим оба случая. Поскольку в подавляющем большинстве случаев доминирующее влияние на величину  $P_s$  оказывает сила резания, рассмотрим вопросы программирования величины  $P_s$  путем изменения силы резания или ее составляющих.

**Повышение точности формы детали в продольном сечении посредством изменения силы резания.** Основным требованием при управлении упругими перемещениями является наличие однозначной зависимости между ними и силой резания. Как показали эксперименты, для системы СПИД токарно-винторез-

ного станка 1А62, на котором осуществлялись эксперименты, зависимость упругого перемещения от радиальной составляющей  $P_y$  силы резания можно считать однозначной. В качестве параметра регулирования выбрали продольную подачу  $s$ .

При управлении величиной упругих перемещений посредством силы  $P_y$  следует различать программное управление без обратной связи и с обратной связью по силе  $P_y$ . Если обработку вести при программном управлении без обратной связи по  $P_y$ , то влияние таких факторов, как затупление резца, колебание припуска и твердости материала заготовки, не будет компенсироваться, так как величина силы  $P_y$  в процессе обработки не измеряется, а ее изменение осуществляется посредством заранее запрограммированного изменения величины продольной подачи. Такой способ управления упругими перемещениями возможен только при условии, если действие названных факторов вызывает погрешность, величина которой весьма мала по сравнению с величиной заданного допуска.

Для осуществления обработки с программным управлением с обратной связью по радиальной составляющей силы резания последняя в процессе обработки измеряется, сравнивается с заданным значением и при возникновении рассогласования величина продольной подачи автоматически изменяется до тех пор, пока рассогласование не уменьшится до допустимой величины. Таким образом, в этом случае влияние затупления резца, колебание припуска и твердости материала заготовки на погрешность формы резко уменьшается.

Поскольку при токарной обработке влияние этих факторов на погрешность формы достаточно велико, управление упругими перемещениями рекомендуется осуществлять посредством программного управления с обратной связью по силе  $P_y$ . В качестве исходных данных для расчета программы изменения силы  $P_y$  принимается погрешность формы детали в продольном сечении, обусловленная совокупным действием систематических факторов. Эта погрешность выражается в виде функциональной зависимости между отклонением  $\Delta d$  диаметрального размера от заданного и положением резца по продольной координате его перемещения  $x$ , т. е.  $\Delta d = f(x)$ . Одной из отличительных особенностей рассматриваемой методики является способ определения этой погрешности.

Погрешность формы вала в продольном сечении, обусловленная действием систематических факторов, определяется следующим образом. Обрабатывают одну заготовку из партии на станке, оснащенном системой программного управления с обратной связью по  $P_y$  с  $P_y = \text{const}$ , поставив цилиндрический кулачок в программное устройство. В результате такой обработки влияние затупления резца, колебаний припуска и твердости материала заготовки на погрешность формы резко уменьшается и на де-



тали остается в основном часть погрешности формы, порождаемая действием систематических факторов, таких, как изменение жесткости системы СПИД по мере перемещения резца вдоль детали, непараллельность линии центров направляющим станины, непрямолинейность направляющих и др.

Для обеспечения наименьшей величины основного технологического времени при обработке с программным управлением исходные данные следует определять, ведя обработку с максимальным значением  $P_y$ , т. е.  $P_{y_{\max}} = \text{const}$ . Максимальное значение силы  $P_y$  должно подсчитываться из условий прочности системы СПИД, мощности привода станка и требуемого класса чистоты обработанной поверхности.

Поскольку обработка первой детали производится при  $P_y = P_{y_{\max}} = \text{const}$ , компенсировать погрешность формы в продольном сечении описываемым способом можно только путем уменьшения упругих перемещений. Это объясняется тем, что при наличии однозначной зависимости  $y = f(P_y)$  компенсация погрешности формы за счет увеличения упругих перемещений потребует силу  $P_y$  больше  $P_{y_{\max}}$ . Но такое увеличение силы  $P_y$  недопустимо.

Величины изменения упругих перемещений  $\Delta y_i$  системы СПИД (в соответствующих поперечных сечениях), обусловленных действием систематических факторов, определяются по формуле

$$\Delta y_i = \frac{D_{oi} - D_{o_{\min}}}{2}, \quad (2)$$

где  $D_{oi}$  — диаметральный размер  $i$ -го сечения после обработки с  $P_{y_{\max}} = \text{const}$ ;

$D_{o_{\min}}$  — минимальный диаметральный размер после обработки с  $P_{y_{\max}} = \text{const}$ .

Величина силы  $P_y$ , необходимая для компенсации погрешности диаметрального размера в  $i$ -м сечении детали (обозначим ее  $P'_{yi}$ ) определится из формулы

$$P'_{yi} = P_{y_{\text{const}}} - \Delta P_{yi} = (y_{oi} - \Delta y_i) j_i, \quad (3)$$

где  $y_{oi}$  — величина упругих перемещений в  $i$ -м сечении при обработке с  $P_{y_{\max}} = \text{const}$ ;

$\Delta P_{yi}$  — дополнительное приращение силы  $P_y$  для компенсации диаметральной погрешности в  $i$ -м сечении;

$j_i$  — жесткость в  $i$ -м сечении.

Определение величины  $y_{oi}$  и  $j_i$  аналитическим путем весьма трудоемко, особенно, если вал многоступенчатый, поэтому в про-

цессе исследования эти величины определялись экспериментально. После обработки детали с  $P_{y_{\max}} = \text{const}$  и ее измерения производили выхаживание и повторный обмер, а затем определяли значения  $y_{o_i}$  и  $j_i$  по формулам:

$$y_{o_i} = \frac{D_{o_i} - D_{b_i}}{2}; \quad (4a)$$

$$j_i = \frac{P_{y_{\max}}}{y_{o_i}}, \quad (4б)$$

где  $D_{o_i}$  — диаметральный размер в  $i$ -м сечении после выхаживания.

Из соотношений (2) — (4б) можно получить формулу для расчета величины силы  $P'_{y_i}$  в  $i$ -м сечении по длине детали

$$P'_{y_i} = P_{y_{\max}} \frac{D_{o_{\min}} - D_{b_i}}{D_{o_i} - D_{b_i}}. \quad (4в)$$

Получив зависимость  $P'_y = f(x)$ , где  $x$  — текущая координата положения вершины резца по оси обрабатываемой детали, переходят к следующему этапу расчета, последовательность которого во многом предопределяется конструкцией программного устройства. Исходя из конструкции программного устройства, требуется рассчитать профиль кулачка. Допустим, что изменение величины опорного сигнала в задатчике САУ обеспечивается изменением сопротивления кругового потенциометра в результате перемещения толкателя, обусловленного поворотом кулачка, выполненного в виде диска, а вращение кулачка производится от ходового валика через редуктор. Тогда для расчета профиля кулачка необходимо знать следующие зависимости:

$P'_y = f_1(x)$  — эта зависимость уже известна;

$$P_y = f_2(u),$$

где  $u$  — величина напряжения, меняющаяся от изменения сопротивления потенциометра программного устройства (эта зависимость определяется тарировкой);

$$u = f_3(\varphi_{o.n}),$$

где  $\varphi_{o.n}$  — угол поворота оси потенциометра (эта зависимость определяется конструкцией потенциометра);

$$\varphi_{o.n} = f_4(r),$$

где  $r$  — радиус кулачка (указанная функция определяется механизмом поворота оси потенциометра от перемещения толкателя);

$$\varphi_k = f_s(\varphi_{x.с}),$$

где  $\varphi_{x.с}$  — угол поворота ходового валика (эта зависимость определяется кинематической цепью, передающей вращение кулачку от ходового валика);

$$x = f_6(\varphi_{x.с}).$$

Указанные зависимости, за исключением  $P'_y = f(x)$ , постоянные. В результате подстановки имеем

$$f_2 \{ f_3 [f_4(r)] \} = f_1 \{ f_6 [f_5'(\varphi_k)] \}, \quad (5)$$

где  $f_5'(\varphi_k)$  — функция, полученная из зависимости  $\varphi_k = f_5(\varphi_{x.с})$ .

Решая уравнение (5), можно найти зависимость  $r = F(\varphi_k)$ .

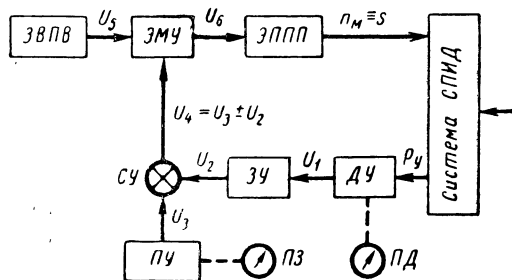


Рис. 3. Блок-схема системы программного управления системой

На рис. 3 представлена блок-схема системы программного управления радиальной составляющей силы  $P_y$ , спроектированная к токарно-винторезному станку 1А62, состоящая из динамометрического узла, программного устройства, бесступенчатого привода механизма продольной подачи и узла

управления скоростью вращения электродвигателя привода продольной подачи. На рис. 4 представлен чертеж динамометрического узла.

Динамометрический узел, устанавливаемый на станок вместо верхней части суппорта станка, состоит из следующих основных деталей: корпуса 1, упругого элемента 2, подвижных опор 3, винта 4 с правой и левой резьбой, индуктивного датчика 5, резцовой державки 6 с механическим креплением твердосплавной пластинки 7. Упругий элемент 2 представляет собой балку прямоугольного сечения, свободно лежащую на двух опорах с нагрузкой, приложенной в середине.

Программное устройство предназначено для изменения величины сигнала датчика силы  $P_y$  в процессе обработки по заданной программе по мере перемещения резца вдоль детали. Программное устройство, чертеж которого представлен на рис. 5, состоит из потенциометра 6, толкателя 5, кулачка 4, червячного редуктора 3 и зубчатых колес.

При включении продольной подачи станка вращение от ходового валика 1 передается через зубчатые передачи 2 на выход-

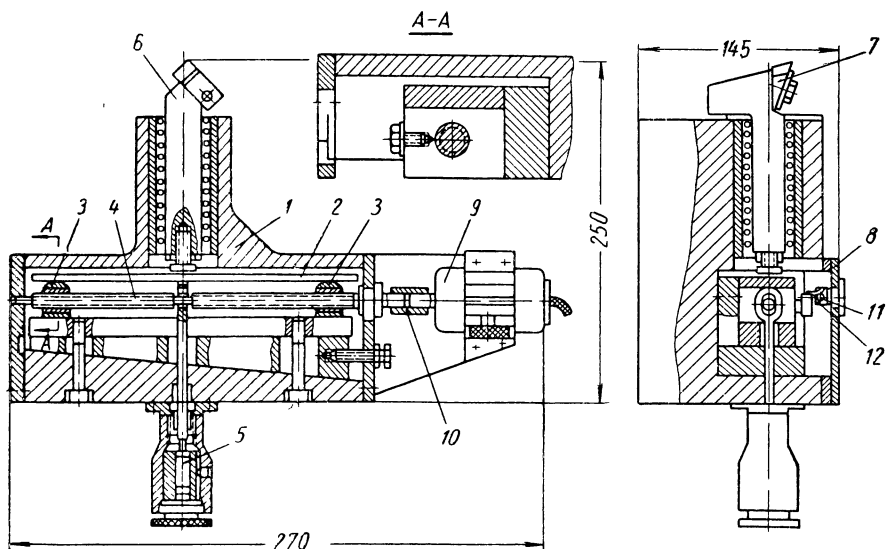


Рис. 4. Динамометрический узел

ной вал червячного редуктора 3, на котором жестко закреплен кулачок 4. Благодаря жесткой кинематической связи между ходовым валиком 1 и кулачком 4, угол поворота кулачка будет

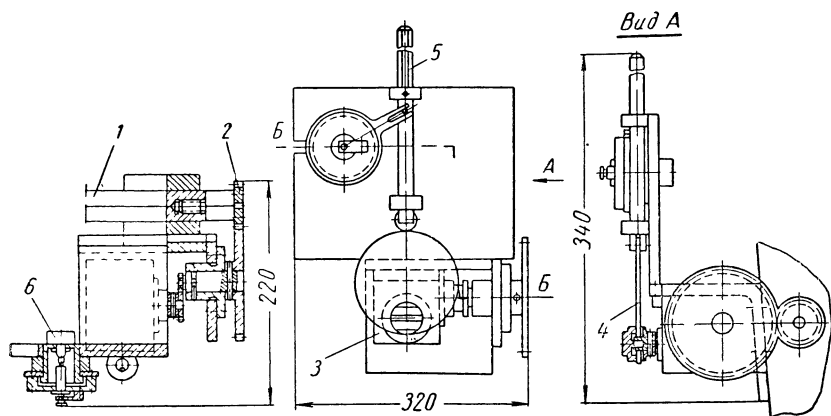


Рис. 5. Программное устройство

находиться в зависимости от продольного перемещения суппорта. Вращаясь, кулачок перемещает толкатель, который, в свою

очередь, через ряд звеньев поворачивает ось потенциометра. При обработке с  $P_y = \text{const}$  ставят цилиндрический кулачок.

Таким образом, в соответствии с продольным перемещением суппорта величина сигнала изменяется пропорционально требуемому значению силы  $P'_y$ . Передаточное число всех зубчатых передач программного устройства рассчитано так, чтобы за один оборот кулачка суппорт станка перемещался в продольном направлении на 400 мм. Параметры кулачкового механизма и характеристика потенциометра подобраны таким образом, чтобы точность радиуса-вектора кулачка лежала в пределах 0,2—0,3 мм (при необходимости пределы можно увеличить). Поскольку кулачок не испытывает практически никаких нагрузок, за исключением давления толкателя, величина которого зависит от параметров пружины и лежит в пределах 0,5—1 кг, его можно изготавливать из мягкого материала. Невысокие требования к точности радиуса-вектора и возможность использования мягкого материала позволяет изготавливать кулачок вручную. Могут быть использованы и другие способы задания программы.

**Бесступенчатый привод продольной подачи.** Существующий привод продольной подачи станка 1А62 не позволяет легко и просто осуществлять автоматическое непрерывное изменение продольной подачи в процессе резания, поэтому разработан электрический привод, который обеспечивает изменение величины продольной подачи в широком диапазоне и обладает малой инерционностью, что создает необходимую чувствительность изменения продольной подачи. Конструктивно наиболее удобным местом встройки электродвигателя привода механизма подач является гитара. Такая встройка осуществляется сравнительно просто и не влечет за собой существенных изменений в конструкции станка. В этом случае вращение от электродвигателя подается на входной вал гитары, а существующая в станке 1А62 кинематическая связь между шпинделем и коробкой подач должна быть разорвана путем постановки зубчатого колеса трензеля в нейтральное положение с последующей его фиксации.

В качестве привода механизма продольной подачи был использован электродвигатель постоянного тока с независимым возбуждением типа ЭП-245,  $n_m = 3600 \text{ об/мин}$ ,  $N = 245 \text{ вт}$  и параллельной обмоткой возбуждения (последняя была переделана в независимую). Величина продольной подачи определяется путем измерения тахометром скорости вращения выходного вала гитары.

Зависимость между подачей на оборот шпинделя и числом оборотов выходного вала гитары имеет вид

$$s = \frac{2,38s_c \cdot n_{g2}}{n_{ш}},$$

где  $s_c$  — величина продольной подачи на 1 оборот шпинделя по первоначальной кинематической схеме станка;

$n_{вг}$  — число оборотов выходного вала гитары, измеряемое тахометром;

$n_{ш}$  — число оборотов шпинделя в минуту.

Для проверки возможности повышения точности формы продольного сечения и производительности обработки были проведены следующие эксперименты. Вначале была обработана одна деталь из стали 45 (заготовка — двухступенчатый вал длиной 450 мм и диаметром 40 мм с малой ступенью длиной 200 мм и диаметром 30 мм) при постоянной силе  $P_y = 61$  кГ.

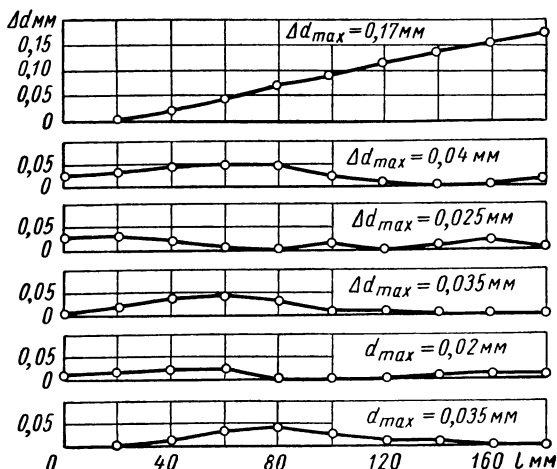


Рис. 6. Погрешности формы деталей в продольном сечении

Для имитации износа направляющих задняя бабка была намеренно смещена на 0,055 мм в направлении резца. Заготовку устанавливали в центрах станка и обрабатывали ступень диаметром 30 мм на длине 200 мм резцом с пластинкой из сплава T15K6 с углами  $\varphi = 45^\circ$ ,  $\gamma = 5^\circ$ ,  $\alpha = 12^\circ$  при глубине резания  $t = 1,5$  мм и скорости резания  $v = 96$  м/мин. Обработанная деталь была использована для получения данных, необходимых для расчета программы изменений силы  $P'_y$  по длине прохода.

После расчета программы при условиях, соответствующих обработке первой детали, было обработано пять заготовок с программным управлением силой  $P'_y$  и по полученным данным построены графики погрешности формы в продольном сечении (рис. 6).

Из графиков видно, что при обработке с программным управлением силой  $P_y$  погрешность формы в 5 раз меньше, чем при обработке с  $P_y \neq \text{const}$ , и не превышает 0,040 мм, что соответствует 3-му классу точности.

Здесь следует остановиться на вопросе погрешности задания программы  $P_y$ . При проведении эксперимента, установив в программное устройство кулачок, на холостом ходу проверили по прибору ПЗ (см. рис. 3) фактическую программу изменения величины силы  $P_y$ . График фактической программы нанесен штриховой линией (рис. 7). Сравнивая оба графика, видим, что они имеют различие, которое объясняется погрешностью изготовления профиля кулачка и зазором между отверстием кулачка и валом червячного редуктора программного устройства, а

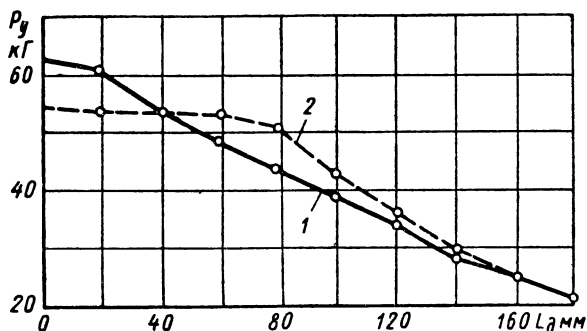


Рис. 7. Графики программы изменения силы  $P_y$  по длине хода:

1 — график расчетной программы; 2 — график фактической программы

также неточностью расположения посадочного отверстия кулачка относительно его профиля.

На отклонение программы силы  $P_y$  от расчетной влияет также и несовпадение во времени положения резца относительно переднего центра с началом отсчета программы. Это несовпадение является результатом выбора зазоров в зубчатых передачах программного устройства, а также погрешностью установки кулачка в угловом положении. Указанное несовпадение может достигать 10 мм (по длине детали) в ту или другую сторону. Таким образом происходит смещение программы изменения силы  $P_y$  по длине детали, что, следовательно, приводит к отклонению фактической программы от расчетной. Естественно, что отклонение фактической программы силы  $P_y$  от расчетной должно вызвать погрешность формы продольного сечения обрабатываемой детали. Поэтому была рассчитана погрешность формы, обусловленная отклонением фактической программы изменения силы  $P_y$  от расчетной. График ожидаемой погрешности в продольном сечении приведен на рис. 8.

Погрешность диаметрального размера  $\Delta d'_i$   $i$ -го поперечного сечения определилась из формулы

$$\Delta d'_i = 2(y_{ip} - y_{i\phi}), \quad (6)$$

где  $y_{ip}$  — расчетное значение упругого перемещения в  $i$ -м сечении;

$y_{i\phi}$  — фактическое значение упругого перемещения в  $i$ -м сечении.

В свою очередь,

$$y_{ip} = \frac{P_{y_{ip}}}{j_{c_i}} \text{ и } y_{i\phi} = \frac{P_{y_{i\phi}}}{j_{c_i}}.$$

Тогда подставляя их значения в выражение (6), получим

$$\Delta d'_i = 2 \left( \frac{P_{y_{ip}}}{j_{c_i}} - \frac{P_{y_{i\phi}}}{j_{c_i}} \right). \quad (7)$$

Сравнивая графики полученных погрешностей формы с графиками ожидаемой погрешности (см. рис. 6) в результате расхождения расчетной и фактической программ изменения силы  $P_y$ , нетрудно заметить, что полученные погрешности по величине близки к расчетным, если оценивать их по  $\Delta d_{\max}$ . Кроме того, характер погрешностей формы обработанных деталей в значительной степени совпадает с ожидаемой погрешностью формы, графическое изображение которой представлено на рис. 8. Здесь следует отметить, что фактическая программа из-

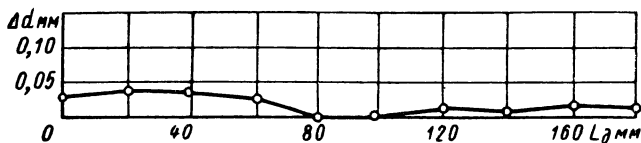


Рис. 8. Ожидаемая погрешность формы детали в продольном сечении

менялась от детали к детали из-за погрешности установки кулачка в исходное положение перед обработкой.

На основании вышеизложенного можно предположить, что в случае соответствия расчетной и фактической программ изменения силы  $P_y$  погрешности формы продольного сечения обработанных деталей не превысили бы 0,02 мм, т. е. величина погрешности сократилась бы в 2 раза. Отсюда следует, что необходимо предъявлять соответствующие требования к точности задания программы (ее расчету, программному устройству и установке программноносителя).

При сравнительных экспериментах по определению точности продольной формы детали, получаемой в случаях обычной обработки и обработки с программным управлением силой  $P_y$ , заготовки размером 60 × 500 мм, выточенные из горячекатаного прутка стали 45, были разбиты на три группы. В первую группу



вошли гладкие цилиндрические заготовки, имеющие биение в пределах 1—2 мм, во вторую и третью группы — заготовки с

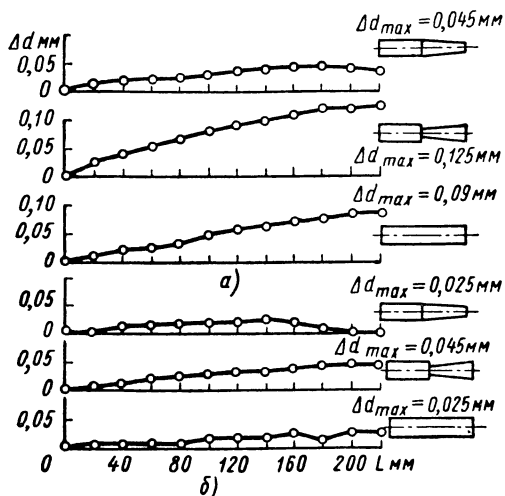


Рис. 9. Погрешности формы деталей в продольном сечении

сплавной пластинкой из сплава Т15К6;  $\varphi = 45^\circ$ ,  $\gamma = 5^\circ$ ,  $\alpha = 12^\circ$ ,  $r = 2$  мм. Режим подобран с таким расчетом, чтобы при номинальной глубине резания  $P_y \approx 120$  кг. Затем одна деталь была обработана с  $P_y = \text{const} = 120$  кг и по полученным данным рассчитана программа изменения силы  $P'_y$  по длине прохода. После этого были обработаны по три заготовки из каждой группы с программным регулированием силы  $P'_y$ . Во всех случаях обработка производилась в один проход на длине 240 мм.

На рис. 9 представлены графики погрешностей формы в продольном сечении для деталей, обработанных без управления (рис. 9, а) и с программным управлением силы  $P'_y$  (рис. 9, б). Каждая кривая построена по данным, полученным для одной детали. Из графиков видно, что при обработке с программным управлением силой  $P'_y$  погрешность формы деталей не превышает 0,045 мм, тогда как у деталей, обработанных обычным способом, она достигает 0,125 мм. Кроме того, при обработке с программным управлением величина поля рассеяния погрешности формы деталей в партии уменьшилась до  $\omega = 0,025$  мм, т. е. в 3 раза по сравнению с обычной обработкой. При проведении эксперимента фиксировалось основное технологическое время. Средняя величина основного технологического времени, затраченного на обработку деталей обычным способом, составляла 1,5 мин, а при обработке деталей с программным регулированием силы  $T_o = 1,2$  мин, т. е. была на 20% меньше.

Программное регулирование силы  $P_y$ , с одной стороны, уменьшает величину штучно-калькуляционного времени  $T_{ш.к}$  вследствие уменьшения величины основного технологического времени, а с другой стороны, увеличивает его за счет увеличения подготовительно-заключительного времени из-за дополнительных затрат времени на подготовку программы. Поэтому критерием, определяющим эффективность использования программного регулирования  $P_y$  при заданной точности формы детали в продольном сечении, может служить неравенство

$$\Delta T_o \leq \Delta T_{п.з},$$

где  $\Delta T_o$  — сокращение основного технологического времени;

$\Delta T_{п.з}$  — увеличение доли подготовительно-заключительного времени, приходящейся на одну деталь.

Этот критерий справедлив при условии однократной обработки.

Одним из преимуществ управления упругими перемещениями системы СПИД является возможность получения требуемой точности детали в один проход. Однако в силу того, что качество заготовок оставляет желать лучшего, величины припусков заготовок в реальных условиях значительно больше допустимых. В связи с этим обработка в один проход с управлением силы  $P_y$  не всегда дает наибольшую производительность. Ниже рассматривается вопрос выбора оптимального числа проходов при обеспечении колебания величины упругого перемещения в пределах допуска на форму в условиях обычной обработки жестких валов и валов средней жесткости и в условиях обработки с программным управлением силой  $P_y$ .

**Обработка без управления силой  $P_y$ .** Погрешность формы детали в продольном сечении, обусловленная колебанием величины упругого перемещения, выражается следующей формулой:

$$\omega_\phi = 2(Y_{\max} - Y_{\min}) = 2 \left( \frac{P_y}{j_{\min}} - \frac{P_y}{j_{\max}} \right), \quad (8)$$

где  $j_{\min}$  — минимальное значение жесткости системы СПИД по длине обработки;

$j_{\max}$  — максимальное значение жесткости системы СПИД по длине обработки.

При обработке деталей должно соблюдаться условие

$$\omega_\phi \leq \delta_\phi,$$

где  $\delta_\phi$  — допуск на форму детали в продольном сечении.

Решив уравнение (8) относительно  $P_y$  и заменив  $\omega_\phi$  на  $\delta_\phi$ , получим формулу для определения допустимой величины  $P_y$  (обозначим ее  $P_{y\phi}$ ), при которой погрешность формы, вызванная колебанием величины упругого перемещения по длине прохода, не выйдет за пределы допуска.

Эта формула имеет вид

$$P_{y\phi} \leq \frac{\delta\phi}{2 \left( \frac{1}{j_{\min}} - \frac{1}{j_{\max}} \right)}. \quad (9)$$

Если обработку производить в один проход, то величина силы  $P_y$  не должна превышать  $P_{y\phi}$ .

Разница в величине основного технологического времени при однопроходной и двухпроходной обработках зависит от значений силы  $P_y$ , с которыми будет производиться обработка на первом проходе (если не рассматривать обработку нежестких валов), так как на втором проходе должно быть

$$P_{y_2} \leq P_{y\phi}.$$

Рассмотрим два варианта обработки на первом проходе двухпроходной обработки:

$$1) P_{y_1} = P_{y\phi}; \quad 2) P_{y_1} > P_{y\phi}.$$

Сначала сопоставим величины основного технологического времени однопроходной и двухпроходной обработок при условии, что при двухпроходной обработке на первом проходе

$$P_{y_1} = P_{y\phi}.$$

При однопроходной обработке величина основного технологического времени определится из формулы

$$T_{o_1} = \frac{l + \Delta l}{ns}, \quad (10)$$

где  $l$  — длина прохода;

$\Delta l$  — длина врезания и перебега резца;

$n$  — число оборотов шпинделя в минуту.

В свою очередь,

$$s = \sqrt[3]{\frac{P_{y\phi}}{C_{p_y} t^{xy} v^{ny}}},$$

где  $C_{p_y}$  — коэффициент, зависящий от обрабатываемого материала и других факторов;

$v$  — скорость резания;

$t$  — глубина резания.

При двухпроходной обработке величина основного технологического времени

$$T_{o_2} = \frac{l + \Delta l}{ns_1} + \frac{l + \Delta l}{ns_2} = \frac{l + \Delta l}{n} \left( \frac{1}{s_1} + \frac{1}{s_2} \right), \quad (11)$$

$$s_2 = \sqrt[3]{\frac{P_{y\phi}}{C_{p_y} t_1^{xy} v^{ny}}}; \quad s_2 = \sqrt[3]{\frac{P_{y\phi}}{C_{p_y} t_2^{xy} v^{ny}}},$$

где  $t_1$  — глубина резания на 1-м проходе;

$t_2$  — глубина резания на 2-м проходе.

Подставляя значения  $s_1$  и  $s_2$  в формулу (11) и произведя ряд преобразований, получим

$$T_{o_2} = \frac{l + \Delta l}{n} \cdot \frac{C_{py}^{1/y} v^{n/y}}{P_{y\phi}^{1/y}} (t_1^{x/y} + t_2^{x/y}). \quad (12)$$

Если принять для упрощения степенной показатель  $x_y/y = 1$ , то можно записать, что  $t_1 + t_2 = t$ , а раз так, то и величина  $T_{o_2}$  будет практически той же, что и при однопроходной обработке. Незначительная разница будет из-за дополнительного увеличения длины обработки на  $\Delta l$  при двухпроходной обработке.

В случае  $P_{y_1} > P_{y\phi}$  величина основного технологического времени при двухпроходной обработке будет меньше, чем при однопроходной обработке, так как числитель подкоренного выражения в формуле подачи первого прохода будет больше  $P_{y\phi}$ ;

$$s'_1 = \sqrt[y]{\frac{P_{y_1}}{C_{py} t_1^x v^{ny}}},$$

отсюда следует, что при прочих равных условиях  $s'_1 > s_1$ .

При двухпроходной обработке увеличивается вспомогательное время, связанное с увеличением числа проходов. Следовательно, обработка в два прохода будет производительнее только в том случае, если будет соблюдаться неравенство  $\Delta T_{o_{12}} > \Delta T_e$ ,

где  $\Delta T_{o_{12}}$  — величина сокращения основного технологического времени при двухпроходной обработке;

$\Delta T_e$  — дополнительные затраты вспомогательного времени, связанные со вторым проходом.

Рассмотрим вопрос распределения припуска по двум проходам с целью получения наименьшей величины  $T_o$ . При распределении припуска по проходам надо стремиться, чтобы сумма  $\frac{1}{s_1} + \frac{1}{s_2}$  была наименьшей. Учитывая, что при обработке валов высокой и средней жесткости величина упругого перемещения на один-два порядка меньше величины снимаемого припуска, упругое перемещение в последующих выкладках не учитывается. Вернемся к выражению (11). Подставим в него значения  $s'_1$  и  $s'_2$ , тогда

$$T_{o_2} = \frac{l + \Delta l}{n} \left( \sqrt[y]{\frac{1}{C_{py} t_1^x v^{ny} P_{y_1}}} + \sqrt[y]{\frac{1}{C_{py} t_2^x v^{ny} P_{y_2}}} \right).$$

После преобразований будем иметь

$$T_{o_2} = \frac{l + \Delta l}{n} C_{p_y}^{1/y} v^{n/y} \left( \frac{t_1^{x/y}}{P_{y_1}^{1/y}} + \frac{t_2^{x/y}}{P_{y_\phi}^{1/y}} \right).$$

Так как  $P_{y_1} > P_{y_\phi}$ , то при увеличении  $t_1$  и уменьшении  $t_2$  величина  $T_{o_2}$  будет уменьшаться и при  $t_1 = t$ , а  $t_2 = 0$ , примет минимальное значение. Таким образом, для получения наименьшей величины  $T_{o_2}$  при двухпроходной обработке на первом проходе надо снимать по возможности наибольший припуск. Величина  $t_1$  должна определяться, исходя из прочности звеньев системы СПИД, мощности привода подач и величины припуска на второй проход. Припуск на второй проход рассчитывают по методике В. М. Кована. При этом величина продольной подачи на втором проходе не должна превышать допустимой для обеспечения заданной шероховатости обработанной поверхности. Величину сокращения основного технологического времени при двухпроходной обработке можно подсчитать по формуле

$$\Delta T_{o_{12}} = T_{o_1} - T_{o_2} = \frac{l + \Delta l}{n} C_{p_y}^{1/y} v^{n/y} \left[ \frac{t^{x/y}}{P_{y_\phi}} - \left( \frac{t_1^{x/y}}{P_{y_1}} + \frac{t_2^{x/y}}{P_{y_\phi}} \right) \right].$$

Рассмотрим обработку в три прохода. Для этого случая основное технологическое время определится из формулы

$$T_{o_3} = \frac{l + \Delta l}{ns_1} + \frac{l + \Delta l}{ns_2} + \frac{l + \Delta l}{ns_3}.$$

На первых двух проходах обработку надо производить так же, как и на первом проходе при двухпроходной обработке с  $P_{y_1} = P_{y_\phi}$  или  $P_{y_1} > P_{y_\phi}$ . Если сравнивать величину основного технологического времени трехпроходной обработки с двухпроходной, то окажется, что величина основного технологического времени, затрачиваемая на первых двух проходах равна величине времени первого прохода двухпроходной обработки. Это объясняется тем, что на первых двух проходах обработка ведется с одинаковыми значениями силы  $P_y$ . Так как при увеличении числа проходов вспомогательное время возрастает, то обработка в два прохода всегда более производительна. Применять обработку в три прохода следует только в том случае, когда на данной системе СПИД физически невозможно снять весь припуск за два прохода.

**Обработка с программным управлением силой  $P_y$ .** Обработка с  $P_y = \text{const}$  есть частный случай программного регулирования силы  $P_y$ . Все изложенное выше для обычной обработки справедливо и для случая обработки с  $P_y = \text{const}$ . Разница за-

ключается лишь в том, что обработка с  $P_y = \text{const}$  производится с переменным значением величины продольной подачи по длине прохода. Если при обычной обработке значение  $s$  постоянно на протяжении прохода и задается из наибольшего возможного припуска, то при обработке с  $P_y = \text{const}$  величина продольной подачи изменяется, если меняется припуск. Поэтому среднее значение подачи за проход при такой обработке будет выше, чем при обработке без регулирования.

Рассмотрим вопрос выбора числа проходов при обработке с  $P_y = f(x)$ , где под  $f(x)$  понимается функция, отличная от  $P_y = \text{const}$ . Пусть припуск на обработку снимается в один проход и для обеспечения изменения силы  $P_y$  по программе  $P_y = f(x)$  величина подачи должна изменяться по закону  $s = f'(x)$ , где среднее значение подачи за проход определяется из формулы

$$s_{cp} = \frac{\int_0^l \sqrt[n_y]{\frac{f'(x)}{C_{py} t_y^{x_{y0}} n_y}} dx}{l}. \quad (13)$$

Из формулы (13) следует, что значение  $s_{cp}$  уменьшается по мере увеличения  $t$ , и при достаточно большой глубине резания будет настолько мало, что двухпроходная обработка окажется более производительной.

Найдем оптимальное сочетание функций  $P_{y1} = f_1(x)$  — на первом проходе и  $P_{y2} = f_2(x)$  — на втором проходе. Обработка на первом и втором проходах будет производиться с  $s_{cp1}$  и  $s_{cp2}$ . Величина основного технологического времени

$$T_{o2} = \frac{l(l + \Delta l)}{n \int_0^l \sqrt[n_y]{\frac{f_1(x)}{C_{py} t_1^{x_{y0}} n_y}} dx} + \frac{l(l + \Delta l)}{n \int_0^l \sqrt[n_y]{\frac{f_2(x)}{C_{py} t_2^{x_{y0}} n_y}} dx}.$$

После первого прохода получим  $\omega_{\phi} \leq \delta_{\phi}$ , после второго прохода тоже  $\omega_{\phi} \leq \delta_{\phi}$ .

Рассмотрим другой вариант:  $P_{y1} = \text{const}$ , причем  $P_{y1}$  выбирается как при обычной обработке, исходя из прочности системы СПИД или мощности привода подачи, а  $P_{y2} = f(x)$ .

В этом случае сокращение  $T_{o2}$  на первом проходе по сравнению с 1-м вариантом будет определяться величиной неравенства

$$s_{cp1} \leq s'_{cp1},$$

где  $s_{cp1}$  — среднее значение продольной подачи за проход при  $P_{y1} = f(x)$ ;

$s'_{cp_1}$  — среднее значение продольной подачи за проход при  $P_{y_1} = \text{const}$ .

Если допустить, что припуск и твердость материала заготовки равномерны по всей длине, то всегда будет соблюдаться неравенство

$$s_{cp_1} < s'_{cp_1},$$

так как при  $P_y = f(x)$  величина продольной подачи должна изменяться по длине прохода в сторону уменьшения для компенсации неравномерности жесткости.

В отличие от  $P_{y_1} = f(x)$  после обработки с  $P_{y_1} = \text{const}$  припуск по длине детали перед вторым проходом будет неравномерным из-за погрешности формы. Это вызовет дополнительное изменение величины продольной подачи на втором проходе. Однако это изменение можем не принимать во внимание, поскольку оно будет практически незначительным при обработке жестких валов и валов средней жесткости.

Если припуск на заготовке неравномерный, то только путем расчета можно выбрать наиболее производительный вариант обработки на первом проходе. Например, может оказаться, что неравномерность припуска вызовет изменение силы по закону, обратному  $f(x)$ . В этом случае обработка будет вестись тоже с  $P_y = \text{const}$  и тогда величины подач в обоих случаях будут равны. Однако на практике такое совпадение случайно. В подавляющем большинстве случаев обработка с  $P_{y_1} = \text{const}$  будет более производительной, чем с  $P_{y_1} = f(x)$ . То же самое можно сказать и о втором проходе. Действительно, значение  $P_{y_2}$  не должно превышать  $P_{y_\phi}$ . Припуск на второй проход будет оставлен в обоих случаях одинаковым. Обработка должна вестись с величиной  $s\nabla$ , допустимой по шероховатости обработанной поверхности. При  $P_{y_2} = f(x)$  подача будет отклоняться от  $s\nabla$  по длине прохода, и ее среднее значение будет всегда меньше  $s\nabla$ . Таким образом, обработка с программированием  $P_y$  в два прохода будет менее производительной, чем обработка в два прохода с  $P_y = \text{const}$ .

Следовательно, при программном регулировании силы  $P_y$  наиболее производительна однопроходная обработка.

**Повышение точности формы детали в продольном сечении посредством изменения жесткости системы СПИД.** Жесткость системы СПИД определяется зависимостью

$$\frac{1}{j_c} = \frac{1}{j_1} + \frac{1}{j_2} + \dots + \frac{1}{j_{m-1}} = \sum_{i=1}^{m-1} \frac{1}{j_i}, \quad (14)$$

где  $j_i$  — жесткость  $i$ -го звена размерной цепи, замыкающим звеном которой является радиус обрабатываемой детали.

Из уравнения (14) следует, что изменять жесткость системы СПИД можно посредством изменения одного, нескольких или всех звеньев размерной цепи. В случае регулирования жесткости системы СПИД путем изменения жесткости одного звена, уравнение (14) можно записать в виде

$$\frac{1}{j_c} = \frac{1}{j_o} + \frac{1}{j_p}, \quad (15)$$

где  $j_o$  — суммарная жесткость всех звеньев размерной цепи за исключением жесткости регулируемого звена  $j_p$ .

Способ управления величиной упругого перемещения  $y$  путем регулирования жесткости системы СПИД посредством изменения жесткости  $i$ -го звена принципиально отличается от способа управления посредством регулирования силы резания  $\bar{P}$ , путем изменения продольной подачи. При обработке с управлением по  $\bar{P}$ , в случае отклонения упругого перемещения  $y$  от заданного значения

$$y' = y_1 + y_2 + \dots + y_{m-1},$$

автоматически происходит изменение силы резания. В результате этого меняются величины упругих перемещений всех звеньев размерной цепи, замыкающим звеном которой является радиус обрабатываемой детали, и величина упругого перемещения возвращается к заданному значению

$$y = (y_1 + \Delta y_1) + (y_2 + \Delta y_2) + \dots + (y_{m-1} + \Delta y_{m-1}).$$

Изменение величины упругих перемещений всех звеньев в результате изменения силы резания объясняется тем, что сила резания воздействует в той или иной степени на все звенья системы СПИД.

При обработке с регулированием жесткости системы СПИД посредством изменения жесткости  $i$ -го звена в случае отклонения величины упругого перемещения  $y$  от заданной, возвращение его к заданному значению осуществляется за счет изменения величины упругого перемещения  $i$ -го звена. Например, если в результате отклонения  $y$  от заданной величины

$$y' = y_1 + y_2 + \dots + y_{m-1},$$

то после изменения, например, жесткости 2-го звена получим

$$y = y_1 + (y_2 + \Delta y_2) + y_3 + \dots + y_{m-1}.$$

При регулировании жесткости  $j_c$  системы СПИД режимы обработки, в том числе и продольная подача  $s$ , остаются постоянными. Однако при этом сохраняется неравномерный режим работы, вызванный в основном колебанием входных характери-



стик заготовки (колебанием припуска, твердости материала заготовки и др.) и затуплением резца.

Управление величиной упругого перемещения посредством регулирования жесткости системы СПИД осуществляется следующим образом. Если существует зависимость  $y = \kappa y_i$ , то, измеряя величину  $y_i$ , можно судить о упругом перемещении на замыкающем звене. В процессе обработки измеряют упругое перемещение  $i$ -го звена  $y_i$ . Зная зависимость  $y = \kappa y_i$ , определяют номинальную величину  $y_{i_n}$ , при которой упругое перемещение  $y$  замыкающего звена равно заданной величине. Если  $y_{i_n}$  во время обработки отклонялось на какую-то величину  $\Delta y_i$ , то приращение на замыкающем звене будет равно  $\Delta y = \kappa \Delta y_i$ .

Чтобы величина упругого перемещения  $y$  осталась постоянной, надо изменить величину упругого перемещения  $i$ -го звена на величину  $\kappa \Delta y_i$  с обратным знаком, тогда в результате регулирования упругое перемещение  $i$ -го звена

$$y_{i_p} = y_{i_n} + \Delta y_i - \kappa \Delta y_i \text{ или } y_{i_p} = y_{i_n} + \Delta y_i (1 - \kappa). \quad (16)$$

Если в левой части равенства (16) вместо  $y_{i_p}$  подставить его выражение  $\frac{P_{s_i}}{j_i}$  и решить относительно  $j_i$ , то получим формулу для расчета величины жесткости  $i$ -го звена, при которой величина упругого перемещения  $i$ -го звена будет равна  $y_{i_p}$ . Формула имеет вид

$$j_i = \frac{P_{s_i}}{y_{i_n} + \Delta y_i (1 - \kappa)}, \quad (17)$$

где  $P_{s_i}$  — эквивалентная сила, действующая на  $i$ -м звене, в результате действия которой возникло отклонение  $\Delta y_i$ .

Если после внесения поправки опять появилось отклонение  $y_i$  от номинальной величины, то расчет величины упругого перемещения  $i$ -го звена для поддержания  $y = \text{const}$  будет производиться по формуле

$$y'_i = y_{i_n} + \Delta y_i (1 - \kappa) \pm \Delta y'_i (1 - \kappa)$$

или

$$y'_i = y_{i_n} + (1 - \kappa) (\Delta y_i \pm \Delta y'_i). \quad (18)$$

Соответственно и жесткость  $i$ -го звена определится из формулы

$$j_i = \frac{P_{s_i}}{y_{i_n} + (1 - \kappa) (\Delta y_i \pm \Delta y'_i)}. \quad (19)$$

При последующих отклонениях величину  $y_i$  от  $y_{i_n}$  в формулах (18) и (19) будет меняться только алгебраическая сумма величин отклонений  $\Delta y_i$ .

С целью проверки возможности управления величины упругого перемещения  $y$  системы СПИД путем изменения жесткости посредством регулирования жесткости  $i$ -го звена были проведены исследования на токарно-винторезном станке 1А62. Использовать для регулирования жесткости звенья системы СПИД станка 1А62, входящие в размерную цепь станка, оказалось нецелесообразным, так как они не обладают требуемой упругой характеристикой, а также вследствие трудностей конструктивного порядка. Поэтому было решено встроить в систему СПИД специальное звено, обладающее требуемой упругой характеристикой и удобное для регулирования его жесткости — динамометрический узел (см. рис. 4).

Для имитации колебания припуска и твердости материала заготовки в партии, а также затупления резца (все эти факторы вызывают колебание силы резания, и как следствие, колебание упругого перемещения  $y$  системы СПИД) в качестве заготовки для обточки использовали ступенчатую деталь. После обточки такой детали обычным способом в один проход на ней появляются ступеньки, полуразность диаметральных размеров которых и есть изменение величины упругого перемещения. Чтобы при измерении  $\Delta y$ , вызванного изменением силы, избежать погрешности, обусловленной неравномерностью жесткости системы СПИД по длине прохода, измерение диаметральных размеров ступеней следует производить по возможности ближе к месту изменения величины припуска.

В задачу эксперимента входило проверить возможность сокращения колебания величины упругого перемещения системы СПИД, вызванное изменением силы  $P_y$  (в данном случае именно силы  $P_y$ , а не силы резания, так как при  $\varphi = 45^\circ$  у системы СПИД токарно-винторезного станка 1А62 существует однозначная зависимость  $y = f(P_y)$  и колебание двух других составляющих силы резания практически не сказывается на величине  $y$ ), посредством регулирования жесткости одного из звеньев, в частности, жесткости динамометрического узла.

При проведении эксперимента сначала определяли значение коэффициента  $\kappa$ . Так как  $\kappa = \frac{y}{y_i}$ , при обточке деталей с различной глубиной резания измеряли величины  $y$  и  $y_i$ , где за  $y_i$  принимали перемещение  $y_s$  упругого элемента динамометрического узла. Величину упругого перемещения упругого элемента  $y_s$  измеряли датчиком и записывали самописцем. Величину упругого перемещения  $y$  замыкающего звена определяли следующим образом: после обточки детали резец останавливали в кон-

це прохода, выключали вращение шпинделя и измеряли диаметральные размеры в двух сечениях, где был разный припуск. После измерения устанавливали  $s = 0,15$  мм/об и производили выхаживание. Затем в тех же сечениях измеряли диаметральные размеры. Полуразность диаметральных размеров до и после выхаживания принимали за упругое перемещение  $y$ .

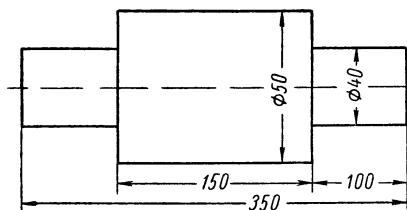


Рис. 10. Чертеж заготовки

Были обработаны три детали из стали 45, чертеж которых представлен на рис. 10. Первую и третью детали обрабатывали у правого торца, вторую деталь — посередине. Перед обработкой на детали протачивали ступеньку, соответствующую заданному перепаду величины припуска. В табл. 1 приведены режимы

обработки трех деталей и значения коэффициентов  $\kappa$ .

Для расчетов приняли среднеарифметическое значение коэффициента  $\kappa = 1,5$ .

Для сравнения точности обычной обработки и обработки с регулированием жесткости вначале была обработана партия

Таблица 2

№ детали	$t_1$ в мм	$t_2$ в мм	$\Delta t = t_2 - t_1$	у в мм	$y_2$ в мм	К	у в мм	$y_2$ в мм	Ку
	при $t_1$			при $t_2$					
1	1	2	1	0,03	0,018	1,7	0,045	0,03	1,5
2	1	2	1	0,025	0,02	1,25	0,04	0,032	1,3
3	1,5	3	1,5	0,045	0,026	1,7	0,07	0,48	1,5
Режим обработки: $s = 0,3$ мм/об, $n = 765$ об/мм.									

деталей в количестве 9 шт. обычным способом (чертеж заготовки показан на рис. 10) с  $s = 0,3$  мм/об,  $n = 765$  об/мин резцом с твердосплавной пластиной Т15К6 с углами  $\varphi = 45^\circ$ ,  $\gamma = 5^\circ$ ,  $\alpha = 12^\circ$ . Расстояние  $l_s$  между опорами упругого элемента динамометрического узла устанавливалось так, чтобы жесткость его равнялась 7000 кг/мм. Перепад величины припуска и минимальные значения его видны из точечной диаграммы (рис. 11). Одновременно во время обработки детали самописцем записывались величины  $P_y$ . Обработку деталей с регулированием жесткости производили на тех же режимах и при тех же перепадах припуска, что и при обычной обработке. Значения жесткости динамометрического узла, необходимые для поддержания  $y = \text{const}$ , определяли по формулам (17) и (18), только вместо

$P_{эi}$  подставляли значения радиальной составляющей силы резания  $P_y$ , величины которой для различных значений припуска, как указывалось выше, были записаны при обработке деталей обычным способом.

После расчета значений  $j_i$  обрабатывали детали с регулированием жесткости. Сначала обрабатывали часть детали с одной величиной припуска. Перед тем, как точить следующий участок детали с другой величиной припуска, вращение шпинделя станка прекращалось. Не отводя резец от детали, вращением винта 4 динамометрического узла (см. рис. 4) перемещали опоры

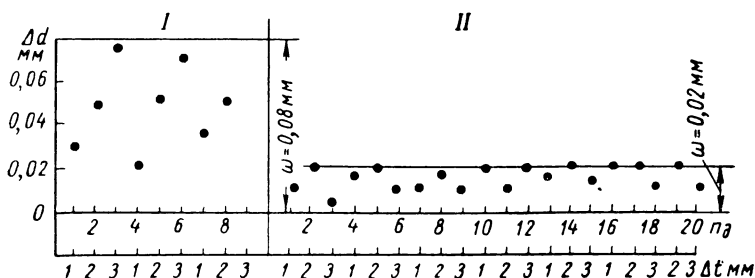


Рис. 11. Точечная диаграмма:

I — без изменения жесткости системы СПИД; II — с изменением жесткости системы СПИД

упругого элемента на расстояние  $l_i$  с целью получения рассчитанной для данного случая жесткости динамометрического узла. Затем включали вращение шпинделя, механическую продольную подачу станка и обрабатывали следующий участок детали. После обработки измеряли диаметральные размеры двух обработанных участков детали по возможности ближе к месту бывшего перехода одной величины припуска к другой. Таким путем было обработано 20 деталей.

По полученным данным определяли перепад диаметральных размеров  $\Delta d$ , характеризующих колебание величины  $y$ , и строили точечные диаграммы, где по ординате откладывали перепад диаметральных размеров, а по оси абсцисс — перепад величины припуска  $\Delta t$  при  $t_{\min} = 1$  мм и номер детали (см. рис. 11). Сравнение точечных диаграмм, построенных по данным обычной обработки и с регулированием жесткости, показало, что во втором случае при прочих равных условиях, колебание диаметральных размеров, вызванное колебанием величины упругого перемещения  $y$  системы СПИД сократилось в 4 раза и не превышает 0,02 мм.

Таким образом, проведенный эксперимент показал, что величиной упругого перемещения системы СПИД можно управлять

путем регулирования жесткости  $i$ -го звена. Эксперимент также подтвердил правильность методики расчета величины жесткости  $i$ -го звена для компенсации колебания силы  $P_y$ .

Рассмотрим вопрос повышения точности формы детали в продольном сечении путем программного изменения жесткости системы СПИД.

Погрешность формы вала в продольном сечении  $\Delta d = f(x)$ , вызванная совокупным действием систематических факторов, определяется обработкой одной детали с  $P_{y_{\max}} = \text{const}$  при максимальной жесткости регулируемого звена, чтобы при программировании имелась возможность производить изменение жесткости системы СПИД в области больших значений. Величина упругого перемещения  $\Delta y_i$ , необходимая для компенсации погрешности диаметрального размера детали, в  $i$ -м сечении детали определится из формулы

$$\Delta y_i = \frac{D_{o_{\max}} - D_{o_i}}{2}, \quad (20)$$

где  $D_{o_{\max}}$  — максимальный диаметральный размер после обработки детали с  $P_{y_{\max}} = \text{const}$ ;

$D_o$  — диаметральный размер  $i$ -го поперечного сечения после обработки с  $P_{y_{\max}} = \text{const}$  и  $j_{i_{\max}}$ .

Требуемая величина жесткости системы СПИД в  $i$ -м поперечном сечении вала для получения соответствующей величины упругого перемещения определится из формулы

$$j'_{c_i} = \frac{P_{y_{\max}}}{y_{o_i} + \Delta y_i}, \quad (21)$$

где  $y_{o_i}$  — величина упругого перемещения системы СПИД в сечении после обработки с  $P_{y_{\max}} = \text{const}$ .

Величина упругого перемещения  $y_{o_i}$  определится из формулы

$$y_{o_i} = \frac{D_{o_i} - D_{e_i}}{2}, \quad (22)$$

где  $D_{e_i}$  — диаметральный размер  $i$ -го сечения после выхаживания.

Подставив в уравнение (21) значение  $y_{o_i}$  и  $\Delta y_i$ , получим формулу для определения требуемой жесткости системы СПИД в  $i$ -м поперечном сечении вала

$$j'_{c_i} = \frac{2P_{y_{\max}}}{D_{o_{\max}} - D_{e_i}}. \quad (23)$$

Если изменение жесткости системы СПИД осуществляется посредством регулирования жесткости одного звена, то необходимо рассчитать программу изменения его жесткости. Решив уравнение (15) относительно  $j_p$ , получим

$$j_p = \frac{j_o j_i}{j_o - j_c}.$$

Для  $i$ -го сечения требуемая жесткость регулируемого звена для обеспечения  $j'_{c_i}$  будет определяться из формулы

$$j'_{p_i} = \frac{j_o j'_{c_i}}{j_o - j'_{c_i}}. \quad (24)$$

В этой формуле два неизвестных —  $j_{o_i}$  и  $j_{p_i}$ . Определим  $j_{o_i}$ . Для этого решим уравнение (15) относительно для  $i$ -го сечения. Тогда

$$j_{o_i} = \frac{j_{c_i} j_{p_i}}{j_{p_i} - j_{c_i}}, \quad (25)$$

где  $j_{c_i}$  — жесткость системы СПИД в  $i$ -м сечении детали при обработке с  $P_{y_{\max}} = \text{const}$ ;

$j_{p_i}$  — жесткость регулируемого звена в  $i$ -м сечении детали при обработке с  $P_{y_{\max}} = \text{const}$ .

Выше отмечалось, что обработка с  $P_{y_{\max}} = \text{const}$  должна проводиться с максимальной жесткостью системы СПИД, следовательно, и с  $j_{p_{\max}}$ . Значение  $j_{c_{\max}}$  определится из формулы

$$j_{c_i} = \frac{2P_{y_{\max}}}{D_{o_i} - D_{e_i}}. \quad (26)$$

Подставляя  $j_{c_i}$  и  $j_{p_{\max}}$  в равенство (25), получим формулу для расчета

$$j_{o_i} = \frac{j_{p_{\max}} \left( \frac{2P_{y_{\max}}}{D_{o_i} - D_{e_i}} \right)}{j_{p_{\max}} - \frac{2P_{y_{\max}}}{D_{o_i} - D_{e_i}}}. \quad (27)$$

На рис. 12 представлена блок-схема устройства программного изменения жесткости, состоящего в основном из узла изменения жесткости упругого элемента, программного устройства ПУ, сравнивающего устройства СУ, усилителя У, серводвига-

теля и узла управления механизмом перемещения опор упругого элемента *ИМ*.

Работает устройство следующим образом. В процессе обработки с программного устройства на сравнивающее устройство поступает сигнал  $u_1$ , пропорциональный требуемому в данный момент времени расстоянию между опорами упругого элемента, рассчитанному исходя из требуемой жесткости упругого регулируемого звена. Туда же с потенциометра обратной связи поступает сигнал  $u_2$ , пропорциональный по величине действительному расстоянию между опорами упругого

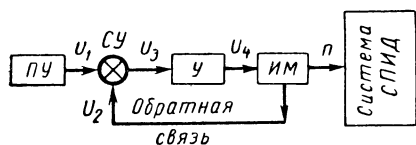


Рис. 12. Блок-схема устройства автоматического изменения жесткости упругого элемента

элемента. В результате алгебраического суммирования сигналов  $u_1$  и  $u_2$  на выходе сравнивающего устройства появляется сигнал рассогласования  $u_3$  пропорциональный отклонению требуемого расстояния между опорами от фактического.

Сигнал  $u_3$  подается на усилитель *У*, где усиливается и в виде сигнала  $u_4$  поступает на обмотку управления серводвигателя *ИМ*, в результате чего меняется расстояние между опорами. Вращение серводвигателя продолжается до тех пор, пока величина фактического расстояния между опорами совпадает с заданной, требуемой для обеспечения необходимой жесткости системы СПИД.

В качестве узла изменения жесткости упругого элемента, чертеж которого представлен на рис. 4, был использован с некоторыми изменениями динамометрический узел, предназначенный для измерения величины радиальной составляющей силы резания  $P_y$ . Изменение жесткости упругого элемента осуществляется посредством изменения расстояния между опорами 3 (см. рис. 4), перемещение которых производится путем вращения винта 4 с правой и левой резьбой. Винт приводится во вращение от ротора электродвигателя постоянного тока мощностью  $N = 12$  вт и  $n_m = 120$  об/мин. Ротор двигателя 9 соединяется с винтом посредством муфты 10. Для контроля величины расстояния между опорами на крышке 8 крепится потенциометр 11, ползушка 12 которого закреплена жестко на одной опоре. При раздвижении опор ползушка перемещается по потенциометру, изменяя величину сопротивления. Между величиной сопротивления и расстоянием между опорами существует постоянная зависимость. Таким образом, при перемещении ползушки сигнал изменяется пропорционально изменению величины расстояния между опорами упругого элемента.

В качестве программного устройства использована система программного управления силой  $P_y$ , разработанная к токарно-

винторезному станку 1А62. Узел управления механизмом перемещения опор упругого элемента представляет собой следящую систему релейного типа.

Эксперименты проводились на токарно-винторезном станке 1А62, оснащенном устройством автоматического изменения жесткости упругого элемента. В задачу эксперимента входило доказать, что, изменяя жесткость системы СПИД по определенной программе, можно сократить систематическую погрешность формы вала в продольном сечении, обусловленную действием систематических факторов. Были приняты меры по сокращению действия случайных факторов. С этой целью все заготовки, подлежащие обработке, взяли одной марки стали и предварительно проточили так, что величина колебания диаметральных размеров как по длине, так и от детали к детали не превышала 0,2 мм. Для усугубления погрешности формы вала в продольном сечении заднюю бабку предварительно сместили на 0,04 мм в сторону от резца.

Согласно разработанной методике, из партии заготовок, подлежащих обработке, была обработана одна заготовка с  $P_y = \text{const}$ ,  $t = 1 \text{ мм}$ ,  $v = 86 \text{ м/мин}$ ,  $s = 0,3 \text{ мм/об}$ ,  $n = 765 \text{ об/мин}$  резцом с твердосплавной пластинкой с углами  $\varphi = 45^\circ$ ,  $\gamma = 5^\circ$ ,  $\alpha = 12^\circ$  и  $r = 1,5 \text{ мм}$  и жесткостью динамометрического узла  $j_{p\text{max}} = 5900 \text{ кг/мм}$ . После обработки заготовки, не отводя резец, а лишь выключив вращение шпинделя, измерили диаметральные размеры в двух направлениях по длине обработанного участка детали через каждый 20 мм, после чего было произведено выхаживание, а затем в той же последовательности измерили диаметральные размеры.

На основе полученных данных по формуле (23) рассчитали требуемую программу изменения жесткости системы СПИД с целью компенсации погрешности формы вала в продольном сечении, обусловленной действием систематических факторов. Затем по формулам (27) и (24) подсчитали программу изменения жесткости динамометрического узла для обеспечения соответствующего изменения жесткости системы СПИД по длине прохода.

После обработки с программированием жесткости системы СПИД были построены графики зависимости величины диаметрального размера по длине детали (рис. 13), характеризующие погрешность формы в продольном сечении. Для сопоставления на рис. 10 дан график  $d = f(x)$  детали, обработанной без программирования жесткости. Анализ графиков показывает, что погрешность формы сократилась в 5 раз. Таким образом, эксперименты подтвердили правильность разработанных методик расчета программы изменения радиальной составляющей силы резания и жесткости регулируемого звена.

Оба способа управления упругими перемещениями изменением размера динамической настройки имеют свои преимуще-



ства и свои недостатки. При управлении величиной упругого перемещения  $y$  посредством программного регулирования силы  $P_y$  не используются полностью резервы повышения производи-

тельности обработки, так как обработка ведется с каким-то средним значением продольной подачи  $s$ , а не с максимальным. Кроме того, при значительной погрешности формы продольного сечения диапазон изменения величины продольной подачи по длине прохода становится весьма существенным, особенно, если имеет место одновременно большое колебание припуска и твердости материала заготовки. Большой диапазон изменения продольной подачи может привести в некоторых случаях к тому, что шероховатость обработанной поверхности не будет удовлетворять заданному классу чистоты поверхности. При обработке с программным регулированием жесткости системы СПИД обработка производится на максимальных режимах, но при этом не снижается колебание силы резания, обусловленное действием случайных факторов.

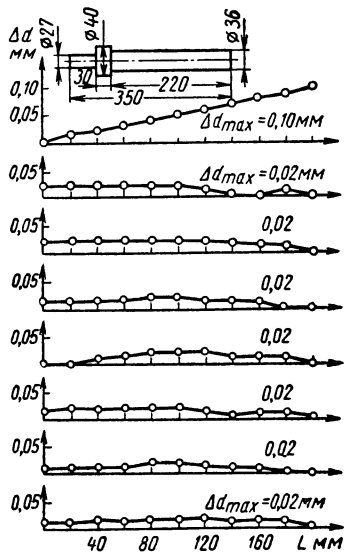


Рис. 13. Погрешности формы деталей в продольном сечении

Учитывая преимущества и недостатки обоих способов, в качестве наиболее эффективного способа управления величиной упругого перемещения системы СПИД в процессе обработки посредством изменения размера динамической настройки можно предложить комбинированный способ, включающий в себя стабилизацию силы  $P_y$  и программное изменение жесткости системы СПИД. Первое позволит сохранить стабильный режим обработки как на протяжении прохода, так и от детали к детали, и обеспечит требуемое быстродействие при компенсации действия таких факторов, как колебание припуска и твердости материала заготовки. Программное же изменение жесткости системы СПИД позволит повысить производительность обработки в результате повышения режимов обработки, так как для компенсации систематической погрешности формы вала в продольном сечении не требуется изменять величину продольной подачи. Последнее положительно скажется и на шероховатости обрабатываемой поверхности.

## **СИСТЕМА АВТОМАТИЧЕСКОГО УПРАВЛЕНИЯ УПРУГИМИ ПЕРЕМЕЩЕНИЯМИ С САМОКОНТРОЛЕМ И ПОДНАСТРОЙКОЙ ЗАДАННОГО СИГНАЛА**

**У**правление упругими перемещениями для повышения точности механической обработки производится либо путем поддержания постоянства упругого перемещения системы СПИД, либо путем изменения размера статической настройки для компенсации изменения упругого перемещения.

Упругое перемещение определяется через деформацию либо каких-то звеньев размерной цепи, определяющей размер детали, обрабатываемой на станке, либо через деформацию специальных упругих элементов-динамометров, встроенных в эту размерную цепь.

Обозначим упругую деформацию контролируемых элементов от приложения силы резания через  $X$ , а величину упругого перемещения системы СПИД (между режущим инструментом и обрабатываемой деталью) от воздействия той же силы резания —  $Y$ . Между этими величинами существует функциональная зависимость  $X = f(Y)$ . Зная  $X$  и передаточную функцию, можно найти упругое перемещение  $Y$ .

Точность обработки с САУ будет тем выше, чем точнее измерена величина  $X$  и определена передаточная функция. Рассмотрим настройку САУ двух видов. В первом случае задается оптимальное значение упругого перемещения (исходя из допускаемой величины шероховатости поверхности детали, припусков на обработку и механических свойств металла детали, возможностей станка и др.), которое должно поддерживаться постоянным за счет изменения величины продольной подачи. Во втором случае задается оптимальная постоянная подача; САУ следит за величиной упругого перемещения и при его изменении меняет на такую же величину, но в обратном направлении, размер статической настройки.

При этом в обоих случаях размеры в партии деталей будут оставаться постоянными до тех пор, пока датчик системы СПИД измеряет деформацию специальных упругих элементов, происходящую только от действия силы резания. Так как в действительных условиях обработки упругие элементы могут деформироваться и от воздействия других факторов (температурные деформации, остаточные пластические деформации изгиба от «старения» упругих элементов, что может особенно ускоряться при переменных высокочастотных нагрузках, имеющих место например, при колебании припуска в поперечном сечении детали при точении, колебания толщины стружки при фрезеровании и др.), то исходная настройка САУ на обработку партии деталей

без периодической поднастройки заданных для САУ сигналов или положения датчиков не всегда может обеспечить высокую точность обработки.

Разберем наиболее простые электронные схемы САУ, где между величинами  $X$  и  $Y$  существует линейная зависимость, т. е.  $X = \frac{Y}{k}$ , где  $k \gg 1$ .

При работе с поддержанием постоянства упругого перемещения системы СПИД датчик будет измерять величину деформации упругого элемента и поддерживать ее постоянной:  $X = \text{const}$ .

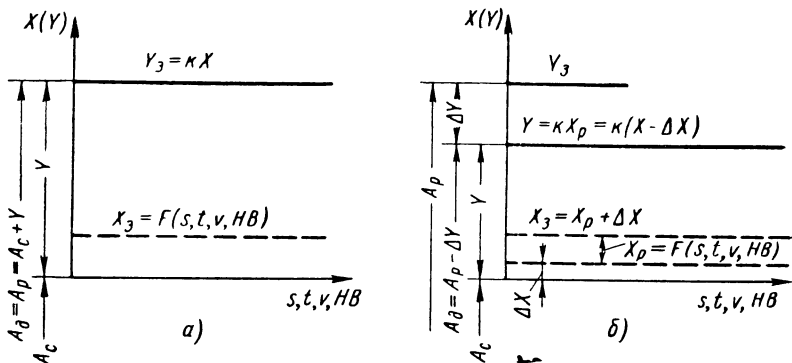


Рис. 1. Обработка с поддержанием постоянства упругого перемещения:

$a$  — деформация упругого элемента только от действия силы резания;  
 $b$  — влияние на размер детали постороннего возмущения

Если деформация упругого элемента после настройки САУ происходит только от действия силы резания, то в этом случае, поддерживая постоянство  $X = \text{const}$ , САУ будет поддерживать постоянным и упругое перемещение  $Y = \kappa X = \text{const}$  (рис. 1,  $a$ ). Размер детали ( $A_{\text{дет}}$ ) в партии будет соответствовать рабочему настроечному размеру  $A_p^*$ .

В случае, если упругий элемент деформировался от действия посторонних факторов (не от силы резания) на какую-то величину  $\Delta X$ , то САУ все равно будет поддерживать постоянной заданную величину  $X = X_p + \Delta X = \text{const}$ , где  $X_p$  — деформация от силы резания;  $X_p$  составляет только часть общей деформации. Поэтому будет выдерживаться постоянной не заданная исходная величина упругого перемещения, а величина

$$Y_p = X_p \kappa = (X - \Delta X) \kappa = \text{const}.$$

\* Как известно,  $A_p = A_c + A_d$ , где  $A_c$  — размер статической настройки,  $A_d$  — размер динамической настройки. Для удобства изложения принимаем, что  $A_d = Y$ , т. е. пренебрегаем влиянием других факторов на  $A_d$ . Это не меняет сути разбираемого вопроса, поэтому можно написать, что  $A_p = A_c + Y$ .

Размер очередной детали в партии изменится на величину  $\Delta Y = \Delta X \kappa$  (рис. 1, б). Потеря точности обработки будет сопровождаться еще и тем, что работа с САУ отойдет от оптимальных заданных режимов, что повлечет за собой либо уменьшение производительности обработки, если деформации  $\Delta X$  и  $X_p$  происходят в одном направлении, либо перегрузку станка (или другие нежелательные последствия), если деформации  $X_p$  и  $\Delta X$  происходят в противоположных направлениях, и чтобы выдерживать  $X = \text{const}$  за счет увеличения  $X_p$ , САУ будет увеличивать подачу.

При работе с компенсацией изменения упругого перемещения изменением размера статической настройки размер детали будет

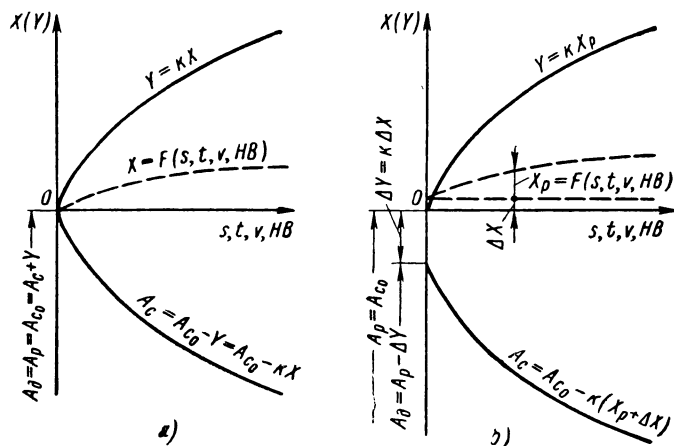


Рис. 2. Обработка с компенсацией изменения упругого перемещения изменением размера статической настройки:

а — деформация упругого элемента только от действия силы резания;  
б — влияние на размер детали постороннего возмущения

соответствовать рабочему настроечному размеру  $A_{дет} = A_p = A_{с.} = A_c + Y = A_c + \kappa X = \text{const}$  до тех пор (рис. 2, а), пока датчик САУ измеряет деформацию упругого элемента, происходящую только от действия силы резания. При деформации упругого элемента (уже после настройки САУ) на величину  $\Delta X$  от действия других факторов САУ будет менять размер статической настройки системы СПИД без изменения силы резания, размеры деталей в партии не будут соответствовать рабочему настроечному размеру, а изменятся на величину  $\Delta Y = \kappa \Delta X$  (рис. 2, б).

Отсюда видно, что для того чтобы не возникали погрешности обработки, связанные с описанным выше явлением, необходимо контролировать и поднастраивать заданный для САУ сигнал. Ручная поднастройка требует затраты дополнительного времени рабочего, не всегда дает хорошую точность, а при работе САУ в автоматизированном станке усложняет труд рабочего-автомат-

чика и сокращает количество станков-автоматов, которые могут быть обслужены одним рабочим. В связи с этим нами была предложена САУ с автоматическим самоконтролем и поднастройкой заданного сигнала для работы с поддержанием постоянства упругих перемещений. Принципиальная схема САУ показана на рис. 3.

В данной САУ, кроме основной ветви управления упругими перемещениями, состоящей из задатчика  $Z$ , усилителя  $Y$ , исполнительного устройства  $I$  и системы СПИД, имеется еще и вспомогательная ветвь автоматического контроля и поднастройки заданного сигнала, состоящая из эталона  $\mathcal{E}$ , сравнивающего

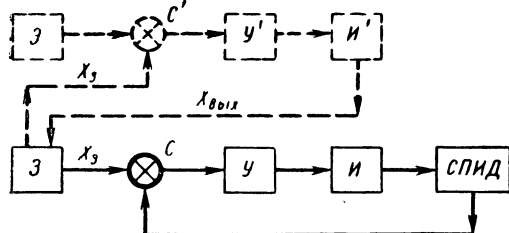


Рис. 3. Принципиальная схема САУ

устройства  $\mathcal{E}$ , усилителя  $Y'$ , исполнительного устройства  $I'$  и задатчика  $Z$  основной ветви управления. Во время резания вспомогательная ветвь отсоединена, поднастройки заданного сигнала не происходит. Сигнал с задатчика  $X_z$  поступает на сравнивающее устрой-

ство  $S$ , где сравнивается с сигналом выхода со станка  $X_{вых}$ , который зависит от режимов резания. Рассогласование между  $X_z$  и  $X_{вых}$  в виде электрического сигнала поступает в усилитель  $Y$ , где усиливается и передается на исполнительное устройство  $I$ , меняющее на станке величину продольной подачи так, чтобы  $X_{вых}$  сравнялся с  $X_z$ , таким образом поддерживается  $X = \text{const}$  и  $Y = \kappa X = \text{const}$ . После окончания обработки детали основная ветвь управления отключается, а включается вспомогательная ветвь, контролирующая и поднастраивающая заданный сигнал. При этом сигнал с задатчика сравнивается с эталонным сигналом, который не подвергается воздействию возмущающих факторов и поэтому может оставаться постоянным за время обработки всей партии деталей. В случае несоответствия сигнала с задатчика эталонному сигналу рассогласование усиливается в усилителе  $Y'$ , а оттуда поступает на исполнительное устройство  $I'$ , подрегулирующее заданный сигнал до эталонной величины. На рис. 4 дана схема электронной части САУ, установленной на двух токарно-гидрокопировальных станках типа 1722, работающих в автоматической линии МРЛ-13 по обработке ступенчатых валиков.

Заданный сигнал для регулирования задается либо регулировкой положения сердечника индуктивного датчика БВ-844, либо регулировкой сопротивления  $R_2$ , так как оба эти элемента работают в мостовой схеме; сопротивление  $R_1$  служит для ча-

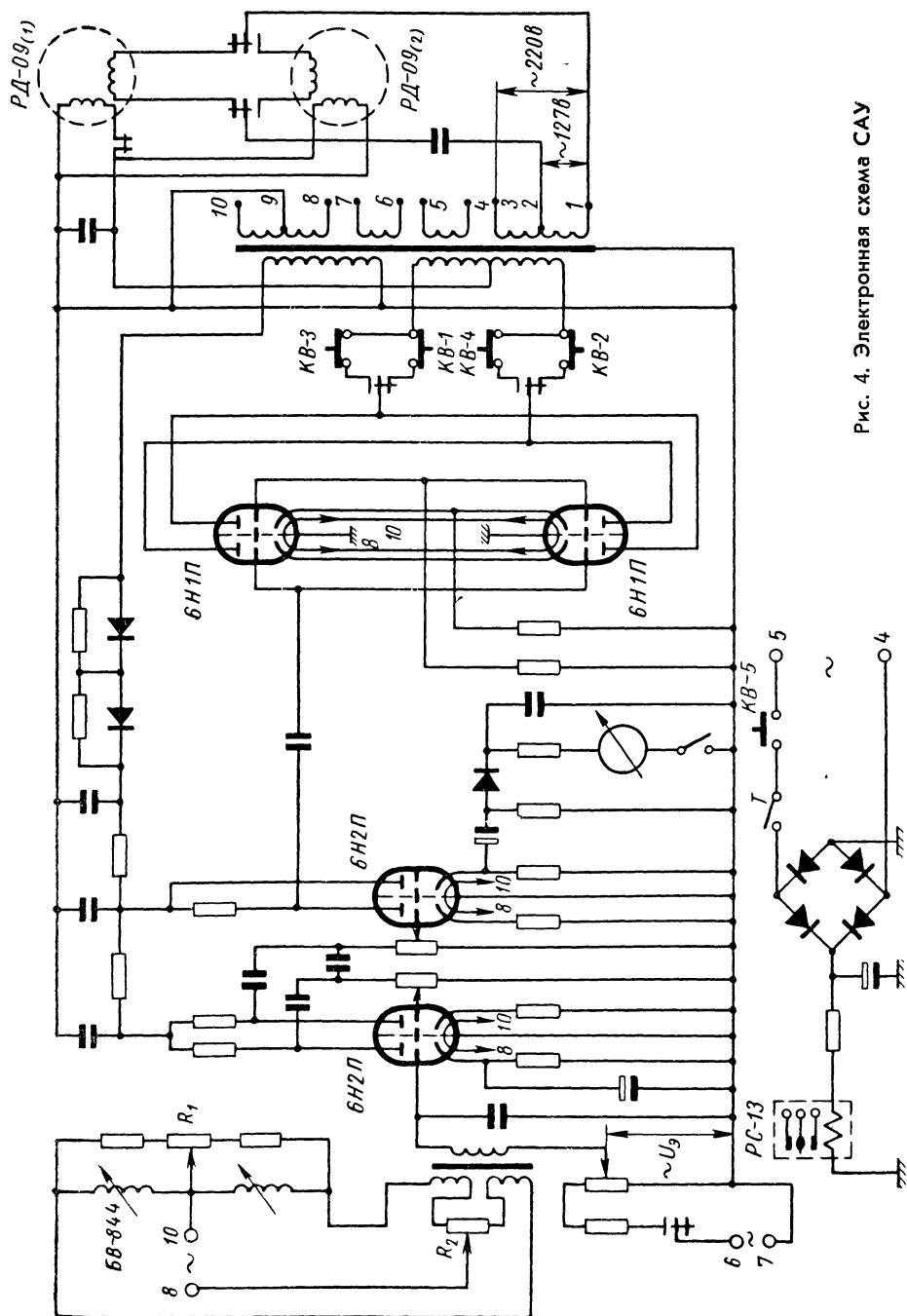


Рис. 4. Электронная схема САУ

стичной балансировки плеч датчика. В данной схеме один и тот же электронный усилитель использован и для управления упругими перемещениями, и для контроля и поднастройки заданного сигнала. Переключение САУ с одного цикла работы на другой происходит автоматически, при помощи конечного выключателя КВ-5 и реле РС-13. Конечный выключатель КВ-5 расположен на станке неподвижно и включается или выключается кулачком, движущимся совместно с продольным суппортом станка. Собственно переключение САУ с одного цикла работы на другой производится шестью парами контактов реле РС-13.

В начале цикла работы станка, когда включается подача продольного суппорта движущийся с суппортом кулачок отходит от рычага включения выключателя КВ-5, реле РС-13 обесточивается, его нормально замкнутые контакты замыкаются, а нормально разомкнутые размыкаются и занимают положение, как показано на рис. 4. При этом от электронного усилителя отключены: эталонный сигнал  $I_a$ , конечные выключатели КВ-3, КВ-4, двигатель РД-09<sub>(2)</sub>. Электрический сигнал с входного моста через входной трансформатор поступает на вход трехкаскадного усилителя, работающего по схеме универсального электронного усилителя У-209. Усиленный сигнал подается на обмотку управления реверсивного двигателя РД-09<sub>(1)</sub>. Вторая обмотка двигателя РД-09<sub>(1)</sub> подсоединена к первичной обмотке силового трансформатора-усилителя. Двигатель РД-09<sub>(1)</sub> вращает дроссель продольной подачи станка 1722 и меняет величину подачи так, чтобы сила резания деформировала упругий элемент на заданную величину; таким образом будет поддерживаться постоянство упругого перемещения.

После окончания обработки детали продольный суппорт возвращается в исходное положение, кулачок нажимает на рычаг выключателя КВ-5, контакт выключателя замыкается, и через якорь реле РС-13 проходит ток. Контакты реле занимают положения, противоположные показанным на рис. 4. Происходит контроль и поднастройка заданного сигнала. От усилителя отключены конечные выключатели КВ-1 и КВ-2 и двигатель РД-09<sub>(1)</sub>, а подключено эталонное напряжение  $I_a$ , выключатели КВ-3 и КВ-4 и двигатель РД-09<sub>(2)</sub>. Если заданный сигнал не равен эталонному сигналу  $I_a$ , то на вход усилителя будет поступать разница между этими сигналами (так как сигналы противоположны по фазе). Сигнал рассогласования усилится в усилителе и поступит на обмотку возбуждения двигателя РД-09<sub>(2)</sub>. Двигатель подрегулирует сопротивление  $R_2$  так, чтобы заданный сигнал сравнился с эталонным сигналом. Конечные выключатели КВ-3 и КВ-4 служат для ограничения угла поворота ручки сопротивления  $R_2$ .

После снятия обработанной детали и установки новой детали цикл работы САУ повторяется. При желании работать без конт-

роля и поднастройки САУ поднастройка отключается тумблером Т, и САУ работает как обычные.

Испытание работы данной САУ в условиях обработки деталей на линии МРЛ-13 показало, что она надежно обеспечивает высокую точность обработки. При работе с обычной САУ без автоматического контроля и поднастройки заданного сигнала было замечено, что в начале работы упругий резцедержатель, применявшийся в качестве упругого элемента, нагревался от резца и деформировался, от чего размеры первых 3—5 деталей после пуска станка постепенно уменьшались, а потом стабилизировались (при этом постепенно увеличивалось и время обработки), и чтобы вернуться к исходному положению, необходимо было производить ручную поднастройку заданного сигнала. При кратковременных простоях станка достигнутое равновесие тепловой деформации резцедержателя опять менялось, и при возобновлении обработки размеры первых деталей увеличились по сравнению с предшествовавшими.

В случае, если попадались очень грубые заготовки валиков (например, необрубленный облой со штамповки, плохая зацентровка валика), ударные нагрузки, повторявшиеся за оборот детали, иногда приводили к остаточным деформациям упругого резцедержателя, вызванным, по-видимому, перераспределением зажимных сил в системе резцедержатель — болты крепления резцедержателя к суппорту станка — суппорт станка. В таких случаях также необходимо было производить поднастройку заданного сигнала, чтобы размеры деталей в партии не изменились скачком. Наконец, было замечено, что происходит, хотя и очень незначительная, остаточная деформация упругого резцедержателя, вызванная, по-видимому, его «старением», вследствие чего заданный сигнал через 200—300 деталей немного меняется.

Так как первые два фактора создают значительные неудобства в работе и в конечном итоге сказываются на точности обработки партии деталей и потере оптимальных заданных режимов обработки, то применение САУ с автоматическим контролем и поднастройкой заданного сигнала позволило без существенного усложнения САУ стабилизировать точность и выдерживать оптимальные (исходя из условий) режимы обработки. Одновременно упростилось обслуживание САУ.

## **ВЫВОДЫ**

При обработке деталей с обычной САУ деформация упругого элемента от посторонних возмущений приводит к потере точности обработки, а также вызывает нарушение оптимальных заданных режимов. Наилучшим способом исключения этих недостатков является применение САУ с автоматическим контролем и поднастройкой заданного сигнала для управления.



## ЭКОНОМИЧЕСКАЯ ЭФФЕКТИВНОСТЬ ПРИМЕНЕНИЯ САУ НА АВТОМАТИЧЕСКОЙ ЛИНИИ МРЛ-13

Экспериментальные исследования показали, что в ряде случаев применение САУ позволяет получить за один проход 3-й класс точности обработки деталей, исключая в некоторых случаях последующую операцию шлифования. Так, например, на рис. 1 приведены точечные диаграммы полей рассеяния размеров ступенчатых валиков (вал ротора генератора восьмого типоразмера) и шероховатости поверхностей при обработке без САУ и с САУ. Было обработано две партии заготовок по 50 шт. в

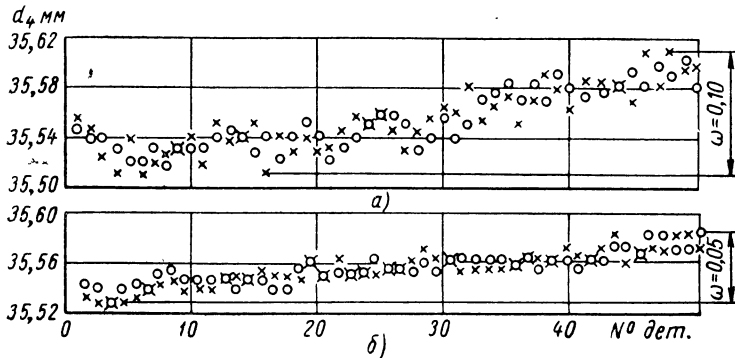


Рис. 1. Точечные диаграммы полей рассеяния диаметральных размеров валиков в сечении посередине длины ступени  $d_4$  в двух взаимно перпендикулярных направлениях:  
а — обработка без САУ; б — обработка с САУ

каждой. Обработка производилась резцом с механическим креплением пластинки из сплава Т14К8 с  $\varphi = 90^\circ$ ,  $r = 1$  мм при колебании глубины резания  $t$  от 2 до 7 мм и подаче  $s = 0,27$  мм/об без САУ и  $s = 0,235 \div 0,3$  мм/об с САУ. Из рис. 1 видно, что применение САУ позволяет сократить общую величину поля рассеяния  $\omega$  размеров ступени  $d_4$  с 0,10 до 0,05 мм, а величину мгновенного поля рассеяния размеров  $\omega_t$  с 0,05 до 0,02 мм.

Шероховатость поверхности (рис. 2) при управлении подачей по мере износа резца изменяется менее значительно, чем при обработке без управления.

С целью оценки экономической эффективности использования САУ на линии ниже приведен расчет капитальных вложений и себестоимости обработки деталей при двухпроходном и однопроходном варианте.

Автоматическая линия МРЛ-13 по обработке ступенчатых валов, поставленная заводом им. Орджоникидзе, состоит из

шести станков: фрезерно-центровального, четырех токарных гидрокопировальных и многолезцового подрезного станка для подрезки торцовых поверхностей и прорезки канавок. Кроме этого, на линии имеется два накопителя и специальная транспортная система для автоматической передачи деталей от станка к станку.

При однопроходной обработке линия может состоять из четырех станков: фрезерно-центровального, двух токарных гидрокопировальных и многолезцового подрезного станка. Кроме того, с линии могут быть сняты оба накопителя, а транспортная система — укорочена. Ниже приведена схема линии в первом и втором вариантах (рис. 43).

Балансовая стоимость линии из шести станков составляет 76 800 руб. Стоимость линии из четырех станков уменьшится в результате высвобождения двух копировальных станков и двух

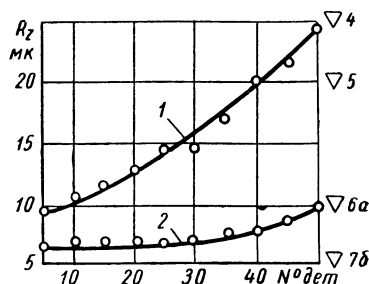


Рис. 2. Шероховатость поверхности в зависимости от износа резца:

1 — обработка без САУ; 2 — обработка с САУ

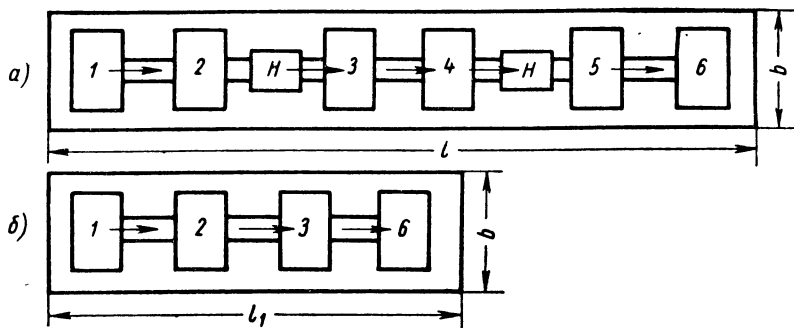


Рис. 3. Схема автоматической линии МРЛ-13:

а — при двухпроходной обработке; б — при однопроходной обработке;  
1 — 6 — номера станков; Н — накопители

накопителей (стоимость которых принята равной стоимости одного копировального станка 1722С с наладкой в размере 7700 руб.) на  $7700 \cdot 3 = 23\,100$  руб. и будет равной  $76\,800 - 23\,100 = 53\,700$  руб. К этой сумме добавляется стоимость САУ на два копировальных станка — 1032 руб. (516 руб. на одну САУ). Тогда общая стоимость линии во втором варианте составит  $53\,700 + 1032 = 54\,732$  руб., или 71% от прежней балансовой стоимости линии. Следовательно, капитальные вложения по оборудованию при однопроходной обработке с САУ сокращаются на  $76\,800 - 54\,732 = 22\,068$  руб.

Необходимо учесть и стоимость высвобождаемой производственной площади при указанном сокращении линии. Площадь, занимаемая линией из шести станков (см. рис. 3), составляет  $b \cdot l = 5 \cdot 18 = 90 \text{ м}^2$ ; при сокращении линии —  $5 \cdot 13 = 65 \text{ м}^2$ . Принимая высоту помещения 5,5 м объем помещения в первом случае составит  $495 \text{ м}^3$ , во втором —  $358 \text{ м}^3$ . При стоимости  $1 \text{ м}^3$  помещения 5,5 руб. стоимость помещения составит соответственно 2475 и 1790 руб. Следовательно, высвобождаемые капитальные вложения по площадям составят  $2475 - 1790 = 685 \text{ руб.}$

Таким образом, высвобождаются капитальные вложения по оборудованию и производственным площадям на сумму  $22\,068 + 685 = 22\,753 \text{ руб.}$

Произведем расчет себестоимости годового выпуска деталей на линии при двухпроходной и однопроходной обработке с САУ. Все экономические расчеты производим по изменяющимся элементам цеховой себестоимости обработки деталей в первом и во втором вариантах. В расчетах принято: число рабочих смен 2; действительный годовой фонд времени рабочего 1855 ч, оборудования — 3950 ч, при двухсменной работе; коэффициент загрузки оборудования линии 0,8.

**Расход по заработной плате.** Фонд заработной платы рабочих на линии как при двухпроходной, так и однопроходной обработке с САУ при работе в две смены равен фонду заработной платы двух станочников III разряда, а фонд заработной платы наладчика V разряда принимается в размере 0,70 от его заработной платы<sup>1</sup>. Тогда годовой фонд заработной платы (основной и дополнительной) двух станочников с отчислениями по социальному страхованию составит в первом и втором вариантах 3024 руб., а фонд заработной платы двух наладчиков в первом варианте  $1920 \cdot 2 = 3840 \text{ руб.}$ , во втором —  $1920 \cdot 1,4 = 2688 \text{ руб.}$

**Расходы на амортизацию оборудования и помещения.** При норме амортизационных отчислений 12,2% размер годовых амортизационных отчислений на оборудование равен в первом варианте  $\frac{76800 \cdot 12,2}{100} = 9380 \text{ руб.}$ ; во втором —  $\frac{54732 \cdot 12,5}{100} = 6680 \text{ руб.}$

Расходы на амортизацию и текущий ремонт помещения приняты в размере 5,5% в год и составляют соответственно  $\frac{2475 \cdot 5,5}{100} = 1360 \text{ руб.}$  и  $\frac{1790 \cdot 5,5}{100} = 985 \text{ руб.}$

Расходы по прочим элементам затрат приведены в таблице. Годовая экономия по себестоимости обработки деталей составит  $26880 - 20133 = 6747 \text{ руб.}$ , т. е. себестоимость продукции при однопроходной обработке с САУ сократится на 25% по сравнению с двухпроходной обработкой.

<sup>1</sup> Поскольку наладчик не будет полностью загружен на линии из четырех станков, то 30% времени он будет занят обслуживанием других станков.

Элементы затрат	Годовые расходы в руб.	
	при двухпроходной обработке	при однопроходной обработке с САУ
На амортизацию оборудования . . . . .	9 380	6 680
На амортизацию и текущий ремонт помещения . . . . .	1 360	985
На силовую электроэнергию . . . . .	2 350	1 770
На инструмент . . . . .	5 900	5 200
На содержание оборудования . . . . .	2 200	1 520
На текущий ремонт оборудования . . . . .	1 850	1 290
Зарботная плата (основная и дополнительная) наладчика с отчислениями по социальному страхованию . . . . .	3 840	2 688
И т о г о . . . . .	26 880	20 133

При однопроходной обработке с САУ сокращается станкoемкость обработки по всей линии на 38% по сравнению с двухпроходной, станкoемкость, приходящаяся только на копировальные станки, сокращается в 2 раза.

Программа годового выпуска деталей при загрузке линии на 0,8 и штучно-калькуляционном времени 1,73 мин составит  $\frac{3950 \cdot 0,8 \cdot 60}{1,73} = 109\,600$  деталей в год. При данной программе

себестоимость обработки одной детали в случае двухпроходной обработки составит 0,245 руб., однопроходной с САУ — 0,184 руб.

Таким образом, экономическая эффективность применения однопроходной обработки с САУ на линии при обеспечении точности обработки, соответствующей точности двухпроходной обработки, несомненна.

## ВЫВОДЫ

1. Применение САУ на линии МРЛ-13 обеспечивает получение требуемой точности при обработке деталей за один проход, сокращение себестоимости обработки на 25% и станкoемкости обработки — на 38%.

2. Оснащение станков САУ позволяет сократить количество оборудования в линии и капитальные вложения при изготовлении новых автоматических линий.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Марценкевичус А. Экспериментальное исследование возможности увеличения производительности автоматической линии МРЛ-13, оборудованной САУ. «Самоподнастраивающиеся станки». М., «Машиностроение», 1967.

## ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ И ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ОБРАБОТКИ ПРИ ГЛУБИННОМ ВРЕЗНОМ ШЛИФОВАНИИ

**В** крупносерийном производстве широко применяется врезное шлифование до упора, несмотря на невысокую точность обработки. Основной причиной рассеяния размеров в партии деталей является колебание радиальной силы  $P$  и соотношения  $P_r : P_z = 1,5 \div 3,5$ , где  $P_z$  — окружная составляющая силы резания.

Если принять, что при вновь заправленном круге выхаживание заканчивается при радиальном давлении  $p_r = 1 \text{ кг/см}$ , длина шлифуемой детали  $B = 40 \text{ мм}$  и жесткость системы СПИД  $j = 500 \text{ кг/мм}$ , то упругое перемещение системы СПИД в конце выхаживания

$$y_c = \frac{P_r}{j} = \frac{p_r B}{10 \cdot j} = \frac{1 \cdot 40}{10 \cdot 500} = 0,008 \text{ мм}.$$

После шлифования некоторого количества деталей круг затупится, а так как поперечная автоматическая подача осталась неизменной, то радиальное давление возрастет, например, до  $2,5 \text{ кг}$  и отжатие будет  $0,020 \text{ мм}$ , а диаметр последней прошлифованной перед правкой круга детали станет только поэтому на  $0,024 \text{ мм}$  больше, чем диаметр детали, прошлифованной сразу после правки.

Если принять во внимание, что погрешности установки и статической настройки станка более или менее постоянны при обработке партии деталей, то важность стабилизации упругих перемещений системы СПИД становится очевидной.

Врезное шлифование обладает еще и тем недостатком, что вследствие так называемого шлифования «воздуха», наличия неустановившегося процесса шлифования в начале обработки и выхаживания, технологические возможности станка полностью не используются — станок работает не с максимальной производительностью, в то время как сумма продолжительностей этих этапов часто превышает продолжительность этапа установившегося процесса шлифования.

Представим время шлифования  $\tau$  в виде суммы

$$\tau = \tau_1 + \tau_2 + \tau_3,$$

где  $\tau_1$  — время врезания (неустановившегося процесса);

$\tau_2$  — время установившегося процесса шлифования;

$\tau_3$  — время выхаживания.

Для упрощения расчета примем, что  $\tau_3 = 0,9\tau_1$  и определим  $\tau_1$  как отношение общего числа оборотов  $m$ , необходимого для завершения врезания, к числу оборотов детали в минуту  $n$ :

$$\tau_1 = \frac{m}{n}.$$

Количество оборотов на врезание можно найти из формулы Л. А. Глейзера для нарастающей толщины снимаемого слоя металла при врезании:

$$t_i = [1 - (1 - E)^i] t,$$

где  $t_i$  — толщина снимаемого слоя металла на  $i$ -м обороте при врезании в мм;

$t$  — поперечная подача на оборот детали в мм;

$$E = \frac{j}{K + j},$$

где  $K$  — коэффициент, зависящий от режима и условий шлифования;

$K = 120 \frac{v_u}{v_k} B$ ; ( $v_u$  — скорость изделия в м/мин;  $v_k$  — скорость шлифовального круга в м/сек).

Принимая, что практически врезание заканчивается, когда  $t_i = 0,9t$  и принимая  $i = m$ , получим

$$m = \frac{\lg 0,1}{\lg (1 - E)}.$$

Время  $\tau_2$  установившегося процесса шлифования можно определить по формуле

$$\tau_2 = \frac{Z_2}{tn},$$

где  $Z_2$  — слой металла, снимаемый на этапе установившегося процесса шлифования,  $Z_2 = Z - (Z_1 + Z_3)$ ;

$Z$  — припуск на шлифование на сторону в мм;

$Z_1$  и  $Z_3$  — слои металла, снимаемые на этапах, соответственно, врезания и выхаживания.

По формуле Л. А. Глейзера

$$Z_1 = t \left[ m + 1 - \frac{1 - (1 - E)^{m+1}}{E} \right].$$

Для упрощения расчетов можно принять  $Z_3 = 0,9 Z_1$ . Например, при заданных условиях:  $v_k = 35$  м/сек,  $v_u = 20$  м/мин,  $B = 50$  мм,  $t = 0,005$  мм/об,  $j = 300$  мкм/с,  $Z = 0,2$  мм,  $n = 100$  об/мин получим следующие значения коэффициентов:  $K = 3400$ ;  $E = 0,081$ ; время шлифования отдельных этапов:  $\tau_1 =$

$= 0,25 \text{ мин}; \tau_2 = 0,115 \text{ мин}; \tau_3 = 0,225 \text{ мин};$  общее время шлифования  $\tau \simeq 0,6 \text{ мин}.$

Как видно из этого примера, время на врезание, т. е. время неустановившегося процесса шлифования почти вдвое больше, чем время установившегося процесса шлифования. Отсюда вытекает важность сохранения максимально допустимого съема металла. В таком случае время на шлифование припуска  $Z = 0,2 \text{ мм}$  было бы

$$\tau' = \frac{Z}{tn} = \frac{0,2}{0,005 \cdot 100} = 0,4 \text{ мин}.$$

Одним из путей максимального сокращения времени врезания и выхаживания является глубинное врезное шлифование, сущность которого заключается в следующем.

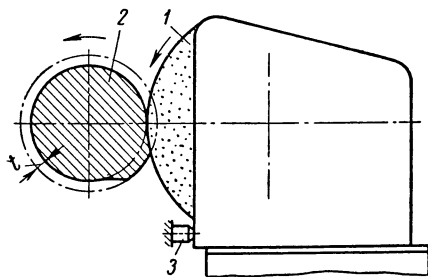


Рис. 1. К сущности глубинного врезного шлифования ( $v_u = 1,5 \div 2 \text{ м/мин}; t = 0,05 \div 0,2 \text{ мм}$ ):

1 — шлифовальный круг; 2 — обрабатываемая деталь; 3 — упор

Обрабатываемой детали 2 (рис. 1) сообщается медленное вращение с окружной скоростью  $v_u = 1 \div 2 \text{ м/мин}$ , а шлифовальный круг 1 врезается в деталь 2 на полную величину припуска чернового шлифования  $t = 0,05 \div 0,15 \text{ мм}$  с увеличенной скоростью (механизмом быстрого подвода). Шлифовальная бабка доводится при этом до упора 3. После завершения первого оборота детали (чернового шлифования)

круг 1 добавочно врежется в деталь из-за наличия натяга в системе СПИД, возникшего при черновом шлифовании, и начинается (если это необходимо) чистовое шлифование, продолжающееся также в течение одного оборота, после завершения которого шлифовальная бабка быстро отводится. Скорость изделия  $v_u$  и глубина шлифования  $t$  выбираются так, чтобы их произведение  $v_u t$  оставалось таким же, как и при обычном шлифовании, так как производительность круга и радиальная сила шлифования  $P_r$  пропорциональны произведению  $v_u t$ .

При таком способе шлифования радиальная сила к моменту доведения бабки до упора сразу достигает своего предельного значения и должна оставаться постоянной при постоянстве величин припуска и физико-механических свойств материала детали. Однако колебания этих величин вызывают колебание радиальной силы шлифования и, следовательно, рассеяние размера в партии обрабатываемых деталей и погрешности формы шлифуемой поверхности.

Цикл такого способа врезного шлифования показан на рис. 2 (кривая 1). Криволинейный участок графика указывает на

эксцентричность расположения припуска на шлифование. Площадь, заключенная между кривой 1 и осью абсцисс, соответствует объему сошлифованного металла. На графике видно, что при прочих равных условиях наименьшее время цикла шлифования получится в том случае, если тот же самый объем металла сошлифовать с максимально допустимой радиальной силой  $P_{r\max}$  или с максимальной производительностью  $W_{\max}$  в течение всего цикла (рис. 2, кривая 2).

Процесс врезного шлифования может быть охарактеризован выбранными режимами обработки, а также жесткостью системы

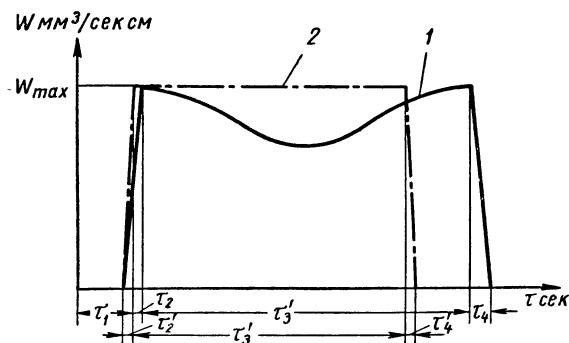


Рис. 2. Циклы глубинного врезного шлифования:

1 — без поддержания радиальной силы;  
2 — с поддержанием заданной радиальной силы

СПИД. Следовательно, в уравнения, оценивающие динамику процесса, должны входить элементы режима, геометрические параметры и жесткость системы СПИД.

В основу уравнения процесса положим формулу Л. А. Глейзера для определения радиальной силы врезного шлифования

$$P_r = 120 \frac{v_u}{v_k} t B, \quad (1)$$

где  $P_r$  — радиальная сила в  $\kappa\Gamma$ ;  
 $v_u$  — скорость изделия в  $\text{м/мин}$ ;  
 $v_k$  — скорость круга в  $\text{м/сек}$ ;  
 $t$  — глубина шлифования в  $\text{мм}$ ;  
 $B$  — ширина шлифования в  $\text{мм}$ .

Учитывая, что

$$\frac{dU}{d\tau} = \frac{n}{60} t, \quad (2)$$

где  $U$  — линейный съем металла в нормальном направлении в  $\text{мм}$ ;

$n$  — число оборотов изделия в  $\text{об/мин}$ ;

$\tau$  — время в  $\text{сек}$ ,



приходим к выводу, что радиальная сила при шлифовании пропорциональна скорости линейного съема металла. Но это справедливо для установившегося процесса обычного врезного шлифования.

В общем случае глубинного шлифования радиальную силу в пределах одного оборота можно считать линейной комбинацией съема и его производной. Тогда процесс шлифования может быть описан следующей системой уравнений:

$$\left. \begin{aligned} P_r &= a_0 U + c_1 \frac{dU}{d\tau}; \\ P_r &= j y; \quad \lambda = y + U, \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

где  $j$  — линейная жесткость системы СПИД в направлении образования размера в  $\text{кГ/мм}$ ;

$y$  — упругое перемещение системы СПИД в  $\text{мм}$ ;

$\lambda$  — слой металла, поданный для шлифования (перемещение шлифовального суппорта, неравномерный припуск) в  $\text{мм}$ ;

$a_1$  — коэффициент.

Коэффициент  $a_1$  можно рассчитать, исходя из формул (1) и (2) с учетом, что

$$c_1 = \frac{P_r}{\frac{dU}{d\tau}}, \quad a_1 = 22,6 \frac{d_u B}{v_k},$$

где  $d_u$  — диаметр изделия.

Коэффициент  $a_0$  характеризует установившееся состояние процесса глубинного (однооборотного) шлифования. Для его расчета воспользуемся формулой (1) и системой (3):

$$(\lambda - U) j = 120 \frac{v_u}{v_k} B U. \quad (4)$$

Отсюда

$$\frac{\lambda}{U} = \frac{120 \frac{v_u}{v_k} B + j}{j}. \quad (5)$$

Из системы (3) имеем

$$\bar{U} = \bar{\lambda} \frac{j}{a_0 + j} + \frac{1}{\frac{a_1}{a_0 + j} p + 1}, \quad (6)$$

где  $\bar{U}$  и  $\bar{\lambda}$  — изображения по Лапласу величин  $U(\tau)$  и  $\lambda(\tau)$ ;  
 $p$  — оператор Лапласа.

В установившемся состоянии процесса, т. е. при  $\tau \rightarrow \infty$ ,

$$\frac{\bar{\lambda}}{\bar{U}} = \frac{a_0 + j}{j}. \quad (7)$$

Сопоставляя выражения (5) и (7), находим, что

$$c_0 = 120 \frac{v_u}{v_k} B$$

или

$$a_0 = b\omega_u, \quad (8)$$

где  $\omega_u$  — угловая скорость вращения изделия;

$$b = 3,6 \frac{d_u B}{v_k}.$$

Теперь из системы (3) с учетом уравнения (8) можно получить уравнение процесса, связывающее упругое перемещение  $y$  с поданным припуском  $\lambda$  и скоростью вращения изделия  $\omega_u$ :

$$a_1 = \frac{dy}{d\tau} + (j + b\omega_u) y = a_1 \frac{d\lambda}{d\tau} + b\omega_u \lambda. \quad (9)$$

На рис. 3 показана структурная схема САУ для управления процессом шлифования с целью стабилизации упругого перемещения  $y$  путем изменения скорости вращения  $\omega_u$ .

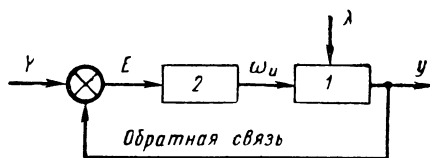


Рис. 3. Структурная схема САУ:

1 — объект управления; 2 — регулятор

Присоединяя к полученному уравнению (3) объекта управления уравнение регулятора и уравнение обратной связи, получаем систему уравнений, описывающих поведение САУ в переходных и установившихся режимах:

$$a_1 \frac{dy}{d\tau} + (j + b\omega_u) y = a_1 \frac{d\lambda}{d\tau} + b\omega_u \lambda;$$

$$\omega_u = KE; \quad (10)$$

$$E = Y - y, \quad (11)$$

где  $K$  — коэффициент усиления регулятора;

$Y$  — заданное значение упругого перемещения.

Возьмем некоторый номинальный режим, характеризующийся упругим перемещением  $Y$  и значениями режима  $\omega_{u0}$  и  $\lambda_0$ . Тогда уравнение (10) будет иметь вид

$$\omega_u = KE + \omega_{u0}. \quad (10')$$

Имея математические модели процессов шлифования без САУ и с применением САУ, попробуем дать аналитическую оценку эффективности введения управления процессом. Для получения оценки по точности формы детали в поперечном сечении будем сравнивать частотные характеристики процессов в том и другом случае.

При шлифовании без САУ ( $\omega_u = \omega_{u0}$ ) имеем следующую передаточную функцию процесса:

$$W_0(p) = \frac{\bar{y}}{\bar{\lambda}} = \frac{a_1 p + b\omega_{u0}}{a_1 p + j + b\omega_{u0}}.$$

Приведем эту передаточную функцию к стандартному виду. Введем обозначения

$$K_0 = \frac{b\omega_{u0}}{j + b\omega_{u0}}; \quad T_1 = \frac{a_1}{b\omega_{u0}};$$

$$T_2 = \frac{a_1}{b\omega_{u0} + j},$$

где  $K_0$  — коэффициент усиления на нулевой частоте;

$T_1$  и  $T_2$  — постоянные времени.

Тогда имеем

$$W_0 = K_0 \frac{T_1 p + 1}{T_2 p + 1}. \quad (12)$$

Соответствующая этой передаточной функции трапецеидальная частотная характеристика приведена на рис. 4. Частоты  $\omega_1$  и  $\omega_2$  — так называемые частоты сопряжения. Вообще использование частотных характеристик для оценки точности связано с возможностью представления кривой формы детали в поперечном сечении рядом Фурье по частотам, кратным частоте вращения детали. Таким образом, если по оси абсцисс характеристики отложить частоты, кратные частоте вращения, то соответствующие им ординаты будут представлять коэффициенты уточнения по гармоникам в логарифмическом масштабе.

Аналитическое выражение для логарифмической амплитудно-частотной характеристики, полученное из формулы (12), имеет вид

$$L(W_0) = 20 \lg K_0 + 20 \lg \sqrt{1 + \omega^2 T_1^2} - 20 \lg \sqrt{1 + \omega^2 T_2^2}. \quad (13)$$

При любых  $\omega$  функция  $L(W_0) \leq 0$ , следовательно, отношение коэффициентов гармоник кривой после шлифования к соответствующим коэффициентам до шлифования всегда меньше единицы (для данной модели, это отношение можно найти, подставляя в выражение (13) вместо текущей  $\omega$  ее значение, кратное собственной частоте вращения детали).

Рассмотрим теперь шлифование с применением САУ согласно системе уравнений (9), (10) и (11). Данная система уравнений нелинейна и не допускает вследствие этого простого частотного представления.

Для оценки можно воспользоваться системой первого приближения по отношению к данной. Нам потребуется разложение функций  $f = \omega_u y$  в ряд Тейлора в точке с координатами  $\omega_{u0}$ ;  $Y$ . Отбрасывая старшие члены разложения, имеем

$$f \sim \omega_{u0} Y + Y(\omega_u - \omega_{u0}) + \omega_{u0}(y - Y). \quad (14)$$

Теперь подставим в уравнение (9) вместо произведения  $\omega_u y$  его линейное приближение из уравнения (10):

$$a_1 \frac{dy}{d\tau} + jy + bY\omega_u + b\omega_{u0}y - b\omega_{u0}Y = a_1 \frac{d\lambda}{d\tau} + b\omega_{u0}\lambda + b\omega_0\lambda_0.$$

Введем следующую линейную замену переменных:

$$\Delta y = y - Y;$$

$$\Delta \omega = \omega_u - \omega_{u0};$$

$$\Delta \lambda = \lambda - \lambda_0,$$

и с учетом уравнений (10) и (11) получим линеаризованное уравнение САУ (в отклонениях):

$$a_1 \frac{d\Delta y}{d\tau} + \left( j + b\omega_{u0} + bK\lambda_0 \frac{j}{b\omega_{u0} + j} \right) \Delta y = a_1 \frac{d\Delta \lambda}{d\tau} + b\omega_{u0}\Delta \lambda. \quad (15)$$

Сравнивая уравнения (9) и (15), мы видим, что они различаются только коэффициентом при искомой функции  $y(\Delta y)$ , полностью совпадая по структуре.

Напишем передаточную функцию, соответствующую уравнению (15), и определим коэффициент уточнения и постоянные времени (частотные сопряжения):

$$W(p) = \frac{\Delta \bar{y}}{\Delta \bar{\lambda}} = \frac{a_1 p + b\omega_{u0}}{a_1 p + j + b\omega_{u0} + bK\lambda_0 \frac{j}{j + b\omega_{u0}}};$$

$$K'_0 = \frac{b\omega_{u0}}{j + b\omega_{u0} + bK\lambda_0 \frac{j}{b\omega_{u0} + j}};$$

$$T'_1 = \frac{a_1}{b\omega_{u0}};$$

$$T'_2 = \frac{a_1}{b\omega_{u0} + j + bK\lambda_0 \frac{j}{b\omega_{u0} + j}}.$$

Анализируя полученные выражения, приходим к выводу, что

$$K'_0 = K_0;$$

$T'_1 = T_1$ , следовательно,  $\omega'_1 = \omega_1$ ;

$T'_2 < T_2$ , следовательно,  $\omega'_2 > \omega_2$ .

Отсюда видно, что частотно-амплитудная характеристика управляемого процесса на всех частотах располагается ниже такой же характеристики обычного неуправляемого процесса (рис. 4). Следовательно, в соответствии с определением частотной характеристики уточнение формы детали в поперечном сечении при

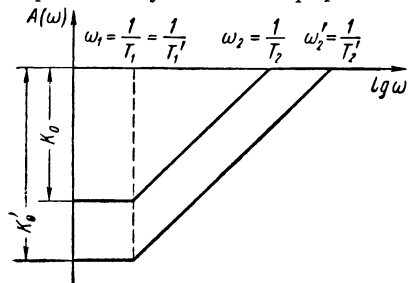


Рис. 4. Частотно-амплитудные характеристики неуправляемого и управляемого процессов шлифования

шлифовании с применением САУ выше, чем при обычном шлифовании.

Пользуясь полученными частотно-амплитудными характеристиками, можно оценить коэффициент уточнения управляемого процесса  $E_c$  по сравнению с неуправляемым процессом.

Например, при заданных условиях  $v_u = 1$  м/мин,  $v_k = 35$  м/сек,  $d_u = 60$  мм,  $B = 40$  мм,  $t = 0,1$  мм,  $j = 300$  кг/мм,  $K = 400$  рад/сек·мм будем иметь следующие значения вышеприведенных коэффициентов:  $a_1 = 1550$ ,  $K_0 = 0,25$ ,  $T_1 = 11,7$  сек,  $T_2 = 2,9$  сек,  $T'_2 = 1,06$  сек,  $K'_0 = 0,01$ , в результате чего  $E_c = 6,9$ , а коэффициент уточнения неуправляемого процесса  $E_b = 9,3$ ; следовательно, коэффициент уточнения управляемого процесса  $E \approx 64$ .

Для стабилизации упругого перемещения  $y$  спроектирована и изготовлена система автоматического управления радиальной силой  $P_r$  путем изменения скорости вращения детали.

Измерение в процессе обработки радиальной силы шлифования производится динамометрическим устройством, приведенным на рис. 5, а.

В невращающийся шпиндель 1 вставлен динамометрический центр 2 (конструкции Е. И. Луцкого), в полости которого запрессован хвостовик 3. В свободный конец хвостовика упирается индуктивный датчик 4. Реакция радиальной силы шлифования  $P_r/2$  вызывает незначительный прогиб удлиненной передней части центра 2, в результате чего свободный конец хвостовика перемещается на величину, достаточную для регистрации индуктивным датчиком 4 (типа БВ-844), который выдает электрические сигналы  $x_1$ , пропорциональные радиальной силе шлифования  $P_r$  (рис. 5, б).

Сигнал  $x_1$  после предварительного усиления электронным усилителем УМ-239 (на схеме не показан) и выпрямления подается на сравнивающее устройство. Сюда же от задающего устройства подается электрический сигнал  $x_0$ , пропорциональный заданной радиальной силе шлифования. В качестве сравнивающего устройства и вторичного усилителя применен электромашинный усилитель ЭМУ-12А.

Сигнал рассогласования, пропорциональный разности действительной силы шлифования  $P_r$  и заданной, после вторичного

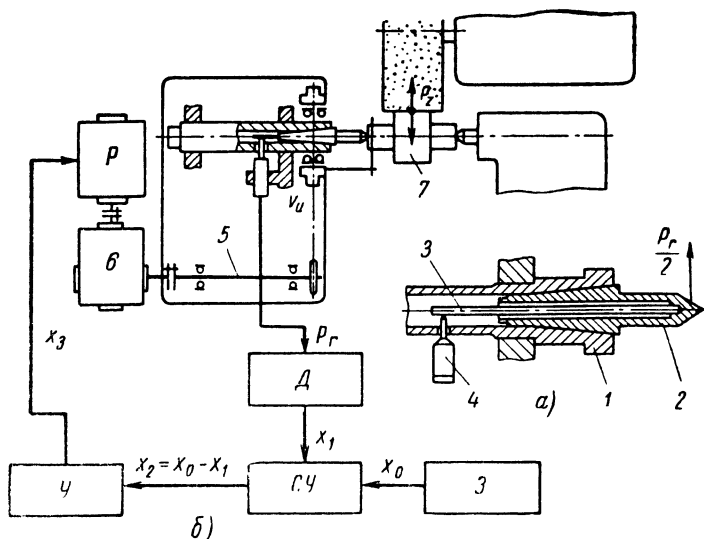


Рис. 5. Блок-схема САУ:

Д — датчик; У — усилитель; СУ — сравнивающее устройство;  
Р — регулирующее устройство; З — задатчик

усиления подается на исполнительный орган — серводвигатель постоянного тока типа ЭП110/245 мощностью  $N = 0,25$  кВт и числом оборотов в минуту  $n = 360 \div 3600$ . Последний через редуктор 6 ( $i = 160$ ) передает вращение посредством обгонной муфты валу контрпривода 5 и далее по кинематической цепи станка шлифуемой детали 7. Являясь приводом изделия, серводвигатель производит отработку сигнала рассогласования  $x_2$  путем изменения скорости вращения детали так, чтобы радиальная сила шлифования  $P_r$  поддерживалась постоянной и равной заданной в течение всего цикла обработки.

Если необходимо произвести и чистовое шлифование, т. е. шлифование в два оборота, то на задающем устройстве устанавливается значение радиальной силы шлифования как для черного, так и для чистового этапов. В момент начала второго

оборота происходит автоматическое переключение задатчика на режим чистового шлифования.

Передача вращения от планшайбы станка к детали осуществляется двусторонним хомутиком, позволяющим нагрузить его моментом пары сил, симметрично расположенных относительно оси вращения обрабатываемой детали. Применение одностороннего хомутика при работе с САУ недопустимо, так как известно,

что при его использовании сила, действующая на передний центр, увеличивается или уменьшается в плоскости установки поводка на величину

$$P_{yn} = \frac{P_z \cdot r}{\rho} \cos \alpha,$$

где  $r$  — радиус обрабатываемой поверхности;

$\rho$  — радиус расположения оси поводка;

$\alpha$  — угол (в плоскости установки поводка) между вертикальной осью и осью, проходящей через центр станка и ось поводка.

Величина этой силы регистрируется датчиком и отрабатывается системой автоматического регулирования, в результате чего появляется значительная погрешность обработки.

В наших экспериментах применялся двусторонний самоустанавливающийся хомутик (рис. 6), дающий удовлетворительные результаты.

Для обработки партии деталей с требуемой точностью станок необходимо настроить на размер статической настройки

$$A_c = A_p - A_d,$$

где  $A_c$  — размер статической настройки, т. е. расстояние от поверхности круга до оси центров станка в нерабочем состоянии;

$A_p$  — рабочий настроечный размер, т. е. тот размер радиуса детали, к получению которого следует стремиться при настройке станка;

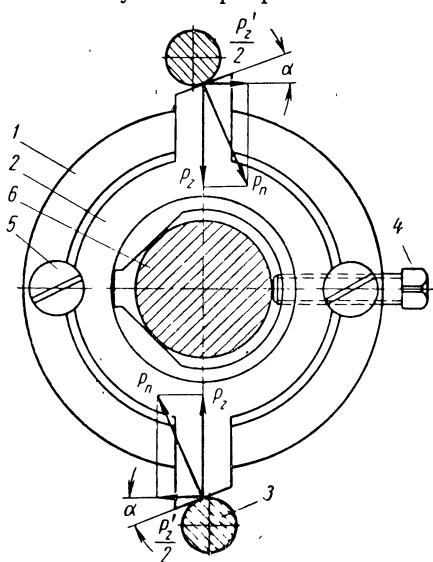


Рис. 6. Двусторонний самоустанавливающийся хомутик:

1 — корпус хомутика; 2 — двусторонний хвостовик, плавающий в пазах корпуса; 3 — поводки; 4 — винт для крепления детали; 5 — винты, фиксирующие хвостовик; 6 — обрабатываемая деталь

$A_0$  — размер динамической настройки, т. е. величина упругого перемещения системы СПИД при обработке на втором обороте детали (если он необходим по техническим условиям)

$$A_0 = \frac{p_r B}{10j},$$

где  $p_r$  — радиальное давление шлифования на последнем этапе в  $\text{кг/см}$ ;

$B$  и  $j$  то же, что и выше.

С целью экспериментальной проверки колебания величины при работе без САУ и с САУ проводились следующие эксперименты.

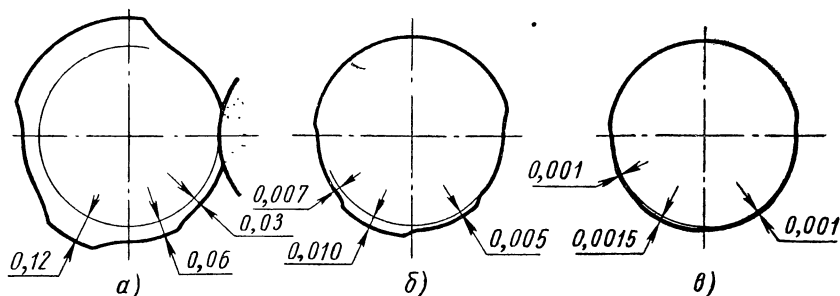


Рис. 7. Ступенчатая заготовка (а) и отклонение радиуса при шлифовании без САУ (б) и с САУ (в)

Ступенчатую по периферии заготовку из незакаленной стали 45 (рис. 7, а) шлифовали на половину ее окружности. При шлифовании без САУ радиальная сила колебалась от 2,5 до 5  $\text{кг}$ . Результаты измерения упругих перемещений приведены на рис. 7, б. Затем такую же заготовку шлифовали с САУ с заданной радиальной силой 3  $\text{кг}$ . Результаты измерения упругих перемещений показаны на рис. 7, в.

Из рис. 7 видно, что система автоматического регулирования радиальной силы шлифования дает сокращение величины упругого отжатия, по сравнению с обработкой без САУ, только на одном этапе шлифования в среднем в 7 раз, в результате чего точность диаметрального размера повышается в 2 раза при сохранении высокой точности геометрической формы поперечного сечения детали.

Следствием стабилизации радиальной силы явилось повышение производительности обработки в среднем на 20%. Оснащение станка 3151 САУ нисколько не ограничивает технологические возможности и универсальность станка. Для перехода с обычной обработки на обработку с САУ требуется меньше одной минуты.



Построенная математическая модель процесса глубинного врезного шлифования позволила оценить уточнение формы поперечного сечения шлифуемой детали при работе без САУ и с САУ. При глубинном врезном шлифовании с автоматическим поддержанием заданной радиальной силы повышается точность размера детали в 2 раза по сравнению с обычным врезным шлифованием «до упора» при одновременном повышении производительности на 20%. При встраивании динамометрического устройства в передний центр необходимо применять двусторонний самоустраивающийся хомут для передачи вращения от планшайбы станка к детали.

---

## ШЛИЦЕШЛИФОВАНИЕ С ПОСТОЯННОЙ РАДИАЛЬНОЙ СИЛОЙ

На кафедре технологии машиностроения Московского станко-инструментального института была разработана и реализована на полуавтомате мод. 345 система автоматической стабилизации радиальной силы  $R_r$  при шлицешлифовании за счет регулирования скорости изделия  $v_u$  (стола) в процессе обработки. Сравнительные эксперименты показали, что встраивание в станок САУ позволяет значительно повысить производительность шлицешлифования (в условиях проведения экспериментов примерно в 2 раза) при практически той же точности обработки, что и на обычном станке.

Как было установлено, повышение производительности при шлифовании на станке с САУ достигается за счет более полного использования мощности станка и режущей способности шлифовального круга на первой стадии черного шлифования, так как в любом случае, когда фактическая радиальная сила меньше по величине, чем заданная (из-за упругих перемещений системы СПИД, неравномерности распределения припуска на обрабатываемых поверхностях заготовки и т. д.), САУ заставляет стол станка перемещаться с максимальной скоростью, большей по величине, чем скорость изделия при установившемся процессе шлифования, как при обработке на станке с автоматической системой, так и без нее (при одной и той же номинальной величине заданной радиальной силы). Кроме того, при применении САУ можно вести шлифование при максимально допустимом значении величины радиальной силы, так как САУ, являясь средством для сокращения потерь производительности, связанных с недогрузкой, выполняет в то же время функции предохранителя от возможной перегрузки станка и круга в результате действия таких факторов, как тепловые деформации системы СПИД, затупление шлифовального круга и т. д. (при обработке на станке без САУ, во избежание возможной перегрузки из-за действия случайных факторов обычно приходится несколько снижать режим шлифования).

Принцип работы и конструкция САУ были подробно описаны ранее [2]. В данной статье приводится методика расчетного определения оптимальной величины радиальной силы  $R_r$ , которая устанавливается при наладке станка с САУ и которая должна поддерживаться постоянной в процессе шлифования, а также методика определения наладочных величин параметров режима резания, исходя из выбранной величины  $R_r$ .

Прежде чем перейти к изложению основного содержания

статьи, необходимо остановиться на вопросе определения силы резания при шлищешлифовании и на некоторых особенностях шлищешлифования с постоянной радиальной силой.

Формул для расчета величины радиальной силы при шлищешлифовании в литературе нет. Рассматривая шлищешлифование как частный случай врезного шлифования, воспользуемся для вывода формулы радиальной силы формулой, предложенной Л. А. Глейзером для средних условий шлифования [1]<sup>1</sup>:

$$P_y = K\tau, \quad (1)$$

где  $P_y$  — радиальная сила в кг;

$\tau$  — действительная глубина резания в мм;

$$K = 120 \cdot B \frac{v_u}{v_k} \text{ кг/мм},$$

где  $B$  — ширина шлифования в мм;

$v_u$  — скорость изделия в м/мин;

$v_k$  — скорость шлифовального круга в м/сек.

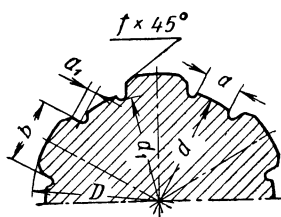


Рис. 1. Поперечное сечение шлицевого вала с центрированием по внутреннему диаметру

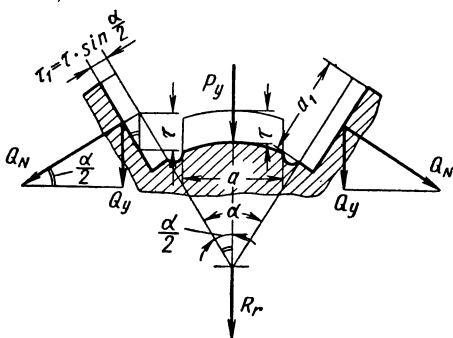


Рис. 2. Схема сил, действующих при шлифовании впадины шлицевого вала профильным кругом

При шлифовании профильным кругом шлицевых валов с центрированием по внутреннему диаметру (рис. 1) в качестве ширины шлифования дна шлица можно без существенной погрешности принять размер  $a$ .

Ширина шлифования боковой стороны определяется по формуле

$$a_1 \cong \frac{1}{2} (D - d) - f. \quad (2)$$

Как можно видеть на рис. 2, радиальная сила

$$R_r = P_y + 2Q_N \sin \frac{\alpha}{2}. \quad (3)$$

<sup>1</sup> В дальнейшем при ссылке на Л. А. Глейзера имеется в виду тот же источник.

Определим входящие в это выражение  $P_y$  и  $Q_N$ , используя формулу (1):

$$P_y = 120a \frac{v_u}{v_k} \tau;$$

$$Q_N = 120a_1 \frac{v_u}{v_k} \tau_1 = 120a_1 \frac{v_u}{v_k} \tau \sin \frac{\alpha}{2}.$$

После соответствующей подстановки в формулу (3) получим

$$R_r = 120 \frac{v_u}{v_k} \tau \left( a + 2a_1 \sin^2 \frac{\alpha}{2} \right). \quad (4)$$

Расчет по этой формуле даст несколько уменьшенное значение  $R_r$ , так как при определении  $Q_N$  мы пренебрегаем тем, что при шлифовании боковой стороны конической частью круга окружная скорость в различных точках шлифуемой поверхности различна. Однако, как показал расчет по уточненной формуле, ошибка не превышает 1—2%, и ею можно пренебречь.

Для придания формуле (4) более простого вида, введем обозначение

$$p' = a + 2a_1 \sin^2 \frac{\alpha}{2}. \quad (5)$$

Величину  $p'$  — назовем «приведенным» периметром шлифования (в мм) в отличие от периметра шлифования (см. рис. 1)

$$p = a + 2a_1.$$

После соответствующей замены формула (4) приобретает вид

$$R_r = 120 \frac{v_u}{v_k} p' \tau. \quad (6)$$

Обозначив

$$120 \frac{v_u}{v_k} p' = k, \quad (7)$$

получим формулу, аналогичную формуле (1) Л. А. Глейзера:

$$R_r = k\tau. \quad (8)$$

До того, как приступить к определению фактической глубины резания  $\tau$ , входящей в формулу (6), докажем следующее положение: если при шлифовании с подачей круга на двойной ход стола на прямом проходе<sup>1</sup> радиальная сила  $R_{r(n)}$  поддерживается САУ постоянной, то обратный проход (ход стола) осуществляется с максимальной скоростью диапазона регулирования.

<sup>1</sup> Прямой проход (ход стола) — проход, следующий непосредственно за подачей круга на глубину.

Допустим, что при прямом проходе радиальная сила  $R_{r(n)} = \text{const}$ . Этой силе соответствует перемещение системы СПИД

$$y_{(n)} = \frac{R_{r(n)}}{j_c}. \quad (9)$$

При обратном проходе съем металла происходит за счет натяга в системе СПИД, возникшего в результате перемещения при прямом проходе. Глубина резания на обратном проходе

$$\tau_{(o)} = y_{(n)} - y_{(o)},$$

где  $y_0$  — перемещение системы при обратном проходе в мм.

Согласно формуле (8),

$$\tau_{(o)} = \frac{R_{r(o)}}{k_o},$$

где  $R_{r(o)}$  — радиальная сила на обратном проходе (в кГ);

$$k_o = 120 \frac{v_{u(o)}}{v_K} p'.$$

Следовательно, можно написать

$$\frac{R_{r(o)}}{k_o} = \frac{R_{r(n)}}{j_c} - y_{(o)},$$

где

$$y_{(o)} = \frac{R_{r(o)}}{j_c}.$$

Отсюда

$$k_o = \frac{j_c}{\left( \frac{R_{r(n)}}{R_{r(o)}} - 1 \right)}.$$

САУ стремится поддерживать заданную величину радиальной силы не только при прямом, но и при обратном проходе, т. е.

$$R_{r(o)} \rightarrow R_{r(n)}.$$

Но  $\lim \kappa_0 = \infty$ , а так как

$$R_{r(o)} \rightarrow R_{r(n)},$$

$$\kappa_o = 120 \frac{v_{u(o)}}{v_K} p' = c v_{u(o)}$$

где

$$c = \frac{120 p'}{v_K} \cong \text{const},$$

то и  $\lim_{R_{r(o)} \rightarrow R_{r(n)}} v_{u(o)} = \infty$ .

Это значит, что когда сила  $R_{r(o)}$  при обратном проходе приближается по величине к силе прямого прохода  $R_{r(n)}$  (а система заставляет стремиться к этому), скорость обратного хода стола  $v_{u(o)} \rightarrow \infty$ . Но, поскольку скорость обратного хода стола ограничена максимальной скоростью диапазона регулирования  $v_{u(\max)}$ , то с этой скоростью и будет перемещаться стол при обратном проходе.

Пусть  $s_t$  — поперечная подача круга, в миллиметрах на двойной ход;

$\tau_{i(n)}$  и  $\tau_{i(o)}$  — фактическая глубина шлифования соответственно на  $i$ -м прямом и обратном проходах в мм;

$y_{i(n)}$  и  $y_{i(o)}$  — перемещение системы СПИД на  $i$ -м прямом и обратном проходах в мм;

$\tau_{i(2)}$  — суммарная глубина резания за  $i$ -й двойной ход;

$$A_0 = \frac{\kappa_0}{j_c + \kappa_0},$$

где  $j_c$  — жесткость системы СПИД в  $\kappa\Gamma/\text{мм}$ ;

$$\kappa_0 = 120 \frac{v_{u(\max)}}{v_k} p'.$$

Рассмотрим несколько последовательных проходов шлифования.

**Первый двойной ход.** Фактическая глубина резания на первом прямом проходе при шлифовании с САУ

$$\tau_{1(n)} = s_t - \frac{R_{r(n)}}{j_c}. \quad (10)$$

Упругое перемещение

$$y_{1(n)} = \frac{R_{r(n)}}{j_c}.$$

Для первого обратного прохода

$$\tau_{1(o)} = y_{1(n)} - y_{1(o)} = \frac{R_{r(n)}}{j_c} - \frac{\kappa_0 \tau_{1(o)}}{j_c},$$

откуда

$$\tau_{1(o)} = \frac{R_{r(n)}}{j_c} (1 - A_0);$$

$$y_{1(o)} = y_{1(n)} - \tau_{1(o)} = \frac{R_{r(n)}}{j_c} A_0.$$

**Второй двойной ход.** Для прямого прохода:

$$\tau_{2(n)} = s_t + y_{1(o)} - \frac{R_{r(n)}}{j_c} = s_t - \frac{R_{r(n)}}{j_c} (1 - A_0);$$

$$y_{2(n)} = \frac{R_{r(n)}}{j_c}.$$

Для обратного прохода

$$\tau_{2(0)} = y_{2(n)} - \frac{\kappa_0 \tau_{2(0)}}{j_c} = \frac{R_{r(n)}}{j_c} - \frac{\kappa_0 \tau_{2(0)}}{j_c},$$

откуда

$$\tau_{2(0)} = \frac{R_{r(n)}}{j_c} (1 - A_0);$$

$$y_{2(0)} = y_{2(n)} - \tau_{2(0)} = \frac{R_{r(n)}}{j_c} A_0;$$

$$\tau_{2(\Sigma)} = \tau_{2(n)} + \tau_{2(0)} = s_t.$$

Продолжая подобным же образом выкладки для последующих двойных ходов, можно убедиться, что:  
для любого двойного хода

$$\tau_{i(0)} = \frac{R_{r(n)}}{j_c} (1 - A_0); \quad (11)$$

$$y_{i(n)} = \frac{R_{r(n)}}{j_c}; \quad (12)$$

$$y_{i(0)} = \frac{R_{r(n)}}{j_c} A_0; \quad (13)$$

начиная со второго двойного хода

$$\tau_{i \geq 2(n)} = s_t - \frac{R_{r(n)}}{j_c} (1 - A_0); \quad (14)$$

$$\tau_{i \geq 2(\Sigma)} = s_t. \quad (15)$$

Как следует из последней формулы, при шлифовании с САУ, начиная со второго двойного хода, суммарная глубина слоя металла, снятого за двойной ход, равна величине поперечной подачи круга (при условии, что величина диапазона регулирования скорости изделия  $v_u$  достаточна для поддержания заданной радиальной силы при прямых проходах). При выборе величины радиальной силы с учетом требуемого качества обработки иногда исходят из допустимой величины радиального давления, под которым понимают радиальную силу, приходящуюся на единицу длины линии контакта между кругом и обрабатываемой поверхностью детали. Величина радиального давления выражается в  $\text{кГ/см}$  (или в  $\text{кГ/мм}$ ).

При шлифшлифовании профильным кругом одновременно обрабатывается и дно впадины шлица и обе его боковые стороны, причем требуемое качество должно быть обеспечено на всех этих поверхностях, хотя условия обработки их различны. Очевидно, что в этом случае при выборе величины радиальной силы

по допустимой величине радиального давления, следует исходить из условий обработки той поверхности шлица, при шлифовании которой радиальное давление имеет наибольшую величину.

Если при обработке дна впадины шлица радиальной силой является  $P_y$  (см. рис. 2), а радиальное давление определяется как  $p_y = \frac{P_y}{a}$ , то при шлифовании боковых сторон в качестве радиальной силы следует, очевидно, рассматривать силу  $Q_N$ , направленную по нормали к обрабатываемой поверхности, а в качестве «радиального» давления принимать нормальное давление  $q_N = \frac{Q_N}{a_1}$ .

Найдем соотношение между величинами  $p_y$  и  $q_N$ . Как указывалось выше,

$$P_y = 120a \frac{v_u}{v_k} \tau;$$

$$Q_N = 120a_1 \frac{v_u}{v_k} \tau \sin \frac{\alpha}{2}.$$

Отсюда следует, что

$$p_y = \frac{P_y}{a} = 120 \frac{v_u}{v_k} \tau; \quad (16)$$

$$q_N = \frac{Q_N}{a_1} = 120 \frac{v_u}{v_k} \tau \sin \frac{\alpha}{2}. \quad (17)$$

Следовательно,  $\frac{q_N}{p_y} = \sin \frac{\alpha}{2}$  или  $q_N = p_y \sin \frac{\alpha}{2}$ .

Из этого последнего выражения следует, что  $q_N < p_y$ , так как  $\sin \frac{\alpha}{2} < 1$ .

Таким образом, если величина  $p_y$  принята такой, что она не превосходит допустимой величины радиального давления, то и величина  $q_N$  будет заведомо находиться в допустимых пределах, т. е. при расчете  $R_r$  можно исходить из допустимой величины радиального давления  $p_y$ .

Найдем выражение для радиальной силы  $R_r$  для случая, когда в качестве исходной величины для ее определения принимается радиальное давление  $p_y$  (в  $\text{кг/мм}$ ). По формуле (6)  $R_r = 120 \frac{v_u}{v_k} \tau p'$ ; по формуле (16)  $p_y = 120 \frac{v_u}{v_k} \tau$ ,

отсюда

$$R_r = p_y p'. \quad (18)$$



Перейдем теперь к методике расчетного определения допустимой (оптимальной) величины радиальной силы при шлифствовании, исходя из возможностей станка и некоторых требований качества обрабатываемой детали. Исходя из различий в требованиях, которые предъявляются к отдельным стадиям обработки (черновое, чистовое шлифование, выхаживание), значение величины  $R_r$  для каждой из этих стадий должно, очевидно, устанавливаться также различным.

При черновой обработке, когда идет основной съем металла, обычно стремятся к наиболее полному использованию мощности станка, учитывая при этом необходимость выполнения некоторых требований качества обработки (отсутствие прижогов на обработанной поверхности, иногда обеспечение точности формы детали в определенных пределах) и условий работы круга (режим самозатачивания, затупления, отсутствие засаливания).

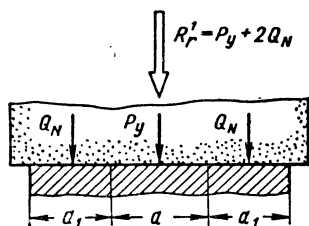


Рис. 3. Развертка периметра впадины шлицевого вала

На чистовой стадии шлифования преобладают требования к точности обработки, которые оказывают решающее влияние на выбор величины  $R_r$ .

Поскольку для выполнения различных по характеру требований на каждой данной стадии шлифования значения  $R_r$  должно быть различным, необходимо, очевидно, определять несколько значений  $R_r$  и принимать для наладки станка с САУ наименьшее из них.

**Выбор величины  $R_r$ , исходя из условия полного использования мощности мотора шлифовальной бабки  $W_{ш}$ .** Для определения величины  $R_r$ , исходя из мощности  $W_{ш}$ , сделаем следующее допущение: развернем периметр обрабатываемой впадины шлифуемого вала (см. рис. 2) в одну линию и будем рассматривать шлифование впадины как плоское шлифование (рис. 3). Будем считать также, что окружная скорость круга  $v_k$  одинакова при шлифовании как дна впадины, так и ее боковых сторон. Как было сказано выше, незначительной ошибкой, порождаемой этим последним допущением, при расчете величины силы шлифования можно пренебречь.

Глубина резания при шлифовании боковой стороны шлицевого профиля  $\tau_1$  и глубина резания при обработке дна шлица связаны зависимостью (см. рис. 2).

$$\tau_1 = \tau \sin \frac{\alpha}{2}.$$

Для удобства последующих расчетов условно принимаем, что глубина резания при обработке боковых сторон и дна впа-

дины одинакова и равна  $\tau$ . Чтобы сделать правомерным такое допущение, будем при расчетах в качестве ширины шлифования при обработке боковой стороны шлица рассматривать не  $a_1$ , а величину

$$a'_1 = a_1 \sin \frac{\alpha}{2}.$$

Поступая данным образом, мы получим равенство площадей  $S_1$  и  $S'_1$  (рис. 4, а и б), а следовательно, и сил  $Q_N$  и  $Q'_N$ .

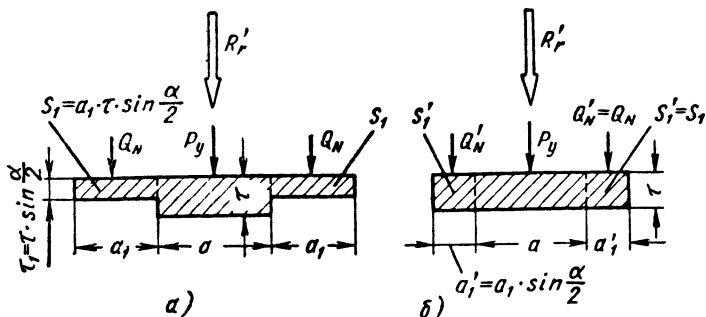


Рис. 4. Схема сил, действующих по нормали к обрабатываемым элементам профиля шлица и фактическая глубина резания при шлифовании этих элементов

С учетом сказанного выше в качестве периметра шлифования следует, очевидно, рассматривать величину

$$p'' = a + 2a_1 \sin \frac{\alpha}{2}. \quad (19)$$

Сделав указанные допущения, определим величину тангенциальной силы  $R_z^*$ , исходя из условия полного использования мощности электродвигателя шлифовальной бабки.

Сила  $R_z$  и мощность  $W_w$  связаны соотношением

$$R_z = \frac{102 W_w \cdot \eta}{v_k}, \quad (20)$$

где  $W_w$  — мощность электродвигателя шлифовальной бабки в кВт;

$v_k$  — окружная скорость круга в м/сек;

$\eta$  — к. п. д. электродвигателя.

\*  $R_z$  — равнодействующая тангенциальных сил, действующих при обработке дна шлица и его боковых сторон.

Пусть соотношение между составляющими силы шлифования  $R'_r$  (см. рис. 4) и  $R_z$

$$\frac{R'_r}{R_z} = \beta, \text{ т. е. } R'_r = \beta R_z.$$

Подставляя в это последнее выражение значение  $R_z$  из формулы (20), получим

$$R'_r = \frac{\beta W_{ш} \cdot 102\eta}{v_{\kappa}}. \quad (21)$$

Как можно видеть из рис. 4, а,

$$R'_r = P_y + 2Q_N.$$

В свою очередь,

$$P_y = 120 \frac{v_u}{v_{\kappa}} a \tau$$

и

$$Q_N = 120 \frac{v_u}{v_{\kappa}} a_1 \tau \sin \frac{\alpha}{2},$$

т. е.

$$R'_r = 120 \frac{v_u}{v_{\kappa}} \tau \left( a + 2a_1 \sin \frac{\alpha}{2} \right). \quad (22)$$

Подставив значение  $R'_r$  из формулы (22) в формулу (21) и проделав соответствующие преобразования, получим выражение для определения глубины резания  $\tau$ , исходя из условия полного использования мощности мотора шлифовальной бабки:

$$\tau = \frac{\beta W_{ш} 102\eta}{120 v_{\kappa} \left( a + 2a_1 \sin \frac{\alpha}{2} \right)}. \quad (23)$$

Заменив в формуле (6) для определения величины радиальной силы  $R_r$  при шлищешлифовании глубину резания  $\tau$  на ее значение из формулы (23), получим уравнение для расчета  $R_r$  в том случае, когда мощность мотора шлифовальной бабки используется полностью:

$$R_r = \frac{\beta W_{ш} 102\eta}{v_{\kappa}} \cdot \frac{\left( a + 2a_1 \sin^2 \frac{\alpha}{2} \right)}{\left( a + 2a_1 \sin \frac{\alpha}{2} \right)}. \quad (24)$$

или, с учетом ранее принятых обозначений (5) и (19),

$$R_r = \frac{\beta W_{ш} 102\eta}{v_{\kappa}} \cdot \frac{p'}{p^*}. \quad (25)$$

**Выбор величины  $R_r$ , исходя из требования отсутствия прижогов на обработанной поверхности.** Максимально допустимой величиной радиального давления, превышение которой связано с появлением систематических прижогов на шлифуемой поверхности, Л. А. Глейзер считает давление, равное 8  $\kappa\Gamma/\text{см}$  (0,8  $\kappa\Gamma/\text{мм}$ ). Безопасная величина радиального давления, по данным того же автора, 6  $\kappa\Gamma/\text{см}$  (0,6  $\kappa\Gamma/\text{мм}$ ). Приняв ту или другую рекомендацию, по формуле (18) можно определить максимальное значение  $R_r$ , подставив в нее вместо  $p_y$  величину допустимого давления (в  $\kappa\Gamma/\text{мм}$ ).

**Выбор величины  $R_r$ , исходя из допустимой величины погрешности формы детали.** Ниже приводится методика определения максимально допустимой величины  $R_r$ , исходя из заданного допуска<sup>1</sup> на погрешность формы детали в продольном сечении. Обрабатываемая деталь условно считается абсолютно жесткой<sup>2</sup>.

При шлифовании с подачей круга на глубину на двойной ход стола заданная радиальная сила будет поддерживаться САУ лишь на прямых проходах. При обратных ходах стола, когда сьем металла будет происходить за счет натяга, созданного при прямом проходе, радиальная сила будет значительно меньше, хотя система, стремясь достигнуть заданное значение  $R_r$ , заставит стол станка при обратном ходе двигаться с максимальной скоростью, которую обеспечивает станок ( $v_{u(\max)}$ ). Однако конечная погрешность формы детали возникает именно после обратного хода стола и, очевидно, она и должна ограничиваться допуском. Определим максимально допустимую величину  $R_r$ , которая должна поддерживаться САУ на прямых проходах, исходя из условия, чтобы погрешность формы детали после обратного хода стола была в пределах установленного допуска.

Величина относительного упругого перемещения круга и оси детали при любом обратном ходе стола при шлифовании с САУ может быть определена по формуле (13):

$$y_{i(0)} = \frac{R_{r(n)}}{i_c} A_0.$$

Погрешность формы в продольном сечении (для центрирующей поверхности вала — отклонение от формы правильного кругового цилиндра):

$$\omega_\phi = 2 [y_{(0)\max} - y_{(0)\min}].$$

<sup>1</sup> Подразумевается та часть общего допуска на погрешность геометрической формы, которая предназначена для компенсации погрешностей в результате упругих перемещений в системе СПИД, происходящих под действием  $R_r$ .

<sup>2</sup> Для уточнения расчетов  $R_r$  с учетом жесткости детали может быть использована методика, разработанная Л. В. Худобиным.

В свою очередь

$$y_{(0)\max} = \frac{R_{r(n)}\kappa_0}{j_{c(\min)}[j_{c(\min)} + \kappa_0]};$$

$$y_{(0)\min} = \frac{R_{r(n)}\kappa_0}{j_{c(\max)}[j_{c(\max)} + \kappa_0]},$$

где  $j_{c(\max)}$  и  $j_{c(\min)}$  — максимальная и минимальная жесткость системы СПИД в пределах длины шлифуемого участка вала.

Подставим значения  $y_{(0)\max}$  и  $y_{(0)\min}$  в формулу для определения  $\omega_\phi$ :

$$\omega_\phi = 2R_{r(n)}\kappa_0 \cdot \left[ \frac{1}{j_{c(\min)}(j_{c(\min)} + \kappa_0)} - \frac{1}{j_{c(\max)}(j_{c(\max)} + \kappa_0)} \right]. \quad (26)$$

Из этой последней формулы, заменив  $\omega_\phi$  на  $\delta_\phi$  и  $R_{r(n)}$  на  $R_{r(n)\max}$ , определим максимально допустимую величину радиальной силы

$$R_{r(n)\max} = \frac{\delta_\phi}{2k_0 m}, \quad (27)$$

где

$$m = \left[ \frac{1}{j_{c(\min)}(j_{c(\min)} + \kappa_0)} - \frac{1}{j_{c(\max)}(j_{c(\max)} + \kappa_0)} \right].$$

**Выбор величины  $R_r$ , исходя из требований, предъявляемых к чистоте обрабатываемой поверхности детали.** Для расчета среднего квадратического отклонения микронеровностей  $H_{с.к.}$  при шлифовании Л. А. Глейзер предложил формулу

$$H_{с.к.} = 16,5K_n \left( \frac{v_u \tau}{v_k} \right)^{\frac{2}{7}} \left( \frac{l^2}{A} \right)^{\frac{1}{7}} S_\partial^{0,46}, \quad (28)$$

$K_n = 0,75$  (для закаленной стали);

$v_u$  — скорость изделия в *м/мин*;

$\tau$  — фактическая глубина резания в *мм*;

$v_k$  — скорость круга в *м/сек*;

$l$  — среднее расстояние между вершинами зерен на поверхности шлифовального круга в *мм*;

$A = \frac{Dd}{D+d}$  — здесь  $D$  — диаметр шлифовального круга и

$d$  — диаметр изделия в *мм*;

$S_\partial$  — относительная продольная подача в долях высоты круга на один оборот изделия.

Преобразуем эту формулу в формулу для определения величины  $R_r$  при шлицшлифовании, исходя из заданной величины  $H_{с.к.}$  (будем рассматривать шлицшлифование как частный случай врезного шлифования).

Величина радиальной силы  $R_r$  рассчитывается по формуле

$$R_r = 120 \frac{v_u}{v_k} \tau p'.$$

Из формулы следует, что

$$\frac{v_u}{v_k} \tau = \frac{R_r}{120 p'};$$

при врезном шлифовании

$$s_d = 1;$$

$$A = D$$

(считая  $d = \infty$ , получим  $A = D$ ).

Подставив в формулу (28) соответствующие величины, получим

$$H_{c.k} = 12,4 \left( \frac{R_r}{120 p'} \right)^{\frac{2}{7}} \left( \frac{l^2}{D} \right)^{\frac{1}{7}}. \quad (29)$$

Учитывая, что численное значение  $R_a$  по ГОСТу 2789—59 равно нижнему значению величины  $H_{c.k}$  по ГОСТу 2789—51 и проделав соответствующие преобразования, получим

$$R_r = 120 p' \left[ \frac{R_a}{12,4 \left( \frac{l^2}{D} \right)^{\frac{1}{7}}} \right]^{\frac{7}{2}}. \quad (30)$$

Полученная формула может служить для ориентировочного определения допустимой величины  $R_r$ , исходя из заданной чистоты обработанной поверхности.

После того как по изложенной выше методике выбрано допустимое значение радиальной силы, наладочные значения  $v_u$  и  $s_t$  могут быть найдены следующим образом.

**Черновое шлифование.** Полагая, что  $R_{r(n)}$  — известная величина, зададимся величиной поперечной подачи круга  $s_t$  и найдем максимальную скорость изделия (стола), которую необходимо иметь, чтобы обеспечить поддержание заданной величины радиальной силы с первого же прямого прохода шлифования.

Докажем сначала, что скорость первого прямого прохода при черновой обработке с САУ больше, чем скорость второго и последующих прямых проходов.

Используя ранее полученные формулы (10) и (14), можно написать:

$$\tau_{2(n)} - \tau_{1(n)} = \frac{R_{r(n)}}{j_c} A_0 > 0,$$

т. е.

$$\tau_{2(n)} > \tau_{1(n)}.$$

Поскольку фактическая глубина резания при втором и последующих прямых проходах больше, чем при первом прямом проходе, то для поддержания одной и той же величины заданной радиальной силы при первом проходе необходимо иметь большую скорость изделия, чем при втором и последующих проходах. Следовательно, если определить максимальную скорость стола, необходимую для поддержания постоянства радиальной силы на первом прямом проходе, то ее заведомо достаточно для обеспечения постоянства радиальной силы при втором и последующих проходах.

Формулу (10) можно представить в следующем виде:

$$\frac{R_{r(n)}}{\kappa_{1(n)}} = s_t - \frac{R_{r(n)}}{j_c}.$$

Отсюда

$$\kappa_{1(n)} = \frac{R_{r(n)}}{s_t - \frac{R_{r(n)}}{j_c}}.$$

Но

$$\kappa_{1(n)} = 120 \frac{v_{u(n)1}}{v_\kappa} p',$$

где  $v_{u(n)1}$  — скорость изделия (стола) при первом прямом проходе.

Следовательно,

$$v_{u(n)1} = \frac{R_{r(n)} v_\kappa}{120 p' \left( s_t - \frac{R_{r(n)}}{j_c} \right)}.$$

При  $R_{r(n)} = \text{const}$  наименьшая глубина резания будет, очевидно, в том месте по длине детали, где жесткость системы СПИД минимальная. Следовательно, скорость изделия, необходимая для обеспечения заданной величины  $R_{r(n)}$ , в этом месте будет максимальной. С учетом сказанного

$$v_{u(n)\max} = \frac{R_{r(n)} v_\kappa}{120 p' \left( s_t - \frac{R_{r(n)}}{j_{c(\min)}} \right)}. \quad (31)$$

Найденная по этой формуле скорость изделия и будет максимальной скоростью диапазона регулирования при черновом шлифовании.

Используя формулу (31), можно решать и обратную задачу, т. е. исходя из заданной величины  $R_{r(n)}$  и зная максимальную скорость стола, которую обеспечивает станок, можно найти величину поперечной подачи  $s_t$  для чернового шлифования.

**Чистовое шлифование.** Пусть  $R_{r(o)}$  — радиальная сила на обратном проходе чистового шлифования, величина которой установлена из требований качества обработки (например, исходя из требуемой чистоты обработанной поверхности), а  $s_t$  — поперечная подача при чистовом шлифовании.

Определим величину радиальной силы  $R_{r(n)}$ , которую необходимо поддерживать при прямом проходе, чтобы сила обратного прохода была равна заданной  $R_{r(o)}$ .

Из формулы (13)

$$y_{(0)} = \frac{R_{r(o)}}{j_c} = \frac{R_{r(n)}}{j_c} A_0,$$

откуда

$$R_{r(n)} = \frac{R_{r(o)}}{A_0}. \quad (32)$$

Фактическая глубина резания на 1-м прямом проходе

$$\tau_{1(n)} = s_t + y'_{(0)} - \frac{R_{r(n)}}{j_c},$$

где  $y'_{(0)}$  — величина упругого перемещения после чернового шлифования,

$$y'_{(0)} = \frac{R'_{r(n)}}{j_c} A'_0,$$

где  $R'_{r(n)}$  — радиальная сила на прямых проходах чернового шлифования.

С учетом этого можно написать

$$\tau_{1(n)} = s_t + \frac{R'_{r(n)}}{j_c} A'_0 - \frac{R_{r(n)}}{j_c}.$$

Фактическая глубина резания на 2-м прямом чистовом проходе

$$\tau_{2(n)} = s_t - \frac{R_{r(n)}}{j_c} (1 - A_0).$$

Вычитая почленно из предпоследнего равенства последнее, получим

$$\tau_{1(n)} - \tau_{2(n)} = \frac{R'_{r(n)}}{j_c} A'_0 - \frac{R_{r(n)}}{j_c} A_0 > 0,$$

так как  $R'_{r(n)} > R_{r(n)}$  и  $A'_0 \geq A_0$ .

Следовательно,  $\tau_{1(n)} > \tau_{2(n)}$ , а это значит, что скорость первого прямого прохода при одном и том же заданном  $R_{r(n)}$  будет



меньше, чем скорость второго и последующих проходов. Поэтому, если определить скорость изделия, соответствующую  $\tau_{2(n)}$ , то ее будет заведомо достаточно, чтобы и на 1-м прямом проходе поддерживалась заданная радиальная сила.

Примем, что скорость обратных проходов равна максимальной скорости прямых проходов чистового шлифования, т. е.

$$\kappa_0 = \kappa_{2(n)}.$$

Тогда

$$\tau_{2(n)} = \frac{R_{r(n)}}{\kappa_{2(n)}} = \frac{R_{r(0)}}{\kappa_0 A_0} = s_t - \frac{R_{r(0)}}{(j_c + \kappa_0) A_0}.$$

После соответствующих преобразований, получим

$$s_t \kappa_0^2 - 2R_{r(0)} \kappa_0 - R_{r(0)} j_c = 0;$$

$$\kappa_{0(1,2)} = \frac{R_{r(0)} \pm \sqrt{R_{r(0)}^2 + R_{r(0)} j_c s_t}}{s_t}.$$

Так как

$$\kappa_0 = 120 \frac{v_{u(n)2}}{v_\kappa} p' > 0,$$

то берем первое значение корня

$$\kappa_0 = \frac{R_{r(0)} + \sqrt{R_{r(0)}^2 + R_{r(0)} j_c s_t}}{s_t}.$$

Следовательно, по формуле (7)

$$v_{u(n)2} = \frac{v_\kappa}{120 p' s_t} (R_{r(0)} + \sqrt{R_{r(0)}^2 + R_{r(0)} j_c s_t}). \quad (33)$$

Максимальная скорость стола при чистовом шлифовании может быть найдена, если в формулу (33) подставить минимальное значение жесткости системы СПИД в пределах длины шлифуемого участка вала:

$$v_{u(\max)} = \frac{v_\kappa}{120 p' s_t} (R_{r(0)} + \sqrt{R_{r(0)}^2 + R_{r(0)} j_{c(\min)} s_t}). \quad (34)$$

При этой скорости фактическое значение радиальной силы при обратном проходе не будет превышать заданной величины  $R_{r(0)}$  на любом участке по длине вала.

**Пример расчетного определения допустимой величины радиальной силы и режимов резания при шлицевшлифовании с САУ.**

Рассмотрим случай шлицевшлифования профильным кругом, полагая, что станок оснащен САУ, позволяющей поддерживать заданную величину радиальной силы на прямых проходах чернового и чистового шлифования за счет регулирования скорости изделия  $v_u$ .

Исходные данные для расчета: параметры шлифуемого вала  $z \times d \times D = 6 \times 46 \times 53$ ;  $p' = 10$  мм;  $p'' = 11,5$  мм. Шлифовальный круг ЭБ46МЗК, профильный;  $l = 0,58$  мм,  $D_k = 200$  мм;  $v_k = 30$  м/сек;  $W_{ш} = 2,81$  квт. Жесткость системы СПИД —  $j_{c(\max)} = 363$  кг/мм;  $j_{c(\min)} = 300$  кг/мм.

Конечная точность обработки: чистота поверхности  $\nabla 8б$ ,  $R_a = 0,5$  мк; допуск на погрешность формы в продольном сечении (по центрирующей поверхности)  $\delta_{\phi} = 0,005$  мм.

**Черновое шлифование.** По формуле (25) определим допустимую величину радиальной силы, исходя из условия полного использования мощности мотора шлифовальной бабки (приняв  $\eta = 0,95$  и  $\beta = 2,5$ ):

$$R_{r(n)} = \frac{2,5 \cdot 2,81 \cdot 102 \cdot 0,95 \cdot 10}{30 \cdot 11,5} \cong 19,8 \text{ кг}.$$

Этой силе соответствует радиальное давление по формуле (16)

$$p_y = \frac{19,8}{10} = 1,98 \text{ кг/мм (19,8 кг/см)},$$

которое почти в 2,5 раза превышает максимально допустимую величину, исходя из условия отсутствия прижогов на шлифуемой поверхности (по Л. А. Глейзеру, 8 кг/см). Приняв безопасную величину  $p_y = 0,6$  кг/мм (6 кг/см), по формуле (18) найдем  $R_{r(n)} = 0,6 \cdot 10 = 6$  кг.

Найдем максимальную скорость изделия при черновом шлифовании, обеспечивающую поддержание на прямых проходах величины радиальной силы  $R_{r(n)} = 6$  кг, задавшись величиной поперечной подачи шлифовального круга  $s_t = 0,03$  мм/дв.ход.

По формуле (31) получим

$$v_{u(\max)} = \frac{6 \cdot 30}{120 \cdot 10 \left( 0,03 - \frac{6}{300} \right)} = 15 \text{ м/мин.}$$

Таким образом, для чернового шлифования

$$R_{r(n)} = 6 \text{ кг}; \quad s_t = 0,03 \text{ мм}; \\ v_{u(\max)} = 15 \text{ м/мин.}$$

**Чистовое шлифование.** Конечная шероховатость шлифуемой поверхности получается в результате выполнения последнего обратного прохода чистового шлифования, во время которого съем металла происходит за счет натяга в системе СПИД, созданного при прямом проходе. Поскольку все обратные проходы осуществляются при постоянной (максимальной) скорости стола, то величина радиальной силы при обратном проходе будет

изменяться в зависимости от изменения жесткости системы СПИД в пределах длины шлифуемого участка вала. Максимальная радиальная сила при обратном проходе будет, очевидно, в том месте, где жесткость системы СПИД минимальная, т. е. там, где перемещение системы при прямом проходе, будут иметь максимальную величину.

Пусть для стадии чистового шлифования подача круга на глубину  $s_t = 0,008$  мм.

Найдем максимально допустимое значение радиальной силы  $R_{r(0)}$ , исходя из заданной чистоты поверхности, по формуле (30):

$$R_{r(0)} = 120 \cdot 10 \left[ \frac{0,5}{12,4 \left( \frac{0,58^2}{200} \right)^{\frac{1}{7}}} \right]^{\frac{2}{7}} \cong 0,41 \text{ кг}.$$

Определим максимальную скорость стола при чистовом шлифовании по формуле (34):

$$v_{u(\max)} = \frac{30}{120 \cdot 10 \cdot 0,008} [0,41 + \sqrt{0,168 + 0,41 \cdot 300 \cdot 0,008}] \cong 4,62 \text{ м/мин}.$$

По формуле (7)

$$\kappa_o = 120 \frac{4,62}{30} \cdot 10 = 184,8.$$

По формуле (9)

$$A_o = \frac{184,8}{300 + 184,8} \cong 0,382.$$

Радиальная сила, которая должна поддерживаться на прямых проходах чистового шлифования, определится по формуле (32):

$$R_{r(n)} = \frac{0,41}{0,382} = 1,07 \text{ кг}.$$

Используя формулу (26), определим погрешность формы в продольном сечении (для центрирующей поверхности вала)

$$\omega_\phi = 2 \cdot 1,07 \cdot 184,8 \left( \frac{1}{300(300 + 184,8)} - \frac{1}{363(363 + 184,8)} \right) = 0,00072 \text{ мм}.$$

Таким образом,  $\omega_\phi \ll \delta_\phi = 0,005$  мм, т. е. режим чистового шлифования выбран правильно. Следовательно, наладочными значениями параметров режима чистового шлифования будут:

$$R_{r(n)} = 1,07 \text{ кг}; \quad s_t = 0,008 \text{ мм};$$

$$v_{u(\max)} = 4,62 \text{ м/мин}.$$

## **ВЫВОДЫ**

Рассмотренная в статье методика расчетного определения оптимальной величины радиальной силы и выбора параметров режима шлифования, исходя из этой величины, может быть использована как при разработке подобных САУ, так при назначении режима шлицшлифования с учетом требуемого качества изделия и наиболее полного использования возможностей станка.

## **ЛИТЕРАТУРА**

1. Глейзер Л. А. Пути усовершенствования инструмента, станков и технологии шлифования. Филиал ВИНТИ АН СССР, тема 1. Машгиз, 1957.
  2. Луцков Е. И., Протопопов С. П. Повышение производительности шлицшлифования путем поддержания постоянства радиальной силы. Сб. «Самоподнастраивающиеся станки» под ред. д-ра техн. наук проф. Б. С. Балакшина. М., «Машиностроение», 1967.
-

## ВЫБОР РЕГУЛИРУЕМОЙ ВЕЛИЧИНЫ И СПОСОБА ЕЕ ИЗМЕРЕНИЯ ПРИ СОЗДАНИИ СИСТЕМ АВТОМАТИЧЕСКОГО УПРАВЛЕНИЯ ДЛЯ СВЕРЛЕНИЯ ГЛУБОКИХ ОТВЕРСТИЙ МАЛОГО ДИАМЕТРА

Применение САУ при сверлении глубоких отверстий малого диаметра позволяет исключить поломки инструмента, повысить точность обработки и производительность. В САУ в качестве регулируемой величины выбирается тот параметр процесса резания, который оказывает наибольшее влияние на возможность поломки сверла, погрешность обработки и производительность. Основными силовыми факторами процесса сверления глубоких отверстий, определяющими условия работы сверла и возможность его поломки, являются крутящий момент на сверле и осевая сила. САУ должна осуществлять стабилизацию одного из этих параметров как регулируемой величины путем изменения режимов обработки (скорости резания или подачи) в процессе сверления.

Исследования, проведенные на кафедре технологии машиностроения Челябинского политехнического института, показали, что управление процессом сверления целесообразно проводить посредством изменения подачи, а не скорости резания. При этом несколько увеличивается производительность обработки и значительно упрощается техническое исполнение САУ.

Для правильного выбора регулируемой величины необходимо знать зависимости крутящего момента на сверле и осевой силы от скорости подачи, глубины сверления и степени износа сверла для заданных условий обработки. С целью определения этих зависимостей для сверл диаметром менее 2 мм было проведено исследование<sup>1</sup>.

За исходные данные были выбраны условия обработки корпуса распылителя в цехе топливной аппаратуры ЧТЗ. Материал заготовок — сталь 18Х2Н4ВА с твердостью *HRC* 22—28; диаметр обрабатываемого отверстия  $1,5^{+0,3}$  мм, глубина сверления 24 мм; сверло четырехленточное диаметром 1,65 мм из инструментальной стали Р18 с углом при вершине  $2\varphi = 118 \pm 2^\circ$ ; заточку сверл производили на станке модели МФ-73М по коническому методу. Чтобы исключить влияние различий в параметрах заточки сверл на результаты эксперимента, углы и величины перемычки измеряли на большом инструментальном микроскопе

<sup>1</sup> Исследование проводилось под руководством канд. техн. наук М. М. Тверского.

БМИ. Разброс значений углов заточки не превышал  $\pm 1,5^\circ$ , размеры перемычек укладывались в допустимые чертежом пределы  $0,42 \pm 0,07$  мм.

Сверление производили при скорости резания 14,5 м/мин с вращением сверла и неподвижной детали, при подачах 0,01; 0,02; 0,03; 0,04 и 0,05 мм/об. На каждой подаче испытывали не менее пяти сверл. Для удаления стружки и охлаждения сверло выводили из заготовки через каждые 4 мм заглубления.

Режимы обработки, а также запись значений крутящего момента на сверле и осевой силы обеспечивались экспериментальной установкой, принципиальная схема которой приведена на рис. 1.

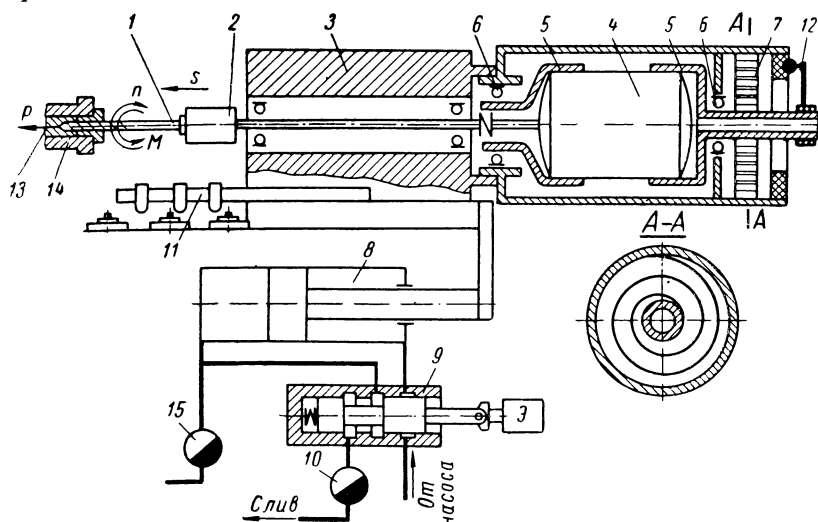


Рис. 1. Схема экспериментальной установки

Сверло 1 закрепляется в патроне 2 шпиндельной бабки 3, связанной с гидроцилиндром рабочей подачи 8. Механизм путевого управления 11 позволяет осуществить переход с быстрой подачи подвода на рабочую подачу путем отключения золотника 15, через который производится слив масла из гидроцилиндра при быстром подводе, а также фиксировать глубину сверления, конечное и исходное положение шпиндельной бабки. Нужная скорость рабочей подачи обеспечивается дросселем 10, установленным в сливной магистрали гидроцилиндра после распределительного золотника 9. Привод вращения сверла представляет собой динамометр измерения момента с балансирно подвешенным статором электродвигателя. Корпус двигателя 4 фланцами 5 установлен на подшипниках 6. Возникающий при

сверлении реактивный момент, равный моменту на сверле, воспринимается спиральной пружиной 7, которая внутренним концом закреплена на правом фланце 5, а наружным — на неподвижном стакане. Реактивный момент, преодолевая момент пружины, вызывает поворот статора и закрепленного на нем движка реохорда 12 на угол, определяемый моментом на сверле и жесткостью пружины. Сигнал с реохорда, пропорциональный величине момента на сверле, подается на шлейф № 8 осциллографа Н-102. Заготовка 13 (рис. 1) устанавливается в приспособлении 14.

Схема приспособления приведена на рис. 2. В корпусе 2 приспособления закрепляется индуктивный датчик 1 типа БВ-844, который используется для записи значений осевой силы при сверлении. Шток датчика винтом 3 связан с втулкой 4, в

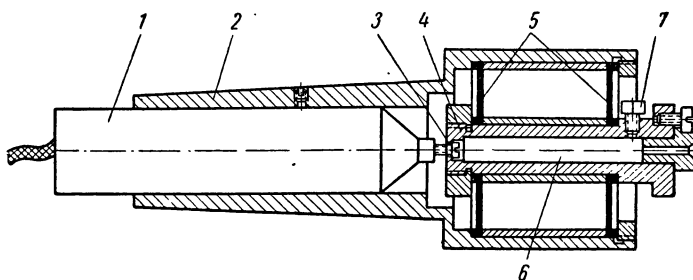


Рис. 2. Приспособление для закрепления детали

которую устанавливается заготовка 6, фиксируемая от осевых перемещений винтом 7. Жесткое крепление штока к втулке 4 устраняет вибрации штока датчика при сверлении. Втулка 4 подвешена на упругих тонких мембранах 5 определенной жесткости, которые защемлены по наружному диаметру в корпусе 2. Выходной сигнал датчика усиливается в усилителе ТУ-12М и поступает на шлейф № 4 осциллографа Н-102.

После расшифровки осциллограмм и математической обработки результатов эксперимента были получены следующие зависимости:

$$P = 5 + 1,35l + (252 + 51l)s; \quad (1)$$

$$M = 0,35 + 0,04l + (32,3 + 4,5l)s, \quad (2)$$

где  $P$  — осевая сила в  $\text{кГ}$ ;

$M$  — крутящий момент на сверле в  $\text{кГ} \cdot \text{см}$ ;

$l$  — глубина сверления в  $\text{мм}$ ;

$s$  — скорость подачи в  $\text{мм/об.}$

Зависимости  $P = f(l, s)$  и  $M = \varphi(l, s)$  позволяют выбрать регулируемую величину для создания САУ. Для выбора регулируемой величины необходимо провести анализ изменения

момента на сверле при стабилизации осевой силы и изменения осевой силы при стабилизации момента. Связь между значениями  $P$  и  $M$  выражается через скорость подачи. Из формулы (1) находим значение  $s$  при  $P = P_0 = \text{const}$ :

$$s = \frac{P_0 - 5 - 1,35l}{252 + 51l}. \quad (3)$$

Подставив значения из формулы (3) в формулу (2), получим

$$M = \frac{32,3P_0 - 73,3 + (4,5P_0 - 38,17)l - 4,03l^2}{252 + 51l}. \quad (4)$$

Выбор  $P_0$  как регулируемой величины назначается из условия  $P_0 < P_{кр}$ , где  $P_{кр}$  — критическое значение осевой силы. За критическое значение осевой силы принимается значение, при котором может появиться продольный изгиб сверла при врезании в заготовку. Продольный изгиб сверла в начальный момент сверления вызывает его увод и разбивание отверстия по мере заглубления в заготовку.

Величина  $P_{кр}$  определялась на установке, приведенной на рис. 1. Для этого в приспособление для детали устанавливали закаленный образец, режущую часть сверла затупляли, при ручной подаче шпиндельной бабки индикатором фиксировали момент появления прогиба сверла и записывали на осциллографе значения осевой силы. Опыт повторяли несколько раз для каждого из пяти сверл и получили среднее значение критической осевой силы в момент врезания  $P_{кр} = 24,5 \text{ кг}$ . Для выбранного значения  $P_0$  момент при врезании в заготовку должен быть меньше критического значения  $M_{кр}$ . При эксперименте установлено, что  $M_{кр} = 2,4 \text{ кгсм}$ .

На рис. 3 приведены графики изменения момента на сверле при сверлении с постоянной осевой силой, построенные по уравнению (4). Из графиков видно, что наибольшее значение момента на сверле имеет в начале сверления, по мере заглубления момент быстро падает. Таким образом, выбор наибольшего допустимого значения  $P_0$  для настройки САУ будет определяться величиной момента на сверле в начальный момент сверления.

Назначим коэффициент запаса по моменту равным 1,2. Тогда наибольшее значение момента не должно превышать

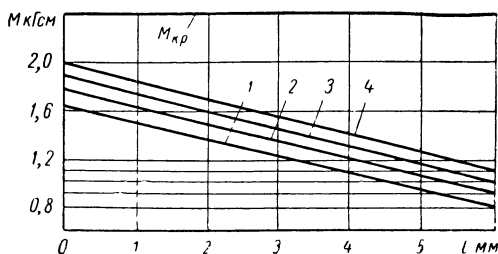


Рис. 3. Изменение момента на сверле при сверлении с постоянной осевой силой: 1 —  $P_0 = 15 \text{ кг}$ ; 2 —  $P_0 = 16 \text{ кг}$ ; 3 —  $P_0 = 17 \text{ кг}$ ; 4 —  $P_0 = 18 \text{ кг}$



2 кгсм. Принимая  $l = 0$  и  $M = 2$  кгсм, из уравнения (4) находим наибольшую допустимую величину постоянной осевой силы 18 кг. На рис. 3 можно видеть, что даже при наибольшем значении  $P_o = 18$  кг после 3 мм сверления величина момента на 25% меньше допустимой (2 кгсм). Следовательно, при сверлении с постоянным моментом сверло оказывается значительно недогруженным по моменту.

Рассмотрим изменение осевой силы при стабилизации момента на сверле. Из уравнения (2) найдем скорость подачи  $s$  при  $M = M_o = \text{const}$ :

$$s = \frac{M_o - 0,35 - 0,04l}{32,3 + 4,5l}. \quad (5)$$

Подставив значения из уравнения (5) в уравнение (1), получим

$$P = \frac{73,3 + 252M_o + (51M_o - 5,43)l + 4,03l^2}{32,3 + 4,5l}. \quad (6)$$

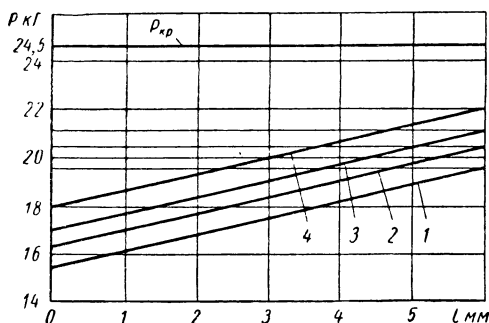


Рис. 4. Изменение осевой силы при сверлении с постоянным моментом:

1 —  $M_o = 1,7$  кгсм; 2 —  $M_o = 1,8$  кгсм;  
3 —  $M_o = 1,9$  кгсм; 4 —  $M_o = 2$  кгсм

На рис. 4 приведены графики изменения осевой силы при сверлении с постоянным моментом, построенные по уравнению (6). Из графиков видно, что при сверлении с наибольшей величиной момента  $M_o = 2$  кгсм осевая сила на входе в заготовку меньше, чем  $P_{кр}$ . По мере заглубления осевая сила медленно растет, однако это не опасно, так как увеличивается и значение  $P_{кр}$ . Следовательно, при управлении по моменту

возможности сверла используются лучше.

Сравнение производительности сверления при различных САУ может быть произведено по основному времени обработки

$$t_o = \frac{L}{s_{cp}} + \frac{nl_1}{s_s} + \frac{(L + l_2)}{s_y} n, \quad (7)$$

где  $L$  — глубина сверления;

$l_1$  — расстояние, которое проходит сверло перед каждым врезанием на скорости подачи врезания  $s_s$ ;

$l_2 = l_{em} + 2$ , где  $l_{em}$  — высота кондукторной втулки;

$n$  — число заглублений;

$s_{cp}$  — средняя скорость рабочей подачи;

$s_y$  — ускоренная подача холостого хода.

Рассмотрим два случая работы САУ: 1) при стабилизированном значении осевой силы  $P_o = 18 \text{ кг}$ ; 2) при стабилизированном значении момента  $M_o = 2 \text{ кгсм}$ .

Подставив значения  $P_o$  и  $M_o$  в уравнения (3) и (5), находим подачу врезания  $s_g = 0,051 \text{ мм/об}$ . Назовем скорость подачи  $s = 0,022 \text{ мм/об}$  подачей отвода  $s_{отв}$ . Это минимальная величина рабочей подачи, при которой подается команда на вывод сверла. Сверление на меньших подачах непроизводительно и ухудшает

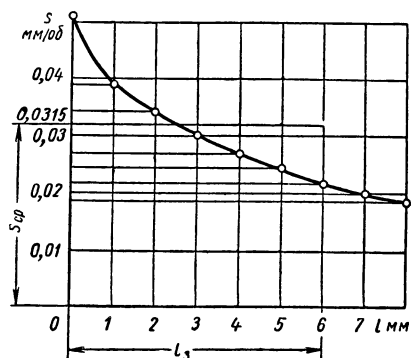


Рис. 5. Изменение подачи при сверлении со стабилизированной осевой силой  $P_o = 18 \text{ кг}$

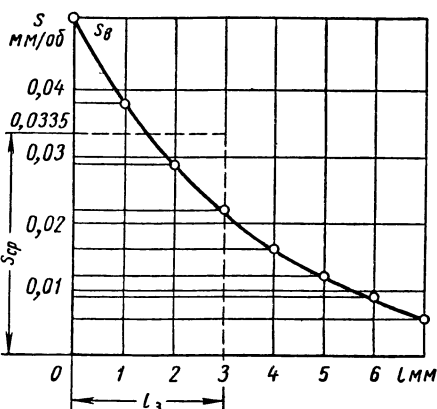


Рис. 6. Изменение подачи при сверлении со стабилизированным моментом  $M_o = 2 \text{ кгс} \cdot \text{см}$

условия работы инструмента, так как сверло реже выводится из детали для удаления стружки и охлаждения.

Для установленной подачи  $s_{отв}$  из уравнений (3) и (5) находим возможную величину одного заглубления  $l_3$ . При сверлении с постоянной силой  $l_3 = 3 \text{ мм}$ , а при сверлении с постоянным моментом  $l_3 = 6 \text{ мм}$ . Для глубины сверления  $L = 24 \text{ мм}$  в первом случае  $n = 8$ , во втором  $n = 4$ .

Средняя скорость рабочей подачи, как видно на рис. 5 и 6, может быть определена аналитически из условия равенства площадей криволинейной трапеции, описываемой уравнениями (3) и (5) и прямоугольника со сторонами  $s_{cp}$  и  $l_3$ :

$$\int_0^{l_3} s dl = s_{cp} l_3; \quad s_{cp} = \frac{\int_0^{l_3} s dl}{l_3}. \quad (8)$$

Для первого случая  $s_{cp} = 0,0333 \text{ мм/об}$ , для второго  $s_{cp} = 0,0315 \text{ мм/об}$ . Приняв  $s_y = 15 \text{ м/мин}$ ,  $l_1 = 1,5 \text{ мм}$ ,  $l_2 = 10 \text{ мм}$ ,

скорость вращения сверла 2760 об/мин, после подстановки найденных значений в формулу (7) получим  $t_0 = 0,328$  мин для случая  $M_0 = 2$  кгсм и  $t_0 = 0,361$  мин для  $P_0 = 18$  кг. САУ с постоянным моментом может обеспечить более высокую производительность.

Таким образом, для рассматриваемых условий при проектировании САУ в качестве регулируемой величины должен выбираться момент на сверле, так как при этом обеспечивается наиболее выгодный процесс управления в отношении использования возможностей сверла и получения максимальной производительности. Осевая сила при управлении по моменту значительно меньше  $P_{кр}$ , поэтому повышается точность обработки в результате устранения одной из главных причин появления увода сверла и разбивания отверстия.

По мере затупления и износа сверла момент на сверле резко возрастает. Так, при величине износа по задней грани 0,15 мм момент возрастает в 1,5 раза. Управление процесса по моменту позволяет зафиксировать необходимость замены сверла для его переточки при частых выводах сверла из заготовки. Это устраняет опасность поломки сверл и сокращает брак.

Создание системы управления по моменту требует разработки конструкции датчика измерения величины крутящего момента, действующего на сверло.

Такой датчик должен отвечать следующим основным требованиям: 1) обладать необходимой чувствительностью; 2) мощность сигнала должна быть достаточной для работы САУ без промежуточных усилителей; 3) сочетать надежность и безотказность функционирования с простотой конструкции при возможно меньших габаритах и весе; 4) обладать малой инерционностью; 5) сигнал, снимаемый с датчика, должен иметь вид, удобный для дальнейшего использования в САУ.

В наибольшей мере этим требованиям отвечает конструкция динамометра с балансирно подвешенным корпусом статора электродвигателя, схема которого была показана на рис. 1. Такой динамометр установлен и надежно работает как датчик измерения момента в САУ на операции сверления отверстий диаметром 2 мм и глубиной 59 мм в корпусе форсунки на модернизированном станке мод. ХА-3433<sup>1</sup>. Однако значительная инерционность датчика вследствие большой величины качающейся массы статора приводит к опасности поломки сверл диаметром меньше 2 мм из-за запаздывания в срабатывании САУ. Это подтвердилось во время испытания датчика при сверлении отверстий диаметром 1,5 мм.

---

<sup>1</sup> Тверской М. М., Полетаев В. А. Автоматическая стабилизация момента при сверлении отверстий малого диаметра. «Станки и инструмент», 1968, № 8.

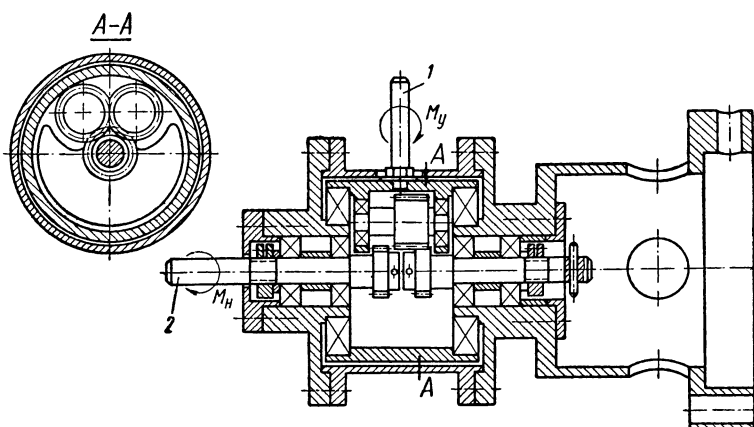


Рис. 7. Динамометр с цилиндрическими зубчатыми колесами

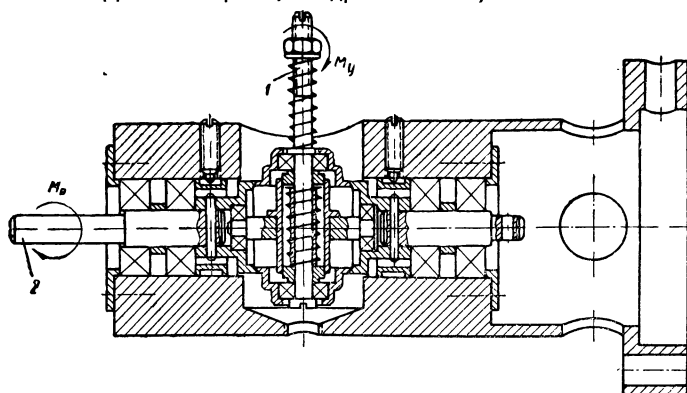


Рис. 8. Динамометр с коническими зубчатыми колесами

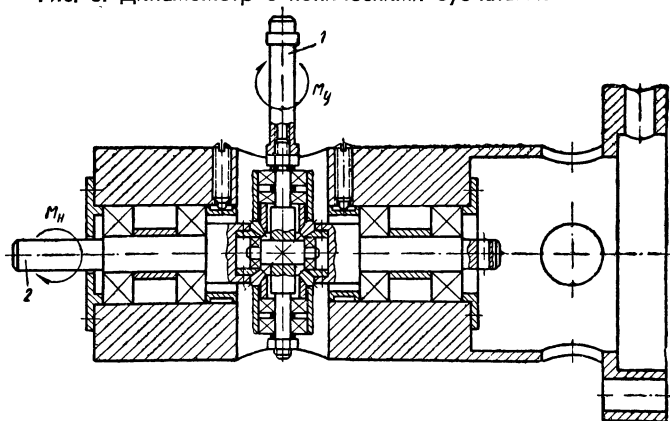


Рис. 9. Динамометр с фрикционной передачей

Промышленных образцов датчиков для измерения малых моментов (до 3 кгсм), которые отвечают перечисленным выше требованиям, нет, поэтому были спроектированы, изготовлены и испытаны несколько конструкций малоинерционных балансирных редукторных динамометров.

На рис. 7 показан динамометр с цилиндрическими зубчатыми колесами, на рис. 8 — с коническими зубчатыми колесами, на рис. 9 — с фрикционной передачей. Все эти передачи являются

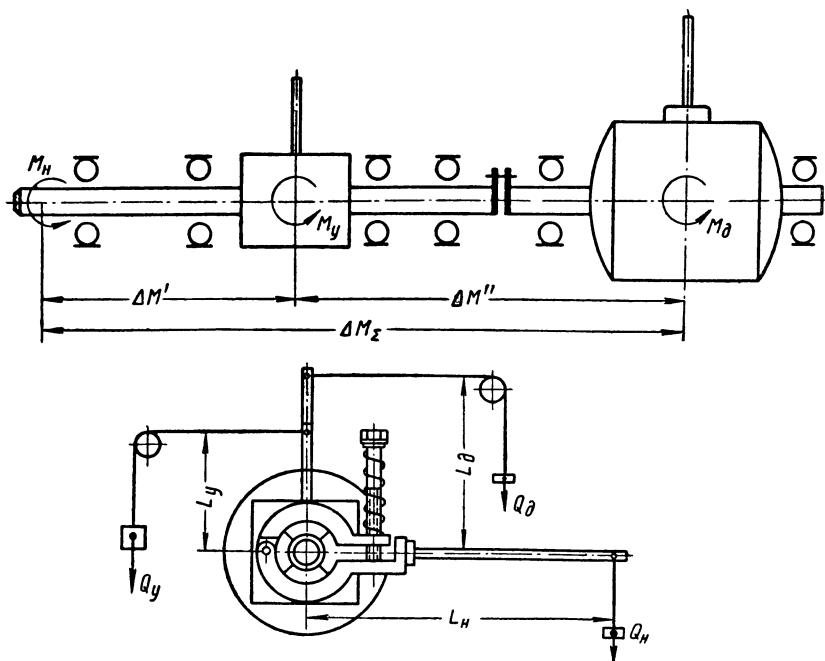


Рис. 10. Схема определения потерь в редукторных динамометрах

редукторами планетарного типа с заторможенным водилом 1. Для таких передач момент на водиле без учета потерь в редукторе может быть определен по следующей формуле:

$$M_y = M_n \left( 1 + \frac{1}{-i} \right), \quad (9)$$

где  $M_y$  — момент на водиле, который назовем моментом управления;

$M_n$  — момент на выходном валу 2 редуктора;

$i$  — передаточное число редуктора.

Для рассматриваемых конструкций  $i = -1$ . Тогда

$$M_y = 2M_n, \quad (10)$$

т. е. момент управления на водиле равен удвоенному моменту нагрузки.

Таким образом, при малой инерционности мощность сигнала редукторных балансирных динамометров вдвое больше, чем динамометров с балансирным корпусом статора двигателя, где  $M_y \approx M_n$ . Получаемый в датчике сигнал в виде углового перемещения водила, может быть использован для управления работой исполнительного механизма САУ (гидравлического дросселя) без промежуточного усилителя.

Оценка пригодности датчиков для работы в САУ проводилась путем сравнения величины и стабильности потерь в них. Схема установки для определения величины потерь приведена на рис. 10.

Редукторный динамометр 1, вращаемый приводным двигателем 2 динамометра с балансирной подвеской статора, нагружается механическим тормозом 3. Создается момент нагрузки. Измерения величин  $M_n$ ,  $M_y$  и реактивного момента двигателя  $M_\partial$  производили одновременно путем уравнивания их моментами эталонных грузов, подвешенных на известных плечах рычагов  $L_n$ ,  $L_y$  и  $L_\partial$ .

Суммарная величина потерь в динамометре  $\Delta M_\Sigma$  складывается из потерь в передаточном механизме  $\Delta M'$  и потерь в подшипниках ротора электродвигателя и входного вала редуктора  $\Delta M''$ :

$$\Delta M_\Sigma = \Delta M' + \Delta M''.$$

Исходя из уравнения (10), величины потерь  $\Delta M'$  и  $\Delta M''$  определяются:

$$\Delta M' = \frac{M_y}{2} - M_n; \quad \Delta M'' = M_\partial - \frac{M_y}{2}.$$

Тогда суммарная величина потерь

$$\Delta M_\Sigma = M_\partial - M_n. \quad (11)$$

По результатам определения  $\Delta M_\Sigma$  на рис. 11 построены графики изменения суммарных потерь от нагрузки для всех трех

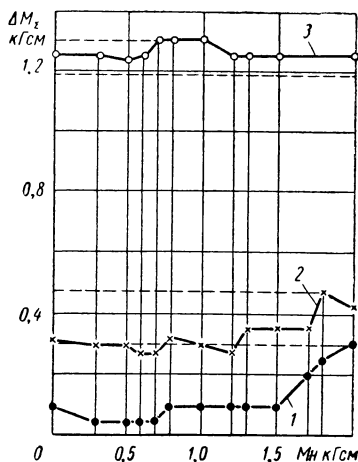


Рис. 11. Изменение суммарных потерь от нагрузки:

1 — механизм с цилиндрическими зубчатыми колесами; 2 — механизм с коническими зубчатыми колесами; 3 — фрикционный механизм

датчиков. Потери в датчике с фрикционным механизмом отличаются наибольшей стабильностью. Однако они в несколько раз выше, чем у двух других механизмов. Кроме того, фрикционный механизм не надежен в работе. Механизм с цилиндрическими зубчатыми колесами имеет наименьшие потери, которые незначительно изменяются от нагрузки. Этот динамометр отличается от двух первых большей надежностью в работе. Поэтому балансирный редукторный динамометр с цилиндрическими зубчатыми колесами был выбран в качестве датчика измерения момента на сверле в САУ при сверлении отверстия диаметром 1,5 мм и глубиной 24 мм.

---

## ВЛИЯНИЕ СТАТИЧЕСКИХ И ДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК СИСТЕМЫ АВТОМАТИЧЕСКОЙ СТАБИЛИЗАЦИИ КРУТЯЩЕГО МОМЕНТА ПРИ ГЛУБОКОМ СВЕРЛЕНИИ НА ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ И ТОЧНОСТЬ ОБРАБОТКИ

**Д**ля сверления глубоких отверстий малого диаметра при режимах, соответствующих условиям резания в данный момент времени, а также для уменьшения увода и ликвидации поломок сверл в технологической лаборатории Челябинского политехнического института создан одношпиндельный агрегатный станок, оборудованный системой автоматической стабилизации момента. Принципиальная схема станка приведена на рис. 1.

Постоянство момента во время обработки достигается путем автоматического регулирования скорости подачи. Сверление производится при встречном вращении сверла 3, закрепленного в инструментальном шпинделе 5 с помощью цанги 4, и детали 1, закрепленной в шпинделе станка с помощью цанги 2. Инструментальный шпиндель установлен в корпусе головки 7 на подшипниках качения 6. На другом конце инструментального шпинделя 5 закреплен ротор асинхронного двигателя АОЛ-012-2.

Для измерения величины момента, действующего на сверло, используется балансирный динамометрический привод. Статор 17 электродвигателя установлен на двух подшипниках качения 8 и 11 с помощью двух фланцев 9 и 10. Известно, что при нагружении вала работающего электродвигателя тормозным моментом возникает реактивный момент, воспринимаемый элементами крепления двигателя. В данной конструкции реактивный момент воспринимается спиральной пружиной 12, внутренний конец которой закреплен на цапфе фланца 10, а наружный конец крепится к неподвижному стакану 16 (см. рис. 1, сечение А—А). Благодаря такому креплению статор 17 имеет возможность поворачиваться на некоторый угол, величина которого зависит от жесткости спиральной пружины 12 и величины момента, действующего на сверло.

При изменении момента на сверло статор 17 поворачивает плунжер 15 регулирующего дросселя 13. Поворот плунжера 15 изменяет проходное сечение дроссельных отверстий (см. рис. 1, сечение Б—Б), меняя тем самым расход масла, поступающего из полости Г гидроцилиндра 18, а следовательно, и скорость подачи. Изменение скорости подачи вызовет изменение момента



на сверле. Подача будет изменяться в нужном направлении до тех пор, пока момент на сверле не будет равен задаваемому соответствующей затяжкой пружины 12.

При изменении скорости подачи изменяется расход масла через ограничительный дроссель 25, что приводит к изменению перепада давления в нем. При уменьшении скорости подачи до установленной минимальной величины перепад давления в полостях дифференциального клапана 24 уменьшится настолько, что вследствие разности активных площадей его ступенчатый

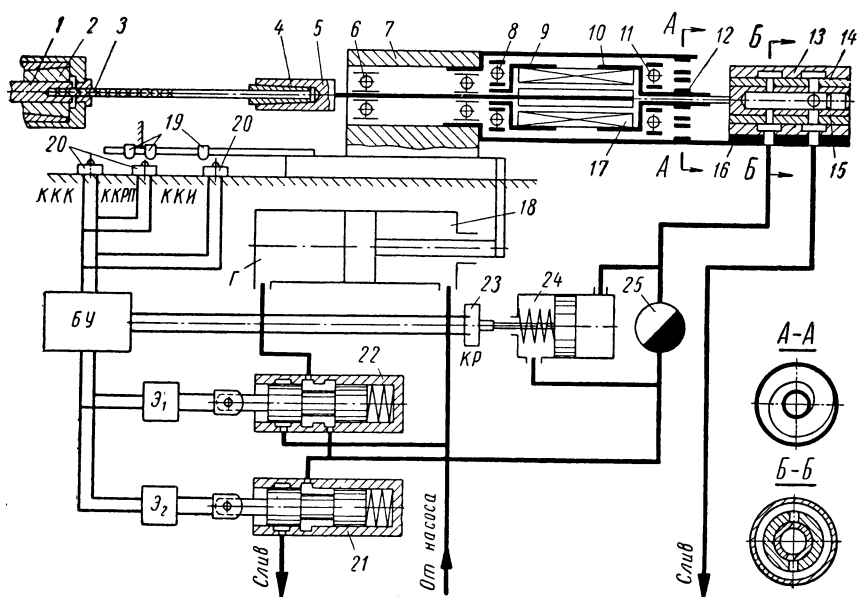


Рис. 1. Принципиальная схема

золотник переместится влево и нажмет на конечный выключатель 23 (КР).

Настройка минимальной подачи производится регулированием проходного сечения дросселя 25 и затяжкой пружины клапана 24. При нажатии золотником дифференциального клапана 24 на конечный выключатель 23 сигнал на отвод головки поступает в блок управления БУ, а оттуда к электромагниту Э<sub>1</sub> золотника 23. Электромагнит Э<sub>1</sub> обесточивается. Плунжер золотника 22 под действием пружины переместится влево, масло от насоса будет поступать в обе полости гидроцилиндра подачи 18 и вследствие разности активных площадей поршня головка переместится вправо до срабатывания конечного выключателя ККИ. При этом включается электромагнит Э<sub>1</sub>, и головка снова пойдет влево. С помощью конечных выключателей 20, на которые воздействуют кулачки 19, осуществляется следующий

цикл обработки: быстрый подвод сверла, подача врезания, сверление со стабилизированным моментом и переменной величиной подачи, ускоренный отвод сверла при уменьшении подачи до установленной величины. Далее цикл повторяется.

При быстром подводе головки электромагнит  $\mathcal{E}_2$  обесточен, плунжер золотника 21 находится в крайнем левом положении и большой объем масла из полости  $\Gamma$  сливается непосредственно в бак. При нажатии ползающим кулачком 19 на конечный выключатель 20 (ККРП) электромагнит  $\mathcal{E}_2$  срабатывает, перемещая плунжер в правое положение. Перекрывается сливная магистраль в бак и масло из полости  $\Gamma$  поступает в ограничительный дроссель 25, далее — через два отверстия в плунжере 15 регулирующего дросселя 13 (см. рис. 1, сечение Б—Б) во внутреннюю его полость, а затем через четыре отверстия сливается в бак.

Когда деталь будет просверлена, один из кулачков 19 нажмет на конечный выключатель 20 (ККК) и электромагнит  $\mathcal{E}_1$  обесточится. Плунжер золотника 22 переместится влево. Масло от насоса поступает в обе полости гидроцилиндра подачи 18 и головка перемещается вправо до исходного положения и останавливается, так как оба электромагнита обесточены.

Представление о точности стабилизации регулируемой величины в зависимости от нагрузки дает статическая (регулирующая) характеристика системы. Задача нахождения статической характеристики системы заключается в составлении уравнений каждого звена в установившемся состоянии равновесия и получении из найденной системы общего уравнения САУ. Расчетная схема представлена на рис. 2.

Данная САУ в установившемся состоянии равновесия описывается следующей системой уравнений:

$$\left. \begin{aligned} \varphi &= \frac{1}{c} M - \frac{1}{c} M_s - \frac{1}{c} M_{\tau p}; \quad \dot{f} = \dot{f}_n - \kappa_1 \varphi; \quad s = a + \kappa_2 \dot{f}; \\ M &= 0,00296 + 34,3s + 34,3\Delta l, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где  $M$  — текущее значение крутящего момента;

$M_s$  — величина момента, соответствующая заданному значению затяжки спиральной пружины;

$M_{\tau p}$  — величина момента трения в подшипниках качения;

$c$  — жесткость спиральной пружины;

$\dot{f}$  — текущее значение площади поперечного сечения регулируемого дросселя;

$\dot{f}_n$  — начальная величина площади поперечного сечения регулируемого дросселя, соответствующая подаче врезания;

$\varphi$  — текущее значение угла поворота статора;

$\kappa_1$  — коэффициент усиления, зависящий от параметров регулируемого дросселя;

$\Delta l$  — величина заглубления

$s$  — текущее значение скорости подачи;

$a$  — постоянная величина;

$\kappa_2$  — коэффициент усиления, зависящий от параметров системы.

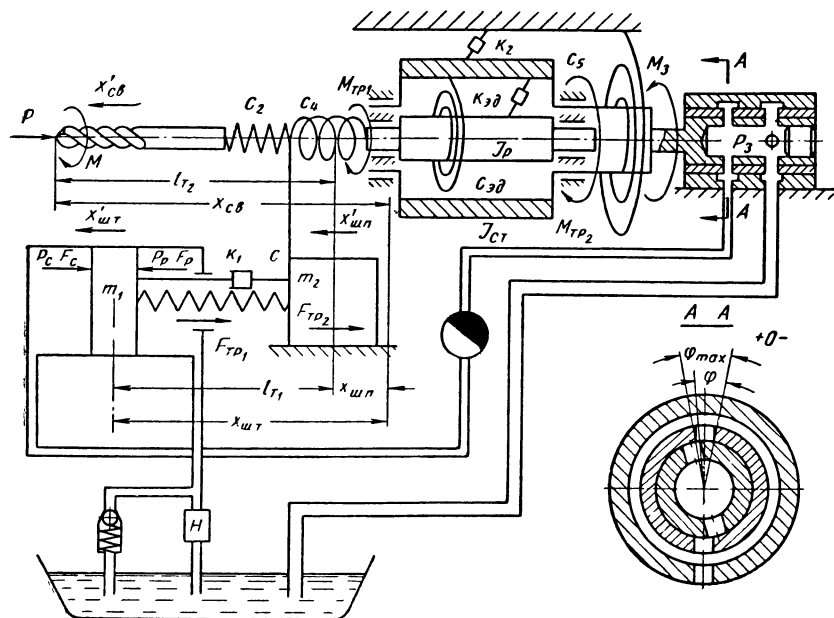


Рис. 2. Расчетная схема по определению статической характеристики САУ

Коэффициенты усиления  $\kappa_1$  и  $\kappa_2$  определяются из следующих выражений:

$$\kappa_1 = \frac{mRr}{\sqrt{\frac{r(\varphi_{\max} - \varphi_0)}{R} - \frac{1}{4} \frac{r^2(\varphi_{\max} - \varphi_0)^2}{R^2} - \left(\frac{1}{4} mr^3 \varphi_{\max} - 2mRr - mr^2 - \frac{1}{8} mr^3 \varphi_0\right)(\varphi_{\max} - \varphi_0) + \frac{1}{4} mr^3(\varphi_{\max} - \varphi_0)^2 + 2mRr + \frac{1}{2} mr^2 R \left(\frac{1}{2} \varphi_0 - \varphi_{\max}\right)}}; \quad (2)$$

$$\kappa_2 = \left(1 - \frac{b\mu^2 f_0^2}{b\mu^2 f_0^2 + 1}\right) \frac{\mu \sqrt{\frac{2g}{\gamma F_c^3} (P_p F_p - F_{\text{тр}})}}{\sqrt{b\mu^2 f_0^2 + 1}}, \quad (3)$$

где  $m$  — число дроссельных отверстий;  
 $R$  — радиус дроссельного отверстия;  
 $r$  — радиус плунжера дросселя;  
 $\varphi_{\max}$  — максимальный угол открытия дроссельного отверстия;  
 $\varphi_0$  — угол отклонения плунжера в средней точке рабочего интервала;  
 $f_0$  — суммарная площадь открытия дроссельных отверстий в средней точке рабочего интервала;  
 $b$  — постоянный коэффициент, зависящий от параметров системы;  
 $\mu$  — коэффициент расхода;  
 $g$  — ускорение силы тяжести;  
 $\gamma$  — удельный вес масла;  
 $P_p$  — давление жидкости в рабочей полости;  
 $F_c$  — площадь поршня со стороны сливной полости;  
 $F_p$  — площадь поршня со стороны рабочей полости;  
 $F_{mp}$  — сила трения, действующая на поршень.  
 Решив систему уравнений (1), получим

$$M = \frac{M_s + M_{Tp} + \frac{c}{\kappa_1} f_n + \frac{c}{\kappa_1 \kappa_2} a + \frac{c}{34,3\kappa_1 \kappa_2} 0,00296 + \Delta l \frac{c}{\kappa_1 \kappa_2}}{1 + \frac{c}{34,3\kappa_1 \kappa_2}}. \quad (4)$$

Выражение (4) представляет собой статическую характеристику системы автоматической стабилизации крутящего момента. Статическая характеристика такова, что с уменьшением подачи величина крутящего момента увеличивается. Причиной появления статической ошибки является то обстоятельство, что крутящий момент резания уравновешивается моментом, создаваемым спиральной пружиной. Момент же спиральной пружины зависит от угла закрутки пружины, а следовательно, и от величины подачи, так как имеется жесткая связь между углом закрутки спиральной пружины и величиной подачи.

При врезании инструмента в деталь выражение (4) примет вид

$$M_{op} = \frac{M_s + M_{Tp} + \frac{c}{\kappa_1} f_n + \frac{c}{\kappa_1 \kappa_2} a + \frac{c}{34,3\kappa_1 \kappa_2} 0,00296}{1 + \frac{c}{34,3\kappa_1 \kappa_2}}, \quad (5)$$

а в конце заглубления

$$M_k = \frac{M_s + M_{Tp} + \frac{c}{\kappa_1} f_n + \frac{c}{\kappa_1 \kappa_2} a + \frac{c}{34,3\kappa_1 \kappa_2} 0,00296 + \Delta l_k \frac{c}{\kappa_1 \kappa_2}}{1 + \frac{c}{34,3\kappa_1 \kappa_2}}, \quad (6)$$

$M_{\kappa}$  — величина крутящего момента в конце заглубления;  
 $\Delta l_{\kappa}$  — величина заглубления.

Следовательно, величина статической ошибки

$$\Delta M = \frac{\Delta l_{\kappa} \frac{c}{\kappa_1 \kappa_2}}{1 + \frac{c}{34,3 \kappa_1 \kappa_2}}. \quad (7)$$

Для выявления влияния статических и динамических характеристик САУ на производительность и точность обработки необходимо иметь зависимости крутящего момента резания и осевой силы резания от скорости подачи и величины заглубления, т. е.

$$M = f(s, \Delta l) \text{ и } P = f(s, \Delta l).$$

Исследования проводились для спиральных сверл из быстро-режущей стали диаметром 2 мм при сверлении на глубину 59 мм в образцах из стали 45 (нормализованной) со скоростью резания 17 м/мин. В результате математической обработки экспериментальных данных получены следующие зависимости:

$$M = 0,00296 + 1,86s + 0,0343\Delta l; \quad (8)$$

$$P = 49 + 2020s + 29,6\Delta l; \quad (9)$$

где  $M$  — момент резания в нм;  
 $P$  — осевая сила резания в н;  
 $s$  — скорость подачи в мм/об;  
 $\Delta l$  — величина заглубления в мм.

Производительность обработки при применении САУ определяется из известного выражения

$$N = \frac{60}{t_{осн} + t_{всп} + t_{доп}}, \quad (10)$$

где  $N$  — производительность;  
 $t_{осн}$  — основное машинное время;  
 $t_{всп}$  — вспомогательное время;  
 $t_{доп}$  — дополнительное время.

Основное машинное время при сверлении на агрегатных станках с применением САУ вычисляется по формуле

$$t_{осн} = \frac{L}{s_{ср}n} + t_{xx} \frac{L}{\Delta l_{\kappa}} + \frac{i_{нод}L}{s_{всп}n\Delta l_{\kappa}}, \quad (11)$$

где  $L$  — расчетная глубина сверления;  
 $s_{ср}$  — средняя скорость подачи;

$n$  — суммарное число оборотов детали и инструмента;  
 $t_{xx}$  — среднее время холостого хода;  
 $s_{ep}$  — скорость подачи при врезании инструмента в деталь;  
 $l_{нод}$  — длина подвода инструмента к детали на подаче врезания.

При отсутствии статической ошибки, т. е. при астатическом регулировании, для стабилизации крутящего момента скорость подачи во время обработки должна изменяться по выражению, полученному из зависимости (8):

$$s = \frac{M_0 - 0,0343\Delta l - 0,00296}{1,86}, \quad (12)$$

где  $M_0$  — допустимая величина крутящего момента.

Как видно из выражения (12), зависимость является линейной, поэтому можно записать

$$s_{ep} = \frac{s_{ap} + s_{min}}{2}, \quad (13)$$

где  $s_{min}$  — минимальная величина подачи, при которой дальнейшее сверление нецелесообразно.

Так как

$$s_{ep} = \frac{M_0 - 0,00296}{1,86}, \quad (14)$$

уравнение (13) принимает вид

$$s_{ep} = \frac{M_0 - 0,00296}{3,72} + \frac{1}{2} s_{min}. \quad (15)$$

Величина заглубления определяется из зависимости (8):

$$\Delta l_k = \frac{M_0 - 1,86s_{min} - 0,00296}{0,0343}. \quad (16)$$

Подставив выражения (15) и (16) в (11) и преобразовав, получим

$$t_{сч} = \frac{3,72L}{n(M_0 - 0,00296 + 1,86s_{min})} + t_{xx} \frac{0,0343L}{M_0 - 0,00296 - 1,86s_{min}} + \frac{0,0638l_{нод}L}{n(M_0 - 0,00296)(M_0 - 0,00296 - 1,86s_{min})}. \quad (17)$$

Тогда выражение (10) примет вид

$$N_{acr} = 60 \left[ \frac{3,72L}{n(M_0 - 0,00296 + 1,86s_{min})} + t_{xx} \frac{0,0343L}{M_0 - 0,00296 - 1,86s_{min}} + \frac{0,0638l_{нод}L}{n(M_0 - 0,00296)(M_0 - 0,00296 - 1,86s_{min})} + t_{сч} + t_{дон} \right]^{-1}. \quad (18)$$

При статической ошибке, т. е. при статическом регулировании, для стабилизации крутящего момента скорость подачи во время обработки должна изменяться по выражению, полученному при приравнении правых частей зависимостей (4) и (8):

$$s = \frac{M_3 + M_{\tau p} + \frac{c}{\kappa_1} f_H + \frac{c}{\kappa_1 \kappa_2} a - 0,00296 - 34,3 \Delta l}{34,3 + \frac{c}{\kappa_1 \kappa_2}}. \quad (19)$$

Так как

$$s_{sp} = \frac{M_3 + M_{\tau p} + \frac{c}{\kappa_1} f_H + \frac{c}{\kappa_1 \kappa_2} a - 0,00296}{34,3 + \frac{c}{\kappa_1 \kappa_2}}, \quad (20)$$

уравнение (13) примет вид

$$s_{cp} = \frac{M_3 + M_{\tau p} + \frac{c}{\kappa_1} f_H + \frac{c}{\kappa_1 \kappa_2} a - 0,00296 + \left(34,3 + \frac{c}{\kappa_1 \kappa_2}\right) s_{\min}}{68,6 + \frac{2c}{\kappa_1 \kappa_2}}, \quad (21)$$

Подставив выражения (16), (20) и (21) в (11) и преобразовав, получим

$$\begin{aligned} t_{ocH} = & \frac{68,6L}{M_{sp} - 0,00296 + 34,3s_{\min}} + \\ & + \frac{34,3t_{xx}L}{(M_{sp} - 0,00296 - 34,3s_{\min}) \left(1 + \frac{c}{34,3\kappa_1\kappa_2}\right)} + \\ & + \frac{1176l_{нод}L}{(M_{sp} - 0,00296)(M_{sp} - 0,00296 - 34,3s_{\min}) \left(1 + \frac{c}{34,3\kappa_1\kappa_2}\right)}. \end{aligned} \quad (22)$$

Выражение для производительности обработки при статическом регулировании будет иметь вид

$$\begin{aligned} N_{cr} = & \left[ \frac{68,6}{M_{sp} - 0,00296 + 34,3s_{\min}} + \right. \\ & + \frac{34,3t_{xx}L}{(M_{sp} - 0,00296 - 34,3s_{\min}) \left(1 + \frac{c}{34,3\kappa_1\kappa_2}\right)} + \\ & + \frac{1176l_{нод}L}{(M_{sp} - 0,00296)(M_{sp} - 0,00296 - 34,3s_{\min}) \left(1 + \frac{c}{34,3\kappa_1\kappa_2}\right)} + \\ & \left. + t_{ecn} + t_{дон} \right]^{-1} \cdot 60. \end{aligned} \quad (23)$$

Допустимая величина крутящего момента должна выбираться из условия максимального сокращения поломок инструмента и отсутствия потери продольной устойчивости сверла. Второе условие вытекает из требования к точности изготовления детали, так как при потере продольной устойчивости увеличивается как увод, так и разбивание отверстия.

Следовательно, во-первых, должно выполняться условие

$$M_0 \leq \frac{M_{кр}}{\kappa_{зан}}, \quad (24a)$$

где  $M_{кр}$  — критическое значение крутящего момента, при котором происходит поломка инструмента;

$\kappa_{зан}$  — коэффициент запаса.

Выбрав из условия (24a) допустимое значение момента, следует проверить выполнение второго условия:

$$P_{\max} \leq \frac{P_{кр}}{\kappa_{зан}}, \quad (24b)$$

где  $P_{кр}$  — критическое значение осевой силы, при которой происходит потеря продольной устойчивости сверл;

$\kappa_{зан}$  — коэффициент запаса;

$P_{\max}$  — максимальное значение осевой силы резания.

Для определения величины осевой силы при обработке со стабилизированным моментом в случае астатического регулирования подставим в зависимость (9) выражение (12):

$$P_{аст} = 45,8 + 1085M_0 - 7,6\Delta l. \quad (25)$$

Для определения осевой силы в случае статического регулирования подставим в зависимость (9) выражение (19):

$$P_{ст} = 45,8 + 1080M_{гр} - \Delta l \left( \frac{261\,000 - 29\,400 \frac{c}{\kappa_1 \kappa_2}}{34,3 + \frac{c}{\kappa_1 \kappa_2}} \right), \quad (26)$$

т. е.  $P_{ст} = \text{const}$ , если выполняется равенство

$$\frac{29\,400c}{\kappa_1 \kappa_2} = 261\,000.$$

Если данное условие не выполняется,  $P_{ст}$  изменяется.

Максимальное значение осевой силы при уменьшении  $P_{ст}$  во время заглубления будет в момент врезания инструмента в деталь. Поэтому, приняв в выражении (26)  $\Delta l = 0$ , получим

$$P_{ст \max} = 45,8 + 1080M_{гр}. \quad (27)$$



Максимальное значение осевой силы при увеличении  $P_{ст}$  будет в конце заглубления. Поэтому, приняв в выражении (26)  $\Delta l = \Delta l_{\kappa}$ , получим

$$P_{ст \max} = 45,8 + 1080M_{\theta p} - \Delta l_{\kappa} \left( \frac{261\,000 - 29\,400 \frac{c}{\kappa_1 \kappa_2}}{34,3 + \frac{c}{\kappa_1 \kappa_2}} \right). \quad (28)$$

Максимальное значение осевой силы при астатическом регулировании из выражения (25)

$$P_{аст \max} = 45,8 + 1085M_0. \quad (29)$$

Практический интерес представляют два варианта.

1. Условие (24б) выполнено как при статическом, так и астатическом регулировании.

Допустимое значение крутящего момента в обоих случаях одинаково и равно  $M_0 = \frac{M_{\kappa p}}{\kappa_{1 \text{ зан}}}$ .

Как видно из соотношения выражений (18) и (23), при увеличении статической ошибки производительность обработки уменьшается.

2. Условие (24б) не выполнено как при статическом, так и астатическом регулировании. Тогда допустимую величину крутящего момента при врезании для статического регулирования следует определять при уменьшении  $P_{ст}$  из выражения, полученного из уравнения (27):

$$M_{\theta p} = \frac{\frac{P_{\kappa p}}{\kappa_{2 \text{ зан}}} - 45,8}{1080}. \quad (30)$$

При увеличении  $P_{ст}$  величина заглубления определяется из зависимости (9):

$$\Delta l_{\kappa} = \frac{\frac{P_{\kappa p}}{\kappa_{2 \text{ зан}}} - 49 - 2020s_{\min}}{29,6}.$$

Подставив данное выражение в (28) и преобразовав, получим

$$M_{\theta p} = \frac{\frac{P_{кр}}{\kappa_{23an}} - 45,8}{1080} + \left( \frac{\frac{P_{кр}}{\kappa_{23an}} - 49 - 2020s_{\min}}{31\,968} \right) \times \left( \frac{261\,000 - 29\,400 \frac{c}{\kappa_1 \kappa_2}}{34,3 \frac{c}{\kappa_1 \kappa_2}} \right). \quad (31)$$

Для астатического регулирования

$$M_{0\,act} = \frac{\frac{P_{кр}}{\kappa_{23an}} - 45,8}{1085}. \quad (32)$$

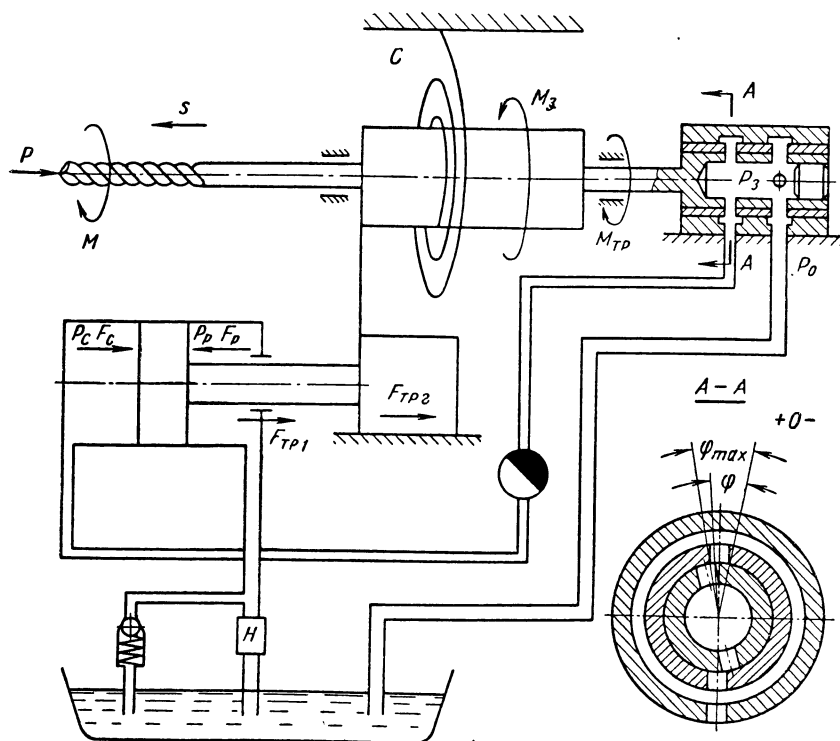


Рис. 3. Расчетная схема по определению динамических характеристик САУ

Подставив найденные значения (30) и (31) в выражение (23), а значение (32) в выражение (18), найдем:

1) если осевое усилие будет увеличиваться во время заглубления сверла в заготовку, то производительность обработки

уменьшается с увеличением статической ошибки системы;

2) если осевое усилие будет постоянным или будет уменьшаться во время заглупления сверла в заготовку, то производительность обработки увеличивается с увеличением статической ошибки системы. Однако величина статической ошибки ограничивается прочностью сверла.

Задача нахождения динамических характеристик системы заключается в составлении дифференциальных уравнений движения каждого звена САУ, в получении из найденной системы уравнений дифференциального уравнения движения САУ и решении этого уравнения.

На рис. 3 показана расчетная схема. Данная система автоматической стабилизации крутящего момента описывается следующей системой дифференциальных уравнений движения:

$$\begin{aligned} \dot{f} &= \dot{f}_n - \kappa \varphi_3; \\ \frac{dx_{wr}}{dt} &= \sqrt{\frac{2g}{\gamma F_c^3}} \frac{1}{\sqrt{b + \frac{1}{\mu^2 f^2}}} \times \\ &\times \sqrt{P_p F_p - m \frac{d^2 x_{wr}}{dt^2} - \kappa_1 \frac{dx_{wr}}{dt} - c x_{wr} + \kappa_1 \frac{dx_{un}}{dt} +} \\ &+ c x_{un} - F_{rp} \operatorname{sign} \frac{dx_{wr}}{dt} \\ &m_2 \frac{d^2 x_{un}}{dt^2} + (\kappa_1 - \beta) \frac{dx_{un}}{dt} + (c + c_2) x_{un} = \kappa_1 \frac{dx_{wr}}{dt} + \\ &+ c x_{wr} + c_2 x_{cs} - F_{rp_0} \operatorname{sign} \frac{dx_{un}}{dt}; \\ c_2 (x_{un} - x_{cs}) &= 0; \\ P &= 4,4 \cdot 10^4 \frac{dx_{cs}}{dt} + 29,6 \cdot 10^3 x_{cs} + 49 \operatorname{sign} \frac{dx_{cs}}{dt}; \\ M &= 40,5 \frac{dx_{cs}}{dt} + 34,3 x_{cs} + 0,00296 \frac{dx_{cs}}{dt}; \\ c_4 \varphi_1 &= c_4 \varphi_2 + M; \\ J_p \frac{d^2 \varphi_2}{dt^2} + \kappa_{\varphi \partial} \frac{d\varphi_2}{dt} + (c_4 + c_{\varphi \partial}) \varphi_2 &= c_4 \varphi_1 + \kappa_{\varphi \partial} \frac{d\varphi_3}{dt} + \\ &+ c_{\varphi \partial} \varphi_3 - M_{rp_1} \operatorname{sign} \frac{d\varphi_2}{dt}; \\ J_{cr} \frac{d^2 \varphi_2}{dt^2} + (\kappa_2 + \kappa_{\varphi \partial}) \frac{d\varphi_2}{dt} + (c_5 + c_{\varphi \partial}) \varphi_3 &= \kappa_{\varphi \partial} \frac{d\varphi_2}{dt} + \\ &+ c_{\varphi \partial} \varphi_2 - M_3 - M_{rp_2} \operatorname{sign} \frac{d\varphi_3}{dt}, \end{aligned} \quad (33)$$

где  $\dot{f}$  — текущая величина площади проходного сечения дросселя;

$f_n$  — начальная величина площади проходного сечения дросселя;

$\kappa$  — коэффициент усиления;

$\varphi_3$  — угол отклонения статора;

$g$  — ускорение силы тяжести;

$\gamma$  — удельный вес масла;

$b$  — постоянная величина, зависящая от параметров системы;

$F_c$  — площадь поршня со стороны сливной полости;

$F_p$  — площадь поршня со стороны рабочей полости;

$P_p$  — давление масла в рабочей полости;

$\mu$  — коэффициент расхода;

$m_1$  — масса, приведенная к поршню;

$x_{шт}$  — перемещение поршня;

$m_2$  — масса, приведенная к шпинделю;

$\kappa_1$  — коэффициент демпфирования;

$c$  — жесткость упругой связи;

$F_{тр}$  — сила трения, действующая на поршень;

$\beta$  — коэффициент, определяющий «падающую» характеристику силы трения;

$c_2$  — продольная жесткость сверла;

$F_{mp_0}$  — постоянная составляющая силы трения, действующая на головку;

$x_{шп}$  — осевое перемещение шпинделя;

$P$  — осевая сила резания;

$x_{св}$  — осевое перемещение сверла;

$M$  — момент резания;

$c_4$  — крутильная жесткость сверла;

$\varphi_1$  — угол отклонения сверла;

$c_{эд}$  — жесткость электромагнитной связи;

$J_p$  — момент инерции, приведенной к ротору;

$\varphi_2$  — угол отклонения ротора;

$c_5$  — жесткость спиральной пружины;

$\kappa_{эд}$  — коэффициент демпфирования электромагнитной связи;

$\kappa_2$  — коэффициент демпфирования;

$J_{ст}$  — момент инерции статора;

$M_3$  — момент затяжки, создаваемый спиральной пружиной;

$M_{тр_1}$  — момент сил трения, действующий на ротор;

$M_{тр_2}$  — момент сил трения, действующий на статор.

Поскольку получение общего дифференциального уравнения движения САУ и его анализ представляют известную трудность, система уравнений решалась с помощью электромоделлирующей машины ЭМУ-10. На рис. 4, а приведено такое решение при следующих параметрах:

$$f_0 = 4 \cdot 10^{-7} \text{ м}^2; \kappa = 3 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{рад};$$

$$\begin{aligned}
\gamma &= 8,8 \cdot 10^3 \text{ н/м}^3; F_c = 56,6 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2; \\
F_p &= 47,1 \text{ м}^2; P_p = 3,43 \text{ Мн/м}^2; \\
\mu &= 0,625; b = 101967 \cdot 10^8 \text{ 1/м}^4; \\
m_1 &= 18 \text{ кг}; \kappa_1 = 3,6 \cdot 10^3 \text{ н} \cdot \text{сек/м}; \\
c &= 4370 \cdot 10^3 \text{ н/м}; F_{\tau p} = 193 \text{ н}; \\
m_2 &= 65 \text{ кг}; \beta = 1,47 \cdot 10^3 \text{ н} \cdot \text{сек/м}; \\
c_2 &= 1694 \cdot 10^3 \text{ н/м}; F_{\tau p_0} = 157 \text{ н}; \\
c_4 &= 0,981 \text{ нм/рад}; c_{\partial} = 1,41 \text{ нм/рад}; \\
J_p &= 1,195 \cdot 10^{-3} \text{ нм} \cdot \text{сек}^2; \\
\kappa_{\partial} &= 0,0925 \text{ нм} \cdot \text{сек/рад}; \\
M_{\tau p_1} &= 8,0 \cdot 10^{-3} \text{ нм}; \\
M_{\tau p_2} &= 0,73 \cdot 10^{-3} \text{ нм}; M_s = 0,1175 \text{ нм}; \\
J_{сг} &= 2,94 \cdot 10^{-3} \text{ нм} \cdot \text{сек}^2; \\
\kappa_2 &= 0,095 \text{ нм} \cdot \text{сек/рад};
\end{aligned}$$

Положим, что крутящий момент резания  $M$  и осевая сила резания возникают в тот момент, когда сверло находится в начале координат — в этот момент происходит врезание сверла в заготовку. Таким образом, для данной системы уравнений имеем следующие начальные условия:

$$\begin{aligned}
x_{шт_0} &= 10^{-4} \text{ м}; x_{шт_0} = 0,6 \cdot 10^{-4} \text{ м}; \\
x_{св_0} &= 0; \varphi_{2_0} = 0; \varphi_{3_0} = 0; \\
\left( \frac{d\varphi_2}{dt} \right)_0 &= 0; \left( \frac{d\varphi_3}{dt} \right)_0 = 0.
\end{aligned}$$

Как видно из графика, переходный процесс для регулируемой величины монотонный, без перерегулирования. Время такого процесса несколько больше, чем колебательного быстрозатухающего процесса (см. рис. 4, б).

На рис. 4, б приведено решение данной системы уравнений при различных коэффициентах демпфирования  $\kappa_2$ . С увеличением коэффициента  $\kappa_2$  возрастает время регулирования и появляется величина перерегулирования  $\Delta M_{пер}$ .

При наличии перерегулирования допустимую величину крутящего момента следует выбирать из условия

$$M_0 \leq \frac{M_{кр}}{\kappa_{изан}} - \Delta M_{пер}; \quad (34)$$

что приводит к уменьшению производительности обработки.

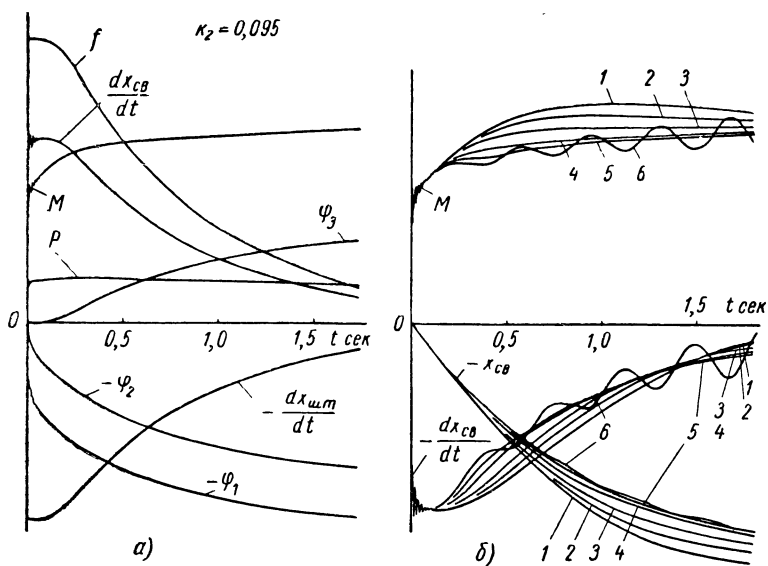


Рис. 4. Решение системы уравнений САУ. Значения  $\kappa_2$ :  
1 — 0,4; 2 — 0,3; 3 — 0,2; 4 — 0,095; 5 — 0,045; 6 — 0,015

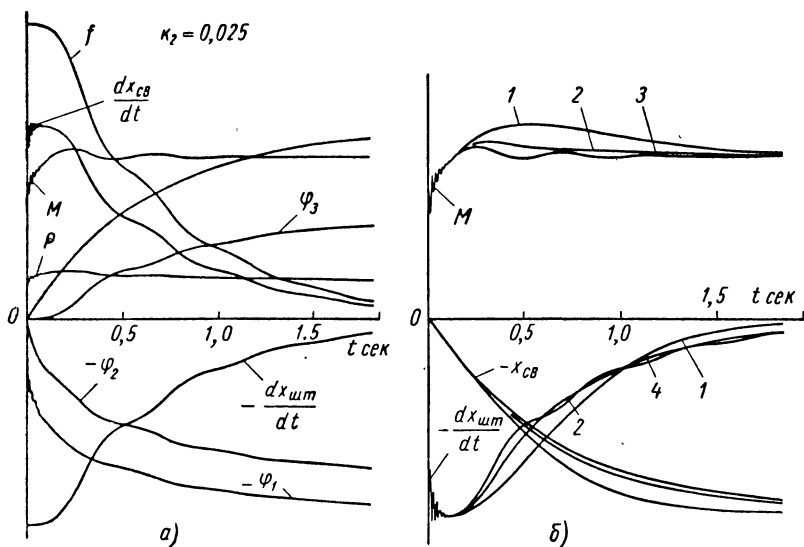


Рис. 5. Решение системы уравнений астатической САУ:  
1 — 0,2; 2 — 0,045; 3 — 0,025; 4 — 0,095

При уменьшении коэффициента демпфирования  $\kappa_2$  переходный процесс становится колебательным незатухающим. Таким образом, можно работать с колебательным затухающим переходным процессом, при котором легче добиться минимального времени регулирования и отсутствия величины перерегулирования.

На рис. 5 приведено решение системы уравнений (33) астатической САУ. Параметры системы те же, что и в предыдущей.

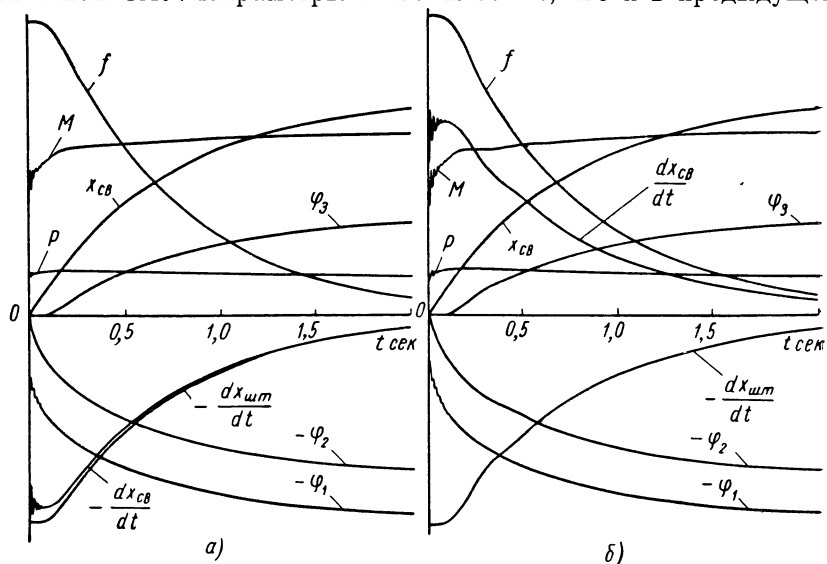


Рис. 6. Решение системы уравнений САУ с уменьшенными моментами инерции статора и ротора. Значения  $\kappa_2$ :

а —  $\kappa_2 = 0,095$ ; б —  $\kappa_2 = 0,045$

Из графиков видно, что запас устойчивости системы уменьшился по сравнению с первой системой. Величина перерегулирования присутствует при всех принятых значениях коэффициента демпфирования  $\kappa_2$ , что уменьшает допустимую величину крутящего момента, а следовательно, и производительность.

Представляет интерес решение системы уравнений (33) статической САУ с уменьшенными моментами инерции статора и ротора (рис. 6).

Значительно уменьшилось время переходного процесса. Даже при коэффициенте демпфирования  $\kappa_2 = 0,095$  перерегулирование не наблюдается. Поэтому при проектировании САУ следует стремиться к уменьшению моментов инерции как ротора и статора, так и инструментального шпинделя.

## СТАБИЛИЗАЦИЯ НАГРУЗКИ НА СВЕРЛЕ В ПРОЦЕССЕ ГЛУБОКОГО СВЕРЛЕНИЯ ПРИ МНОГОИНСТРУМЕНТАЛЬНОЙ ОБРАБОТКЕ

Для повышения производительности обработки сверление глубоких отверстий на агрегатных станках часто выполняются с помощью многошпиндельных насадок одновременно в нескольких деталях. Поскольку в этом случае несколько инструментальных шпинделей имеют общий привод подачи, то при внедрении на таких станках систем стабилизации крутящего момента<sup>1</sup> возникает необходимость введения в автоматическую систему стабилизации сравнивающего устройства, определяющего в каждый момент времени наиболее нагруженный шпиндель и подключающего его к системе управления подачей.

При регулировании по суммарной нагрузке на все шпиндели или по нагрузке на какой-то один шпиндель устранить поломки сверл невозможно, так как нагрузка на сверло зависит от большого числа факторов и изменяется в весьма широких пределах. Поэтому необходимость сравнивающего устройства очевидна. Сравнивающее устройство должно быть простым по конструкции, надежным в работе и иметь малую инерционность.

При небольшом числе шпинделей перечисленным требованиям удовлетворяет сравнивающее устройство в виде рейки. Принципиальная схема системы автоматического регулирования для агрегатно-сверлильного станка, в которой используется сравнивающее устройство такого вида, приведена на рис. 1.

Станок имеет трехшпиндельную агрегатную головку и предназначен для сверления отверстий диаметром 2—3 мм одновременно в трех деталях.

Измерение величины момента  $M$ , действующего на сверло, осуществляется с помощью динамометрического привода (приводного торсиометра). Каждый шпиндель имеет индивидуальный привод от электродвигателя 1 (рис. 1), который с помощью переходных фланцев 2 установлен на двух подшипниках качения 3. При сверлении на статор электродвигателя действует реактивный момент  $M_p$ , равный моменту на сверле (потери в подшипниках ротора и шпинделя пренебрегаем). Реактивный момент воспринимается спиральной пружиной 4, внутренний конец которой закреплен на фланце двигателя, а наружный — на неподвижном стакане 5.

---

<sup>1</sup> Тверской М. М., Полетаев В. А. Автоматическая стабилизация крутящего момента при сверлении глубоких отверстий малого диаметра. «Станки и инструмент», 1968, № 8.



Таким образом, при одинаковых величинах жесткости и предварительной затяжки у всех спиральных пружин угловое положение статора каждого двигателя будет определяться величиной момента, действующего на соответствующее сверло. Угол качания статоров весьма небольшой и ограничивается двумя регулируемыми упорами 10 и 11.

В шейки задних фланцев 2 ввернуты винты 7 со сферическими головками. Качательные движения корпусов электродвигателей

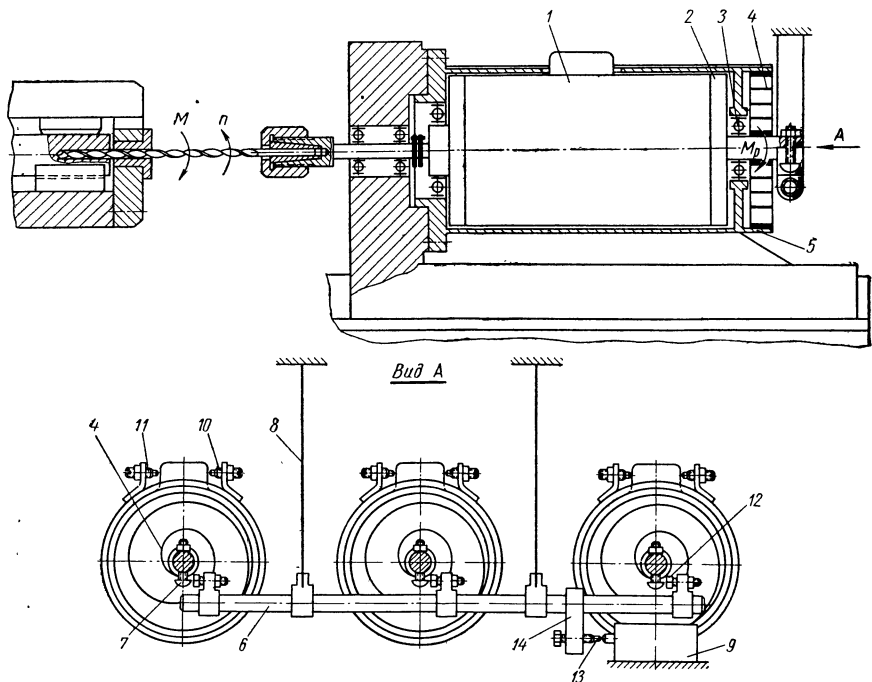


Рис. 1. Принципиальная схема системы регулирования

телей преобразуются в поступательные перемещения рейки 6. Для устранения сил трения рейка 6 подвешена на двух плоских пружинах 8. В каждый момент времени на рейку действует динамометрический привод того шпинделя, на котором действует наибольшая нагрузка.

Таким образом, непрерывно осуществляется поиск наибольшего из моментов, действующих на три одновременно работающих сверла. Поступательные перемещения рейки сообщаются плунжеру осевого гидравлического дросселя 9 при помощи кронштейна 14 и винта 13. При увеличении момента рейка перемещается вправо (по схеме) и передвигает золотник дросселя 9. Скорость подачи головки уменьшается, и наибольший

Гидравлическая схема системы приведена на рис. 2. Подача агрегатной головки 1 осуществляется с помощью гидроцилиндра 2. При быстром подводе головки золотник 3 находится в правом положении и масло из левой полости цилиндра подачи через золотник 4 и 3 свободно сливается в бак. Кулачок 5 нажимает на толкатель 6, золотник 4 перемещается влево и свободный слив масла прекращается. Масло поступает через ограничительный дроссель 7 к осевому регулирующему дросселю 8 (на рис. 1 — поз. 9). При возрастании момента плунжер дросселя 8 смещается вправо и перекрывает два отверстия в гильзе. Расход масла, а следовательно, и скорость подачи уменьшается. Крутящий момент, действующий на сверло, складывается из момента сил резания и момента трения стружки и сверла о стенки отверстия. По мере углубления сверла момент сил трения увеличивается. Поскольку этот момент практически не зависит



Когда скорость подачи уменьшится до такого значения, при котором дальнейшее сверление нецелесообразно, должен производиться промежуточный вывод сверла для удаления стружки и охлаждения.

261

ного выключателя *КВ*. По мере перекрытия плунжером дросселя 8 отверстий в гильзе расход масла, а следовательно, и перепад давлений в дросселе 7 будут уменьшаться. При определенном перепаде давления золотник клапана 10, перемещаясь вверх под действием пружины, воздействует на конечный выключатель *КВ*, подающий сигнал на промежуточный вывод сверла. При этом электромагнит *ЭМ* обесточивается, золотник 4 перемещается вправо, и масло поступает в обе полости цилиндра 2. За счет разности активных площадей поршня головка отводится от изделия. Настройка на минимальную скорость подачи  $s_{отв}$  осуществляется затяжкой пружины клапана 10. Дроссель 7 служит также для ограничения максимальной скорости подачи, при которой происходит врезание сверла в обрабатываемую деталь  $s_{вр}$ .

Таким образом, в описанной системе осуществляется следующий цикл обработки: быстрый подвод головки, врезание с максимальной подачей, сверление с переменной скоростью подачи и промежуточный вывод сверл при уменьшении подачи до установленного значения  $s_{отв}$ .

Далее цикл повторяется до обработки отверстий на требуемую глубину.

Величина машинного времени и число промежуточных выводов переменной и определяются текущими условиями обработки. При неправильной заточке или критическом затуплении сверла число промежуточных выводов резко увеличивается. Наблюдая через смотровое окно в головке за работой динамометрических приводов, оператор легко может определить, какое из сверл требуется заменить.

При настройке системы регулирования необходимо установить заданную величину момента, а также скорости подач врезания и отвода. Две первые величины ограничиваются прочностью и стойкостью сверла. При установке скорости подачи отвода принимаются в расчет условия производительности обработки и стойкости сверла. При назначении низкой скорости подачи отвода сверло будет подолгу находиться в зоне обработки, а поскольку условия охлаждения крайне неблагоприятны, это вызывает сильный нагрев и снижение стойкости сверла. Несмотря на то, что число промежуточных выводов при этом сокращается, средняя величина подачи будет снижаться, что приведет к потере производительности. При увеличении скорости подачи отвода увеличивается число выводов, однако среднее значение подачи возрастает, увеличивается и стойкость сверла.

Зависимость производительности обработки от величины подачи отвода (при одном и том же значении подачи врезания) имеет экстремальный характер и может быть легко установлена как аналитически, так и экспериментально.

Поскольку в начале сверления условия для вывода стружки благоприятнее, чем в конце, то глубина первых проходов может быть значительной, что может вызвать недопустимый нагрев сверла. Поэтому желательно ограничивать глубину первых проходов. Сделать это можно либо с помощью реле времени, либо с помощью путевого управления. Исполнительные контакты реле времени при этом включаются параллельно контактам дифференциального реле давления. Команда на промежуточный вывод может быть подана либо по истечении определенного времени работы сверла, либо при уменьшении скорости подачи до установленного значения. Практика эксплуатации описанной системы показала, что первые один-три вывода происходят по командам реле времени, а в дальнейшем — по командам дифференциального реле давления (см. рис. 2).

Как следует из принципа работы системы, установленная величина момента поддерживается на каком-либо одном шпинделе, в то время как на остальных шпинделях сверла недогружены. Это обстоятельство, а также то, что промежуточные выводы сверл при многоинструментальной обработке происходят чаще (поскольку команда на вывод может поступать от любого из одновременно работающих сверл), приводят к тому, что возможности сверл в среднем недоиспользуются. При увеличении числа одновременно работающих сверл производительность обработки, отнесенная к одному шпинделю, уменьшается. Зависимость общей производительности станка от числа одновременно работающих сверл при общем приводе подачи имеет экстремальный характер, и максимум производительности может достигаться при количестве шпинделей от 4 до 9, в зависимости от конкретных условий.

Это можно проиллюстрировать следующим примером. При сверлении отверстия диаметром 2 мм и длиной 59 мм на одношпиндельном станке, оборудованном системой стабилизации момента машинное время составляет 1,54 мин, среднее число выводов — 17, а при обработке этого же отверстия на трехшпиндельном станке с аналогичной системой машинное время увеличивается до 1,67—2,0 мин, число выводов — до 19—25. Параметры настройки ( $M = 1,2 \text{ кгсм}$ ;  $s_{\text{ср}} = 0,04 \text{ мм/об}$ ,  $s_{\text{отс}} = 0,01 \text{ мм/об}$ ) в обоих случаях были одинаковыми.

Из изложенного следует, что при проектировании агрегатных станков, предназначенных для многоинструментальной обработки с применением систем автоматического регулирования подачи, следует учитывать, что наибольшая производительность будет достигнута в том случае, если каждый шпиндель будет иметь индивидуальный привод подачи. Однако это приведет к увеличению стоимости станка, поскольку каждый шпиндель должен иметь и свою систему регулирования. Окончательный вариант должен выбираться после экономического анализа.

Если в детали необходимо просверлить несколько глубоких отверстий, то при одном и том же числе рабочих шпинделей станка целесообразнее использовать многопозиционные приспособления вместо многопозиционного стола. Это объясняется тем, что время обработки даже одинаковых отверстий при описанном цикле будет различным, и при использовании многопозиционного приспособления простои каждого шпинделя будут намного меньше.

---

## **ЭФФЕКТИВНОСТЬ ПРИМЕНЕНИЯ СИСТЕМЫ АВТОМАТИЧЕСКОГО УПРАВЛЕНИЯ УПРУГИМИ ПЕРЕМЕЩЕНИЯМИ НА ВЕРТИКАЛЬНО-ФРЕЗЕРНЫХ СТАНКАХ ДЛЯ РАЗЛИЧНЫХ УСЛОВИЙ ОБРАБОТКИ**

**И**спользование при фрезеровании системы автоматического управления размером динамической настройки позволяет повысить точность и производительность обработки. Опытный образец такой САУ установлен и отлажен в лаборатории кафедры технологии машиностроения Московского станкоинструментального института на вертикально-фрезерном станке 6П10. В качестве регулируемой величины, однозначно связанной с величиной размера динамической настройки, выбрана  $P_x$  — составляющая силы резания, которая поддерживается постоянной за счет изменения продольной подачи стола станка.

САУ была испытана при обработке жестких чугунных заготовок прямоугольной формы при симметричном расположении относительно оси фрезы; резание выполнялось торцевой фрезой со вставными ножами из твердого сплава ВК8 диаметром 125 мм и шестью зубьями со скоростью  $v = 78,5$  м/мин и глубиной  $t = 1 \div 4$  мм.

В этих условиях величина поля рассеяния погрешности размера сократилась с 0,061 до 0,027 мм, т. е. примерно в 2 раза. Величина поля рассеяния погрешности формы в поперечном и продольном сечениях сократилась соответственно с 0,042 до 0,012 мм и с 0,046 до 0,013 мм, т. е. примерно в 3 раза. Машинное время уменьшилось на 32%.

Однако производственные условия, в которых должна работать САУ, отличаются большим многообразием видов работ, типов режущего инструмента, режимов резания, конфигураций обрабатываемой поверхности и т. п. Для установления наиболее распространенных в промышленности условий фрезерования проведено статистическое изучение фрезерных операций. Статистическое изучение фрезерных операций проводилось по специально разработанной методике путем классификации перфокарт по различным признакам. В результате было установлено, что наиболее распространенным видом работ, выполняемых на фрезерных станках, является торцовое фрезерование плоских деталей. На его долю приходится 32% всех операций. Учитывая это, все дальнейшее исследование велось применительно к торцовому фрезерованию.

Наиболее распространены следующие условия торцового фрезерования: 1) тип станка — вертикально-фрезерный; 2) ма-

териал обрабатываемой детали — углеродистая сталь и серый чугун; 3) размеры деталей —  $300 \times 100 \times 100$  мм; 4) конфигурации обрабатываемых плоскостей — с постоянной и с переменной шириной, изменяющейся от нуля до диаметра фрезы; 5) диаметр торцевой фрезы — 80—160 мм; 6) число зубьев — 6—8; 7) материал режущей части — твердый сплав ВК8 (при фрезеровании чугуна) и Т15К6 (при фрезеровании стали); 8) главный угол в плане фрезы — 60 и 90°; 9) режимы резания: скорость резания при обработке стали 100—200 м/мин, при обработке чугуна 50—100 м/мин; глубина резания — от 1 до 5 мм, подача на зуб фрезы — 0,05—0,2 мм, число проходов — 2; 10) величина партии — до 500 шт.; 11) годовой выпуск — до 3000 шт.

▽4 Остальное

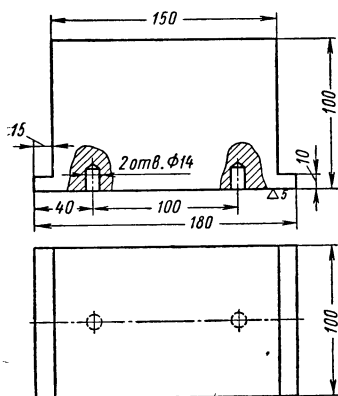


Рис. 1. Чертеж обрабатываемой детали постоянной ширины

▽4 Остальное

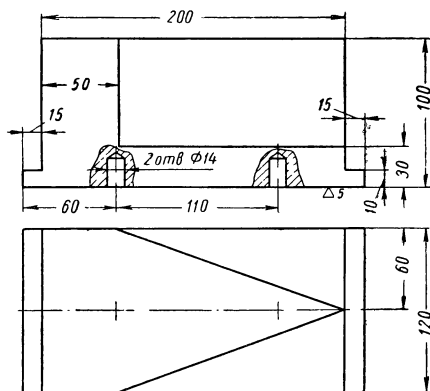


Рис. 2. Чертеж обрабатываемой детали переменной ширины

Для оценки работоспособности САУ в этих условиях проведено исследование, в задачу которого входило сравнение точности и производительности обработки партии деталей обычным способом и с применением САУ для различных видов торцевого фрезерования и определение на этой основе области наиболее целесообразного применения САУ в промышленности.

Необходимым условием в обоих случаях фрезерования (с САУ и без САУ) является получение наименьшей себестоимости обработки и обеспечение точности и чистоты поверхности  $\nabla 5$  ( $R_z = 20$  мк). Было выполнено две серии экспериментов — с САУ и без САУ на вертикально-фрезерном станке 6П110.

Для экспериментов использовались заготовки двух видов (из стали 45 и из серого чугуна): 1) с постоянной шириной фрезерования (рис. 1); 2) с переменной шириной фрезерования, изменяющейся от нуля до диаметра фрезы (рис. 2).

Для имитации колебания припуска на заготовках первого вида их устанавливали под некоторым углом к оси фрезы (рис. 3).

На заготовках второго вида с этой целью выполнялось пять проходов с глубиной резания 1, 2, 3, 4 и 5 мм.

При обработке деталь базировалась по нижней плоскости и двум отверстиям и крепилась к столу станка с помощью двух прихватов.

Для обработки деталей из серого чугуна применяли фрезу со вставными ножами из твердого сплава ВК8 диаметром 125 мм и числом зубьев  $z = 6$ ; главный угол в плане  $\varphi = 60^\circ$ . Для обработки деталей из стали 45 была использована торцовая фреза со вставными ножами из твердого сплава Т5К10 диаметром 125 мм и числом зубьев  $z = 6$ ;  $\varphi = 60^\circ$ .

Для количественной оценки величины погрешности динамической настройки использовался метод записи профилограмм обработанной поверхности, ранее применявшийся в исследованиях В. А. Медведева и Е. Н. Тронина. Запись профилограмм производилась с помощью самописца БВ-662 и индуктивного датчика БВ-844, который устанавливали в специальном кронштейне на станине станка. Все профилограммы записывали в одном и том же масштабе 1000:1 в среднем продольном и нескольких поперечных сечениях деталей (рис. 4).

Начало отсчета при записи каждой профилограммы обозначено на рисунках точкой О. Стрелками показано направление перемещения наконечника датчика по поверхности детали.

По профилограммам определяли величины упругого перемещения при обработке с заданной глубиной резания  $t$  и шириной фрезерования  $B$  в продольном и поперечном сечениях детали. Машинное время на обработку каждой детали фиксировали по секундомеру.

Как показали расчеты, для обеспечения минимальной себестоимости обработки нужно работать с максимально допустимой подачей. Величину подачи при торцовом фрезеровании без САУ рассчитывали, исходя из полного использования мощности привода станка при наибольших значениях глубины резания и ширины фрезерования в партии деталей [1]. Для обеспечения шероховатости поверхности по  $\nabla 5$  ( $R_z = 20$  мк) эта величина не должна превышать 0,22 мм/зуб [2]. Скорость вращения

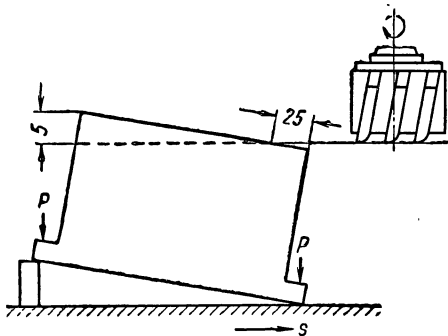


Рис. 3. Установка детали при обработке на вертикально-фрезерном станке



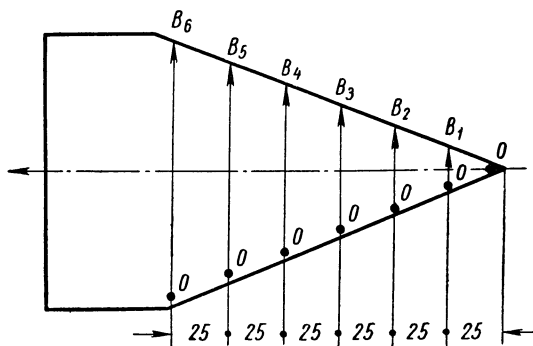
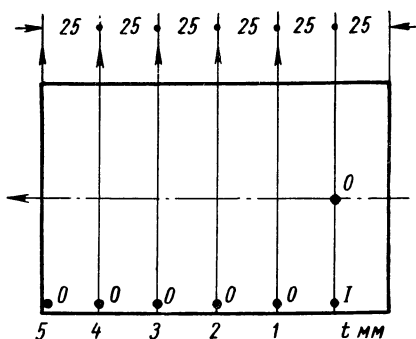


Рис. 4. Схемы записи профилограмм обработанных поверхностей деталей:

$B_1 = 20 \text{ мм}$ ,  $B_2 = 40 \text{ мм}$ ;  $B_3 = 60 \text{ мм}$ ;  
 $B_4 = 80 \text{ мм}$ ,  $B_5 = 100 \text{ мм}$ ;  $B_6 = 120 \text{ мм}$

фрезы  $n = 200 \text{ об/мин}$ . При обработке каждой детали фиксировали машинное время.

После обработки были записаны профилограммы полученной поверхности.

Все полученные данные приведены в таблице.

Перед обработкой с САУ систему настраивали по следующим параметрам: 1) по величине  $P_x$ , которая поддерживается постоянной (эта величина рассчитывается, исходя из полного использования мощности станка; при этом будет обеспечена минимальная себестоимость обработки); 2) по максимально допустимой подаче на зуб  $s_{zV}$  для обеспечения класса шероховатости поверхности  $\nabla 5$  ( $R_z = 20 \text{ мк}$ ); число оборо-

тов фрезы  $n = 200 \text{ об/мин}$  ( $v = 78,5 \text{ м/мин}$ ).

Результаты экспериментов по обработке с САУ также приведены в таблице.

## ВЫВОДЫ

Проведенное экспериментальное исследование, выполненное в условиях, достаточно близких к заводским, позволяет сделать следующие выводы.

1. Существующую САУ, управляющую размером динамической настройки путем изменения продольной подачи стола, можно использовать при торцовом фрезеровании с продольной подачей плоскостей, уступов, бобышек и т. п. у стальных и чугунных заготовок различных размеров и конфигураций.

2. Применение САУ особенно эффективно при несимметричном торцовом фрезеровании и при последовательной обработке нескольких деталей, установленных вдоль стола станка. При этом точность обработки повышается в 2—3 раза, машинное

Расположение детали относительно фрезы	Вид деталей, подвергавшихся фрезерованию	$t$ в мм	$s_z$ в мм/зуб	$P_x$ в кг	Колебания упругого перемещения в продольном сечении				Колебания упругого перемещения в поперечном сечении				Машинное время в мин		Сокращение машинного времени в %
					без САУ	с САУ	в %	в %	без САУ	с САУ	в %	в %	без САУ	с САУ	
Симметричное. Установка на столе одной детали	Прямоугольной формы шириной 100 мм из стали 45	1—5	0,08	57	0,058	0,042	28	0,082	0,062	24	1,9	1,3	31		
	Прямоугольной формы шириной 30 мм из стали 45	1—5	0,22	58	0,043	0,043	0	0,05	0,05	0	0,7	0,7	0		
	Переменной ширины из серого чугуна	1—5 при $B = 0 \div 120$ мм	0,06	57	0,060	0,038	37	0,112	0,062	45	3,5	1,6	54		
	Переменной ширины из серого чугуна	1—2 при $B = 0 \div 120$ мм	0,2	57	0,038	0,035	8	0,05	0,044	12	1,0	0,9	10		
Симметричное. Установка на столе последовательно трех деталей	Фрезерование партии деталей прямоугольной формы шириной 100 мм из серого чугуна	1—5	0,08	57	0,073	0,02	68	0,090	0,060	33	5,8	4,6	21		
Несимметричное. Установка на столе одной детали	Прямоугольной формы шириной 100 мм из стали 45	1—5	0,08	57	0,031	0,023	58	0,060	0,050	17	2,2	1,9	14		
	Прямоугольной формы шириной 100 мм из стали 45	1—5	0,08	57	0,070	0,025	65	0,080	0,048	40	2,2	2,0	9		
1 Смещение в сторону выхода зубьев фрезы.															

время сокращается в среднем (для прямоугольных заготовок) на 15%.

3. Наилучшие результаты с САУ достигаются при обработке партии деталей, имеющих значительное колебание ширины фрезерования и припуска по длине прохода, торцевой фрезой с малым числом зубьев (6—8). При этом машинное время сокращается в среднем на 54%, а точность обработки повышается на 30—40%.

Следует отметить, что если колебание припуска в партии можно сократить за счет применения более точных заготовок, то колебание ширины — это специфическая особенность торцевого фрезерования. Оно существует даже у деталей прямоугольной формы на входе и выходе фрезы. Это дает основание особенно рекомендовать применение САУ, изменяющей величину подачи, при обработке деталей торцевой фрезой.

4. Одной из особенностей фрезерования с переменной подачей является резкое возрастание  $s_z$  при малых значениях ширины и глубины резания. Для обеспечения требуемой шероховатости поверхности максимальное значение подачи ограничено. Вследствие этого при малых ширине и глубине фрезерование с САУ становится малоэффективным.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Розенберг А. М. Резание металлов и инструмент. М., «Машиностроение», 1964.
  2. Ларин М. Н. Исследование торцевого фрезерования. М., Оборонгиз, 1940.
-

## **БЕССТУПЕНЧАТЫЙ ЭЛЕКТРОГИДРАВЛИЧЕСКИЙ ПРИВОД ПОДАЧ ДЛЯ АВТОМАТИЧЕСКОГО УПРАВЛЕНИЯ УПРУГИМИ ПЕРЕМЕЩЕНИЯМИ НА МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКАХ**

**С**оздание на различных металлорежущих станках систем автоматического управления упругими перемещениями посредством изменения величины продольной подачи обуславливает необходимость разработки автоматического бесступенчатого привода подачи. На гидрофицированных металлорежущих станках осуществлять автоматическое бесступенчатое регулирование продольной подачи принципиально возможно путем установки на дроссель подачи сервоэлектродвигателя, работающего в режиме слежения [2, 3]. Серводвигатель, отрабатывая поступающий электрический сигнал, поворачивает на определенный угол дроссель, автоматически устанавливая при этом требуемую величину продольной подачи.

Преимуществом этого способа является простота, доступность и отсутствие каких-бы то ни было конструктивных изменений в гидросистеме станка. Однако в этом случае имеется ряд существенных недостатков — большая зона нечувствительности, низкая точность и плавность регулирования, малая скорость отработки входного сигнала. Все это значительно снижает качество переходного процесса и отрицательно сказывается на точности обработки. С целью устранения указанных недостатков был разработан бесступенчатый электрогидравлический привод подачи на базе гидрозолотников с электроуправлением мод. Г-68-11, Г-68-12, Г-68-13.

В качестве исполнительного механизма может быть использован также следящий золотник с электроуправлением мод. ИП-71 и мод. ПЭГ-П. Следящие золотники с электроуправлением позволяют управлять при помощи сравнительно малого электрического сигнала большими гидравлическими мощностями. Они обеспечивают плавное изменение скорости рабочего органа в пределах всего технологического диапазона рабочих подач. Важным качеством подобных золотников является сочетание высокой чувствительности к изменению входного сигнала с большим быстродействием его отработки [1].

Конструкция золотника мод. Г68-13 и схема встройки его в гидросистему внутришлифовального станка представлены на рис. 1.

Основными элементами следящего золотника являются электромеханический преобразователь ЭМП и гидроусилитель ГУ. Электромеханический преобразователь предназначен для

преобразования поступающего электрического сигнала управления в осевое перемещение игольчатого клапана. Он состоит из кольцевого постоянного магнита 1, внутри которого расположена катушка 2 с обмотками, закрепленная на игле 3. Сверху катушка подпирается с помощью пружины 4 и регулировочного винта 5. Золотник 7 перемещается внутри запрессованной в корпус 8 втулки 11, имеющей проточки для подвода масла. Перемещение

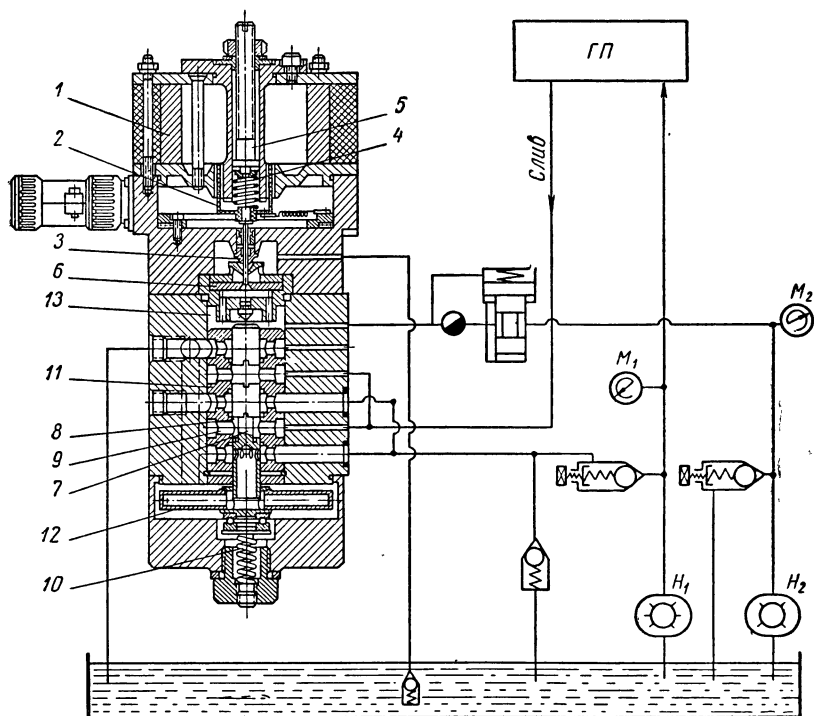


Рис. 1. Следящий золотник с электроуправлением мод. Г68-13 и схемастройки его в гидравлическую систему внутришлифовального станка:  $H_1$  — насос высокого давления;  $H_2$  — насос системы управления;  $M_1$ ,  $M_2$  — манометры; ГП — гидрпанель станка 3А240

В результате изменения тока, проходящего через обмотки управления, происходит осевое перемещение катушки в однородном магнитном поле до нового положения равновесия. При этом игла 3 изменяет проходное сечение калиброванного отверстия в диафрагме 6, вследствие чего происходит изменение давления в системе управления. Приращение давления в первой ступени гидроусилителя (полость 13) вызывает во второй ступени перемещение золотника 7 в осевом направлении. Золотник 7 перемещается внутри запрессованной в корпус 8 втулки 11, имеющей проточки для подвода масла. Перемещение

золотника 7 в осевом направлении осуществляется до момента равновесия силы давления масла на его верхний торец и силы поджима пружины 10. В результате осевого перемещения золотника происходит изменение площади проходных сечений в пазах 9, а следовательно, соответствующее изменение расхода масла и подачи рабочего органа.

Для обеспечения надежной работы САУ необходимо, чтобы золотник с электроуправлением практически не имел собственной зоны нечувствительности, стабильно и устойчиво работал в условиях переменных нагрузок и скоростей рабочего органа. Для устранения трения покоя, снижения зоны нечувствительности и повышения устойчивости работы золотник 7 в процессе работы непрерывно вращается с помощью гидротурбинки 12. С этой же целью на обмотки управления катушки 2 систематически подается небольшое переменное напряжение с частотой 50 гц, вследствие чего подвижная часть электромеханического преобразователя и золотник непрерывно совершают осевые осциллирующие движения.

Золотник встраивается на выходе гидросистемы непосредственно за дросселем продольной подачи. При работе станка с САУ дроссель продольной подачи полностью открывается и все масло из гидроцилиндра осевого перемещения поступает в следящий золотник с электроуправлением.

Выбор режима работы электрогидравлического привода САУ производится на основе следующих соображений. Как известно, оптимальное управление непрерывными объектами (процессами) — релейное. Но при работе системы управления в релейном режиме наблюдается довольно значительное перерегулирование. Плавность движения нарушается даже при малом сигнале рассогласования. Это можно объяснить тем, что ошибка и ее производные в разное время достигают нулевого значения. Применив специальные корректирующие устройства, можно добиться в некотором смысле оптимизации переходного процесса. Синтез подобных корректирующих устройств весьма затруднен вследствие нелинейности системы, как правило, ее высокого порядка, а также довольно широкого класса входных воздействий. В то же время ряд едва заметных нелинейностей, например ничтожный зазор, небольшое кулоновское трение и т. п., которые практически не поддаются количественному учету, могут нарушать требуемый режим работы, на который рассчитан закон переключения. В результате изображающая точка к концу переходного процесса не попадает в начало координат фазового пространства и при этом в системе обычно возникает предельный цикл малой амплитуды, что нежелательно.

Решением данной проблемы явилось попеременное использование двух принципов управления, один из которых можно назвать предельным (релейным) управлением, а другой — непре-

рывным. Функционирующую таким образом систему можно назвать системой двухрежимного управления. В различные интервалы времени такую систему можно рассматривать как две различные системы.

Система предельного управления лучше реализуется релейной системой с идеальным реле. Предельное управление является наиболее выгодным, поскольку оно обеспечивает максимальное использование возможностей исполнительного двигателя и, следовательно, дает максимальное быстродействие. Переход от системы предельного управления к комбинированной объясняется только неудовлетворительной работой первой

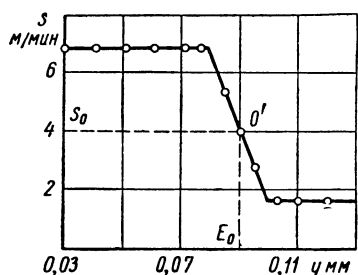


Рис. 2. Статическая характеристика регулятора для внутришлифовального станка

из указанных систем вблизи положения равновесия. Двухрежимное управление позволяет избавиться от этих недостатков, поскольку вблизи начала координат фазового пространства система функционирует как непрерывная. Таким образом, в одной системе содержится линейная система и релейная система. При больших рассогласованиях работает только релейная система. После того, как изображающая точка попадает в некоторую область вблизи начала координат фазового пространства, релейная система отключается, и управление осуществляется линейной системой.

В рассматриваемой системе двухрежимное управление было реализовано следующим образом. Режим работы конечных усилителей и электрогидравлического преобразователя выбирался таким образом, чтобы характеристика регулятора в координатах  $y - s$  ( $y$  — упругое перемещение,  $s$  — подача) имела вид, изображенный на рис. 2. В зоне регулирования, отмеченной штриховыми координатными линиями, характеристика линейна, а на концах обладает существенной нелинейностью. Диапазон пропорциональности и наклон характеристики легко менять при настройке регулятора, поскольку это можно делать и в электрическом и в гидравлическом тракте. Разработанный привод может быть эффективно использован для управления упругими перемещениями на различных гидрофицированных металлорежущих станках.

Возможны различные варианты построения электрических схем управления электрогидравлическими преобразователями. В настоящей статье рассмотрены два варианта управления — от индуктивного датчика, измеряющего упругие перемещения системы СПИД, и от трансформатора тока, измеряющего электрическую мощность двигателя (силу  $P_z$ ), и две схемы коррекции

управляющего сигнала в зависимости от диаметра обрабатываемой детали и в зависимости от величины подачи.

На рис. 3 приведена блок-схема САУ для внутришлифовального станка мод. 3А227, обеспечивающая стабилизацию радиальной силы  $P_r$ , с использованием в качестве исполнительного механизма гидрозолотника с электроуправлением.

В процессе шлифования величина  $P_r$  непрерывно измеряется с помощью динамометрического узла 1 и индуктивного датчика 2, неподвижно закрепленного разжимной оправкой 3 относительно корпуса шлифовальной бабки. Динамометрический узел

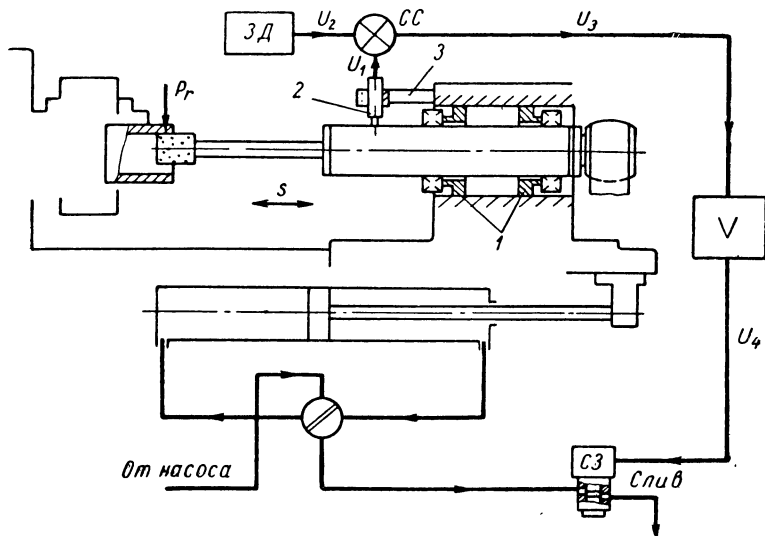


Рис. 3. Блок-схема и основные узлы САУ для внутришлифовального станка

выполнен в виде двух пар зажимных колец с упругими переключателями; внутри колец располагается шпиндель. Электрический сигнал  $U_1 \equiv P_r$  от индуктивного датчика подается на схему сравнения СС, куда поступает также от задатчика ЗД сигнал  $U_2$ , пропорциональный заданной величине радиальной силы. Сигнал рассогласования  $U_3 = U_2 - U_1$  усиливается до значения  $U_4$  и подается на золотник с электроуправлением СЗ, обеспечивающий соответствующее регулирование величины продольной подачи до значения, при котором обеспечивается равенство заданного и фактического значения.

На рис. 4 приведена электрическая схема управления золотником от индуктивного датчика ДИ типа БВ-844, преобразующего упругие перемещения, выдаваемые динамометрическим узлом, в электрический сигнал.



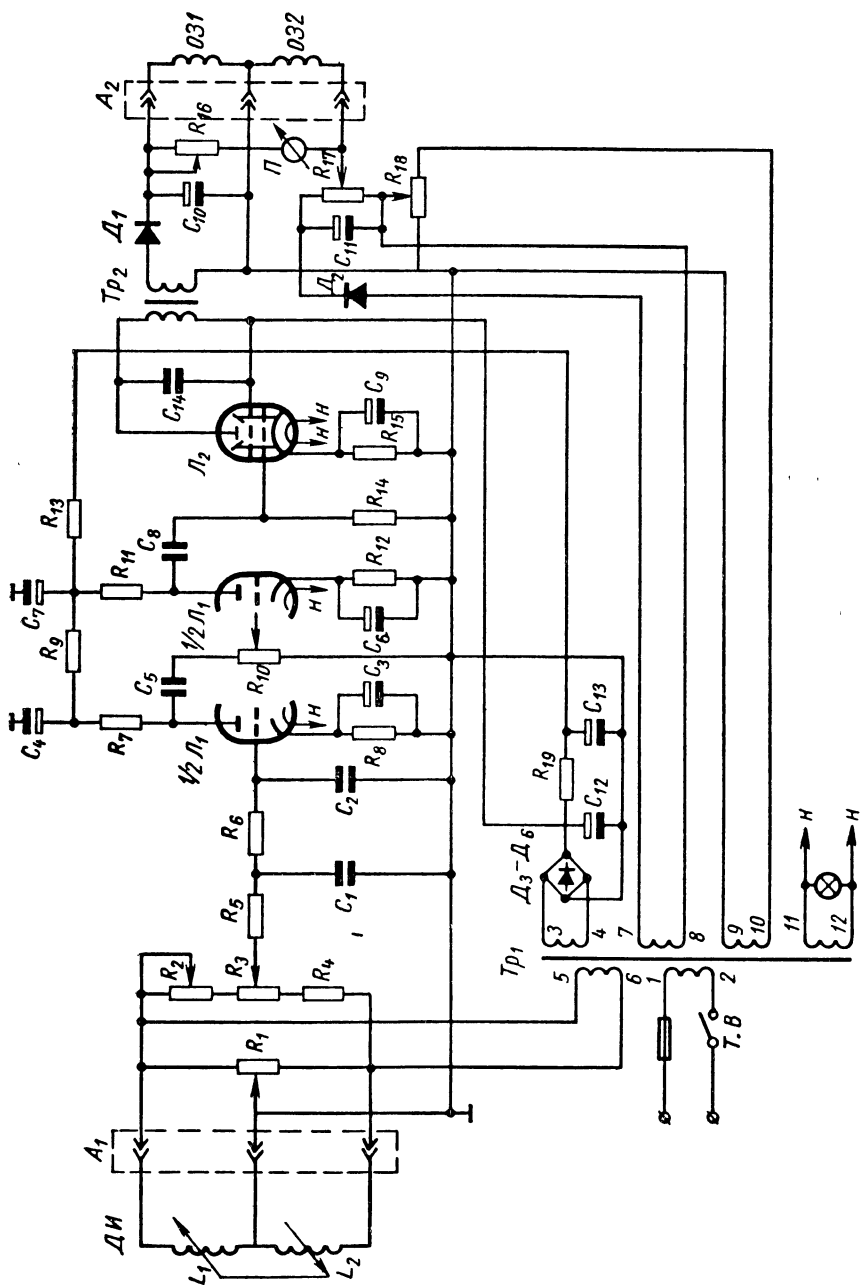


Рис. 4. Электрическая схема САУ, обеспечивающая управление следящим золотником от индуктивного датчика

Катушки датчика  $L_1$  и  $L_2$  включены в мостовую измерительную схему, образованную активными резисторами  $R_1$ ,  $R_2$ ,  $R_3$  и  $R_4$ . Переменные резисторы  $R_2$  и  $R_3$  служат для амплитудной балансировки моста ( $R_2$  — для грубой,  $R_3$  — для тонкой балансировки), а резистор  $R_1$  — для фазовой. Так как наличие сердечника в катушках датчика вносит нелинейные искажения (появляются высшие гармонические составляющие от частоты питающего датчика напряжения), то после датчика поставлен двойной фильтр низких частот  $R_5C_1$  и  $R_6C_2$ . С выхода фильтра сигнал поступает на двухкаскадный усилитель низкой частоты, собранный на двойном триоде 6Н2П (лампа  $L_1$ ).

Переменный резистор  $R_{10}$  служит для регулирования коэффициента усиления. Далее сигнал поступает на конечный каскад (лампа  $L_2$  типа 6П1П), работающий в режиме усиления мощности. Конечный каскад имеет трансформаторный выход для согласования сопротивления анодной нагрузки лампы и сопротивления обмотки золотника  $O31$ . На обмотку электрогидравлического преобразователя сигнал поступает после детектирования на полупроводниковом диоде  $D_1$ . На вторую  $O32$  обмотку преобразователя через диод  $D_2$  поступает некоторое опорное напряжение с силового трансформатора, величина которого может регулироваться потенциометром  $R_{17}$ . Это напряжение обуславливает магнитный поток, противоположный магнитному потоку обмотки  $O31$ , служит для компенсации остаточного тока катушки  $O31$  при балансном состоянии схемы и создает опорный сигнал в системе регулирования.

Для уничтожения сухого трения в подвижных частях преобразователя путем вибрационной линеаризации на обмотку  $O32$  подается переменное напряжение для создания осцилляционного движения с частотой 50 гц. Амплитуда осцилляции устанавливается потенциометром  $R_{18}$ . Для визуального контроля за состоянием схемы служит прибор  $P$  — микроамперметр постоянного тока, включенный через дополнительное сопротивление  $R_{16}$ . Питание схемы осуществляется от сети переменного тока через силовой трансформатор  $Tr_1$ .

Настройка схемы сводится к балансировке измерительного моста и к установке требуемой опорной величины. Эту величину можно устанавливать, исходя из тарировочных графиков, либо путем частичного разбаланса измерительного моста при помощи потенциометра  $R_3$ , либо подавая опорный сигнал на обмотку  $O32$  при помощи потенциометра  $R_{17}$ .

В ряде случаев на металлорежущих станках размер динамической настройки  $A_\theta$  с достаточной степенью точности может быть определен путем измерения в процессе резания мощности главного двигателя. Определение размера динамической настройки по мощности двигателя станка может иметь место в тех случаях, когда главная составляющая силы резания  $P_z$  propor-

циональна изменению величины размера динамической настройки.

В качестве примера на рис. 5 представлена блок-схема САУ, обеспечивающая стабилизацию динамической настройки на плоскошлифовальном станке путем изменения величины подачи стола с помощью электрогидравлического привода, управляемого в зависимости от мощности, потребляемой двигателем шлифовального круга.

Измерение мощности производится с помощью трансформатора тока. Электрический сигнал  $U_1$  от датчика мощности  $ДН$  подается на схему сравнения  $СС$ . Сюда же от задатчика  $ЗД$

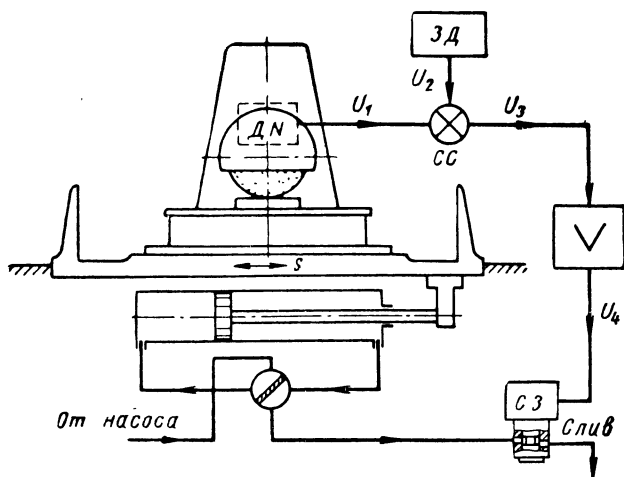


Рис. 5. Блок-схема системы автоматической стабилизации размера динамической настройки на плоскошлифовальном станке

поступает электрический сигнал  $U_2$ , пропорциональный заданной величине размера динамической настройки. Сигнал рассогласования  $U_5$  усиливается до  $U_4 = K_1 U_3$  и подается на электромеханический преобразователь следящего гидрозолотника. К недостаткам такого способа управления относится необходимость вводить поправку по мере износа круга и стабилизировать входное напряжение.

На рис. 6 приведена схема управления следящим золотником от трансформатора тока  $ТТ$ . Трансформатор тока, включенный в одну из фаз электродвигателя изделия, на вторичной обмотке, зашунтированной низкоомным сопротивлением  $R_1$ , выдает напряжение, пропорциональное току фазы через первичную обмотку. Это напряжение поступает на двухкаскадный усилитель низкой частоты резистивного типа  $Л_1$  (типа 6Н2П). Далее

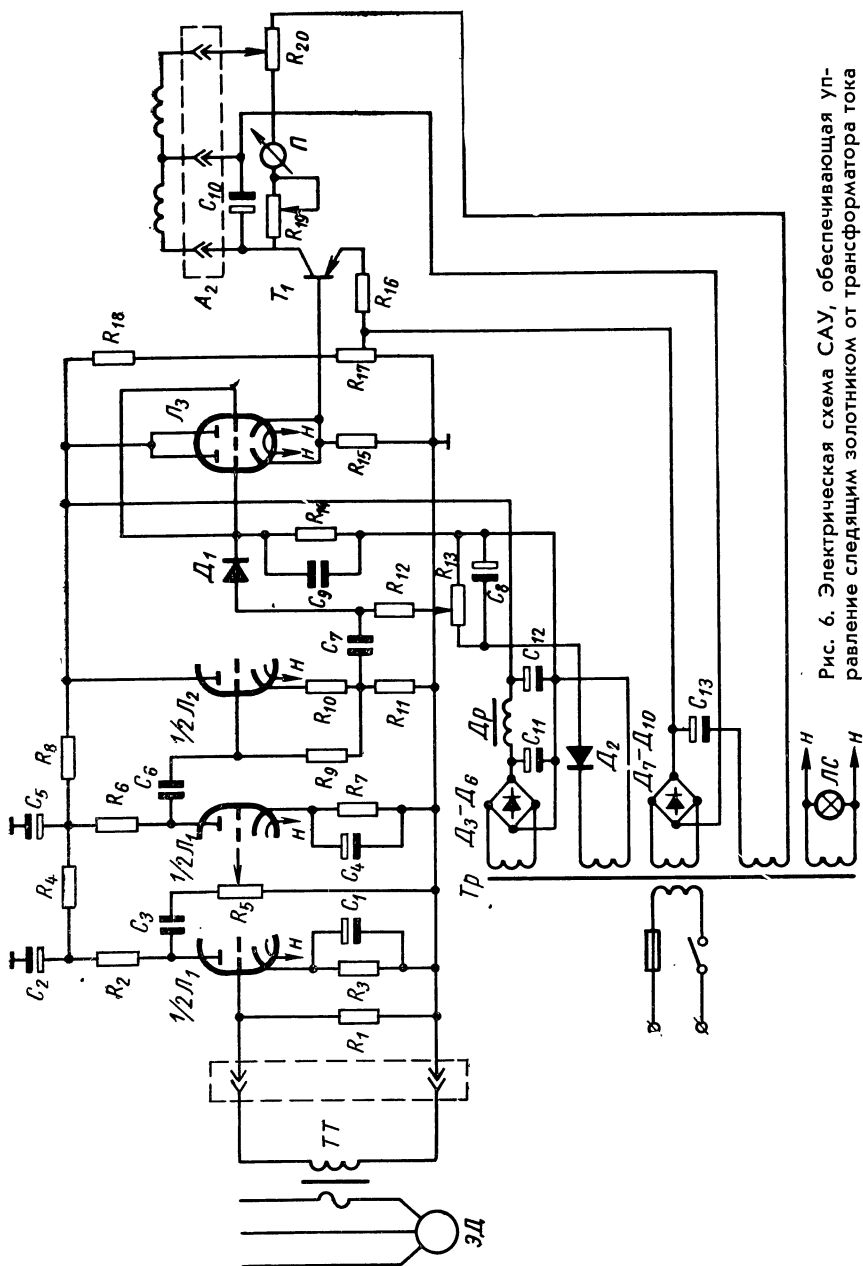


Рис. 6. Электрическая схема САУ, обеспечивающая управление следящим золотником от трансформатора тока

сигнал поступает на катодный повторитель  $\frac{1}{2} J_2$  (типа 6Н1П), согласующий высокое выходное сопротивление усилителя и низкое входное сопротивление детектора  $D_1$ . Для исключения детектирования напряжения, возникающего при холостом ходе двигателя, детектор подперт некоторой разностью потенциалов с делителя  $R_{17}$ , напряжение на который подается с автономного источника питания постоянного тока.

После детектора сигнал поступает на второй катодный повторитель ( $J_3$  типа 6Н6П), работающий в режиме усиления мощности. С выхода катодного повторителя сигнал поступает на базу транзистора  $T_1$  (П203), включенного по схеме с общим эмиттером. Эмиттер транзистора через стабилизирующее сопротивление обратной связи  $R_{16}$  подключен к делителю  $R_{17}$ , при помощи которого задается требуемая величина управляющего (задающего) воздействия. В коллекторную цепь транзистора  $T_1$  включена обмотка золотника  $O31$ , параллельно которой через гасящий потенциометр включен регистрирующий прибор  $P$  — микроамперметр М24. На вторую обмотку  $O32$  золотника подается напряжение оцилляции.

При управлении точностью размера динамической настройки по потребляемой мощности в ряде случаев возникает необходимость осуществления коррекции в функции одного или нескольких параметров. Так, при управлении точностью  $A_\partial$  посредством регулирования  $P_z$  на станках токарной группы необходимо осуществлять автоматическую коррекцию в функции от номинального диаметра обрабатываемого участка  $U_\kappa = f(D)$ . При точении, например, мощность, потребляемая двигателем  $N_{\partial\partial}$ , прямо пропорциональна диаметру обрабатываемой детали. Аналогичная коррекция может иметь место также на станках шлифовальной группы (круглошлифовальных, плоскошлифовальных, зубошлифовальных и т. д.) в функции от диаметра шлифовального круга, изменяющегося вследствие износа и периодической правки.

В случае управления точностью формы в продольном сечении путем программного управления размером динамической настройки  $A_\partial = f(x)$ , где  $x$  — продольная координата (например, на токарных или шлифовальных станках), необходимо вводить дополнительную коррекцию в функции от координаты точки приложения силы резания по длине детали.

На рис. 7 представлена структурная схема САУ, обеспечивающая программное управление размером динамической настройки на токарно-копировальном полуавтомате мод. 1722.

Информация с датчика мощности  $ДН$  (электрический сигнал  $U_1$ ) и датчика поперечной координаты реза  $ДФ$  (сигнал  $U_2$ ) непрерывно поступает в блок вычисления  $БВ$ , который выдает на схему сравнения  $СС$  сигнал  $U_3$ ), соответствующий фактическому

значению размера динамической настройки  $U_3 \equiv A_\partial$ . На схему сравнения поступает также сигнал  $U_5$ , пропорциональный заданному значению динамической настройкой  $A_{\partial\partial}$ . Формирование этого сигнала осуществляется с помощью блока программирования  $A_\partial$  (БП), и датчика  $ДЛ$ , непрерывно выдающего информацию (сигнал  $U_4$ ), соответствующую значению продольной координаты резца.

Сигнал рассогласования  $U_6 = U_5 - U_3$  усиливается до значения  $U_z = KU_6$  и подается на электромеханический преобразователь следящего золотника  $СЗ$ . В качестве датчиков продольной  $ДЛ$  и поперечной  $ДФ$  координат резца могут быть использованы круговые потенциометры, связанные с помощью реечной передачи с рабочими органами станка.

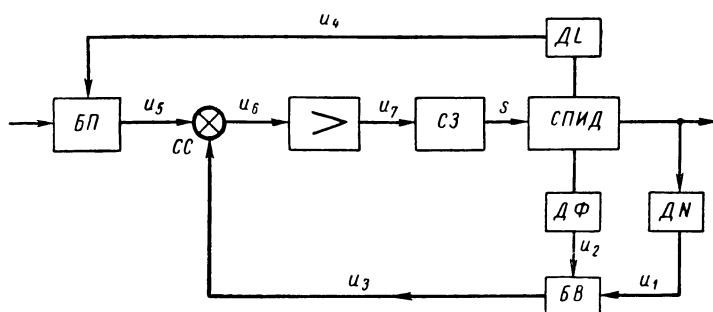


Рис. 7. Структурная схема системы программного управления размером динамической настройки на токарно-копировальном полуавтомате

В тех случаях, когда возникает необходимость введения в САУ коррекции в функции подачи, измерение величины продольной подачи на гидрофицированных станках в процессе обработки может быть осуществлено по расходу масла. С этой целью на сливе с продольного гидроцилиндра непосредственно перед следящим золотником устанавливается гидромоторчик, кинематически связанный с тахогенератором.

Значение продольной подачи  $s$  в миллиметрах на оборот определяется при конкретных значениях оборотов шпинделя как функция напряжения на выходе тахогенератора  $s = f(U_{T\partial})$ .

На рис. 8 представлен один из вариантов схемы управления следящим золотником от трансформатора тока при осуществлении коррекции в функции диаметра обрабатываемого изделия и величины продольной подачи.

Сигнал обратной связи от трансформатора тока  $ТТ$  подается на сетку левого по схеме триода  $1/2Л_3$ , сигнал с тахогенератора  $T_5$ , измеряющего величину подачи, подается на сетку правого по схеме триода  $1/2Л_3$  через делитель  $R_{22}$ , сигнал с реохор-

да  $R_{25}$ , являющегося датчиком диаметральных размеров, подается на сетку правого триода  $1/2\lambda_2$  через делитель  $R_{24}$ . Все три лампы имеют общее катодное сопротивление  $R_{15}$  и работают в режиме катодного повторения, т. е. на резисторе  $R_{15}$  появляется сигнал, пропорциональный сумме всех трех сигналов. Суммарный сигнал подается на базу транзистора  $T_1$ .

На рис. 9 изображена гидравлическая схема токарно-копировального полуавтомата мод. 1722 и схема встройки в нее следящего золотника с электроуправлением.

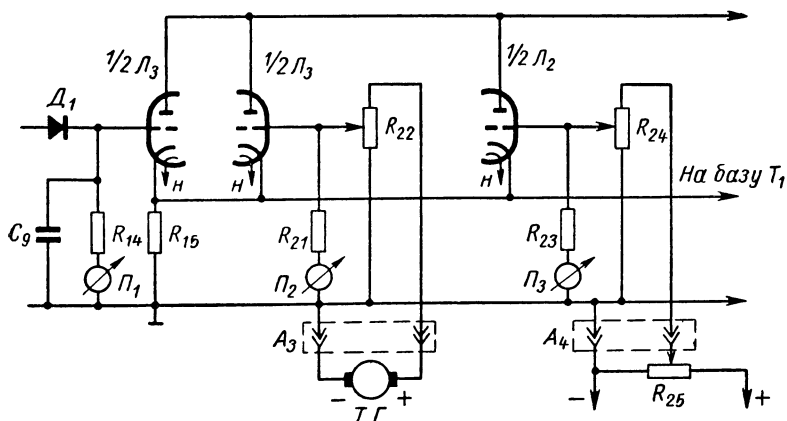


Рис. 8. Электрическая схема САУ, обеспечивающая управление золотником от трансформатора тока при наличии коррекции по двум параметрам

Следящий золотник устанавливается на выходе гидросмесителя непосредственно за первым дросселем продольной подачи параллельно второму дросселю продольной подачи<sup>1</sup>.

При такой встройке золотника не нарушается работа копировального суппорта, и на станке можно производить обработку как с САУ, так и обычным способом. Для настройки станка на обработку деталей с САУ первый дроссель продольной подачи полностью открывается, а второй дроссель подачи закрывается. Затем включается электромагнит  $\mathcal{E}_4$ , и все масло с продольного гидроцилиндра поступает на следящий золотник. Включение и выключение электромагнита  $\mathcal{E}_3$  производится от тумблера, установленного на пульте управления. На переход с одного режима работы станка на другой затрачивается менее 1 мин.

В систему управления следящего золотника масло подается от магистрали высокого давления. Регулирование количества масла, подаваемого в систему управления, осуществляется с по-

<sup>1</sup> На гидроконтрольных полуавтоматах мод. 1712 и 1722 можно устанавливать с помощью дросселей I и II две продольные подачи.

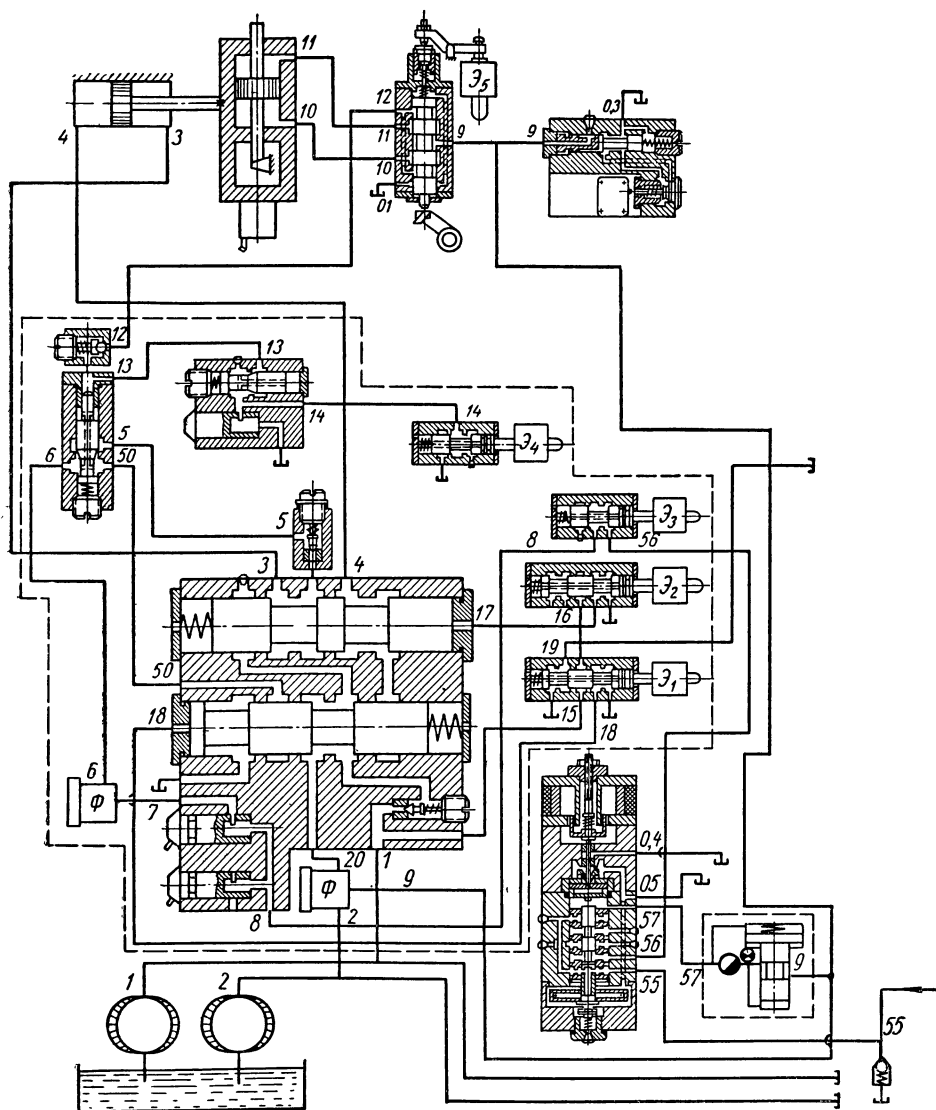


Рис. 9. Схема встройки следящего золотника Г68-11 в гидравлическую систему токарно-копировального полуавтомата:

Φ — фильтр;  $H_1$  — насос низкого давления;  $H_2$  — насос высокого давления; Э — электромагниты



мощью дополнительно встроенного дросселя с регулятором. Вращение турбинки осуществляется маслами, проходящими через следящий золотник. Для уменьшения влияния переменного количества масла на скорость вращения золотника на турбинку дополнительно подается масло со слива предохранительного клапана насоса подач. В случае создания на входе турбинки повышенного давления часть масла перепускается в бак с помощью дополнительно встроенного обратного клапана.

При данной схеме встройки следящего золотника представляется возможным с помощью второго дросселя устанавливать наименьшее допустимое значение продольной подачи  $s_{\min}$ , а первым дросселем — наибольшее значение подачи  $s_{\max}$ . Необходимость этого обуславливается рядом технологических факторов.

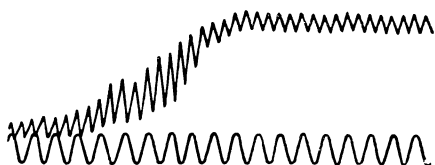


Рис. 10. Осциллограмма переходного процесса при регулировании скорости подачи стола на внутришлифовальном станке и схема ее обработки

В рассматриваемых автоматических системах, обеспечивающих управление точностью, объект управления (система СПИД) охвачена обратной связью по величине упругого перемещения. Поэтому изменение температуры или вязкости масла не оказывает влияния на точность работы привода подач. В этом заключается характерная особенность работы бесступенчатого электрогидравлического привода подач в условиях данных САУ.

Для оценки качества переходных процессов были определены динамические параметры регуляторов путем осциллографирования переходных функций.

Из теории автоматического регулирования известно, что переходная функция линейной системы, т. е. реакция системы на единичную ступенчатую функцию, полностью характеризует ее динамические свойства. Чтобы получить переходную функцию какой-либо системы, надо на ее вход подать ступенчатое воздействие (скачок напряжения), а изменение выходной координаты записать на самописец или осциллограф. Был выбран некоторый средний режим, характеризуемый координатами  $E_0$  и  $s_0$  точки  $O'$  на характеристике регулятора. Коэффициент усиления регулятора был определен как тангенс угла наклона касательной к харак-

теристике регулятора, проведенной через рабочую точку. Относительно точки  $E_0$  давалось ступенчатое приращение  $E(t)$ , что имитировалось переключением тумблера. Изменение величины подачи  $\Delta s(t)$  записывали на пленку осциллографа.

На рис. 10 показана переходная функция изменения скорости стола внутришлифовального станка. Из рассмотрения осциллограммы видно, что переходной процесс в регуляторе носит аperiodический характер. Опорное напряжение частотой 50 гц дает масштаб времени. Отношение величин  $T_0/T_a$  равно 0,7. Следовательно, процесс может быть аппроксимирован двумя звеньями

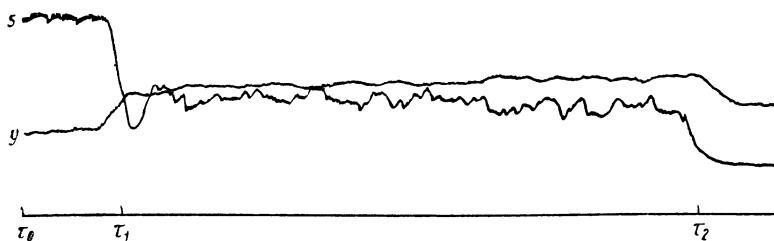


Рис. 11. Осциллограмма процесса регулирования при точении

первого порядка с равными постоянными времени:  $T_1 = T_2 = 0,365$ . Таким образом, передаточная функция регулятора имеет вид

$$\bar{W}_p(p) = \frac{\bar{\Delta s}(p)}{E(p)} = \frac{K_p}{(1 + pT_1)^2}.$$

Характер процесса стабилизации размера динамической настройки  $A_\partial$  при точении путем регулирования продольной подачи с помощью автоматического бесступенчатого электрогидравлического привода наглядно показывает осциллограмма, приведенная на рис. 11. Осциллографирование процесса производилось при токарной обработке валика на гидрокопировальном полуавтомате мод. 1722, оснащенном САУ.

В промежутке времени  $\tau_0\tau_1$  происходит быстрый подвод резца к детали перед врезанием. При этом размер динамической настройки равен нулю  $A_\partial = 0$ , а величина продольной подачи имеет наибольшее значение  $s_{\max} = s_{ep}$ . В момент резания ( $\tau_1$ ) размер динамической настройки резко возрастает и в соответствии с этим происходит регулирование продольной подачи в сторону ее уменьшения до оптимального значения, при котором обеспечивается поддержание заданного значения динамической настройки  $A_\partial = A_{\partial z}$ .

В процессе точения (интервал времени  $\tau_1\tau_2$ ) в результате изменения припуска и колебания твердости материала заготовки

величина продольной подачи меняется таким образом, что размер динамической настройки поддерживается постоянным, равным заданному значению. Из осциллограммы видно, что диапазон изменения подачи не превышает 25% ее номинального значения. В момент  $\tau_2$  резание прекращается, подача падает до  $s = 0$ , размер динамической настройки уменьшается до  $A_d = 0$ .

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Каменецкий Г. И. Следящие золотники для станков с программным управлением. «Станки и инструмент», 1961, № 5.
  2. Тверской М. М. Вопросы расчета и проектирования систем автоматического регулирования подачи при токарной обработке. Сб. «Самоподнастраивающиеся станки». М., Машиностроение, 1967.
  3. Худобин Л. В. Повышение производительности круглошлифовальных станков. Сб. «Самоподнастраивающиеся станки». М., «Машиностроение», 1967.
-

## **ОСНАЩЕНИЕ УНИВЕРСАЛЬНОГО ТОКАРНОГО СТАНКА МОД. 1А616 СИСТЕМОЙ АВТОМАТИЧЕСКОГО УПРАВЛЕНИЯ УПРУГИМИ ПЕРЕМЕЩЕНИЯМИ ПОСРЕДСТВОМ ИЗМЕНЕНИЯ РАЗМЕРА СТАТИЧЕСКОЙ НАСТРОЙКИ**

**Н**едостаточная жесткость узлов универсального токарного станка мод. 1А616 является основной причиной, порождающей значительные погрешности обработки. Наименее жестким узлом, как показали специальные исследования, является суппорт. Небольшая высота центров станка (всего 160 мм) не позволяет резко увеличить жесткость суппорта путем конструктивных переделок.

Исходя из служебного назначения системы автоматического управления упругими перемещениями для универсального токарного станка к ней предъявляются следующие требования: 1) установка системы автоматического управления на универсальном станке не должна сужать его технологические возможности; 2) изменение размера статической настройки должно производиться без «скачков» или последние должны иметь величину, несоизмеримо малую по сравнению с допуском на обработку; 3) система автоматического управления должна легко настраиваться и быть нечувствительной к изменениям напряжения в сети; 4) в случае необходимости система должна обеспечить возможность функционального управления; 5) система автоматического управления размером статической настройки должна обеспечить возможность программирования с целью сокращения систематически повторяющихся погрешностей.

Для универсальных токарных станков, имеющих верхние поворотные салазки, была предложена следующая схема управления размером статической настройки в процессе обработки (рис. 1).

Для осуществления малых перемещений резца в процессе обработки были использованы верхние салазки, которые устанавливали не параллельно направляющим станка а под углом в 2—5° к ним. Благодаря небольшому углу разворота перемещение верхних салазок и фиксация их положения с погрешностью 0,02—0,03 мм позволяет легко производить изменение размера статической настройки с точностью до 5 мк.

Для привода салазок на них устанавливается небольшой электродвигатель 5 постоянного тока с редуктором 6. Выходная шестерня редуктора сцепляется с шестерней, сидящей на ходовом винте салазок, для чего последний сделан несколько удлиненным. В качестве динамометрического устройства используется одно-

компонентный динамометр 1 для измерения вертикальной составляющей силы резания.

Контроль величины перемещения салазок производится с помощью закрепленного на ходовом винте профильного кулачка, при поворотах которого поворачивается ползушка переменного сопротивления и производится балансировка плеч моста датчика. Разберем основные преимущества предложенной схемы.

При использовании верхних салазок для осуществления поднастройки технологические возможности станка сохраняются. Величина скачка при перемещениях салазок, пересчитанная на

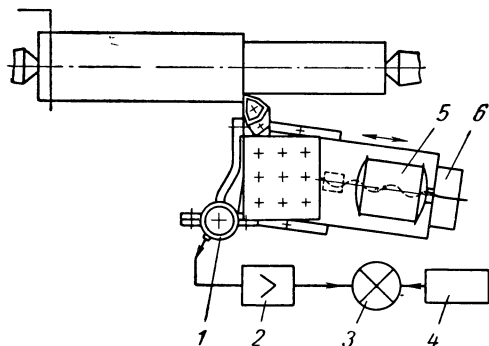


Рис. 1. Блок-схема системы автоматического управления упругими перемещениями: 1 — датчик; 2 — усилитель; 3 — блок сравнения; 4 — программное устройство; 5 — двигатель; 6 — редуктор

перемещения вершины резца в радиальном направлении, является величиной второго порядка малости (доли микрона). Наиболее слабым звеном станка, как показали исследования, является стык верхние салазки — поворотное основание. Перемещение салазок не позволяет им зависеть в деформированном состоянии, а поэтому значительно сужает петлю гистерезиса упругой характеристики станка.

Контроль величины перемещения салазок с помощью профильного кулачка позволяет производить функциональное регулирование. Требуемый закон регулирования следует, по необходимости, воспроизвести на профиле контрольного кулачка. Программирование перемещений резца нетрудно осуществить суммированием посредством блока сравнения (см. рис. 1) усиленного сигнала датчика посредством усилителя 2 с сигналом программного устройства.

Для осуществления функционального управления необходимо определить и воспроизвести на профильном кулачке контрольного устройства функциональную зависимость между измеряемым параметром и изменением диаметрального размера у детали. В данном случае необходимо было определение зависимости  $\Delta D = f(P_z)$  при различных продольных подачах и различных геометрических параметрах неперетачиваемых пластинок твердого сплава.

Зависимость  $\Delta D = f(P_z)$  для станка мод. 1А616 при различных углах в плане у резца была найдена экспериментальным путем (рис. 2). Характерной особенностью построенных зависимостей является то, что нагрузочная ветвь при различных пода-

чах и углах в плане у резца очень близка к прямой. Угол наклона прямой резко меняется при изменении главного угла в плане.

На основе анализа зависимостей  $\Delta D = f(P_z)$  был сделан вывод о возможности использования в системе управления размером статической настройки одного постоянного кулачка. Будучи установленным на ходовом винте верхних салазок, кулачок позволит осуществить их перемещение пропорционально изменению тангенциальной составляющей силы резания. Перенастройку системы управления при работе резцами с различными углами в плане легко производить изменением угла разворота верхних салазок. Когда необходима более точная поднастройка системы управления при выбранных режимах резания и геометрии инструмента, угол разворота верхних салазок рекомендуется уточнять опытным путем.

Система автоматического управления размером статической настройки на токарном станке мод. 1А616 представляет собой релейный регулятор, в состав которого помимо системы СПИД входят: дифференциальный индуктивный датчик БВ-884 (рис. 3), типовой усилитель УЭУ-209, реверсивный серийный серводвигатель М12Т (СД), релейная схема коммутации двигателя и программное устройство. Индуктивный датчик ДИ включен на первичную сторону входного трансформатора усилителя У, являющуюся по существу измерительной диагональю моста переменного тока, плечи которого образуются двумя частями первичной обмотки трансформатора и катушками датчика. Для балансировки моста плечи датчика зашунтированы сопротивлениями. Наличие переменного сопротивления  $R_{14}$ , ползушка которого управляется серводвигателем с помощью профильного кулачка, позволяет менять степень разбалансировки моста, а значит и уровень сигнала на сетке первого каскада усилителя УЭУ-209. Всякое изменение силы резания приводит к изменению индуктивностей плеч датчика, и балансное состояние мостовой схемы с известной степенью приближения становится возможным при изменении величин сопротивлений, включенных парал-

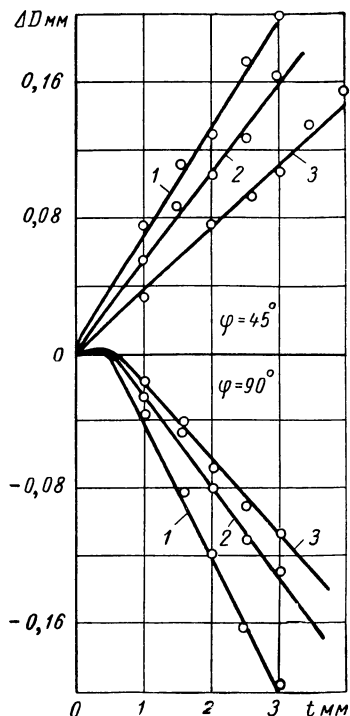


Рис. 2. Упругие характеристики станка мод. 1А616

лельно катушкам датчика. Наличие сигнала на сетке первого каскада вызывает вращение ротора двигателя, который перемещает ползушку потенциометра  $R_{14}$  до тех пор, пока сигнал на входе усилителя не станет равным нулю.

Общая мощность, потребляемая системой автоматического управления размером статической настройки, не превышает 200 вт. Затраты на изготовление всех элементов САУ составляют примерно 150 руб.

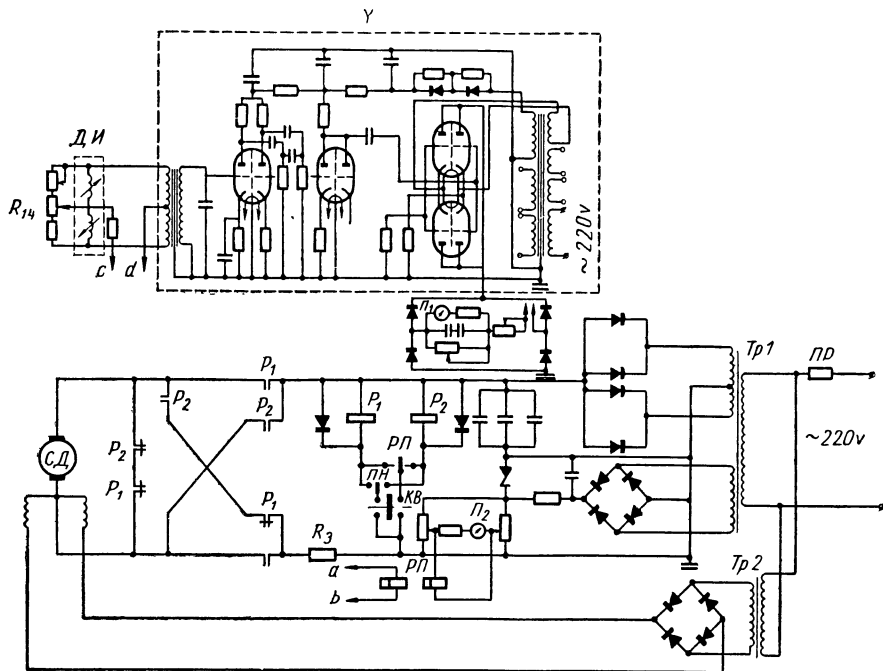


Рис. 3. Принципиальная электрическая схема САУ

Для определения погрешности системы управления было проведено определение функциональной зависимости перемещения верхних салазок от изменения составляющей  $P_z$  силы резания. На станке обтачивали ступенчатые заготовки и измеряли величину перемещений салазок на каждой подготовленной ступени. Анализ проведенных исследований показал, что погрешность управления не превышает 0,05 мм перемещения верхних салазок, что составляет погрешность до 0,01 мм на диаметр (таблица).

Как показали исследования станка мод. 1А616, упругая характеристика системы СПИД имеет большую петлю гистерезиса, в результате чего при одной и той же глубине резания и постоянной подаче погрешность диаметрального размера составляла

0,03—0,06 мм. Восстановление прежнего расстояния между вершиной резца и осью детали происходило с большим запаздыванием от момента начала уменьшения силы резания. В то же время изменение диаметрального размера детали при увеличении глубины резания происходило почти пропорционально увеличению тангенциальной составляющей силы резания.

Проведенная регулировка зазоров в стыках верхние салазки — поворотное основание не дала желаемого сужения петли гистерезиса. Было высказано

предположение, что причина большого гистерезиса лежит в недостаточно плотном прилегании сопрягающихся поверхностей верхних салазок с поверхностями клина и поворотного основания. Для проверки высказанного предположения была проведена обработка заготовки со ступенчатым припуском при небольших перемещениях верхних салазок в

Угол разворота верхних салазок в град	Погрешность регулирования на диаметр в мм	Величина поднастройки в мм при повороте ходового винта салазок на 300 град
1	0,0017	0,0875
2	0,0035	0,174
3	0,0052	0,262
4	0,0067	0,348
5	0,0087	0,434
6	0,0105	0,525

процессе обработки. Результаты измерения обработанной заготовки подтвердили правильность высказанного предположения. Погрешность от гистерезиса стала ничтожно малой ( $\approx 0,01$  мм).

Полученные выводы еще раз подтвердили правильность выбранной схемы изменения размера статической настройки; находясь в движении, при изменении силы резания, верхние салазки станка будут способствовать максимальному сужению петли гистерезиса и повышению тем самым точности обработки.

Было проведено два эксперимента. В задачу первого входило сопоставление точности результатов обработки партии валов с колебанием припуска и твердости заготовок в условиях обычной обработки и обработки с САУ. Эскиз заготовки, в какой-то мере имитирующей колебание припуска в партии, приведен на рис. 4.

При обработке заготовки глубину резания изменяли от 1 до 3 мм, а подача оставалась равной 0,295 мм. С целью исключения влияния погрешностей статической настройки станка на конечные результаты каждую обработанную поверхность измеряли в пяти сечениях (I — V) и сопоставляли величины полей рассеяния диаметральных размеров при обработке без системы и с системой автоматического управления. Так как включение системы управления сблокировано с включением подачи, а режимы обработки оставались неизменными, время на обработку заготовок с САУ было равно времени обычной обработки. После обработки с САУ первой партии заготовок (25 шт.) эксперимент был прекращен ввиду совершенно очевидной идентичности результатов обработки



всех заготовок. За время эксперимента было обработано 5 заготовок обычным методом и 25 с системой автоматического управления размером статической настройки. Если при обычном методе обработки поле рассеяния диаметральных размеров на каждой заготовке составило в среднем 0,13 мм, то при обработке с САУ — всего 0,03 мм. Шероховатость поверхности при обработке с САУ практически не отличается от шероховатости поверхности при обычной обработке.

В задачу второго эксперимента входила проверка возможности повышения производительности обработки при одновременном сокращении поля рассеяния диаметральных размеров. Продольную подачу при точении без САУ устанавливали равной

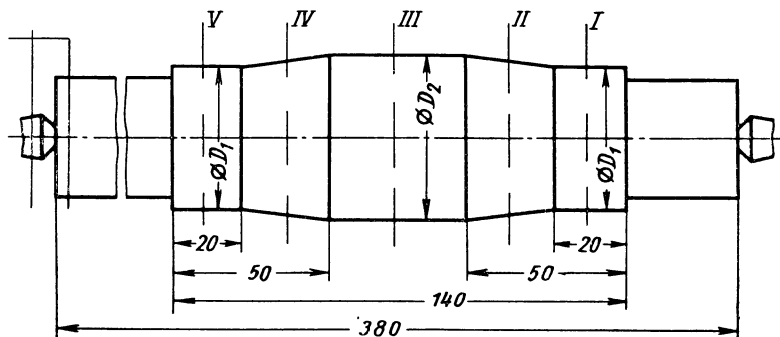


Рис. 4. Эскиз заготовки ( $D_2 = D_1 = 4$  мм;  $D_2 = 40 \div 56$  мм)

0,147 мм/об, а с САУ — в 2 раза больше (0,295 мм/об). Глубину резания, как и в предыдущем эксперименте, изменяли на одной заготовке от 1 до 3 мм, т. е. каждая заготовка имитировала собой колебание припуска в партии. Поле рассеяния диаметральных размеров после обработки указанной заготовки при подаче 0,147 мм/об без САУ составило в среднем 0,11 мм, а при обработке с САУ — 0,03 мм.

Таким образом, система автоматического управления размером статической настройки позволила производить обработку с удвоенной величиной продольной подачи и сократить при этом в 3,6 раза величину поля рассеяния диаметральных размеров от колебания припуска и твердости заготовок.

Следствием перемещения верхних салазок вдоль оси обрабатываемой детали может явиться некоторое увеличение погрешностей линейных размеров при обработке ступенчатых валов. Если в момент выключения продольной подачи на различных заготовках в партии колебание припуска составляет 300—400%, то поле рассеяния линейных размеров может достигнуть 0,5 мм. Для сокращения этой погрешности рекомендуется работать по жестким упорам, которые выключают продольную подачу, опираясь не на

каретку суппорта, а на верхние салазки. В этом случае погрешность от перемещения салазок вдоль оси обрабатываемой детали исключается. При достижении требуемой точности линейных размеров по лимбу продольных перемещений суппорта погрешности от перемещения салазок укладываются в половину цены деления лимба (станок мод. 1А616).

Изменения величины вылета пиноли задней бабки, способа крепления заготовки (в центрах или патронная обработка) и диаметра обрабатываемой заготовки, как показали результаты приемки Государственной междуведомственной комиссией экспериментальных образцов САУ, не вызвали снижения точности обработанных заготовок.

Исследования подтвердили возможность значительного увеличения точности токарной обработки путем оснащения станков системами автоматического управления размером статической настройки. Экспериментальные исследования станка мод. 1А616, оборудованного описанной САУ, показали возможность получения с первого прохода погрешности диаметральных размеров от колебания припуска и твердости материала заготовки, равной половине величины допуска на вал третьего класса точности (допуск на вал диаметром 60 мм по третьему классу точности составляет 0,06 мм). Оснащение станков описанной системой позволит увеличить их производительность в результате сокращения числа проходов и увеличения продольной подачи при достижении заданной точности обработки.

Рекомендации по внедрению системы:

1. Для увеличения быстродействия работы системы необходимо обеспечить скорость отработки сигнала пропорциональной величине рассогласования.

2. Желательно использовать датчик небольших габаритов.

3. Рычаг контрольного устройства следует заменить реечной передачей.

4. Для улучшения работы привода ходовой винт верхних салазок следует установить на упорных подшипниках качения, а в конструкции гайки предусмотреть возможность выбора зазора.

---

## **ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ ФОРМЫ ДЕТАЛИ В ПРОДОЛЬНОМ СЕЧЕНИИ ПРИ ТОЧЕНИИ ПУТЕМ УПРАВЛЕНИЯ РАЗМЕРОМ СТАТИЧЕСКОЙ НАСТРОЙКИ**

Одним из способов повышения точности диаметральных размеров и формы детали в продольном сечении является управление размером статической настройки. Управление величиной упругого перемещения  $y$  посредством программного управления силой резания не позволяет полностью использовать имеющиеся резервы повышения производительности обработки, так как в процессе точения на каждом участке детали поддерживается не максимально возможное значение продольной подачи  $\varepsilon_{\max}$ , а определенная величина  $s_i$ , обеспечивающая поддержание заданного упругого перемещения. Если при этом имеет место существенное колебание припуска заготовки, твердости материала и затупление режущего инструмента, то для управления упругими перемещениями по программе потребуется большой диапазон изменения продольной подачи, что в некоторых случаях может привести к увеличению шероховатости поверхности.

При управлении размером статической настройки влияние отклонения упругого перемещения  $\Delta y$  на точность обработки, порождаемые совокупным действием случайных факторов, обусловленных колебанием припуска, твердости заготовки или затуплением инструмента, а также совокупным действием систематических факторов, обусловленных переменной жесткостью системы СПИД, температурными деформациями и размерным износом инструмента, компенсируются за счет автоматического перемещения режущего инструмента в направлении образования диаметрального размера детали. При этом шероховатость обрабатываемой поверхности остается неизменной и зависит от выбранных режимов резания.

В зависимости от характера компенсируемых отклонений следует различать: 1) управление размером статической настройки по отклонению; 2) программное управление статической настройкой без обратной связи и 3) программное управление размером статической настройки.

Управление статической настройкой по отклонению обеспечивает повышение точности диаметральных размеров вследствие уменьшения влияния отклонений, порождаемых совокупным действием случайных факторов. Начиная с момента врезания производится непрерывное измерение упругого перемещения  $y$  и изменение размера статической настройки на величину

$$\Delta A_c = y,$$

равную упругому перемещению и направленную в противоположную сторону. Однако управление размером статической настройки приводит к изменению глубины резания на величину  $\Delta t = \Delta A_c$ , вследствие чего происходит дополнительное изменение вектора силы резания, а следовательно, и величины упругого перемещения  $y$ . Таким образом, в общем случае величина приращения размера статической настройки

$$\Delta A_c = \Delta A'_c + \Delta A''_c,$$

где  $\Delta A'_c$  — приращение размера статической настройки, равное величине  $y$  до момента управления;

$\Delta A''_c$  — приращение статической настройки, равное приращению  $\Delta y$ , обусловленному изменению глубины резания при управлении.

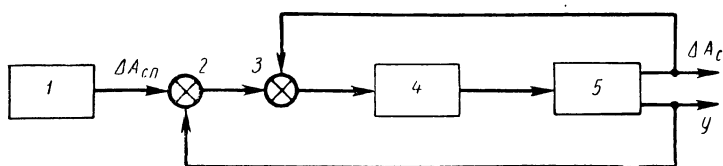


Рис. 1. Структурная схема системы программного управления размером статической настройки:

1 — программное устройство; 2 — суммирующее устройство; 3 — сравнивающее устройство; 4 — усилитель; 5 — объект управления

Программное изменение статической настройки обеспечивает повышение точности формы деталей в продольном сечении вследствие сокращения влияния совокупного действия только систематических факторов, практически не изменяющихся во время обработки. Программное управление размером статической настройки предусматривает регулирование по отклонению и программное изменение статической настройки на длине обрабатываемой детали. При программном регулировании обеспечивается возможность повышения точности диаметральных размеров и точности формы в продольном сечении путем сокращения влияния совокупного действия случайных и систематических факторов.

На рис. 1 показана структурная схема системы программного управления размером статической настройки. Выходами системы регулирования являются упругое перемещение системы СПИД  $y$  и приращение размера статической настройки  $\Delta A_c$ . Значение упругого перемещения  $y$  суммируется в устройстве 2 с заданным значением приращения размера статической настройки  $\Delta A_{cn}$ , которое вырабатывается блоком программы 1. Значение суммы через сравнивающее устройство 3 и усилитель 4 подается на объект управления 5 и производится изменение размера статической настройки  $A_c$  на величину  $\Delta A_c$ . Величина поднастройки  $\Delta A_c$

сравнивается в устройстве 3 с необходимой величиной приращения статической настройки  $\Delta A_{cn} + y$ .

Таким образом САУ осуществляет автоматическое слежение за возникающими упругими перемещениями и компенсирует их за счет изменения размера статической настройки, а также осуществляет программное изменение размера статической настройки  $\Delta A_{cn}$  в зависимости от продольной координаты  $x$  перемещения резца.

На основе рассмотренного способа для токарного станка мод. 163 была создана система программного управления статической настройкой. Универсальный токарный станок мод. 163 используется для обработки валов длиной от 1000 до 2800 мм и диаметром от 50 до 120 мм. Как показала практика, наибольшую сложность при обработке валов большой длины представляет достижение требуемой точности геометрической формы в продольном сечении. Получаемая в результате обработки погрешность формы в продольном сечении составляет в среднем 0,6—0,9 мм. При этом валы получаются изогнутыми, вследствие чего возникает необходимость введения в технологический процесс дополнительной операции — рихтовки. Получаемая в результате токарной обработки погрешность формы в продольном сечении обуславливает необходимость значительного увеличения припуска под последующее шлифование (0,8—1,0 мм), что приводит к снижению производительности и повышению себестоимости операций.

Система автоматического регулирования, встраиваемая в станок мод. 163, предназначена для повышения точности формы в продольном сечении при обработке валов большой длины. В качестве регулируемой величины системы, обеспечивающей управление точностью радиальных размеров и точностью формы в продольном сечении, был выбран размер статической настройки  $A_c$ . Разработанная система автоматического управления САУ имеет два контура. Первый контур осуществляет регулирование размера статической настройки с целью уменьшения влияния на точность диаметральных размеров таких случайных факторов, как изменение припуска, колебание твердости и затупление режущего инструмента. Второй контур осуществляет программное управление размером статической настройки по длине обрабатываемой детали с целью уменьшения погрешности формы в продольном сечении. Программу изменения размера статической настройки определяют по следующей методике.

Первую деталь каждой новой партии валиков определенного типоразмера обрабатывают на станке с применением первого контура. При этом чистовая обточка должна производиться автоматически с механической подачей. Получаемая в результате обработки погрешность формы детали в продольном сечении представляет собой результат действия систематических факто-

ров, влияние которых может быть значительно уменьшено путем программного изменения размера статической настройки.

Диаметральные размеры обработанной заготовки измеряют с помощью микрометра через определенный интервал  $\kappa$  по длине детали (рис. 2, а) в одной плоскости. Число поперечных сечений  $n$ , в которых производится измерение диаметральных разме-

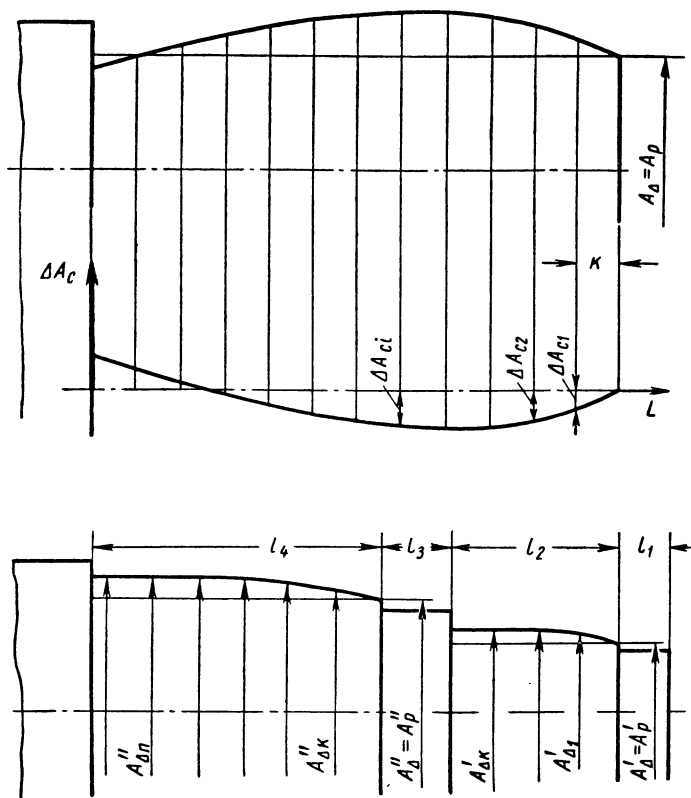


Рис. 2. Схема определения программы изменения размера статической настройки:

а — при обработке валика одного диаметра; б — при обработке ступенчатого валика

ров, зависит от длины обрабатываемой детали и требуемой точности формы в продольном сечении. Эту величину определяет технолог на этапе разработки технологического процесса для каждого конкретного вала.

При необходимости достижения более высокой точности формы вала число сечений должно увеличиваться. Программа изменения размера статической настройки  $\Delta A_{c1}, \Delta A_{c2}, \dots, \Delta A_{cn}$  опре-

деляется на основе измерений отклонений радиальных размеров детали от требуемой точности. Ее подсчитывают как полуразность измеренных диаметральных размеров  $A_{\Delta 1}; A_{\Delta 2}, \dots A_{\Delta n}$  и требуемого диаметрального размера  $A_{\Delta} = A_p$ , полученного методом пробных проходов на первом участке:

$$\Delta_{ci} = \frac{A_{\Delta i} - A_{\Delta}}{2}$$

Если обрабатываемая деталь имеет несколько ступеней, то программа изменения статической настройки на каждой ступени определяется аналогично как полуразность диаметральных размеров на ступени и требуемого диаметрального размера, полученного на первом участке каждой ступени, где размер получается методом пробных проходов.

В тех случаях, когда погрешность формы на некоторых ступенях укладывается в допуск, программу изменения статической настройки для этих ступеней можно не назначать (рис. 2, б).

Разработанная система программного регулирования статической настройки обеспечивает возможность отработки информации, полученной в результате измерения диаметральных размеров в 35 сечениях по длине детали. Максимальное расстояние по длине детали между двумя измеренными сечениями составляет 71 мм при обработке участка детали длиной  $L = 2500$  мм. Минимальное расстояние между сечениями, соответствующее обработке участка детали на длине  $L = 700$  мм, составляет  $k = \frac{L}{n} = 20$  мм.

Программа изменения размера статической настройки записывается следующим образом:

Порядковый номер сечения	...	1	2	3	4	5	...
Значение отклонений в мм	...	0,01	0,02	0,02	0,03	0,04	...

Полученную программу набирают на панели управления системой с помощью 35 десятипозиционных переключателей. Под каждым из переключателей имеется трехпозиционный тумблер, определяющий характер изменения размера статической настройки (уменьшение или увеличение) между двумя контрольными точками.

Как показали исследования, при обработке на станке мод. 163 резцом с  $\varphi = 90^\circ$  основное влияние на величину размера динамической настройки оказывает составляющая  $P_z$ .

Для измерения относительного упругого перемещения резца и обрабатываемой детали был использован динамометрический узел (рис. 3).

Динамометрический узел представляет собой обычную резцовую оправку  $I$  со сменной трехгранной твердосплавной пласти-

ной ( $\varphi = 90^\circ$ ). К передней части оправки приварен рычаг 2, на конце которого установлен регулировочный винт 3 с контргайкой. На задней части резцовой оправки устанавливается разжимная оправка 4, с помощью которой закрепляется индуктивный датчик 5. Разжимная оправка и индуктивный датчик устанавливаются таким образом, что шток датчика упирается в регулировочный винт 3.

В процессе обработки под действием силы резания происходит упругая деформация резцовой оправки. Величина относительного упругого перемещения, усиливаемая с помощью рычага 2, непрерывно измеряется индуктивным датчиком 5. В качестве индуктивного датчика используется датчик модели БВ-844, изготавливаемый заводом «Калибр». Ход индуктивного датчика до 1 мм, чувствительность 0,6 мВ/мм.

При обработке с САУ динамометрический узел устанавливают в резцедержатель станка как обычный резец. Динамометрический узел занимает одну из четырех позиций резцедержателя суппорта. Таким образом, установка динамометрического узла не ограничивает технологические возможности станка.

Для автоматического измерения в процессе точения координаты суппорта в продольном направлении было разработано специальное устройство (рис. 4), представляющее собой многосекционный реохорд кругового типа, ползушка которого через зубчатые передачи кинематически связана с ходовым валком станка. В процессе точения деталей на механической подаче происходит вращение ходового вала, а следовательно, и перемещение ползушки реохорда. Напряжение, непрерывно снимаемое с реохорда, пропорционально координате  $x$  перемещения резца в продольном направлении.

Корпус 1 редуктора измерительного устройства монтируется на торце станины станка 2 с помощью промежуточного кронштейна 3. Редуктор устанавливают таким образом, что входной вал 4 измерительного устройства располагается соосно с ходовым валом 5. На торце ходового вала 5 с помощью винтов неподвижно закрепляется зубчатая полумуфта 6. Подвижная полумуфта 7 устанавливается на входном валу 4. Перемещение полумуфты в

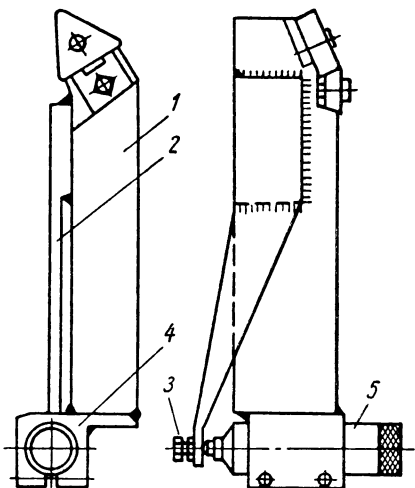


Рис. 3. Схема динамометрического узла



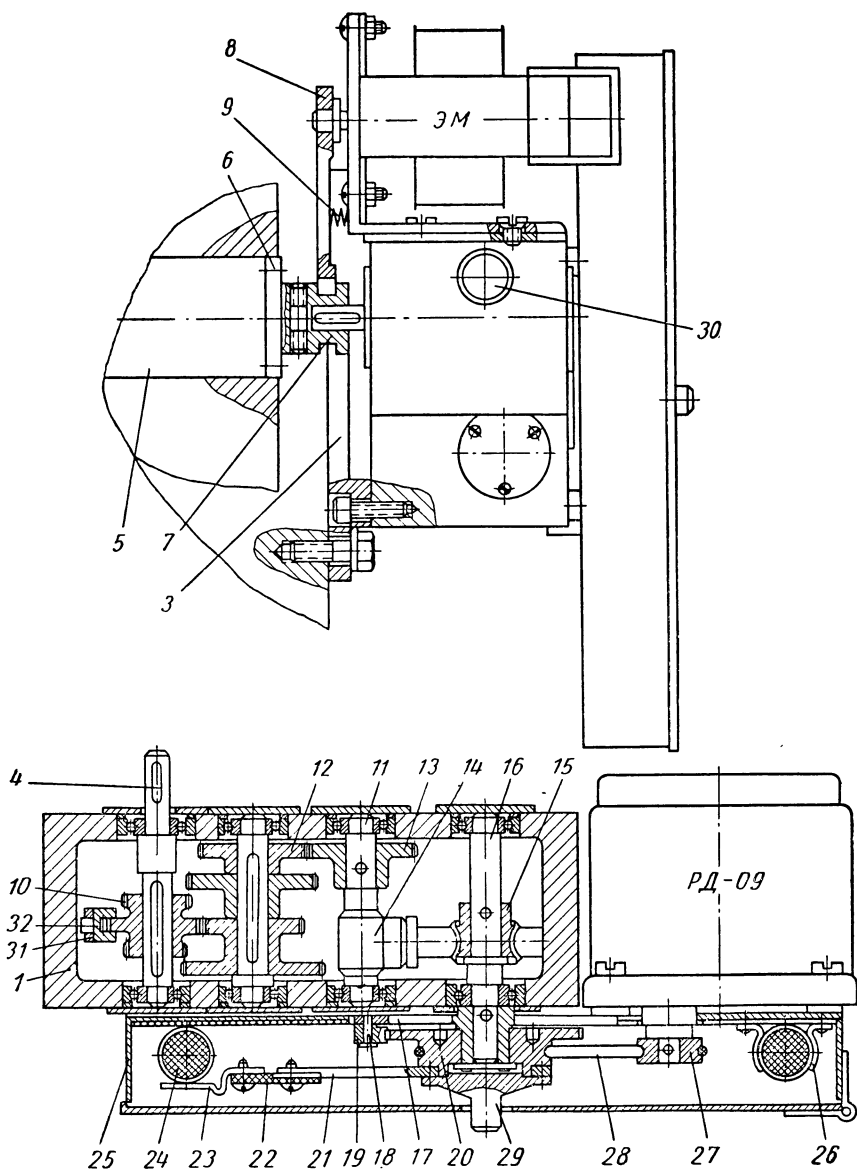


Рис. 4. Датчик продольной координаты перемещения суппорта

осевом направлении осуществляется электромагнитом ЭМ через рычаг 8. Таким образом, при включении электромагнита происходит зацепление подвижной полумуфты 7 с неподвижной 6, и вращение от ходового вала передается на входной валик редуктора. При выключении электромагнита рычаг 8 под действием силы двух пружин 9 перемещается в исходное положение и выводит из зацепления подвижную полумуфту 7, в результате чего передача крутящего момента на входной вал редуктора прекращается.

Крутящий момент с входного вала 4 через подвижный блок зубчатых колес 10 передается на промежуточный вал 11 и далее через зубчатые колеса 12 и 13 и две червячные передачи 14 и 15 подается на выходной вал 16. На конце выходного вала с помощью штифта неподвижно закреплено водило 17, выполненное в виде втулки с приваренным рычагом. В рычаге водила запрессован палец 18, на котором установлена подпружиненная собачка 19, зацепляющаяся с храповым колесом 20. Храповое колесо 20, установленное на втулке водила по скользящей посадке, может свободно вращаться относительно оси вала 16. На торце храпового колеса 20 с помощью четырех винтов неподвижно закрепляется поводок 21, на который устанавливается изоляционная пластинка 22 с закрепленной на ней ползушкой 23.

При вращении водила по часовой стрелке собачка 19, сцепляясь с храповым колесом 20, поворачивает его в том же направлении, в результате чего происходит перемещение ползушки 23 относительно кругового реохорда 24. При вращении водила против часовой стрелки крутящий момент на храповое колесо 20, а следовательно, и на ползушку 23 не передается, и ползушка относительно реохорда остается неподвижной. Круговой реохорд 24 устанавливается на текстолитовом кольце соосно с выходным валом 16 в специальной коробке 25, неподвижно закрепленной винтами относительно корпуса редуктора. Крепление реохорда осуществляется с помощью шести парных прижимов 26.

Для установки ползушки в исходное положение по окончании отбочки детали в механизм встроен электродвигатель РД-09. Он четырьмя винтами неподвижно крепится на коробке 25. На выходном валу электродвигателя установлен шкив 27, связанный с помощью гибкого тросика 28 с храповым колесом 20.

При включении электродвигателя крутящий момент со шкива передается на колесо 20, поворачиваемое вместе с ползушкой 23 по часовой стрелке. Команда на прекращение движения подается от микропереключателя, установленного на коробке 25 в момент достижения ползушкой исходного положения. Ползушка реохорда может быть выставлена в исходное положение вручную с помощью рукоятки 29.

Многосекционный реохорд имеет 35 отводов, соответствующих 35 контрольным сечениям по длине вала. Наибольшее передаточ-

ное отношение редуктора, связывающего ползушку кругового реохорда с ходовым валом,  $i = 1250$ . При таком передаточном отношении ползушка 23 поворачивается на  $360^\circ$ , т. е. проходит всю длину реохорда за время автоматического продольного перемещения суппорта по длине  $L = 2800$  мм, что обеспечивает весь технологический диапазон станка.

Для использования всех 35 контрольных сечений программы при обточке деталей длиной менее 2800 мм в редукторе предусмотрена возможность изменения передаточного отношения. Изменение передаточного отношения осуществляется путем переключения блока зубчатых колес 10. Переключение блока осуществляется с помощью рукоятки 30, поворачивающей на определенный угол рычаг 31 с закрепленным на нем сухарем 32.

Включение измерительного устройства продольной координаты резца осуществляется непосредственно перед врезанием в момент включения механической подачи. Для этого на рычаге включения механической подачи установлен конечный выключатель, при замыкании которого происходит включение электромагнита. Отключение измерительного устройства происходит в момент выключения механической подачи. Это позволяет при переходе на обработку каждой последующей ступени произвести методом пробных проходов настройку станка на требуемую точность диаметра, а затем произвести на механической подаче обточку всей ступени, сохранив при этом точность показаний измерительного устройства.

Одной из наиболее сложных задач, возникающих при создании системы автоматического регулирования размера статической настройки является осуществление реверсивных малых перемещений режущего инструмента в радиальном направлении. Встройка в кинематические и размерные цепи станка механизма малых перемещений обуславливает необходимость существенного изменения конструкции узлов станка, что приводит, как правило, к уменьшению жесткости. В разработанной для станка мод. 163 системе автоматического управления малые перемещения резца в радиальном направлении осуществляются путем разворота под небольшим углом ( $\alpha = 3 \div 5^\circ$ ) верхней каретки суппорта относительно линии центров (рис. 5).

Изменение угла наклона направляющих верхней каретки относительно линии центров позволяет регулировать передаточное отношение, т. е. получать различные перемещения резца в радиальном направлении за один оборот винта. Уравнение, описывающее зависимость величины малого перемещения резца от угла поворота винта, имеет вид

$$\mu = \frac{\tau\psi}{2\pi} \sin \alpha,$$

где  $\mu$  — малое перемещение;

- $\tau$  — шаг винта;  
 $\psi$  — угол поворота винта;  
 $\alpha$  — угол поворота верхней каретки относительно линии центров.

Кинематика станка мод. 163 обеспечивает возможность одновременного автоматического перемещения продольной и верхней поперечной каретки суппорта. Такое сочетание относительных перемещений узлов станка применяется обычно при обработке на механической подаче конических поверхностей. Эта конструктивная особенность станка мод. 163 и была использована для осуществления автоматического вращения винта верхней каретки суппорта в процессе точения.

Включение и выключение вращения винта, т. е. осуществление реверсивных малых перемещений резца в радиальном направлении, производится с помощью двух электромагнитных муфт, установленных в коробке передач фартука станка. Управление электромагнитными муфтами осуществляется электрической схемой САУ. С целью достижения высокой точности малых перемещений в систему введена отрицательная обратная связь. Датчик обратной связи, устанавливаемый на поперечной каретке суппорта, производит систематическое измерение поднастроечного перемещения верхней каретки с резцом в радиальном направлении. При этом шток датчика упирается в стальную пластину, установленную параллельно направляющим станка.

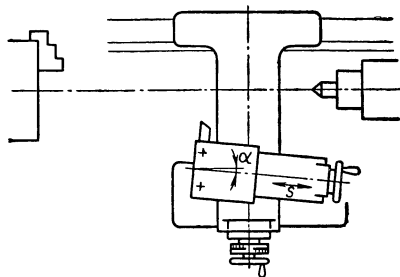


Рис. 5. Схема осуществления малых перемещений резца в радиальном направлении

Таким образом, осуществление малых реверсивных перемещений резца в радиальном направлении с целью автоматического управления размером статической настройки было осуществлено без конструктивных изменений узлов станка. Встройка в станок системы автоматического управления размером статической настройки не ограничила технологические возможности станка.

Чувствительными элементами электрической схемы (рис. 6) являются дифференциальные индуктивные датчики  $ДИ_1$  и  $ДИ_2$  типа БВ-844.

Датчик  $ДИ_2$  измеряет упругое перемещение, выдаваемое динамометрическим узлом, датчик  $ДИ_1$  измеряет поднастроечное перемещение верхней каретки суппорта. Датчики  $ДИ_1$  и  $ДИ_2$  образуют мостовую схему, причем предусмотрены регулировочные потенциометры:  $R_{65}$  — для амплитудной балансировки и



$R_2$  — для фазовой. В схеме предусмотрено также отключение датчика упругих перемещений  $ДИ_2$  при помощи тумблера  $TB_2$  и реле  $P_3$ . При этом система работает в режиме прямого программирования поднастроечных перемещений. Датчик  $ДИ_1$  балансируется в этом случае активными резисторами  $R_4$ ,  $R_5$  и  $R_6$ .

Сигнал с измерительного моста через двойной фильтр низких частот  $R_7C_1$  и  $R_8C_2$  поступает на двухкаскадный усилитель резистивного типа, собранный на двойном триоде  $\mathcal{L}_1$  типа 6Н2П. Переменный резистор  $R_{55}$  служит для регулирования коэффициента усиления. После усиления на  $\mathcal{L}_1$  сигнал поступает на катодный повторитель  $1/2\mathcal{L}_2$  (6Н1П), служащий трансформатором сопротивления для согласования высокого выходного сопротивления усилителя и низкого входного сопротивления детектора. Продетектированный на диоде  $\mathcal{D}_1$  сигнал поступает на сравнивающее устройство, собранное на двойном триоде 6Н1П (лампа  $\mathcal{L}_3$ ). На другой вход сравнивающего устройства поступает сигнал с программногo реохорда  $ПР$ .

Сравнивающее устройство представляет собой двухламповую симметричную относительно входов (сеток) схему. В аноды ламп  $\mathcal{L}_3$  включены активные резисторы  $R_{21}$  и  $R_{22}$ , между которыми включена обмотка поляризованного реле РП-5. Превалирование того или иного сигнала на сетках ламп вызывает изменение анодных токов через триоды, изменение потенциалов анодов и, следовательно, перекоc поляризованного реле в ту или иную сторону. Контакты поляризованного реле управляют более мощными реле  $P_1$  и  $P_2$  (типа РЭС-9), которые управляют электромагнитными муфтами включения поднастроечных перемещений.

Программный реохорд  $ПР$  представляет собой обычный проволочный реохорд с отводами, которые делят его на отдельные участки. На каждый такой участок подается линейно растущее напряжение с переменных резисторов  $R_{27} — R_{62}$ . Величины этого напряжения задаются положением движков переменных резисторов, а знак — положением тумблеров  $T_1 — T_{35}$ . Напряжение на реохорд подается со специального многообмоточного трансформатора  $Tr_2$ . Ползушка реохорда перемещается пропорционально продольной координате станка.

Таким образом, программный реохорд осуществляет кусочно-линейную реализацию программы. В схеме предусмотрена возможность работы в режиме стабилизации мощности. При этом при помощи тумблеров  $TB_3$  и реле  $P_4$  на вход схемы вместо моста индуктивных датчиков подключается трансформатор тока, выдающий сигнал, пропорциональный крутящему моменту двигателя. Для компенсации тока холостого хода в сеточную цепь правого по схеме триода  $\mathcal{L}_1$  подается напряжение в противофазе потенциометра  $R_{66}$ . Для наладки схемы используются регистрирующие приборы  $\Pi_1$  и  $\Pi_2$  (микроамперметры постоянного тока типа М-24). Набор программы осуществляется при помощи тумб-

леров  $T_1 — T_{35}$  и потенциометров  $R_{27} — R_{62}$ . Питание схемы осуществляется от сети переменного тока через силовой трансформатор  $Tr_1$ .

## **ВЫВОДЫ**

1. Программное управление статической настройкой является эффективным способом повышения точности диаметральных размеров и точности формы в продольном сечении при токарной обработке валов.

2. Возможность осуществления быстрого задания программы изменения размера статической настройки с помощью набора потенциометров позволяет применять этот способ в условиях мелкосерийного производства.

3. Создание автоматической системы на станке мод. 163 не требует изменения конструкции узлов станка и позволяет осуществлять обработку на станке как с САУ, так и без САУ.

---

## СИСТЕМА АВТОМАТИЧЕСКОГО УПРАВЛЕНИЯ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ ТОЧНОСТИ ФОРМЫ ДЕТАЛИ В ПОПЕРЕЧНОМ СЕЧЕНИИ ПРИ ТОКАРНОЙ ПАТРОННОЙ ОБРАБОТКЕ

**К** числу факторов, вызывающих погрешность формы детали в поперечном сечении, следует отнести неуравновешенность масс, переменную жесткость кулачков патрона, неправильное вращение шпинделя в опорах и др. Было выяснено влияние этих причин на точность формы детали.

Сравнительные оценки проведенных экспериментов при одних и тех же режимах резания показали, что доминирующим фактором образования погрешности формы в поперечном сечении, является неравномерное распределение припуска по обрабатываемой поверхности. Например, при обработке с равномерным припуском заготовки из стали 45 резцом с пластинкой твердого сплава Т15К6 ( $\alpha = 6^\circ$ ;  $\varphi = 90^\circ$ ;  $\varphi' = 8^\circ$ , радиус закругления вершины резца  $r = 1$  мм) при скорости резания 78,5 м/мин и подаче 0,185 мм/об погрешность формы в поперечном сечении равна 8 мк, при обработке с неуравновешенной массой (3,5 кг) — 12 мк и при обработке с неравномерным припуском — 20 мк. При работе на больших числах оборотов шпинделя влияние на показания датчика, измеряющего перемещение шпинделя, будет оказывать неуравновешенность масс. Таким образом датчик будет выдавать сигналы, обусловленные неуравновешенностью масс.

Количественная оценка погрешности формы в поперечном сечении производилась на специальных приборах, позволяющих сравнивать профиль сечения с траекторией точного кругового движения. К их числу относятся приборы завода «Калибр», Тэлиронд и др.

Сопоставление результатов измерения одного и того же сечения детали производилось разными способами на приборе Тэлиронд, на индикаторной установке с помощью самописца с индуктивным датчиком и посредством призмы с индикатором. За действительную погрешность принимали величину, полученную при измерении на приборе Тэлиронд. Результаты сравнительных измерений показали, что величины погрешности формы в поперечном сечении, полученные при измерении на призме, близки к величинам, полученным на приборе Тэлиронд.

За величину погрешности формы в поперечном сечении принималась разность радиусов концентричных окружностей, из которых одна описана вокруг контура круглограммы, а другая вписана в контур.



Для устранения влияния шероховатости поверхности на точность измерений использовали индикаторы с плоскими наконечниками, т. е. форму контролировали по вершинам гребешков.

Проведенные теоретические исследования показали, что для повышения точности формы детали в поперечном сечении наиболее приемлем путь управления размером статической настройки.

Одним из важнейших вопросов разработки САУ является выбор места расположения датчика, регистрирующего величину упругого перемещения в системе СПИД. В рассматриваемой системе управления датчик измеряет упругие перемещения шпинделя. Некоторым недостатком такого способа измерения яв-

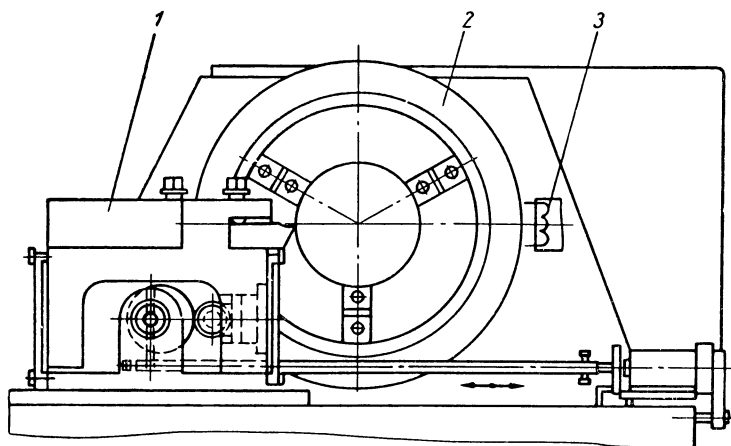


Рис. 1. Измерение упругого перемещения шпинделя:

1 — упругий резцедержатель; 2 — контрольный диск; 3 — индуктивный датчик

ляется то, что датчик не может реагировать на различную жесткость патрона, но это незначительно влияет на погрешность формы.

Для реализации предложенного способа измерения на задней торцовой стенке патрона был закреплен контрольный диск (рис. 1), вращающийся строго концентрично с вращением шпинделя. Величина некруглости контрольного диска доведена до 5 мк. К поверхности диска подведен датчик. Использование контактного датчика нежелательно из-за износа измерительного наконечника и контрольного диска. Был выбран бесконтактный датчик, изготовленный в лаборатории технологии машиностроения Московского станкоинструментального института. Для увеличения быстродействия измерительной части схемы частота напряжения питающего датчик была принята 3000 гц.

Исследование частотных спектров показало, что основная погрешность формы в поперечном сечении определяется первыми



специальную конструкцию. Он оснащен эксцентриковым передаточным механизмом, который через тягу связан с электромагнитом. На двух сторонах резцедержателя имеются плоские пружины 1 (рис. 3). На передней стенке закреплен подшипник 5. Подшипник касается эксцентрика 4, который сидит на оси. Рычаг 2 соединен тягой 3 с электромагнитом.

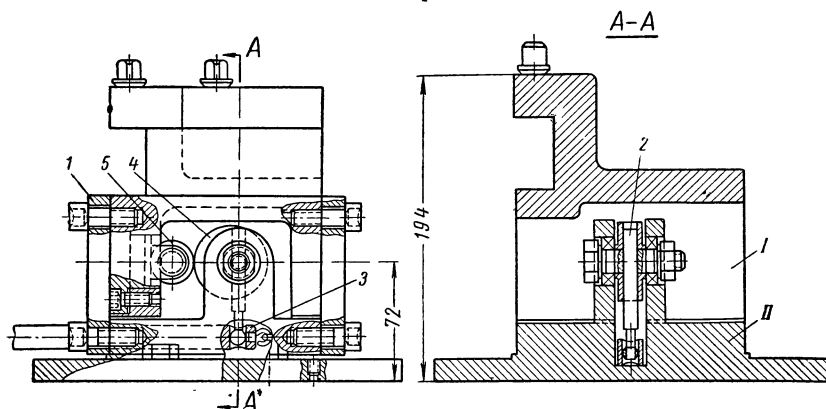


Рис. 3. Упругий резцедержатель

Таким образом, при перемещении тяги 3 весь резцедержатель упруго деформируется и перемещает вершину резца в ту или другую сторону.

При использовании САУ электромагнит получает от датчика сигнал и воздействует на тягу державки, вследствие чего эксцентрик 4 поворачивается на определенный угол и давит на ролик, закрепленный на передней стенке верхней части резцедержателя. Под действием этой силы плоские пружины прогибаются, что меняет положение резца в радиальном направлении, управляя размером статической настройки.

По окончании монтажа и отладки системы была проведена серия экспериментов, позволивших определить качество работы САУ и оценить получаемую точность обработки.

Для проведения экспериментов были подготовлены две партии заготовок (20 шт.) диаметром 200 мм и длиной 250 мм. Одна партия заготовок (10 шт.) обрабатывалась без САУ, другая — с использованием САУ. Заготовки из стали 45; резец с пластинкой твердого сплава Т15К6 ( $\varphi = 45^\circ$ ;  $r = 1$  мм;  $\gamma = 0$ ;  $\alpha = 6^\circ$ ;  $\varphi' = 8^\circ$ ); скорость резания — от 50 до 90 м/мин, подача 0,17 мм/об.

Для создания неравномерности припуска в поперечном сечении заготовки устанавливали в трехкулачковом патроне. Эксцентрик создавали посредством подкладки пластины под кулачок патрона. Толщина пластины была разной, и, таким образом,

величина эксцентриситета менялась. Все измерения при экспериментах выполняли 3—5 раз; за результат измерений принимали среднее из 3—5 показаний (см. таблицу).

Вид обработки	Величина эксцентриситета в мм	Отклонения в мк при угле радиуса-вектора в град												Величина некруглости <sup>1</sup> в мк
		0	30	60	90	120	150	180	210	240	270	300	330	
Без САУ	1	0	11,8	16	11	9	11	9	11,2	16	21,5	17	11	10
	2	0	16	12	15	11	10	10,5	15	20	24	21	15	12
	3	0	18,5	22	19	13	9,5	13	17	23	26	25	19,5	14
ССАУ	1	0	4	6	4,5	5,1	8	8	6,4	8	3,9	4	2	6,3
	2	0	4,8	9	6	5	7	11	7,5	5	7,8	5	4	7,5
	3	0	6	10,2	6	6,8	8	9,5	7,8	3	9,1	12	8	9,8

<sup>1</sup> Разность радиусов описанной и вписанной в контур круглограммы окружностей.

Как видно из таблицы, погрешность формы в поперечном сечении при обработке с САУ уменьшается примерно в 2 раза. При снижении погрешности формы в поперечном сечении одновременно сокращаются погрешности формы в продольном сечении и погрешности диаметрального размера. Погрешность формы в продольном сечении (конусность) уменьшилась в 1,43 раза. При обработке без применения САУ поле рассеяния размеров оказалось равным 0,120 мм. При обработке с САУ поле рассеяния уменьшилось до 0,053 мм.

## ИСПРАВЛЕНИЕ НЕКРУГЛОСТИ ПРИ ВНУТРЕННЕМ ШЛИФОВАНИИ С РЕГУЛИРУЕМОЙ РАДИАЛЬНОЙ СИЛОЙ

В работах Л. А. Глейзера, Л. В. Худобина [4], С. Н. Корчака [2] и других авторов показаны преимущества метода шлифования с постоянной радиальной силой.

Шлифование способом приложения к поперечному суппорту постоянной силы подробно рассмотрено в работе Гана [1].

При шлифовании с приложением к поперечному суппорту постоянной силы, по сравнению со шлифованием с постоянной радиальной силой, возникает опасность копирования исходной некруглости, так как по всей обрабатываемой поверхности будет снят одинаковый припуск.

Для исследования процессов исправления некруглости при внутреннем шлифовании с постоянной радиальной силой на кафедре технологии машиностроения Челябинского политехнического института была спроектирована, изготовлена и испытана установка, принципиальная схема которой показана на рис. 1.

В гидравлической системе привода поперечной подачи применено сильное демпфирование путем установки в трубопроводах больших гидравлических сопротивлений (жиклеры с проходным сечением 0,2 мм). Установка смонтирована на плите 3, которая может быть закреплена на салазках 4 суппорта внутришлифовального станка вместо шлифовальной бабки.

Поперечная подача шлифовального круга осуществляется путем качания электрошпинделя 2 (Э-24/2) вокруг оси 1, закрепленной на плите 3. Величина поворота ограничивается регулируемыми упорами 10.

Радиальная сила подачи создается за счет разности сил на штоках гидроцилиндров одностороннего действия 5 и 9 с различной величиной активных площадей. При шлифовании в оба гидроцилиндра подается масло под одинаковым давлением от гидросистемы станка. Сила на штоке каждого из гидроцилиндров в несколько раз больше разности этих сил. Это стабилизирует движение подачи во время обработки. Силы гидроцилиндров приложены на расстоянии 120 мм от оси 1. На таком же расстоянии от оси качания расположена ось электрошпинделя. Если пренебречь потерями на трение, можно считать, что радиальная сила  $P_y$  равна разности сил, развиваемых гидроцилиндрами. Изменение  $P_y$  производится регулированием рабочего давления

<sup>1</sup> Работа проводилась под руководством канд. техн. наук М. М. Тверского.

в гидроцилиндрах. Слив масла из рабочей полости цилиндра 5 через золотник 7 обеспечивает быстрый отвод круга от детали в конце шлифования.

Для исправления некруглости необходимо, чтобы скорость съема металла с выступающих частей была больше скорости

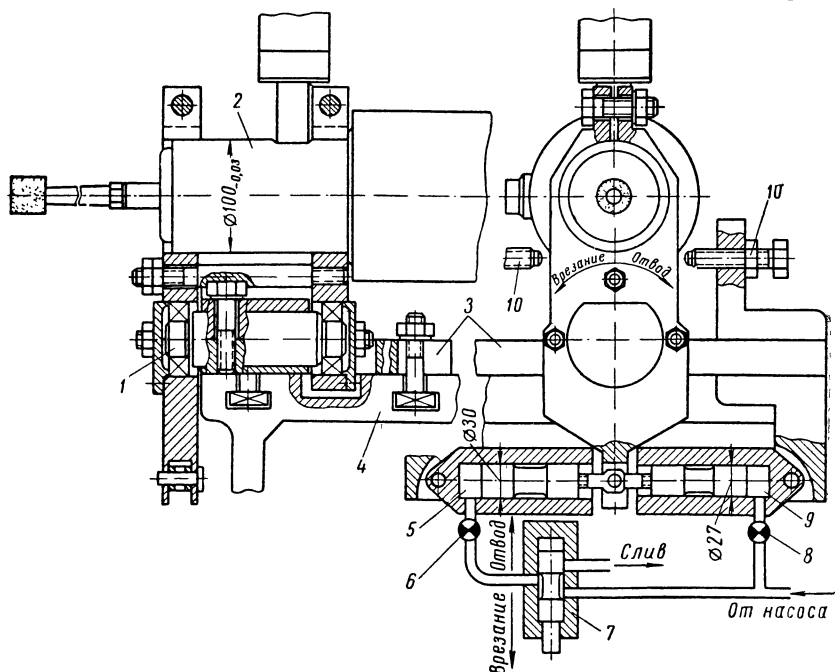


Рис. 1. Схема установки для шлифования с регулированием радиальной системы

съема во впадинах обрабатываемой поверхности. Поскольку скорость съема пропорциональна радиальной силе [1—4], необходимо обеспечить соответствующее его изменение за один оборот детали. Поэтому под шлифованием с постоянной силой  $P_y$  следует понимать обработку с постоянной средней силой, так как действительное постоянство силы установится лишь после исправления исходной некруглости заготовки.

При прохождении под кругом впадины скорость подачи увеличивается, и когда круг начинает шлифовать следующий за впадиной выступ обрабатываемой поверхности, глубина шлифования резко возрастает. Если бы к кругу была приложена действительно постоянная сила (например, с помощью груза), то круг не только прекратил бы движение подачи, но и отошел бы от детали назад на величину, обеспечивающую соответствие между глубиной шлифования и приложенной к кругу силой. Чтобы этого

не происходило, система должна обеспечивать возрастание развиваемой гидроцилиндром силы по мере уменьшения скорости подачи. С этой целью на входе гидроцилиндров были установлены демпферы 6 и 8, которые обеспечивают требуемую зависимость между скоростью подачи и развиваемой силой.

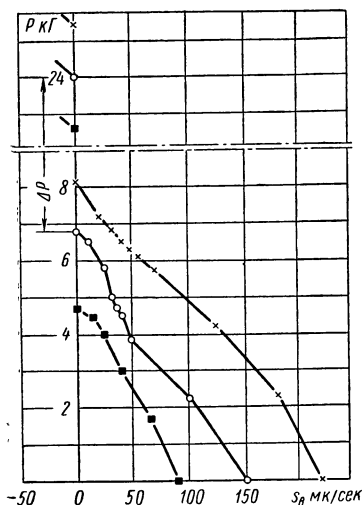


Рис. 2. Графики зависимости усилия  $P_y$  от скорости поперечной передачи.

Условные обозначения:

- × —  $P = 12 \text{ кг/см}^2$ ;
- —  $P = 10 \text{ кг/см}^2$ ;
- —  $P = 8 \text{ кг/см}^2$ ;

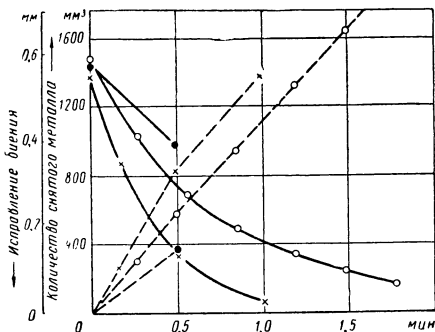


Рис. 3. Исправление биения и производительность процесса при шлифовании с регулируемой  $P_y$ .

Условные обозначения сталей:

- × — 45ХН;
- — ШХ15;
- — П18;

Характеристики системы для различных давлений масла (рис. 2) показывают зависимость силы, развиваемой гидроцилиндрами, от скорости поворота качающейся части (по оси абсцисс отложена линейная скорость  $s_g$  перемещения качающейся части на радиусе 120 мм).

На графике видно, что сила  $P_y$  достигает максимального значения на тех участках, где поперечное перемещение минимальное (выступающие части шлифуемой поверхности). Подвод круга и врезание, когда сила  $P_y$  мала или равна нулю, будет осуществляться с максимальной скоростью. При большом биении шлифуемой поверхности возможна временная остановка поперечного перемещения круга. На вертикальной оси каждая характеристика имеет разрыв, так как поперечное перемещение круга в противоположную сторону начинается только при силах, значительно больших, чем те, при которых произошла остановка движения. Эта разность сил  $\Delta P$  необходима для того, чтобы преодолеть силу механического трения и гидравлическое сопротивление в системе.

Практика шлифования с применением описанного выше устройства показала, что мгновенное значение радиальной силы в

процессе шлифования не превышало 15 кГ, в то время как  $\Delta P$  системы составляла 17 кГ. Следовательно, движения круга в обратную сторону не происходило.

Для проверки свойства установки исправлять некруглость в динамике процесса шлифования было произведено шлифование образцов из различных сталей. Шлифовали образцы из закаленных сталей ШХ15, 45ХН, Р18. Образцы представляли собой кольца с внутренним диаметром 40 мм и шириной 20 мм.

Кольца устанавливали в приспособление с эксцентрицитетом 0,3 мм относительно оси вращения (биение 0,6 мм). Шлифование производили кругом ЭБ25СМ2К, ПВ35  $\times$  26  $\times$  10; правка круга алмазная. Для равномерного износа круга было предусмотрено осциллирующее (осевое) перемещение круга с амплитудой 6—7 мм; длина контакта круга с деталью

была все время постоянной, равная 20 мм. Скорость резания 30—32 м/сек, круговая подача 63 м/мин (скорость вращения детали 500 об/мин). Шлифование вели с охлаждением. Расчетная сила  $P_y = 4,5$  кГ или 2,25 кГ на 1 см высоты круга (давление в гидросистеме 8 кГ/см<sup>2</sup>). Результаты шлифования представлены на рис. 3 (сплошные линии).

Из графиков видно, что биение исправляется очень быстро. Например, для стали ШХ15 за 100 сек шлифования биение уменьшилось в 10 раз. Величина припуска на диаметр, снятого за это время, составила 0,7 мм, причем большая часть его была снята с выступающей стороны поверхности детали (около 0,62 мм) и лишь незначительная часть (около 0,08 мм) со стороны впадины.

На рис. 3 штриховыми линиями показан также съем металла во времени. Как видно на графике, при постоянной средней силе за равное время снимается примерно одинаковое количество металла.

Для сравнения с процессом шлифования при постоянной скорости поперечной подачи было произведено шлифование образцов из стали 45ХН. Шлифование производилось кругом Э9А25СМ1БК1, ПВ35  $\times$  26  $\times$  10. При шлифовании с постоянной скоростью поперечной подачи она устанавливалась равной сред-

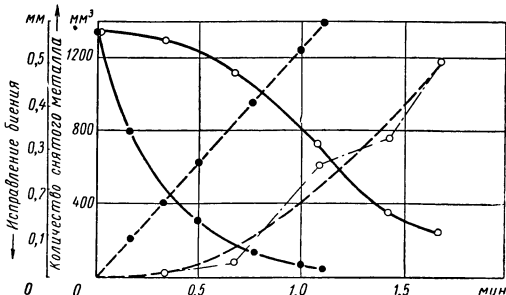


Рис. 4. Сравнение процессов шлифования с регулируемой радиальной силой  $P_y$  и постоянной скоростью поперечной подачи.

Условные обозначения:

○ — шлифование с постоянной  $s_g$ ;

● — шлифование с регулируемой  $P_y$



ней скорости поперечного перемещения круга, полученной при шлифовании с регулируемым  $P_y$ . Все остальные условия шлифования в обоих случаях были одинаковыми.

Исправление некруглости при шлифовании с управляемой системой идет гораздо интенсивнее, особенно в начале, когда срезаются наиболее выступающие участки шлифуемой поверхности (рис. 4, сплошные линии). При дальнейшем шлифовании, когда происходит интенсивный сьем металла почти по всей шлифуемой поверхности, интенсивность исправления биения для обоих методов примерно одинакова. Таким образом вероятность того, что припуск на шлифование снимется раньше, чем исправится некруглость, гораздо меньше при шлифовании с регулируемой радиальной силой. На рис. 4 видно также, что в начальный период интенсивность съема (штриховые линии) при шлифовании с постоянной подачей намного меньше. Это происходит вследствие постепенного нарастания натяга в системе станка.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Г а н. Шлифование с контролем усилия врезания. Новая технология прецизионного внутреннего шлифования. Труды американского общества инженеров-механиков. «Конструирование и технология машиностроения», 1964, № 3.
  2. К о р ч а к С. Н. Скоростное шлифование. Челябинское книжное издательство, 1958.
  3. Л у р ь е Г. Б. Прогрессивная технология шлифования. М., Трудрезервиздат, 1957.
  4. Х у д о б и н Л. В. Повышение производительности круглошлифовальных станков. Сб. «Самоподнастраивающиеся станки». М., «Машиностроение», 1967.
-

## ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ПОВЫШЕНИЯ ТОЧНОСТИ КРУГЛОГО ПРОДОЛЬНОГО ШЛИФОВАНИЯ ПУТЕМ МАЛЫХ ПЕРЕМЕЩЕНИЙ ЗАДНЕЙ БАБКИ

**В** процессе исследования возможности повышения точности размера и формы детали в продольном сечении при круглом наружном шлифовании необходимо решить ряд частных задач: 1) выбрать соответствующий способ компенсации влияния упругого перемещения системы СПИД на погрешность обработки; 2) измерять величины и направление упругих отклонений по всей длине шлифования посредством приборов активного контроля; 3) обосновать выбор привода для осуществления малых перемещений узла задней бабки; 4) спроектировать и изготовить систему автоматического управления для поддержания постоянства расстояния между режущей кромкой круга и осью вращения детали.

Уравнение, связывающее упругие перемещения системы СПИД с силой резания и жесткостью узлов станка с учетом влияния высоты круга на форму детали, имеет вид

$$y = P_{rx} \left[ \left( \frac{1}{j_{ш}} - \frac{(l_u - x)^2 x^2}{l_u^4 j_u} + \frac{x^2}{l_u^2 j_z} + \frac{(l_u - x)^2}{l_u^2 j_n} + \frac{x^2 (s_d H)^2}{4 l_u^3 j_n} + \frac{x (s_d H)^3}{4 l_u^3 j_n} + \frac{3 (s_d H)^3}{128 l_u^3 j_n} \right) \right], \quad (1)$$

где  $P_{rx}$  — величина радиальной силы в  $\kappa\Gamma$  на расстоянии  $x$  от переднего центра;

$j_{ш}$  — жесткость шлифовальной бабки в  $\kappa\Gamma/\text{мм}$ ;

$j_u$  — жесткость детали в  $\kappa\Gamma/\text{мм}$ ;

$j_n$  — жесткость передней бабки в  $\kappa\Gamma/\text{мм}$ ;

$j_z$  — жесткость задней бабки в  $\kappa\Gamma/\text{мм}$ ;

$l_u$  — длина обрабатываемой детали в  $\text{мм}$ ;

$x$  — расстояние рассматриваемого сечения от переднего центра в  $\text{мм}$ ;

$s_d$  — подача стола в долях высоты круга;

$H$  — высота шлифовального круга в  $\text{мм}$ .

Уравнение (1) показывает причины появления отклонения размера  $y$ , т. е. появление погрешностей обрабатываемых деталей вследствие изменения силы  $P_r$  и жесткости станка ( $j_n, j_z, j_{ш}$ ).

Поскольку обрабатываемая деталь включается своими размерами в качестве замыкающего звена в размерную цепь системы

СПИД, для достижения их точности используем метод регулировки, известный из теории размерных цепей [1, 3].

Размер  $A_{\Delta}$ , получаемый в итоге обработки, представим как алгебраическую сумму:

$$A_{\Delta} = A_y + A_c + A_{\partial}, \quad (2)$$

где  $A_y$  — размер установки;

$A_c$  — размер статической настройки размерной цепи системы СПИД;

$A_{\partial}$  — размер динамической настройки той же размерной цепи.

С допустимой погрешностью величину  $A_y$  можно считать постоянной на время обработки партии деталей до очередной поднастройки. В процессе обработки партии деталей изменяется размер  $A_{\partial}$  в соответствии с уравнением (1). Из равенства (2) видно, что для выполнения условия постоянства размера  $A_{\Delta}$  при  $A_y = \text{const}$ , возможна: компенсация влияния изменений размера динамической настройки  $A_{\partial}$  на величину  $\Delta A_{\partial}$  в процессе обработки путем внесения поправок  $\Delta A_c$  в размер  $A_c$  статической настройки:

$$A_{\Delta} = A_y + (A_c - \Delta A_c) + (A_{\partial} + \Delta A_{\partial}), \quad (3)$$

причем  $\Delta A_c = \Delta A_{\partial}$ .

В данной работе предусматривается компенсация изменений размера  $A_{\partial}$  путем внесения поправок  $\Delta A_c$  в размер  $A_c$  статической настройки при малых перемещениях узла задней бабки станка. Этот способ имеет следующие преимущества по сравнению с обычным способом обработки.

1. Повышение точности обрабатываемых деталей вследствие сокращения поля рассеяния, обусловленного действием случайных факторов.

2. Получение требуемой точности обрабатываемой детали за меньшее число проходов, что позволяет повысить производительность.

3. Получение поверхностей деталей с шероховатостью поверхности, не отличающейся от получаемой при обычной обработке.

4. Превращение станка в полуавтомат, позволяющие вести многостаночное обслуживание.

На рис. 1 показана размерная цепь станка, включающая в качестве замыкающего звена  $A_{\Delta}$  радиус детали  $r_x$  в некотором сечении от переднего центра. Изменение любого звена от  $A_1$  до  $A_8$  в течение обработки приводит к образованию погрешности формы в продольном сечении. Компенсирующим звеном размерной цепи является звено  $\overline{A_8}$ .

При управлении упругими перемещениями системы СПИД для компенсации отклонений  $\Delta A_{\partial}$  необходимо знать их величину

и направление. Наиболее простым решением было бы непосредственное измерение величины размера  $A_{\Delta}$ .

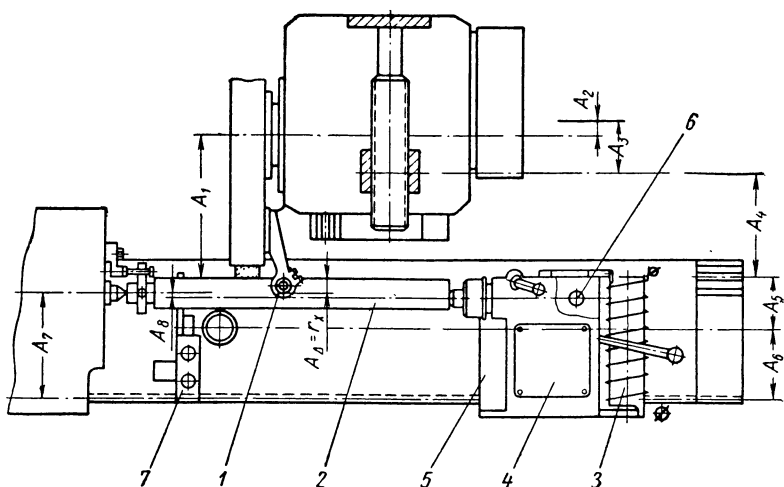


Рис. 1. Принципиальная схема внесения поправки в размер статической настройки системы СПИД

В системе автоматического регулирования предусматривается применение одноконтактных измерительных устройств, измеряющих величину  $A_{\Delta}$ .

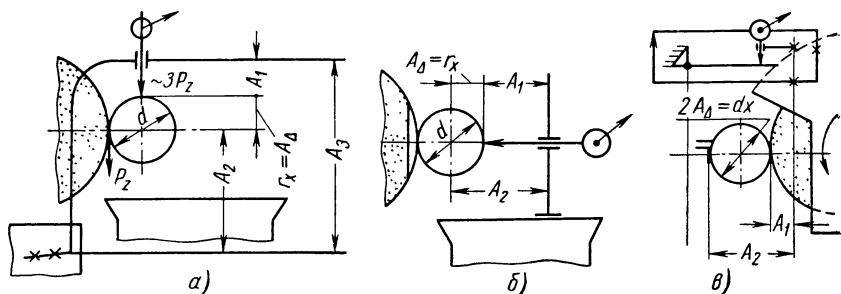


Рис. 2. Схемы измерения одноконтактными измерительными устройствами:  
1 — места сварки; 2 — ось поворота

Рассмотрим, как влияет выбор измерительной базы на точность измерения. Возможные варианты расположения измерительных устройств показаны на рис. 2.

Размерные цепи, включающие регулируемый параметр  $r_x = A_{\Delta}$ , имеют вид

$$A_{\Delta} = r_x = A_3 - A_2 - A_1, \quad (4)$$

откуда

$$A_{\Delta} = r_x = A_2 - A_1; \quad (5)$$

$$2A_{\Delta} = d = A_2 - A_1 \quad (6)$$

По схеме рис. 2, а погрешность измерения зависит от тепловых и силовых деформаций узлов  $A_3$  и  $A_2$ . Погрешность самого измерительного прибора входит в состав  $A_1$ . В данном случае силовые деформации системы, размерный износ шлифовального круга, тепловые и силовые деформации шлифовальной бабки практически не влияют на точность измерения.

При измерении по схеме рис. 2, б погрешность узла  $A_2$  зависит от силовых и тепловых деформаций системы, погрешность узла  $A_1$  — от точности прибора и износа измерительного наконечника.

При измерении по схеме рис. 2, в на узел  $A_2$  действуют тепловые деформации шлифовальной бабки; погрешность узла  $A_1$  определяется размерным износом и деформациями режущего инструмента; деформации детали влияния не имеют.

На основании этого анализа была выбрана первая схема измерения, а в качестве измерительного устройства виброгенераторный датчик типа ВГД-10, конструкции инженера Г. Л. Перфильева (Уральский политехнический институт), измеряющий непосредственно величину  $A_{\Delta}$  по всей длине образующей шлифуемого вала. Этот датчик имеет преимущества контактного и бесконтактного способов измерений и лишен основных недостатков каждого из этих способов. Из-за инерционности электрического прибора, принимающего сигналы от датчика, обеспечивается усреднение результатов, что является важным для контрольных устройств, включенных в цепь управления станка. Износ наконечника щупа виброконтактного датчика очень мал, так как в этих устройствах сила измерения не превосходит нескольких граммов, а время контакта щупа с вращающейся деталью в тысячу раз меньше, чем у приборов, основанных на принципе контактного измерения.

К конструкциям автоматических подналадчиков предъявляется целый комплекс требований. Механизм должен быть реверсивным при условии отсутствия в кинематической цепи зазоров и обеспечивать малые величины подналадочных импульсов, приводящих к уменьшению погрешности подналадок.

Кроме того, не должно быть неуправляемых скачкообразных перемещений механизма подналадчика при отработке сигнала рассогласования, соизмеримых с требуемой точностью детали.

Трудности осуществления малых перемещений обусловлены тем, что механизмы подачи с большой редукцией, обладающие значительной податливостью, не могут обеспечить весьма малые перемещения, необходимые в устройствах автоматического регулирования. Вследствие варьирования во времени как жесткости

системы, так и условий трения на направляющих невозможно заранее точно определить ни величину «скачка» исполнительного элемента, ни величину быстродействия системы. Точность механизмов подач с большой редукией ограничена в силу неприемлемой в некоторых случаях величины скачка. Нестабильность величины скачка и быстродействия механизмов с большой редукией делают эти механизмы ненадежными для такой работы.

В настоящее время для получения малых перемещений применяются механические, гидравлические, гидромеханические, упругомеханические и (реже) термодинамические приводы [2]. Основным недостатком этих приводов (кроме термодинамического привода) является наличие больших скачков.

Например, при механической системе подачи, последним звеном привода которой является кулачковая пара, скачки достигают 10 *мк*; при гидравлической системе подачи они доходят до 7 *мк*; в упруго-механической системе, в которой нагружение упругого элемента производится гидравлически, скачки достигают почти 4 *мк*, а при гидромеханической системе, последним звеном привода которой является кулачковая пара,— 5 *мк*. Кроме того, эти системы обладают низким быстродействием и большой податливостью системы в целом.

Термодинамический способ отличается от рассмотренных выше тем, что обладает высокой чувствительностью, малым механическим трением, возможностью получения весьма малых перемещений, легкостью регулирования скорости подач. Но этот привод не обладает свойством реверсивности и отличается низким быстродействием. Отсюда видна неприемлемость этого способа для систем автоматического регулирования, где эти показатели необходимы.

Магнитострикционный способ осуществления малых перемещений в последнее время используется для осуществления подналадочных перемещений: для компенсации износа режущего инструмента, точной установки суппортов, салазок, бабок и др. Магнитострикционный двигатель обладает высокой жесткостью, так как в его механизме нет подшипников, ходовых винтов и др. Он обладает высокой точностью, измеряемой от долей микрона до 2 *мк*. Магнитострикционный стержень двигателя реагирует на изменение напряженности магнитного поля, в которое он помещен, и в соответствии с этим изменением его линейные размеры увеличиваются или уменьшаются (в зависимости от материала стержня). Величина изменения линейного размера стержня является регулируемой величиной и может быть практически сколь угодно малой.

Магнитострикционный привод реверсивен, осуществляет линейные перемещения автоматически или при ручном управлении и может производить перемещения по любому закону. Поэтому для решения технологических задач в качестве привода в

системе автоматического регулирования для малых перемещений задней бабки выбран магнитоотрицательный движитель специальной конструкции.

Стержень магнитоотрицательного движителя представляет собой набор чередующихся пластин: первая пластина выполнена из никеля, вторая — из пермендюра, третья — из никеля, четвертая — из пермендюра и т. д.

При расчете принимаем:

$L$  — длина пластин пакета в мм;

$h$  — ширина пластин в мм;

$n$  — число пластин магнитоотрицательного движителя;

$P_0$  — преодолеваемая сила в кг;

$\lambda_0$  — необходимое перемещение конца центра узла задней бабки в мм;

$\kappa$  — отношение плеч рычага;  $\kappa = \frac{l_1}{l_2}$ ;

$E$  — модуль упругости материала пластин в кг/мм<sup>2</sup> (модуль упругости никеля и пермендюра,  $E = 2 \cdot 10^4$  кг/мм<sup>2</sup>);

$A$  — величина магнитоотрицательного удлинения.

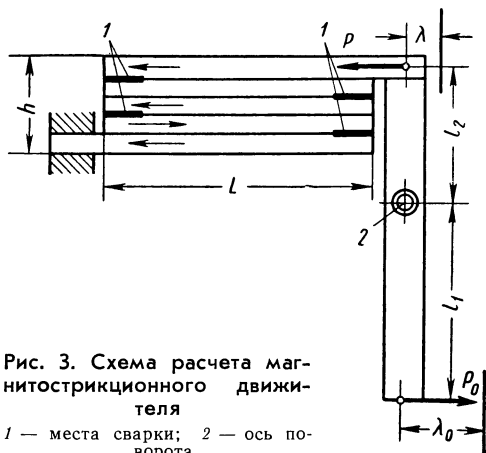


Рис. 3. Схема расчета магнитоотрицательного движителя

1 — места сварки; 2 — ось поворота

Никель имеет отрицательное магнитоотрицательное удлинение, равное —  $35 \cdot 10^{-6}$  при полном магнитном насыщении стержня 6400 гс. Пермендюр имеет положительное магнитоотрицательное удлинение, равное  $70 \cdot 10^{-6}$  при полном магнитном насыщении около 24000 гс. При расчете принята средняя величина магнитоотрицательного удлинения для никеля и пермендюра  $A = 40 \cdot 10^{-6}$ .

Так как никель имеет отрицательное магнитоотрицательное удлинение и при увеличении напряженности магнитного поля пластина из никеля укорачивается, а пермендюр имеет положительное магнитоотрицательное удлинение и пластина из пермендюра будет при увеличении напряженности магнитного поля удлиняться, было необходимо так расположить сварные швы на концах пластин магнитоотрицательного движителя, чтобы обеспечить необходимое результирующее удлинение всех пластин, направленное в одну сторону и равное сумме изменения длины отдельной пластины из никеля и пермендюра. Порядок расположения сварных швов показан на рис. 3.

Примем сечение пакета квадратным, тогда толщина каждой пластины магнитострикционного движителя

$$B = \frac{h}{n}.$$

Порядок расчета параметров магнитострикционного движителя состоит в следующем (вывод формул не приводится). По уравнению

$$h = \frac{2}{A} \sqrt{\frac{\lambda_0 P_0}{LE}}$$

находим ширину  $B$  пластины.

Затем по уравнению

$$nK = \frac{Ah^2E}{2P_0}$$

находим численное значение произведения  $n \cdot K$ .

Из конструктивных соображений выбираем количество пластин  $n$  и соотношение плеч рычага  $K$ .

Приняв  $A = 40 \cdot 10^{-6}$ ,  $\lambda_0 = 0,130$  мм,  $P_0 = 20$  кг,  $L = 200$  мм, имеем следующие параметры пластин магнитострикционного движителя:  $h = 40$  мм,  $B = 4,45$  мм,  $n = 9$ ,  $\kappa = 3,56$ .

Как показали эксперименты, перемещение свободного конца стержня магнитострикционного привода при полном магнитном насыщении катушек составляет 120—125 мк, что в 8—9 раз превышает перемещения магнитостриктора, имеющего цельный стержень и те же габариты.

Систему автоматического поддержания постоянства расстояния между режущей кромкой шлифовального круга и осью вращения детали применяли на этапе чистового шлифования.

На рис. 4 показана структурная схема САУ. Система работает следующим образом. Возникающее упругое перемещение  $\pm \Delta y$  вызывает изменение (уменьшение или увеличение) амплитуды колебания щупа виброгенераторного датчика ВГД-10. В результате этого изменяется выходное напряжение датчика, которое будет различным по длине образующей вала, на величину  $U_a$ . После усиления выходное напряжение поступает на измерительные приборы и в схему сравнения. В схему сравнения поступает также сигнал от задающего устройства. Так как в системе между исполнительным органом (узлом задней бабки) и вибродатчиком имеется чистое запаздывание, равное времени поворота детали из зоны резания до контакта с щупом датчика, сигнал рассогласования  $\Delta U$ , равный  $U_0 - U_a$ , проходит через корректирующее устройство, которое служит для улучшения динамических характеристик САУ.

Затем мощность сигнала рассогласования  $\Delta U$  усиливается, сигнал проходит через ограничитель, необходимый для ограниче-



ния подачи детали на круг на первых двух проходах во избежание прижогов. Электрический сигнал выпрямляется и поступает на исполнительный орган. В качестве исполнительного органа служит магнитострикционный движитель, который перемещает деталь на величину  $\Delta t$ , равную величине  $\Delta y$ , но в противоположную сторону.

На рис. 1 показана принципиальная схема использования выбранного способа сохранения постоянства  $A_{\Delta}$  при непосредственном измерении этой величины с помощью виброгенераторного датчика 1. Обрабатываемая деталь 2 подается на шлифовальный круг на величину необходимой поправки в направлении, противоположном упругому перемещению. Перемещение детали осу-

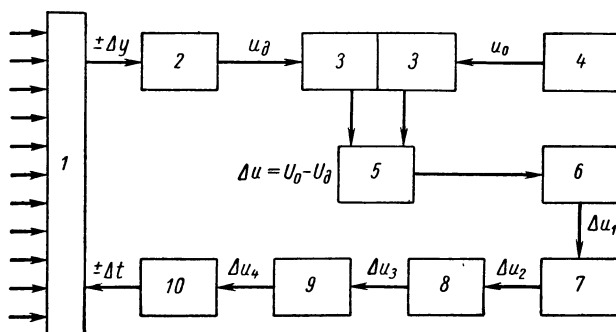


Рис. 4. Структурная схема САУ на этапе чистового шлифования:

1 — возмущающее воздействие; 2 — вибродатчик ВГД-10; 3 — усилитель; 4 — задатчик; 5 — схема сравнения; 6 — корректирующее устройство; 7 — усилитель мощности; 8 — ограничитель; 9 — выпрямитель; 10 — исполнительный орган

ществляется магнитострикционным движителем 3, принимающим непрерывно по всей длине шлифования сигнал от датчика 1 и осуществляющим поворот верхней части задней бабки 4 относительно неподвижной нижней части 5 вокруг оси 6. Датчик 1 крепится к стенке станины шлифовальной бабки. Электроконтактный датчик 7 предусмотрен для управления циклом шлифования: по сигналам датчика производится переключение с черного шлифования с постоянной радиальной силой на чистовое шлифование, отвод круга и остановка станка по достижении требуемого размера  $A_{\Delta}$ .

Шлифовали образцы диаметром 40—45 мм, длиной 250 мм из стали 45 незакаленной по режиму:

скорость перемещения детали 132 об/мин, продольная подача стола на один оборот детали  $s_{\partial} = 0,45$  мм, общий съем металла на сторону в среднем 0,05 мм, число ходов стола при чистовом шлифовании (выхаживании) 2, 4 и 6. Перед шлифованием про-

изводили ручное врезание для создания необходимого натяга в системе СПИД.

Результаты обработки партии деталей следующие. При применении системы автоматического управления погрешность формы в продольном сечении составляет 6—11 *мк*, поле рассеяния размеров 9—16 *мк*, при этом меньшие значения получены при большем числе проходов. При обычном способе выхаживания погрешность формы в продольном сечении составляет 10—16 *мк*, поле рассеяния размеров составляет 12—20 *мк*.

При применении САУ обеспечивается также повышение производительности по сравнению с обычным (ручным) чистовым шлифованием вследствие интенсивного съема металла на этапе выхаживания и исключения времени, необходимого при обычном шлифовании для нескольких пробных проходов, измерения, включение и выключение станка.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Балакшин Б. С. Основы технологии машиностроения. М., «Машиностроение», 1966.
  2. Волосов С. С. Технологические и метрологические основы точности регулирования размеров в машиностроении. М., «Машиностроение», 1964.
  3. Самоподнастраивающиеся станки. Под ред. д-ра техн. наук проф. Б. С. Балакшина. М., «Машиностроение», 1967.
  4. Пуш В. Э. Малые перемещения в станках. М., Машгиз, 1961.
-

## ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ ФОРМЫ ПРИ ВНУТРЕННЕМ ВРЕЗНОМ ШЛИФОВАНИИ

При внутреннем врезном шлифовании система СПИД подвержена ряду случайных воздействий, приводящих к разбросу характеристик качества шлифованной детали. К геометрическим характеристикам качества относят точность формы, размера и поворота отверстия относительно базовых поверхностей.

Для установления возможных путей повышения точности формы шлифованной детали проследим связь между динамикой процесса врезного шлифования и исходными погрешностями заготовки. Для этого предварительно потребуется рассмотреть оценки точности формы и расположения профиля.

В дальнейшем рассматривается только точность формы профиля отверстия в поперечном сечении детали и положение этого профиля относительно наружной поверхности, которая предполагается идеально круглой.

**Погрешность формы и положения отверстия.** Профиль отверстия можно описать некоторым уравнением  $r = r(\varphi)$  в полярной системе координат. Если представить уравнение профиля в форме ряда Фурье

$$r = r_0 + \sum_{i=1}^{\infty} A_i \sin(i\varphi + \alpha_i), \quad (1)$$

где  $r_0$  — постоянная разложения Фурье;

$i$  — номер гармоники;

$A_i$  — амплитуда  $i$ -й гармоники;

$\alpha_i$  — фаза  $i$ -й гармоники,

то получим удобное представление характеристик качества этого профиля. В самом деле, если полюс совпадает с центром наружной поверхности детали, то  $r_0$  характеризует радиус профиля отверстия,  $A_1$  равно смещению этого профиля относительно наружного,  $2A_2$  характеризует овальность (двугранность),  $2A_3$  — трехгранность и т. д. (рис. 1). Суммарную погрешность профиля (т. е. отклонение от окружности радиуса  $r_0$ ) удобно представить в виде

$$\delta_\phi = 2 \sqrt{\sum_{i=2}^{\infty} A_i^2}, \quad (2)$$

где  $\delta_\phi$  — суммарная погрешность профиля.

**Динамика процесса.** При постоянной глубине шлифования  $t$  радиальное усилие  $P_r$  прямо пропорционально этой глубине. Однако зависимость коэффициента пропорциональности от скоро-

сти детали (при остальных неизменных условиях) указывает на то, что  $P_r$  определяется не только самой глубиной, шлифования,

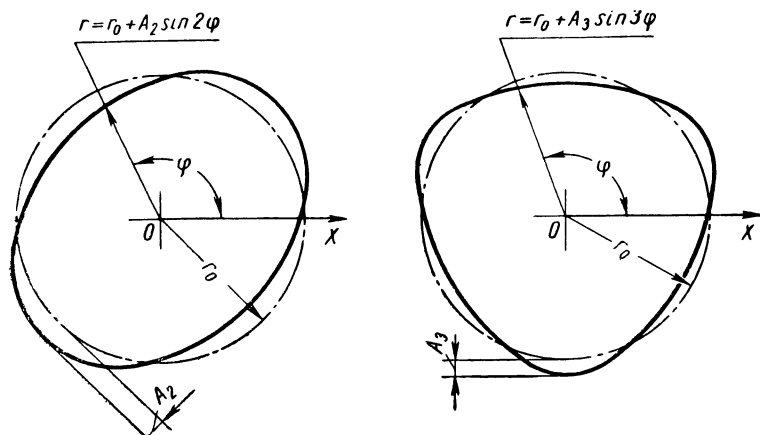


Рис. 1. Погрешности формы профиля — овальность и трехгранность

но и скоростью ее изменения в неуставившемся режиме. Поэтому можно допустить, что радиальное усилие пропорционально линейной комбинации скорости изменения глубины резания и величине глубины

$$P_r = a \frac{dt}{d\tau} + bt, \quad (3)$$

где  $t$  — глубина шлифования;

$\tau$  — время;

$a$  и  $b$  — коэффициенты пропорциональности.

Учитывая приводимые ниже соотношения (рис. 2):

$$\left. \begin{aligned} t &= R(\tau) - R(\tau - \tau_0); \\ y &= [y_c(\tau) - R(\tau)]; \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

где  $R(\tau)$  — радиус детали;

$y$  — упругое перемещение системы СПИД;

$y_c(\tau)$  — координата суппорта;

$\tau_0 = \frac{2\pi}{\omega_0}$  — время одного оборота детали;

$\omega_0$  — угловая скорость детали;

$R(\tau - \tau_0)$  — радиус детали, полученный на предыдущем обороте, и полагая в первом приближении

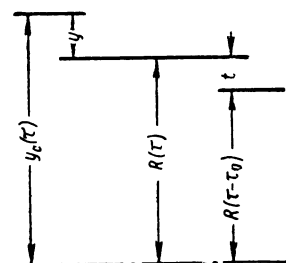


Рис. 2. Схема образования радиуса детали в момент  $\tau$

$$P_r = jy,$$

где  $j$  — «приведенная» жесткость шлифовального шпинделя с оправкой,  
найдем следующее выражение для описания динамики процесса внутреннего врезного шлифования:

$$\begin{aligned} \frac{a}{j+b} \dot{R}(\tau) + R(\tau) &= \frac{j}{j+b} y_c(\tau) + \\ + \frac{a}{j+b} \dot{R}(\tau - \tau_0) &+ \frac{b}{j+b} R(\tau - \tau_0), \end{aligned} \quad (5)$$

где

$$\begin{aligned} \dot{R}(\tau) &= \frac{d}{d\tau} R(\tau); \\ \dot{R}(\tau - \tau) &= \frac{d}{d\tau} R(\tau - \tau_0). \end{aligned}$$

Это уравнение относится к уравнениям с запаздывающим аргументом, так как связывает радиус детали  $R(\tau)$ , образуемый в рассматриваемый момент  $\tau$ , не только с положением суппорта, но и с радиусом детали  $R(\tau - \tau_0)$ , полученным на предыдущем обороте. Если рассматривать уравнение (5) в пределах первого оборота, отсчитываемого от момента возникновения контакта шлифовального круга с заготовкой, тогда разность  $(\tau - \tau_0)$  будет заключена в интервале  $(-\tau_0, 0)$  и, следовательно, функция  $R(\tau - \tau_0)$  описывает профиль заготовки. Используя выражение (1) и учитывая, что  $\varphi = \omega_0 \tau$ , получим

$$\begin{aligned} R(\tau - \tau_0) &= r_0 + \sum_{i=1}^{\infty} A_i \sin(\omega_0 \tau + \alpha_i - i\omega_0 \tau_0); \\ \dot{R}(\tau - \tau_0) &= \omega_0 \sum_{i=1}^{\infty} i A_i \cos(\omega_0 \tau + \alpha_i - i\omega_0 \tau_0). \end{aligned}$$

Таким образом, в пределах первого оборота детали правая часть уравнения (5) будет известной функцией времени и само уравнение можно рассматривать как обыкновенное дифференциальное уравнение, решив которое получим описание профиля. Для отыскания формы профиля, образуемого на втором обороте, необходимо взять функцию  $R(\tau)$ , полученную как решение уравнения на первом обороте, и вновь составить выражение для  $R(\tau - \tau_0)$  аналогично тому, как это было показано на примере с заготовкой. После этого нужно вновь решить уравнение. Чтобы найти описание профиля готовой детали, придется столько раз прорешать уравнение, сколько оборотов успеет проделать деталь к моменту окончания процесса шлифования. Удобнее обратиться к понятию передаточной функции. Модуль передаточной функции показывает отношение амплитуды выходной величины к амплитуде входного периодического воздействия. Если рассмат-

ривать уравнение (5) в пределах первого оборота, то модуль передаточной функции по воздействию  $i$ -й гармоники припуска

$$K_{1,i} = \sqrt{\frac{(a\omega_0 i)^2 + b^2}{(a\omega_0 i)^2 + (j+b)^2}}; \quad (6)$$

где  $\omega_0$  — угловая скорость детали, а модуль передаточной функции по воздействию колебаний суппорта с частотой  $\omega$

$$K_{2,\omega} = \frac{j}{\sqrt{(a\omega)^2 + (j+b)^2}}.$$

Применительно к процессу шлифования величина  $1/K_{1,i}$  показывает во сколько раз погрешность формы детали меньше погрешности формы заготовки. Из выражения (6) вытекает, что быстрее всего исправляется погрешность положения профиля ( $i = 1$ ), затем овальность ( $i = 2$ ), трехгранность и т. д. За каждый оборот детали погрешность формы уменьшается в одно и то же число  $1/K_{1,i}$ , которое можно назвать коэффициентом уточнения  $i$ -й погрешности за один оборот.

Если деталь совершает  $n$  оборотов в минуту и подвергается шлифованию в течение  $T$  мин, то всякая исходная погрешность будет уменьшена в  $K_i^T$  раз, причем

$$K_i^T = \left( \frac{1}{K_{1,i}} \right)^{nT} = \left[ \frac{(a\omega_0 i)^2 + (j+b)^2}{(a\omega_0 i)^2 + b^2} \right]^{\frac{nT}{2}}, \quad (7)$$

где  $K_i^T$  — коэффициент уточнения погрешности за время  $T$ ;

$n$  — число оборотов детали в минуту.

Отметим, что при обработке без САУ погрешности формы, привносимые заготовкой, являются принципиально уничтожимыми при бесконечно большом времени шлифования, в то время как погрешности формы детали, возникающие при движении суппорта, являются принципиально не уничтожимыми. Если обозначить погрешность формы профиля, привносимую заготовкой  $\delta_\phi^a$ , а погрешность, привносимую движением суппорта, через  $\delta_\phi^c$ , то полная погрешность обработанного профиля  $\delta_\phi$  определится, как

$$\left. \begin{aligned} \delta_\phi &= \delta_\phi^a + \delta_\phi^c; \quad \delta_\phi^a = 2 \sqrt{\sum_{i=2}^{\infty} \left( \frac{A_i}{K_i^T} \right)^2}; \\ \delta_\phi^c &= 2 \sqrt{\sum (A_\omega K_{2,\omega})^2} \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

где  $2A_i$  — погрешность формы заготовки вида  $i$ -гранности;

$A_\omega$  — амплитуда колебаний суппорта в частотой  $\omega$ .

Рассмотрим, как влияет на точность формы изделия САУ, предложенная В. Г. Митрофановым и предназначенная для до-

стижения наивысшей производительности на этапе чернового шлифования. Эта система поддерживает  $jy = P_r = \text{const}$  за счет изменения скорости поперечной подачи. В соответствие с уравнением (3) установившееся значение глубины будет равно  $t = \frac{P_r}{b} = \text{const}$ . Поскольку

$$R(\tau) = R(\tau - \tau_0) + t,$$

обработанный профиль содержит все ошибки профиля, имевшиеся на предыдущем обороте и, следовательно, все ошибки профиля заготовки. Очевидно, что на этапе чистового шлифования такая система неприемлема.

Для уменьшения влияния исходных погрешностей формы заготовки введем следующее управление процессом. Представим координату суппорта  $y_c(\tau)$  как сумму двух функций:

$$y_c(\tau) = f_1(\tau) + f_2(\tau). \quad (9)$$

Теперь образуем функцию  $f_2(\tau)$  как функцию отклонения формы детали от идеальной окружности:

$$f_2(\tau) = \kappa [R_0 - R(\tau)], \quad (10)$$

где  $R_0$  — радиус окружности;

$\kappa$  — коэффициент пропорциональности (коэффициент усиления разомкнутой системы);

$R(\tau)$  — фактическое значение радиуса (как и ранее) в момент времени  $\tau$ .

Следовательно, уравнение (5) с учетом уравнений (9) и (10) будет иметь вид

$$\begin{aligned} \frac{a}{(\kappa + 1)j + b} \dot{R}(\tau) + R(\tau) &= \frac{a}{(\kappa + 1)j + b} \dot{R}(\tau - \tau_0) + \\ + \frac{b}{(\kappa + 1)j + b} R(\tau - \tau_0) &+ \frac{j}{(\kappa + 1)j + b} f_1(\tau) + \frac{j\kappa R_0}{(\kappa + 1)j + b}. \end{aligned} \quad (11)$$

В этом случае коэффициент уточнения  $K_{i,p}^T$  погрешности формы заготовки за время  $T$  при наличии регулирования по закону, описываемому уравнением (10), составит

$$K_{i,p}^T = \left[ \frac{(a\omega_0 i)^2 + [(\kappa + 1)j + b]^2}{(a\omega_0 i)^2 + b^2} \right]^{\frac{nT}{2}}, \quad (12)$$

Ошибка профиля, возникающая из-за наличия составляющей движения суппорта  $f_1(\tau)$ , уменьшается соответственно в  $K_{2,\omega}^p$  раз, причем

$$K_{2,\omega}^p = \frac{j}{\sqrt{(a\omega)^2 + [(\kappa + 1)j + b]^2}} \quad (13)$$

Физическая реализация описанного управления выглядит следующим образом. Полная координата суппорта  $y_c$  складывается из равномерного перемещения бабки изделия со скоростью подачи (функция  $f_1(\tau)$ ), и малых перемещений шлифовальной бабки (функция  $f_2(\tau)$ ). Последняя подвешена на плоских пружинах, жесткость которых значительно больше жесткости удлинителя.

Смещение шлифовальной бабки производится с помощью магнестриктора, удлинение которого прямо пропорционально разности между опорной величиной  $R_0$  и измеренной величиной радиуса обрабатываемого профиля. Измерение радиуса детали производится с помощью датчика активного контроля.

Относительное сокращение погрешности положения  $\varepsilon_{n, T}$  и формы  $\varepsilon_{\phi, T}$  профиля обработанного отверстия при шлифовании с САУ и без САУ за время  $T$  составит:

$$\varepsilon_{n, T} = \frac{\delta_n - \delta_{n.p}}{\delta_n} \cdot 100\%;$$

$$\varepsilon_{\phi, T} = \frac{\delta_{\phi} - \delta_{\phi.p}}{\delta_{\phi}} \cdot 100\%,$$

где  $\delta_{n.p}$  и  $\delta_{\phi.p}$  — погрешности положения и формы при обработке с САУ;

$\delta_n$  и  $\delta_{n.\phi}$  — погрешности положения и формы при обработке без САУ.

**Пример расчета относительного сокращения погрешностей формы при шлифовании с САУ и без САУ.** Деталь — жесткое кольцо из стали 45 с твердостью  $HRC48$ . Шлифуется отверстие диаметром 50 мм и шириной 20 мм. Шлифовальный круг ЭБ6ОСМ2К5. Приведенная жесткость системы СПИД  $j = 98 \text{ кГ/мм}$ . Коэффициенты  $a = 888 \text{ кГ}\cdot\text{сек/мм}$  и  $b = 2222 \text{ кГ/мм}$  определены экспериментально.

Коэффициент усиления разомкнутой системы  $k$  равен 100. В этих условиях относительное сокращение погрешности положения  $\varepsilon_{n, T}$  и формы  $\varepsilon_{\phi, T}$  профиля за одну минуту шлифования составит 82 и 74% соответственно.

## ВЫВОДЫ

Процесс шлифования без САУ протекает так, что погрешность формы заготовки и движения суппорта влияют на точность формы детали различным образом.

Применение САУ позволит резко повысить точность формы детали.



## СПОСОБЫ ПОЛУЧЕНИЯ ЗАДАННОЙ ТОЧНОСТИ ДЕТАЛЕЙ ПРИ ПЛАСТИЧЕСКОМ ДЕФОРМИРОВАНИИ

Как показали исследования и производственный опыт предприятий, способами пластического деформирования можно добиться высоких показателей качества поверхности и поверхностного слоя, а также повышения точности деталей. При обкатывании и раскатывании многороликовыми, жесткими планетарными и дифференциальными головками деталей типа тел вращения можно за один проход добиться повышения класса чистоты поверхности с  $\nabla 5 - \nabla 6$  до  $\nabla 10 - \nabla 12$ , увеличения твердости поверхностного слоя на 20—25% и коэффициента уточнения — в 2 раза и более при большей производительности и меньшей себестоимости, чем при способах обработки путем снятия стружки.

Но одним из существенных недостатков рассматриваемых способов является то, что не всегда удается получить заданную точность детали при колебаниях размеров заготовки, твердости и шероховатости поверхности. Так, например, при обкатывании штоков гидравлических шахтных стоек с перепадом диаметра заготовок 68 мк на длине 980 мм [2] колебание шероховатости составляет 3—4 класса, диаметра — до 20 мк, твердости — до 20%. Кроме того, при обработке на повышенных натягах и проявлении схватываемости мягких и вязких материалов типа стали 20 (что носит случайный характер и чаще всего проявляется при работе на повышенных натягах) наблюдается износ деталей головки (деформирующих роликов, боковых пластин, пят сепаратора, нажимной конусной втулки), который интенсивнее обычно в 300—500 раз.

Характерные виды износа показаны на рис. 1.

Как показали исследования, причиной колебания заданной точности детали является изменение натяга.

Возникающий при обкатывании натяг  $y$  зависит от ряда факторов:

$$y = P_p \left\{ \omega_\theta + \omega_p + \omega_{заг} + \left[ (f - \operatorname{tg} \alpha) + \frac{2 \left( \frac{\kappa}{D} + \frac{\kappa + \kappa_1}{d_p} \right)}{\operatorname{tg} (\varphi + \beta)} \right] \omega_{ос} \sin \alpha \cos \alpha \right\}, \quad (1)$$

где

$y$  — натяг в мм;

$P_p$  — радиальная сила деформирования в кГ;

$\omega_\theta$ ,  $\omega_p$ ,  $\omega_{заг}$ ,  $\omega_{ос}$  — соответственно, податливости нажимной конусной втулки, ролика, заготовки и деталей, воспринимающих осевую нагрузку, в мм/кГ;

$f$  — коэффициент трения скольжения между конусной втулкой и роликом;  
 $k_1$  — коэффициент трения качения между конусной втулкой и роликом;  
 $k$  — коэффициент трения качения между заготовкой и роликом;  
 $\alpha$  — угол уклона конусной втулки;  
 $\varphi$  — угол поворота оси ролика относительно оси заготовки;  
 $\beta$  — угол трения между конусной втулкой и роликом;  
 $D$  — диаметр заготовки в мм;

$d_p$  — диаметр ролика в мм.

В процессе пластического деформирования в результате колебания припуска и твердости заготовки радиальная сила деформирования (вместо силы рассматривается радиальная составляющая, так как окружными и осевыми составляющими можно пренебречь как величинами третьего-четвертого порядков малости), имеющая наибольшее влияние на величину натяга, претерпевает большие колебания, поскольку является функцией многих переменных:

$$P_p = f(C_p, t, R_{исх}, s, H), \quad (2)$$

где  $C_p$  — коэффициент, характеризующий условие обработки;

$R_{исх}$  — шероховатость поверхности заготовки в мк;

$s$  — подача в мм/пол;

$H$  — твердость материала.

Анализируя формулы (1) и (2), можно прийти к выводу, что колебание припуска, твердости, шероховатости поверхности заготовки вызывает колебание радиальной силы, что совместно с другими факторами изменяет величину натяга, а это порождает изменение качества детали.

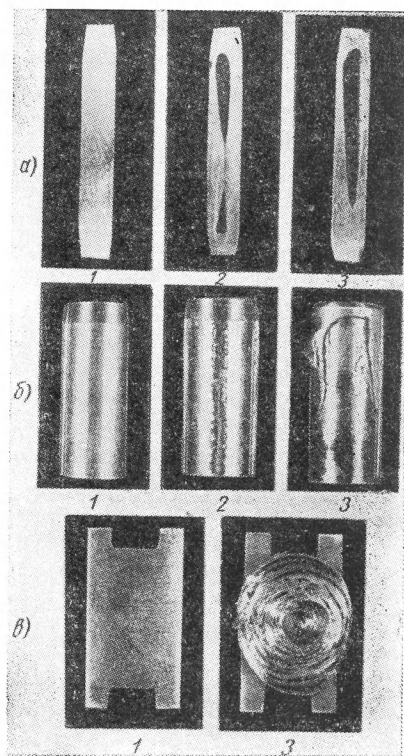


Рис. 1. Быстроизнашиваемые детали обкатной головки:

$a$  — боковые упорные пластины сборного сепаратора;  $б$  — ролики;  $в$  — плиты;  
 1 — новая деталь; 2 — с обычным износом; 3 — с критическим износом

Существуют различные пути получения заданной шероховатости поверхности и точности размеров деталей при колебаниях качественных показателей заготовки.

1. Ужесточение допусков на отклонения качественных показателей заготовки. Но это лишь частично решило бы задачу, так как уменьшение допусков на отклонения одних показателей экономически не выгодно для имеющегося оборудования, других — невозможно поскольку еще не найден критерий измерения отклонений этих показателей, например склонности материала к схватыванию.

2. Применение специально встроенного в систему СПИД слабого звена или, так называемых, копирующих головок. Такие головки для пластического деформирования применяются на производстве. Они позволяют несколько стабилизировать силу деформирования и колебание шероховатости поверхности детали. При этом шероховатость поверхности детали колеблется в зависимости от колебания погрешности заготовки, поскольку нет обратной связи, уменьшающей величину погрешности, вызванной действием случайных факторов. Не исключена работа устройства с повышенными нагрузками при колебаниях показателей качества заготовки.

3. Пластическое деформирование детали с гальваническим покрытием. Сущность этого способа заключается в том, что после предварительной обработки наносится слой цинка или другого металла, затем производится обкатывание детали с гальваническим покрытием<sup>1</sup>.

При применении этого способа получают заданную шероховатость поверхности при колебаниях погрешностей заготовки, в несколько раз больших, чем при обкатывании или раскатывании по стали. Кроме того, обработка этим способом повышает коррозионную стойкость поверхности в результате увеличения сцепляемости покрытия с основой повышения степени шероховатости поверхности по сравнению с обработкой по прежней технологии (точение, обкатывание, нанесение антикоррозионного покрытия) и уменьшения пористости.

При пластическом деформировании детали с гальваническим покрытием одно и то же значение шероховатости поверхности может быть получено при усилиях, в 1,5 раза меньших, чем при пластическом деформировании по стали. Но применение этого способа экономически оправдано в том случае, когда поверхность детали необходимо защищать покрытием от действия коррозии.

4. Управление ходом процесса по входным данным [1], суть которого заключается в том, что показатели качества детали стабилизируются введением поправки в настройку системы

---

<sup>1</sup> Авторское свидетельство № 203715, «Бюллетень изобретений», 1967, № 21.

СПИД. Как показали проведенные теоретические и экспериментальные исследования на металлорежущих станках, этот способ позволяет повысить точность и производительность обработки.

В дальнейшем рассматриваются вопросы получения шероховатости поверхности и точности размера путем управления упругими перемещениями звеньев системы СПИД по входным данным для двух случаев: 1) повышение шероховатости поверхности; 2) повышение шероховатости поверхности и точности размера.

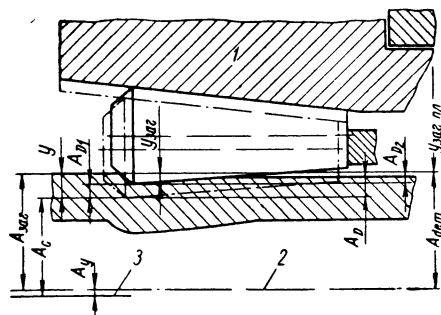


Рис. 2. Схема образования качества поверхности и размера детали:

1 — конусная втулка; 2 — ось детали; 3 — ось втулки

Получение того или иного класса чистоты поверхности происходит при смятии поверхностного слоя материала определенной величины —  $y_{заг.пл}$  (рис. 2). Поэтому для получения заданной шероховатости достаточно выдержать условие постоянства остаточной пластической деформации  $y_{заг.пл}$  при постоянных значениях углов деформирования и подачи:

$$y_{заг.пл} = A_{заг} + A_y - A_c - A_d; \quad (3)$$

где  $A_{заг}$  — размер заготовки по радиусу;

$A_y$  — размер установки;

$A_c$  — размер статической настройки;

$A_d$  — размер динамической настройки.

Самым действенным фактором при пластическом деформировании деталей низких классов точности является диаметральный погрешность размера заготовки. Допустим, имеется погрешность заготовки  $\Delta Z$ , которая приведет к изменению величины пластической деформации  $y_{заг.пл}$  на  $\Delta y_{заг.пл} = \Delta Z - \Delta A_d$ , где  $\Delta A_d$  — изменение упругих перемещений звеньев системы СПИД. Тогда для стабилизации  $y_{заг.пл}$  необходимо ввести поправку либо в размер статической либо в размер динамической настройки:

$$y_{заг.пл} = A_{заг} + \Delta y_{заг} - A_y - (A_c + \Delta A_c) - A_d;$$

$$y_{заг.пл} = A_{заг} + \Delta y_{заг} - A_y - A_c - (A_d + \Delta A_d). \quad (4)$$

Величины вводимых поправок будут равны:

$$|\Delta A_c| = |\Delta y_{заг}|; |\Delta A_\partial| = |\Delta y_{заг}|.$$

В обоих случаях величина  $y_{заг.пл}$  остается постоянной, лишь изменяется координата ее положения. Точность размеров детали определится точностью обработки заготовки под обкатывание, если не считать некоторого заваливания концов, чем при пластическом деформировании по указанным классам можно пренебречь.

Предположим, деталь должна быть изготовлена по 1-му классу точности и классу чистоты поверхности  $\nabla 9$ , а после обработки под обкатывание погрешность диаметральных размеров соответствует допускам 2-го класса точности или несколько менее их, шероховатость поверхности  $\nabla 6$ .

Рассеяние погрешности заготовки приводит к колебанию размера детали на  $\Delta A_\partial$ . Если ввести поправку, равную  $\Delta A_\partial$ , то погрешности детали из-за упругих свойств материала составит  $\Delta A_{\partial 21}$ . После внесения следующей поправки, равной  $\Delta A_{\partial 21}$ , а в размер статической настройки — поправку  $\Delta A_c = \Delta A_{\partial 21}$ , погрешность составит  $\Delta A_{\partial 22}$ . Рассуждая таким образом, можно прийти к выводу, что поправки необходимо вводить в размеры статической или динамической настроек до тех пор, пока упругое последствие от введенной первой поправки не будет равно нулю:

$$A_\partial = A_y + \left( A_c - \Delta A_c + \sum_{i=1}^{n-1} \Delta A_{\partial i} \right) + (A_\partial + \Delta A_\partial); \quad (5)$$

$$A_\partial = A_y + A_c + \left[ (A_\partial + \Delta A_\partial) - \left( \Delta A_\partial + \sum_{i=1}^{n-1} \Delta A_{\partial i} \right) \right], \quad (6)$$

где  $\sum_{i=1}^{n-1} \Delta A_{\partial i}$  — сумма упругих перемещений от внесенных поправок.

При получении заданной точности может оказаться, что класс чистоты поверхности выше заданного  $\nabla 9$ , например  $\nabla 10$ — $\nabla 12$ . Если это допустимо по условиям изготовления, то при получении заданной точности необходимо лишь обеспечить, чтобы наименьшая степень шероховатости поверхности была не ниже заданной.

Экспериментально получение заданной шероховатости и точности вышеизложенным способом осуществлено следующим образом. Разработано и выполнено обкатное устройство с системой автоматического управления (рис. 3).

В качестве регулируемой величины после проведенных исследований выбран крутящий момент на сепараторе

$$M_{\kappa p} = P_p \left( \frac{2k}{D} + \frac{\kappa + \kappa_1}{d_p} \right) (D + d_p), \quad (7)$$

где  $M_{\kappa p}$  — крутящий момент на сепараторе.

Установка работает следующим образом: нажимная конусная втулка 2 получает вращение через клиноременную передачу от шпинделя токарного станка. Заготовка 11, поддерживаемая люнетом 10, вводится в зону деформирования и, обкатываясь, проходит насквозь, благодаря наличию самоподачи. В процессе деформирования заготовки осуществляется измерение крутящего момента на сепараторе тензодатчиком 7, укрепленном на гибкой пластине хомутика 9, усиления принятого сигнала в транзисторном усилителе, сравнения этого сигнала с заданным опорным сигналом и подачи сигнала на исполнительный орган 5.

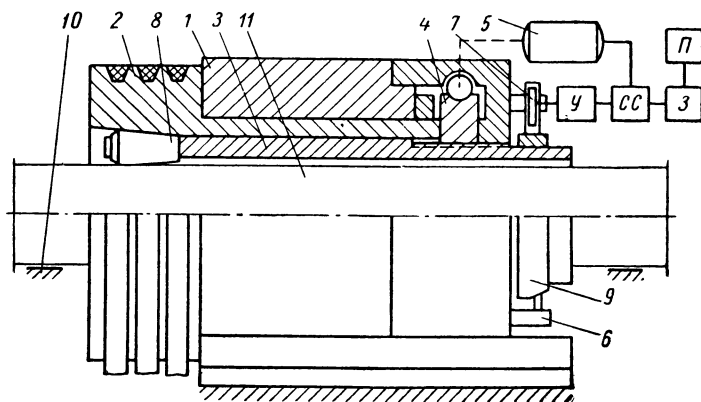


Рис. 3. Схема обкатного устройства с САУ:

1 — корпус; 2 — нажимная конусная втулка; 3 — сборный сепаратор; 4 — червячная передача; 5 — электродвигатель; 6 — конечный выключатель; 7 — измерительное устройство; 8 — деформирующие ролики; 9 — хомут; 10 — люнет; 11 — заготовка; У — транзисторный усилитель; СС — система сравнения; З — датчик; П — программное устройство

При превышении установленного крутящего момента электродвигатель вращается в одну сторону, при понижении — в другую, изменяя размер статической настройки  $A_c$  путем вдвигания сепаратора 3 с роликами 8 в конусную втулку 2 или выдвигания ее с помощью червячной передачи 4.

Система управления, стабилизируя величину радиальной силы, компенсирует влияние колебания припуска и твердости материала заготовки на шероховатость поверхности. Однако при этом изменяется размер детали. Чтобы повысить точность размера, необходимо вводить дополнительную поправку в размер статической настройки.

В результате исследования установлено, что колебания шероховатости поверхностей от номинальных выбранных значений (в пределах классов чистоты  $\nabla 7$ — $\nabla 12$ ) укладываются в 1—2 раз-

ряда. Систематические погрешности диаметральных размеров и формы деталей в партии снижены с 24—32 *мк* до 7—13 *мк*, т. е. точность деталей повышена со 2а до 1-го класса.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Балакшин Б. С. Основы технологии машиностроения. М., «Машиностроение», 1966.
  2. Жасимов М. М., Фаермак Б. Г. Поверхностное пластическое деформирование корродирующих деталей гидравлических стоек. «Вестник машиностроения», 1968, № 9.
-

## ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ И ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКИ ПУТЕМ КОМПЛЕКСНОГО УПРАВЛЕНИЯ РАЗМЕРАМИ СТАТИЧЕСКОЙ И ДИНАМИЧЕСКОЙ НАСТРОЙКИ

Размеры деталей, получаемые в результате механической обработки на металлорежущих станках, представляют собой замыкающие звенья соответствующих размерных цепей системы СПИД. Действующие в процессе механической обработки силы резания вызывают относительные упругие перемещения элементов системы СПИД. В результате этого размер, получаемый на детали при условии отсутствия погрешности установки, определяется как сумма

$$A_{\Delta} = A_c + A_d, \quad (1)$$

где  $A_c$  — размер статической настройки;

$A_d$  — размер динамической настройки, равный в основном величине упругого перемещения  $y$  на замыкающем звене, т. е.  $A_d \approx y$ .

Колебание величины упругого перемещения в процессе обработки одной детали или партии деталей, обусловленное изменением припуска твердости или затуплением режущего инструмента, приводит к появлению погрешности динамической настройки  $\Delta_d$ , а следовательно, к уменьшению точности.

Из анализа уравнения (1) вытекают два основных, принципиально различных, способа управления точностью размера  $A_{\Delta}$  в процессе резания. Сущность первого способа заключается в поддержании постоянства размера динамической настройки ( $A_d = \text{const}$ ) путем регулирования одного из параметров, обеспечивающих изменение вектора силы резания или упругие свойства системы СПИД.

Сущность второго способа заключается в компенсации возникающих упругих перемещений путем автоматического управления в процессе резания размером статической настройки. При этом способе размеры статической настройки на каждом участке детали  $A_{c1}$ ;  $A_{c2}$ ; ...,  $A_{cn}$  задаются равными рабочим настроечным размерам, т. е. размерам, которые необходимо получить на детали:  $A_{c1} = A_{p1}$ ;  $A_{c2} = A_{p2}$ ; ...  $A_{cn} = A_{pn}$ .

Начиная с момента врезания, производится измерение возникающего упругого перемещения  $y$  и последующее изменение размера  $A_c$  на величину  $\Delta A_c$ , равную упругому перемещению и направленную в противоположную сторону (рис. 1, а):

$$\Delta A_c = y.$$



Новый размер статической настройки  $A_c$  получается при этом равным

$$A_{c1} = A_c - \Delta A_c. \quad (2)$$

На детали в результате управления получается размер  $A_\Delta$ , равный заданному настроечному размеру

$$A_\Delta = A_{c1} + y = A_c - \Delta A_c + y = A_p. \quad (3)$$

Однако изменение в процессе резания размера статической настройки  $A_c$  на величину  $\Delta A'_c$  (рис. 1, б) влечет за собой изменение как по величине, так и по направлению вектора силы резания, что вызывает дополнительные относительные упругие

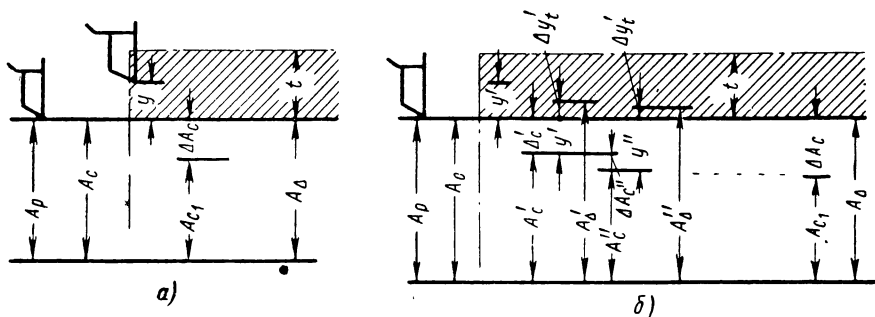


Рис. 1. Схема управления точностью размера детали путем управления статической настройкой

перемещения режущего инструмента и обрабатываемой детали  $\Delta y'_t$ .

Новая величина упругого перемещения  $y''$  определяется при этом выражением

$$y'' = y' + \Delta y'_t, \quad (4)$$

а получаемый на детали размер  $A'_\Delta$  отличается от размера, который необходимо получить, на величину  $\Delta' y_t \ll y'$ .

Если в статическую настройку внести дополнительную поправку  $\Delta A''_c = \Delta y'_t$ , то на детали получим новый размер  $A''_\Delta$ , отличающийся от рабочего настроечного размера на величину  $\Delta y''_t \ll y'_t \ll y'$ .

Теоретически процесс внесения поправок в статическую настройку может продолжаться бесконечно, при этом величина добавочного упругого перемещения  $\Delta y_t$  систематически уменьшается, стремясь к нулю:

$$\Delta y'_t; \Delta y''_t; \dots; \Delta y^n_t \dots \rightarrow 0,$$

а размер, полученный на детали,  $A_\Delta$  будет все ближе подходить к рабочему настроечному размеру  $A'_\Delta; A''_\Delta; \dots A^n_\Delta \dots \rightarrow A_\Delta = A_p$ .

Предел суммы поправок, вносимых в статическую настройку с целью достижения требуемой точности размера детали, равен приращению  $\Delta A_c$ , при котором обеспечивается равенство величине упругого перемещения

$$\lim (\Delta A'_c + \Delta A''_c + \dots + \Delta A^n_c) = \Delta A_c = y. \quad (5)$$

Таким образом, приращение размера статической настройки при управлении теоретически равно сумме величины упругого перемещения  $y'$  до внесения поправки и приращения упругого перемещения, вызванного изменением глубины резания в результате внесения поправки  $\Delta y_t$ :

$$\Delta A_c = y' + \Delta y_t. \quad (6)$$

Исследования показывают, что  $\Delta y_t$  по сравнению с  $y'$  является величиной второго порядка малости.

В процессе резания в зависимости от изменения размера динамической настройки  $A_{\partial 1}$ ;  $A_{\partial 2}$ ; ...  $A_{\partial n}$ , вызванного колебанием припуска твердости или затуплением инструмента, происходит изменение размера статической настройки  $A_{c1}$ ;  $A_{c2}$ ; ...  $A_{cn}$  таким образом, что сумма

$$A_{\Delta} = A_{c1} + A_{\partial 1} = A_{c2} + A_{\partial 2} = \dots = A_{cn} + A_{\partial n} = \text{const} = A_p,$$

представляющая собой размер, получаемый на детали, остается неизменной. Если приращение размера динамической настройки  $\Delta A_{\partial} = A_{\partial 2} - A_{\partial 1}$  направлено в сторону увеличения, то поправка  $\Delta A_c$ , вносимая в статическую настройку, должна превышать  $\Delta A_{\partial}$  на величину дополнительного приращения  $\Delta y_t$ . В случае, когда приращение  $\Delta A_{\partial}$  направлено в сторону уменьшения размера, поправка в статическую настройку должна быть меньше  $\Delta A_{\partial}$  на величину дополнительного приращения  $\Delta y_t$ .

В приведенном анализе, с целью упрощения процесс внесения поправки рассматривается дискретно. В действительности же система автоматического регулирования (САР) осуществляет непрерывное регулирование размера статической настройки, начиная с момента врезания инструмента в деталь, практически одновременно с изменением упругого перемещения на замыкающем звене. Точность обработки при управлении статической настройкой получается не ниже, чем в первом случае, а отсутствие необходимости регулирования подачи позволяет получать детали с одинаковой степенью шероховатости. Одно из основных преимуществ данного способа заключается в том, что применение его позволяет существенно упростить настройку станка на точность, так как размеры статической настройки задаются равными рабочим настроечным размерам.

При наличии на станке системы автоматического управления статической настройки не трудно компенсировать систематические погрешности, обусловленные переменной жесткостью си-

стемы СПИД или совокупным действием таких факторов, как температурные деформации и размерный износ режущего инструмента.

На основании рассмотренных способов был теоретически разработан и проверен на практике новый способ комплексного управления статической и динамической настройками, обеспечивающий повышение точности и производительности механической обработки.

При определенных значениях глубины  $t$  (в мм) и скорости резания  $v$  (в м/мин) производительность механической обработки пропорциональна величине продольной подачи. Поэтому с целью сокращения основного технологического времени обработку необходимо производить с максимально возможной подачей, отвечающей наиболее полному использованию режущих свойств инструмента, технологическому диапазону станка и динамическим возможностям системы СПИД при первостепенном условии получения требуемой точности детали.

В условиях обработки с большими нагрузками наибольшая величина подачи ограничивается предельным значением вектора силы резания, при котором исключается возможность поломки и недопустимой деформации одного из звеньев системы СПИД. На некоторых станках наибольшее предельное значение продольной подачи в условиях силового резания ограничивается мощностью привода. О величине нагрузки, действующей в системе СПИД, с достаточной степенью точности можно судить по величине упругого перемещения, являющейся функцией составляющих силы резания. Предельному значению нагрузки, при которой возникает вероятность поломки наиболее слабого звена, соответствует определенное значение упругого перемещения на замыкающем звене  $y_{np} = A_{\partial np}$ . Измеряя в процессе резания размер динамической настройки, можно непрерывно контролировать степень нагрузки в системе СПИД.

При обработке деталей с небольшими нагрузками, когда абсолютное значение вектора силы резания сравнительно невелико, наибольшее предельное значение подачи  $s$  ограничивается требованием получения необходимой шероховатости поверхности. Это приобретает особенно важное значение, когда к шероховатости поверхности предъявляются повышенные требования —  $\nabla 4$ — $\nabla 6$ .

Высота микронеровностей  $H_p$ , определяющая степень шероховатости поверхности, зависит в основном от чисто геометрических факторов. Получаемые на поверхности детали микронеровности в большинстве случаев представляют собой след движения режущей кромки инструмента относительно детали в процессе формообразования. Поэтому геометрия режущего инструмента и величина продольной подачи ( $s$  в мм/об) оказывают на высоту микронеровностей наибольшее влияние.

На рис. 2 представлена геометрическая схема, поясняющая образование микронеровностей при точении на гидрокопировальных станках резцом с механическим креплением трехгранной твердосплавной пластины с  $\varphi = 90^\circ$ ;  $\varphi' = 10^\circ$ ;  $r = 1$  мм. Высота микронеровностей определяется как ордината точки  $C$  пересечения главной и вспомогательной режущих кромок при смещении профиля резца на величину подачи  $s$ . В зависимости от значения подачи точка  $C$  может находиться на дуге  $OK$  или на касательной, проходящей под углом  $\varphi' = 10^\circ$  к оси  $x$ . В первом случае расчетную высоту микронеровностей  $H_p = z_c$  можно определить из уравнения окружности с центром в точке  $A$ :

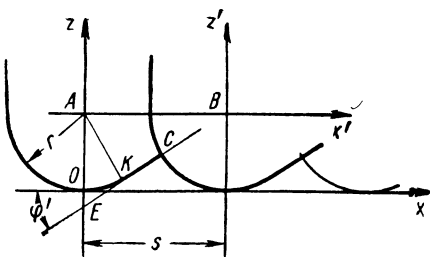


Рис. 2. Схема образования микронеровностей при точении

$$(z_c - r)^2 - \left(\frac{s}{2}\right)^2 = r^2. \quad (7)$$

После преобразования относительно  $z_c$  получаем квадратное уравнение

$$z_c^2 - 2z_c r + \frac{s^2}{4} = 0, \quad (8)$$

решение которого определяет зависимость расчетной высоты микронеровностей от значения подачи:

$$H_p = z_c = r - \frac{1}{2} \sqrt{4r^2 - s^2}. \quad (9)$$

Выражение (9) позволяет определить  $H_p$  при продольной подаче на оборот  $0 \leq s \leq 2x_k$ .

Координаты граничной точки  $K$  находим путем совместного решения уравнения окружности (8) и уравнения прямой  $AK \perp EC$ .

Уравнение нормали  $AK$

$$z = -\frac{1}{\kappa} x + r, \quad (10)$$

где  $\kappa = \tan \varphi' = 0,1763$  для  $\varphi' = 10^\circ$ . В результате решения получаем  $x_k = 0,17$ ;  $z_k = 0,013$ .

Таким образом, выражение (9) определяет значение  $H_p$  при  $0 \leq s \leq 0,34$  мм/об. При подачах  $s > 0,34$  мм/об значения  $H_p$  определяются выражением (11), полученным в результате реше-

ния системы, составленной из уравнения касательной  $EC$  и уравнения окружности с центром в точке  $B(r; s)$ :

$$H_p = z_c = \frac{K(K+s) - b - \sqrt{2K^3s(1+b) - s^2K^4}}{K^2 + 1}, \quad (11)$$

где  $b = OE$ .

На рис. 3 приведены графики расчетной и действительной зависимостей высоты микронеровностей от значения продольной подачи.

Действительную высоту микронеровностей измеряли двойным микроскопом Линника у партии идентичных деталей из стали 45, обточенных на станке 1722 при  $t = 1$  мм,  $v = 87$  м/мин и  $s = 0,15; 0,25; 0,4; 0,6$  и  $0,9$  мм/об. Как показали исследования, для случая обработки стали при неизменной геометрии инструмента со скоростью  $v > 40$  м/мин, зависимость высоты микронеровностей от подачи практически остается постоянной. Следовательно, измерение величины продольной

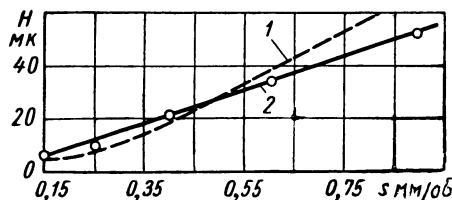


Рис. 3. График зависимостей высоты неровностей от продольной подачи:

1 — расчетная зависимость; 2 — действительная зависимость

подачи дает возможность с

достаточной точностью оценить в процессе резания шероховатость получаемой поверхности детали.

Таким образом, в качестве критериев оценки оптимального значения продольной подачи  $s_{on}$  можно принять: а) наибольшее предельное значение  $y_{np} = A_{\partial \cdot np}$ , при котором исключается возможность поломки слабого звена системы СПИД, и б) наибольшее значение подачи  $s_{\nabla}$ , при котором обеспечивается получение необходимой шероховатости поверхности детали.

Управление размером статической настройки обеспечивает получение требуемой точности размеров детали  $A_{\Delta} = A_p$  при обработке с различной продольной подачей  $s$ . В зависимости от значения подачи  $s_1; s_2; \dots; s_n$  изменяется величина упругого перемещения на замыкающем звене  $y_1, y_2, \dots, y_n$ , однако сумма размеров статической и динамической настройки  $A_{\partial} = y$  остается постоянной (рис. 4, а):

$$A_{\Delta} = A_{c1} + y_1 = A_{c2} + y_2 = \dots = A_{cn} + y_n = A_p = \text{const.}$$

Среди всей парной совокупности значений  $A_c$  и  $A_{\partial} = y$ , обеспечивающих получение заданной точности размера детали  $A_{\Delta} = A_p$ , имеются оптимальные значения  $A_{con}$  и  $y_{on}$ , которые соответствуют обработке с оптимальной величиной подачи  $s_{on}$ , т. е. максимальной для данных условий производительностью.

Задача автоматического отыскания и поддержания наивыгоднейшего режима работы, т. е. оптимальных значений  $s_{on}$ ;  $y_{on}$ ;  $A_{on}$  решается путем комплексного управления статической и динамической настройкой. Если следящее управление статической настройкой обеспечивает получение заданной точности детали, то управление динамической настройкой путем изменения продольной подачи с целью поддержания одного из двух критериев оптимальности  $y_{np}$ ;  $s_{\nabla}$  обеспечивает возможность получения максимальной производительности.

При комплексном управлении размеры статической настройки задаются равными рабочим настроечным размерам  $A_c = A_p$ . Подвод инструмента к детали и врезание осуществляются с наибольшим значением продольной подачи  $s_{\nabla}$ , обеспечивающей получение требуемой шероховатости поверхности. В процессе резания, начиная с момента врезания, производится измерение  $y = A_{\partial}$  и изменение статической настройки на эту же величину в противоположном направлении  $\Delta A_c = y$ .

Если в процессе резания величина упругого перемещения не превышает предельного допустимого значения  $y < y_{np}$ , то обработка происходит с наибольшим допустимым по чистоте значением подачи  $s_{on} = s_{\nabla}$  (рис. 4, б). Изменения величины упругого перемещения, порождаемые колебанием припуска, твердости или затупления режущего инструмента, компенсируются при этом путем управления размером статической настройки. Если на какой-нибудь ступени или участке детали величина упругого перемещения настолько возрастает, что может превысить допустимое значение  $y_{np}$ , то производится управление размером динамической настройки путем регулирования продольной подачи в сторону ее уменьшения до того нового оптимального значения  $s_p$ , при котором обеспечивается равенство  $y = y_{np} = \text{const}$ .

Изменение подачи в сторону уменьшения до  $s_{on} < s_{\nabla}$  может происходить также в процессе врезания, если возникающая величина упругого перемещения может превысить предельное значение  $y > y_{np}$ . При работе станка в этом режиме размер статической настройки остается неизменным, так как величина

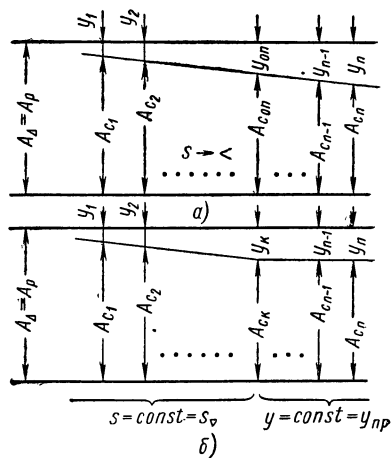


Рис. 4. Схема повышения точности и производительности обработки путем комплексного управления статической и динамической настройкой

упругого перемещения стабилизируется за счет регулирования подачи  $y = y_{np} = \text{const}$ . Однако при переходе на обработку новой ступени или участка детали, где величина  $y < y_{np}$ , производится управление статической настройкой и регулирование подачи в сторону ее увеличения до значения  $s = s_v$ .

Разработка автоматических систем, управляющих ходом технологического процесса, с целью достижения высокой точности обрабатываемых деталей основывается прежде всего на анализе физической сущности происходящих явлений. Рассмотрим механику образования упругого перемещения на замыкающем звене размерной цепи токарного станка, определяющей радиус детали.

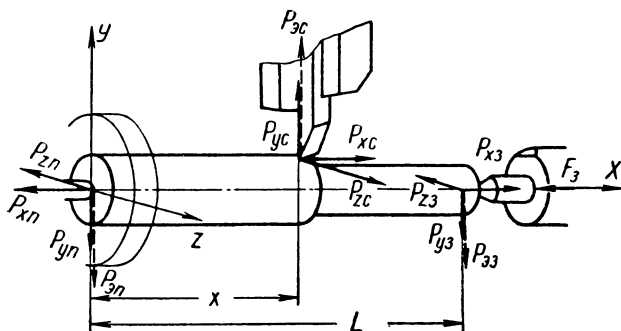


Рис. 5. Схема сил, действующих в процессе точения

На рис. 5 показана схема базирования и схема сил, действующих в процессе резания на деталь, суппорт, переднюю и заднюю бабки. В приведенной схеме не учитывается вес детали и центробежная сила инерции, влияние которых на величину упругого перемещения незначительно.

На суппорт станка непосредственно действуют составляющие силы резания  $P_y$ ,  $P_x$ ,  $P_z$ . Решение системы шести уравнений

$$\left. \begin{aligned} \Sigma X &= 0; & \Sigma M_x &= 0; \\ \Sigma Y &= 0; & \Sigma M_y &= 0; \\ \Sigma Z &= 0; & \Sigma M_z &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

позволяет определить силы, действующие на переднюю и заднюю опоры:

$$P_{yn} = P_y \left( 1 - \frac{x}{L} \right) + \frac{P_x d}{L \cdot 2}; \quad (13)$$

$$P_{xn} = P_x + F_3; \quad (14)$$

$$P_{zn} = P_z \left( 1 - \frac{x}{L} \right); \quad (15)$$

$$P_{yз} = P_y \frac{x}{L} - \frac{P_x d}{L \cdot 2}; \quad (16)$$

$$P_{xz} = -F_s; \quad (17)$$

$$P_{zз} = P_z \frac{x}{L}, \quad (18)$$

где  $F_s$  — сила поджима детали пинолью.

Уравнения (13) — (18) показывают влияние составляющих сил резания на величину проекции сил, действующих на переднюю и заднюю бабки в надлежащих координатных плоскостях. Составляющая  $P_y$  влияет на проекции  $P_{yn}$  и  $P_{yз}$ . При этом действие на переднюю и заднюю опоры меняется в зависимости от координаты  $x$  точки приложения силы резания. Действие составляющей  $P_x$  приводит к возникновению момента  $M_z = \frac{P_x d}{2}$ , разворачивающего деталь в плоскости  $XOY$ . Вследствие этого на задний центр в положительном направлении оси действует сила  $\frac{P_x d}{L \cdot 2}$ , а на передний центр действует такая же сила в отрицательном направлении оси  $Y$ . Действие составляющей  $P_x$  на опоры не зависит от координаты  $x$  и определяется диаметром обрабатываемой ступени и длиной детали. Влияние силы  $P_z$  на проекции  $P_{zn}$  и  $P_{zз}$  зависит от координаты точки приложения силы резания. Сила поджима пиноли  $F_s$  при обработке жестких деталей практически не оказывает влияния на точность диаметральных размеров.

Упругое перемещение на замыкающем звене системы СПИД определяется выражением

$$y = \left(1 - \frac{x}{L}\right) y_n + \frac{x}{L} y_z + y_c + y_d, \quad (19)$$

где  $y_n$ ,  $y_z$ ,  $y_c$ ,  $y_d$  — соответственно упругие перемещения передней и задней бабки, суппорта и детали.

Упругое перемещение каждого из узлов системы СПИД определяется формулой

$$y = \frac{P_s}{j}, \quad (20)$$

где  $P_s$  — эквивалентная сила;

$j$  — жесткость узла в направлении действия эквивалентной силы.

Так как эквивалентная сила возникает как следствие силы резания, то зависимость эквивалентной силы каждого из узлов



системы СПИД от проекции результирующей силы, действующей на узел, можно выразить уравнениями:

$$P_{zc} = k_c P_y + l_c P_x + m_x P_z; \quad (21)$$

$$P_{zn} = \kappa_n P_{yn} + l_n P_{xn} + m_n P_{zn}; \quad (22)$$

$$P_{zs} = \kappa_s P_{ys} + l_s P_{xs} + m_s P_{zs}, \quad (23)$$

где  $P_{zc}$ ,  $P_{zn}$ ,  $P_{zs}$  — эквивалентные силы, действующие на суппорт, переднюю и заднюю бабки;

$\kappa$ ,  $l$ ,  $m$  — коэффициенты, определяющие влияние проекции результирующей силы, действующей на соответствующий узел, на эквивалентную силу.

Заменив в формуле (20)  $P_z$  соответствующим выражением из формул (21), (22), (23), получим уравнения

$$y_c = \frac{\kappa_c}{j_c} P_y + \frac{l_c}{j_c} P_x + \frac{m_c}{j_c} P_z; \quad (24)$$

$$y_n = \frac{\kappa_n}{j_n} P_{yn} + \frac{l_n}{j_n} P_{xn} + \frac{m_n}{j_n} P_{zn}; \quad (25)$$

$$y_s = \frac{\kappa_s}{j_s} P_{ys} + \frac{l_s}{j_s} P_{xs} + \frac{m_s}{j_s} P_{zs}. \quad (26)$$

Отношения  $\frac{k}{j}$ ;  $\frac{l}{j}$ ;  $\frac{m}{j}$  физически определяют величину перемещения узла в направлении эквивалентной силы под действием единичной силы, т. е. силы, равной 1 кГ, приложенной в направлении осей  $Y, X, Z$ .

Подставив в уравнение (19) выражения (24), (25), (26) и преобразовав его относительно составляющих  $P_y$ ,  $P_x$ ,  $P_z$ , получим уравнение, определяющее величину упругого перемещения в зависимости от размеров обрабатываемой детали и координаты точки приложения силы резания:

$$\begin{aligned} y = & P_y \left[ \frac{\kappa_n}{j_n} \left( 1 - \frac{x}{L} \right)^2 + \frac{\kappa_s}{j_s} \frac{x^2}{L^2} + \frac{\kappa_c}{j_c} + \frac{\kappa_d}{j_d} \right] + \\ & + P_x \left[ \frac{\kappa_n}{j_n} \cdot \frac{D(L-x)}{2L^2} + \frac{l_n}{j_n} \left( 1 - \frac{x}{L} \right) + \frac{\kappa_s D x}{2j_s L^2} + \frac{l_c}{j_c} + \frac{l_d}{j_d} \right] + \\ & + P_z \left[ \frac{m_n}{j_n} \left( 1 - \frac{x}{L} \right)^2 + \frac{m_s x^2}{j_s L^2} + \frac{m_c}{j_c} + \frac{m_d}{j_d} \right]. \end{aligned} \quad (27)$$

Если многочлены при составляющих  $P_y$ ,  $P_x$ ,  $P_z$  обозначить соответственно буквами  $A$ ,  $B$ ,  $C$ , то уравнение (27) можно записать в виде

$$y = AP_y + BP_x + CP_z. \quad (28)$$

Из выражения (28) видно, что значение упругого перемещения зависит от величины и направления вектора силы резания

и от реакции системы СПИД на каждую составляющую силы резания. Коэффициенты  $A$ ,  $B$ ,  $C$  физически характеризуют влияние составляющих силы резания на упругое перемещение замыкающего звена и имеют размерность  $\text{мм/кг}$ .

На рис. 6 представлена структурная схема и основные узлы автоматической системы, обеспечивающей комплексное управление размерами статической и динамической настроек на токар-

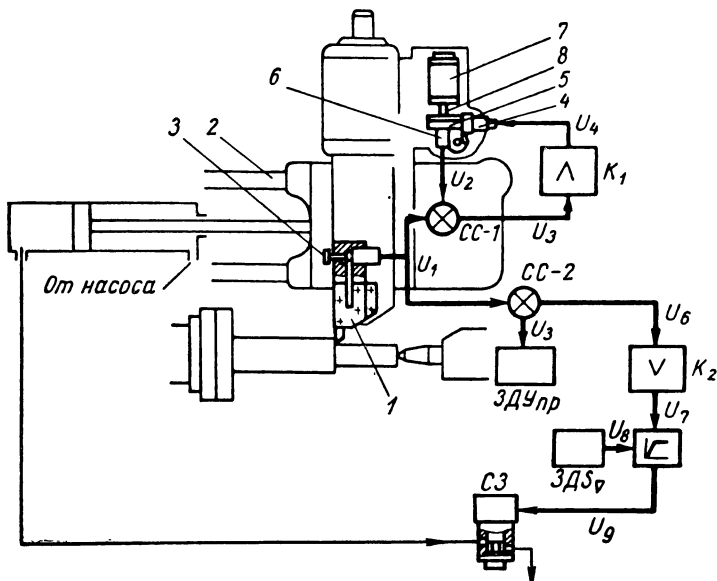


Рис. 6. Структурная схема и основные узлы самонастраивающейся автоматической системы комплексного управления статической и динамической настройкой

нокопировальных станках мод. 1722. Алгоритм работы такой системы имеет следующий вид:

$$A_c = A_p; \Delta A_c = y;$$

$$\lim_{s \rightarrow s_{\max}} s \begin{matrix} \nearrow s_v \\ \searrow s_p - y_{np} \end{matrix} \quad (29)$$

Система состоит из двух контуров, общим элементом которых является динамометрический узел. С помощью динамометрического узла, состоящего из упругого резцедержателя 1 и индуктивного датчика 2, упирающегося в регулировочный винт 3, производится непрерывное измерение размера динамической настройки.

Первый контур представляет собой следящую САУ статической настройки. Он обеспечивает изменение размера  $A_c$  путем

перемещения суппорта в радиальном направлении на величину  $\Delta A_c = A_\partial$ . Перемещения суппорта на малые расстояния осуществляются с помощью реверсивного механизма 5, встроенного в рычаг упора шупа. Для достижения высокой точности малых перемещений в систему введена отрицательная обратная связь. Датчик обратной связи 6, устанавливаемый на рычаге упора соосно со следящим золотником 7, производит измерение поднастроечного перемещения суппорта по смещению шупа 8.

Второй контур представляет собой систему автоматического управления размером динамической настройки с задатчиком предельной величины упругого перемещения  $ЗДУ_{нр}$  и задатчиком наибольшего значения подачи  $ЗДС_\gamma$ . Он обеспечивает в процессе резания автоматический поиск и поддержание оптимального значения продольной подачи. Бесступенчатое регулирование подачи осуществляется следящим золотником СЗ с электроуправлением, встроенным на выходе гидросхемы станка.

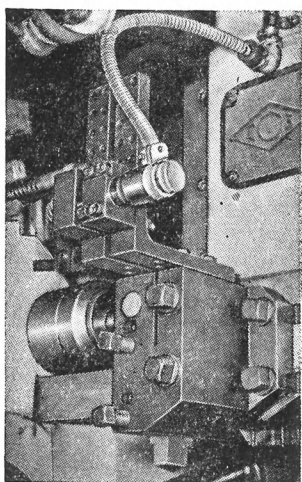


Рис. 7. Общий вид динамометрического узла

С индуктивного датчика 2 на схемы сравнения СС-1, СС-2 непрерывно поступает информация о величине  $y = A_\partial$ . На схему СС-1 поступает также сигнал  $U_2$  от датчика обратной связи 6. Сигнал рассогласования  $U_3$  усиливается ( $K_1$ ) и подается на электродвигатель 4 механизма 5, обеспечивающего регулирование размера статической настройки. На схему СС-2 поступает также от задатчика  $ЗДУ_{нр}$  сигнал  $U_5$ , соответствующий величине  $y_{нр}$ . Сигнал рассогласования  $U_6$  усиливается усили-

телем  $K_2$  и подается через ограничитель ОП подачи на электро-механический преобразователь следящего золотника СЗ. Непрерывное формирование сигнала  $U_9$ , соответствующего критерию оптимального значения продольной подачи, происходит в результате наличия двух задатчиков  $ЗДУ_{нр}$ ,  $ЗДС_\gamma$  и ограничителя ОП.

Решающим фактором, определяющим точность работы системы, является измерение упругого перемещения. В разработанной САУ используется косвенный метод измерения  $y$ . Для станков токарной группы величина относительного упругого перемещения резца и обрабатываемой детали определяется линеаризованным уравнением (28). При косвенном методе величина упругого перемещения определяется через составляющие силы резания в соответствии с уравнением (28).

Расчет динамометрического узла основывается на соотношении коэффициентов  $A$ ,  $B$ ,  $C$ , которое определяется по следующей методике. Составляется система из  $n$  условных уравнений

$$\left. \begin{aligned} y_1 &= AP_{y1} + BP_{x1} + CP_{z1}; \\ y_2 &= AP_{y2} + BP_{x2} + CP_{z2}; \\ . &. . . . . \\ . &. . . . . \\ y_n &= AP_{yn} + BP_{xn} + CP_{zn}. \end{aligned} \right\} \quad (30)$$

$$\sum_{i=1}^n [y_i (AP_{yi} + BP_{xi} + CP_{zi})]^2 = \min.$$

Взяв частные производные выражения по  $A, B, C$  и приравняв их нулю, получим систему линейных нормальных уравнений:

$$\left. \begin{aligned} \sum_{i=1}^{i=n} y_i P_{yi} &= A \sum_{i=1}^{i=n} P_{yi}^2 + B \sum_{i=1}^{i=n} P_{yi} + C \sum_{i=1}^{i=n} P_{yi} P_{zi}; \\ \sum_{i=1}^{i=n} y_i P_{xi} &= A \sum_{i=1}^{i=n} P_{yi} P_{xi} + B \sum_{i=1}^{i=n} P_{xi}^2 + C \sum_{i=1}^{i=n} P_{xi} P_{zi}; \\ \sum_{i=1}^{i=n} y_i P_{zi} &= A \sum_{i=1}^{i=n} P_{yi} P_{zi} + B \sum_{i=1}^{i=n} P_{xi} P_{zi} + C \sum_{i=1}^{i=n} P_{zi}^2, \end{aligned} \right\} \quad (31),$$

$$A = \frac{\Delta_A}{\Lambda}; \quad B = \frac{\Delta_B}{\Lambda}; \quad C = \frac{\Delta_C}{\Lambda}; \quad (32)$$

351

Соотношение коэффициентов  $A$ ,  $B$ ,  $C$ , характеризующее степень влияния составляющих на  $y$ , определяется выражением

$$A:B:C = \Delta_A:\Delta_B:\Delta_C. \quad (33)$$

Значения  $y$  и соответствующие значения  $P_y$ ;  $P_x$ ;  $P_z$  определяются аналитически или экспериментально для различных сечений среза в условиях, соответствующих реальной обработки на станке.

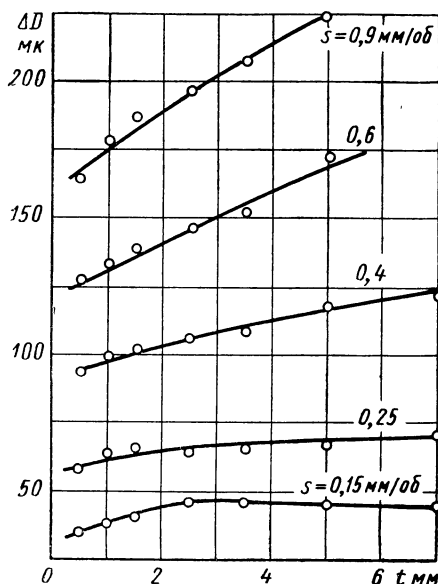


Рис. 8. График зависимости  $\Delta D = f(t, s)$  для станка мод. 1722П

На рис. 8 изображен график зависимости  $\Delta D = f(t, s)$  — удвоенной величины упругого перемещения на замыкающем звене системы СПИД станка 1722П от глубины резания  $t$  в мм и подачи  $s$  в мм/об. Величина упругого перемещения определялась путем обработки ступенчатых деталей из материала сталь 45 длиной  $L = 450$  и диаметром 65 мм. Обточку производили за один проход резцом с механическим креплением трехгранной твердосплавной пластины Т5К10 с  $\varphi = 90^\circ$ ,  $\gamma = 12^\circ$ ,  $\alpha = 7^\circ 30'$ ,  $\varphi' = 10^\circ$ , радиус при вершине резца  $r = 1$  мм. Скорость резания  $v = 80$  м/мин.

Выбранный диапазон изменения глубины резания 0,5—7 мм и подачи 0,15—0,9 мм/об охватывает практически все реальные условия работы станка. Из графика видно, что величина упругого перемещения скачкообразно возрастает уже на малых глубинах резания (0,5 мм). При этом, чем больше подача, тем больше величина  $y$ . На маленьких подачах с увеличением глубины резания происходит незначительное изменение величины упругого перемещения. При  $s = 0,15$  мм/об, начиная с глубины резания 3 мм, наблюдается уменьшение  $y$ . На больших подачах с увеличением  $t$  упругое перемещение резко возрастает, при этом интенсивность возрастания  $y$  увеличивается по мере увеличения подачи.

На рис. 9, а, б и в изображены графики зависимостей составляющих силы резания  $P_y$ ;  $P_x$ ;  $P_z$  от глубины резания  $t$  и подачи  $s$ , полученные экспериментальным путем.

Измерение составляющих сил  $P_y$ ;  $P_x$ ;  $P_z$  производилось с помощью трехкомпонентного динамометра типа УДМ. Условия эксперимента максимально соответствовали условиям, при которых снималась зависимость  $\Delta D = f(t, s)$  — те же режимы, тот же резец, те же заготовки.

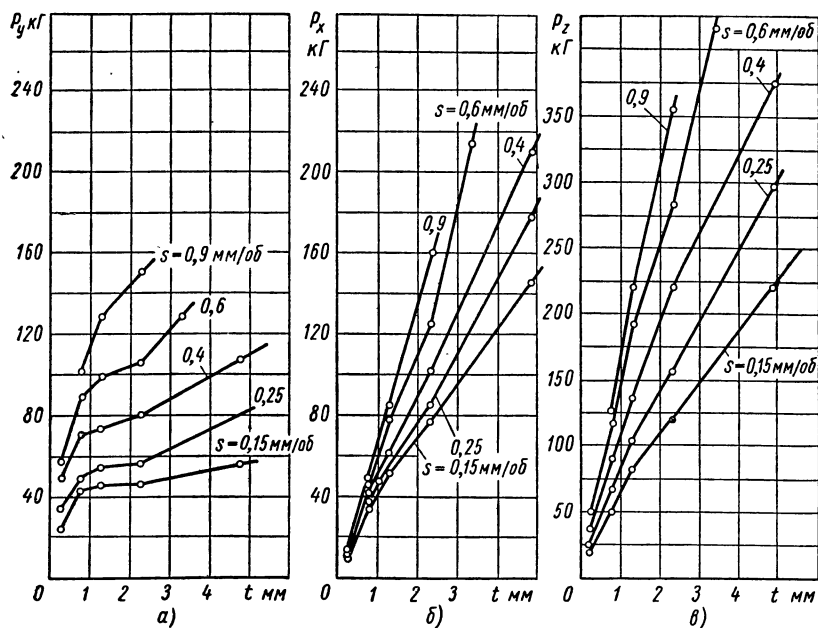


Рис. 9. Зависимости составляющих силы резания  $P_y$ ,  $P_x$ ,  $P_z$  от глубины резания  $t$  и подачи  $s$

Из графиков 9 видно, что с увеличением  $t$  составляющие  $P_x$ ,  $P_z$  монотонно возрастают. На малых подачах соотношение  $\frac{P_x}{P_z}$  при изменении глубины  $t$  практически остается постоянным.

Так, при  $s = 0,15 \text{ мм/об}$   $\frac{P_x}{P_z} = 0,7$ . На больших подачах с возрастанием глубины резания отношение  $\frac{P_x}{P_z}$  увеличивается. Так, при возрастании припуска от  $t = 0,75$  до  $3,5$  и подаче  $s = 0,6$  отношение  $\frac{P_x}{P_z}$  изменяется от  $0,35$  до  $0,53$ .

Радиальная составляющая  $P_y$  резко возрастает при увеличении глубины резания от  $t = 0$  до  $1 \text{ мм}$ , превышая по абсолютной величине составляющие  $P_x$ ,  $P_z$ . Так, при  $t = 0,25$  и  $s = 0,6$  соотношение  $\frac{P_y}{P_z} = 1,13$ ;  $\frac{P_x}{P_y} = 0,22$ , а при  $t = 0,75$   $\frac{P_y}{P_z} = 0,75$ ;

$\frac{P_x}{P_y} = 0,5$ . Однако при дальнейшем увеличении припуска интенсивность роста составляющей  $P_y$  значительно уменьшается. При  $t = 4,75$  и  $s = 0,4$  имеет место соотношение  $\frac{P_y}{P_z} = 0,28$ ;  $\frac{P_x}{P_y} = 1,97$ .

Резкое возрастание составляющей  $P_y$  на глубине  $t$ , не превышающей радиус закругления при вершине резца  $r = 1$  мм, происходит вследствие относительного преобладания силы, действующей по нормали к вспомогательной режущей кромке. Уменьшение интенсивности роста составляющей  $P_y$  при глубине более 1 мм объясняется тем, что с увеличением припуска длина активной части вспомогательной режущей кромки остается фактически неизменной, между тем как длина активной части основной режущей кромки увеличивается.

Соотношение коэффициентов  $A$ ,  $B$ ,  $C$ , полученное после подстановки в систему (31) соответствующих численных значений  $y$  и составляющих  $P_y$ ;  $P_x$ ;  $P_z$ , показывает, что для станка типа 1722 наибольшее влияние на величину упругого перемещения оказывает радиальная составляющая  $P_y$ :

$$A : B : C = 1 : (-0,564) : 0,269.$$

Действие составляющих  $P_y$  и  $P_z$  приводит к увеличению упругого перемещения, а действие составляющей  $P_x$  — к уменьшению перемещения. Уменьшение  $y$  происходит вследствие разворота детали и суппорта.

Совместный анализ зависимостей  $\Delta D = f(t, s)$ ;  $P_y = y(t, s)$ ;  $P_x = x(t, s)$ ;  $P_z = z(t, s)$  позволяет увидеть закономерность характера изменения  $y$ . Идентичность изменения величины упругого перемещения  $y$  и составляющей  $P_y$  подтверждает правильность предыдущих расчетов, свидетельствующих о преобладании влияния составляющей  $P_y$  на величину  $y$ .

Резкое возрастание величины  $y$  на малых глубинах резания происходит вследствие преобладания  $P_y$ , уменьшение интенсивности возрастания  $y$  при  $t > 1$  мм происходит в результате возрастания составляющей  $P_x$ , действие которой направлено на уменьшение  $y$ . На малых подачах ( $s = 0,15$  мм/об), когда  $P_x$  значительно превышает по абсолютной величине  $P_y$ , с увеличением припуска наблюдается даже уменьшение  $y$ . Так как степень влияния составляющей  $P_z$  на  $y$  относительно невелика, то ее действие на величину упругого перемещения становится заметным только при больших сечениях среза, т. е. при больших значениях составляющей.

Таким образом, изложенная методика позволяет вскрыть закономерность изменения упругого перемещения на замыкающем звене системы СПИД и определить влияние каждой из

составляющих силы резания на величину упругого перемещения.

Одной из наиболее сложных задач, возникающих при разработке системы комплексного управления статической и динамической настройкой, является выбор места встройки и создание

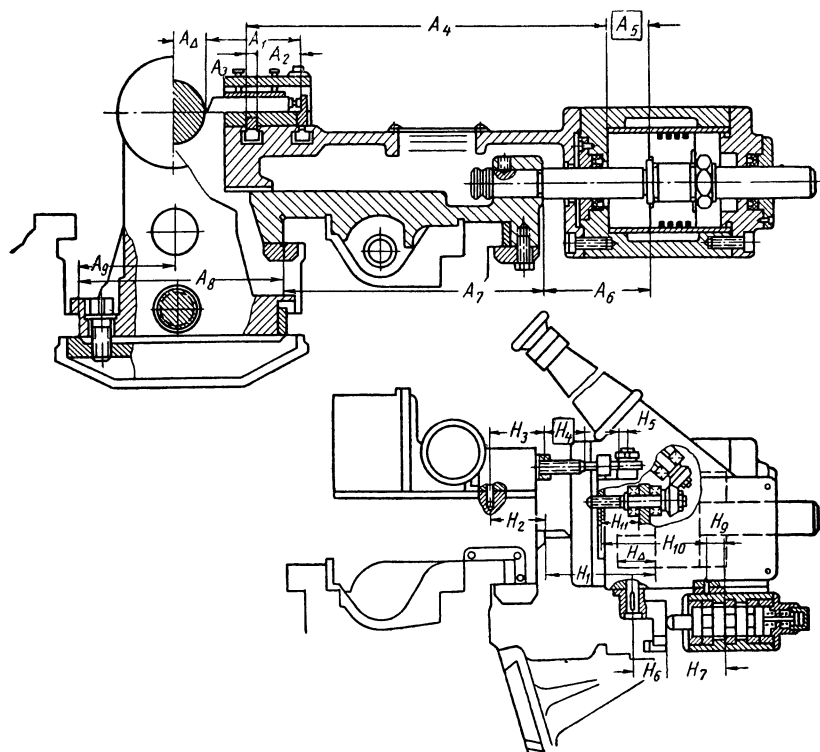


Рис. 10. Размерная цепь системы СПИД токарно-копировального полуавтомата, определяющая радиус обрабатываемой детали

надежного механизма, обеспечивающего точные малые перемещения рабочего органа в противоположных направлениях. На рис. 10 представлена схема размерной цепи гидрокопировального полуавтомата 1722П, определяющая радиус детали:

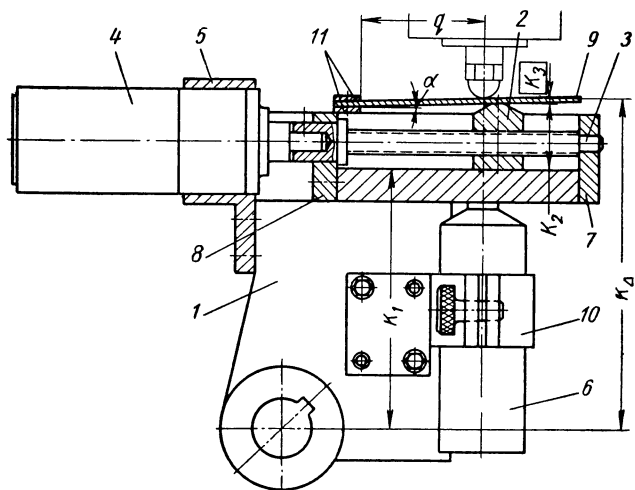
$$A_{\Delta} = -A_1 + A_2 + A_3 - A_4 - \boxed{A_5} + A_6 + A_7 + A_8 - A_9;$$

$$A_5 = H_{\Delta} = H_1 + H_2 - H_3 - H_4 - H_5 - H_6 - H_7 - \\ - H_8 + H_9 + H_{10} - H_{11} + H_{12}.$$

Анализ размерной цепи станка 1722П (см. рис. 10) показывает, что в качестве компенсирующего звена наиболее целесообразно



С этой целью был выбран размер  $H_6$ . При встройке механизма в рычаг упора шупа (см. рис. 6) малые перемещения передаются непосредственно на шуп следящего золотника, минуя промежуточные звенья. Это обеспечивает высокую точность передачи микроперемещения на шуп золотника и позволяет



использовать все преимущества следящего гидропривода станка, являющегося усилителем мощности, для получения устойчивости при обработке малых перемещений поперечными салазками суппорта.

Механизм малых перемещений и схема размерной цепи  $K$ , определяющей размер компенсирующего звена  $H_6 = K_{\Delta}$ , изображен на рис. 11:

$$K_{\Delta} = K_1 + K_2 + \left| \overline{K_3} \right| . \quad (34)$$

В верхней части корпуса рычага 1 проделан прямоугольный паз, в котором перемещается сухарь 2. Перемещение сухаря происходит вследствие вращения винта 3, установленного в двух опорах скольжения 7 и 8. Винт 3 приводится во вращение через муфту от электродвигателя постоянного тока 4, укрепленного на рычаге с помощью разжимной оправки 5. На сухарь 2 опи-

рается стальная пластина 9, консольно закрепленная двумя планками 11. Пластина наклонена под небольшим углом  $\alpha = 3 \div 5^\circ$  относительно нижней направляющей плоскости паза. При вращении винта, вследствие наличия угла наклона сухарь поднимает или опускает стальную пластину, которая, в свою очередь, перемещает щуп следящего золотника.

С помощью разжимной оправки 10 на рычаге 1 устанавливается также индуктивный датчик обратной связи 6. Датчик обратной связи, устанавливаемый соосно со следящим золотником, производит измерение величины поднастроечного перемещения суппорта по смещению пластины в точке ее контакта со щупом.

Величина малого перемещения  $\xi = K_3$ , создаваемая исполнительным механизмом и передаваемая на следящий золотник, определяется формулой

$$\xi = \frac{qh}{\tau \frac{\psi}{4\pi} + q} - h, \quad (35)$$

где  $\tau$  — шаг винта 3;

$\psi$  — угол поворота винта;

$q$  — расстояние оси от золотника до места защемления пластины;

$h$  — разность величины выхода  $H$  сухаря 2 из паза и толщины  $S$  нижней пластинки 11,

$$h = H - S.$$

Уравнение (19) представляет собой частный случай дробно-линейной функции. Весь процесс управления происходит в пределах 1—1,5 оборотов винта. Поэтому при сравнительно малых изменениях аргумента  $\angle \varphi$ , когда  $q > \tau \frac{\psi}{4\pi}$ , зависимость  $\xi = f(\psi)$  можно считать линейной, а передаточное число механизма  $i$  постоянным:

$$i = \operatorname{tg} \alpha_0 = \frac{h}{q}.$$

Регулирование величины  $h$  путем изменения толщины  $S$  нижней планки дает возможность изменять в широком диапазоне передаточное число механизма. В этом заключается одна из его положительных отличительных особенностей.

Анализ гидросхемы станка показал, что наиболее целесообразным вариантом, обеспечивающим управление величиной продольной подачи, является осуществление автоматического дроссельного регулирования скорости подачи на выходе системы. В данной работе в качестве исполнительного устройства, осуществляющего автоматическое регулирование скорости продоль-

ной подачи суппорта, был применен гидравлический следящий золотник с электроуправлением мод. Г68-11. В качестве исполнительного механизма может быть использован также следящий золотник с электроуправлением типа ПЭГ. Следящие золотники с электроуправлением дают возможность управлять при помощи сравнительно малого электрического сигнала большими гидравлическими мощностями. Они обеспечивают плавное изменение

скорости суппорта в пределах всего технологического диапазона рабочих подач. Важным свойством подобных золотников является сочетание высокой чувствительности к изменению входного сигнала с большим быстродействием его отработки.

Схема встройки в станок золотника с электроуправлением изображена на рис. 12.

Золотник установлен на выходе гидросхемы непосредственно за первыми дросселями продольной подачи. При работе станка с САУ первый и второй дроссели продольной подачи полностью открываются, с помощью электромагнита переключается распределительный золотник и весь расход масла с продольного гидроцилиндра поступает в следящий золотник с электроуправлением. Помимо этого на следящий золотник через встроенный дроссель с регуля-

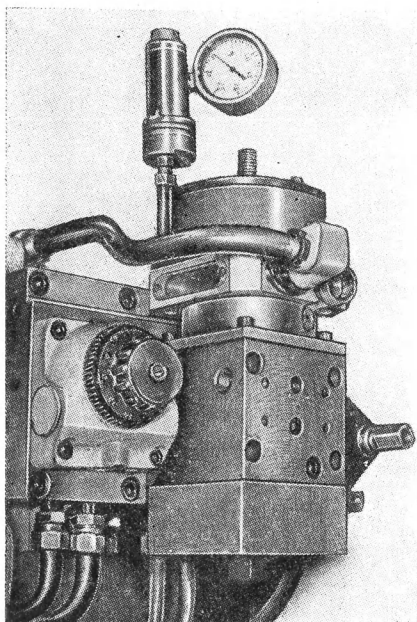


Рис. 12. Встройка следящего золотника в гидросистему токарно-копировального полуавтомата

тором подается также давление управления. Включение и выключение электромагнита производится с помощью тумблера, вынесенного на пульт управления. При такой встройке золотника не нарушается работа гидрокопировальной системы и на станке можно производить обработку как с использованием САУ, так и без САУ обычным способом. При этом время, затрачиваемое на переход с одного режима работы на другой, составляет менее одной минуты.

Для обеспечения надежной работы системы необходимо, чтобы золотник с электроуправлением практически не имел собственной зоны нечувствительности, стабильно и устойчиво работал в условиях переменных нагрузок и скоростей суппорта.

С целью устранения трения покоя, снижения зоны нечувствительности и повышения устойчивости работы золотника на подвижной катушке сделана специальная обмотка, питаемая переменным напряжением с частотой 50 гц. Вследствие этого подвижная часть электромеханического преобразователя, управляющий и основной золотники гидроусилителя совершают малые осциллирующие движения.

В связи с тем, что самонастраивающаяся автоматическая система охвачена обратной связью по силе резания, то изменение температуры или вязкости масла не оказывает влияния

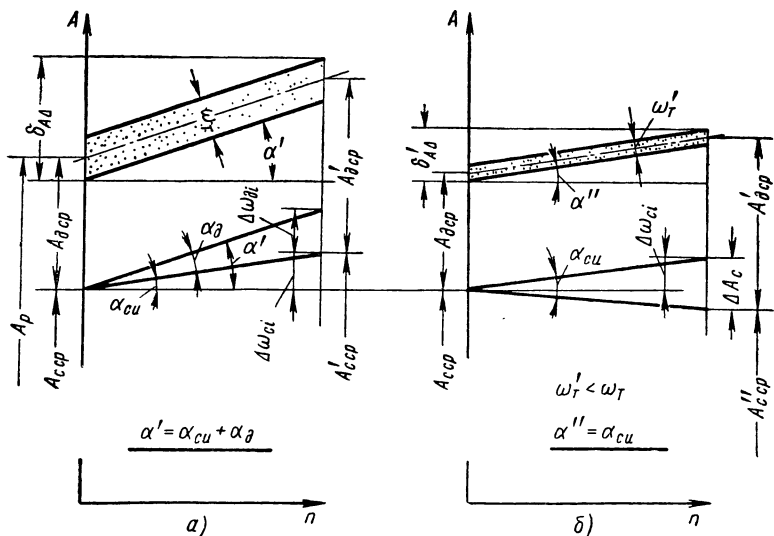


Рис. 13. Теоретическая диаграмма точности размера в партии деталей:  
а — для обычной обработки; б — для обработки с управлением статической настройкой

на точность работы привода подачи. В этом заключается характерная особенность работы бесступенчатого привода в условиях данной САУ.

На рис. 13 изображена теоретическая диаграмма точности для случая обычной обработки (а) и для случая обработки с управлением размером статической настройки (б). Погрешность размеров в партии деталей  $\omega_z$  в общем случае представляет собой сумму погрешностей, порождаемых действием постоянных факторов  $\omega_a$ , действием систематических факторов, изменяющихся по определенному закону  $\omega_n$ , и действием случайных факторов  $\omega_T$ :

$$\omega_z = \omega_a + \omega_n + \omega_T. \quad (36)$$

Смещение мгновенного поля рассеяния  $\omega_T$ , характеризующееся углом  $\alpha'$ , получается не только в результате систематического изменения точности статической настройки, оно происходит также вследствие систематического изменения точности размера динамической настройки.

Постепенное затупление режущего инструмента и возрастание температуры вызывает систематическое увеличение сил резания, а следовательно, и среднего размера динамической настройки от  $A_{\partial cp}$  до  $A'_{\partial cp}$ . Получаемая вследствие этого погрешность динамической настройки

$$\Delta\omega_{\partial i} = A'_{\partial cp} - A_{\partial cp} \quad (37)$$

обуславливает смещение мгновенного поля рассеяния  $\omega_T$  на  $\angle\alpha_{\partial}$ . Затупление режущего инструмента вызывает также увеличение  $\omega_T$  к концу партии деталей в среднем на 15—25%. Погрешность статической настройки, получаемая вследствие размерного износа резца и температурных деформаций

$$\Delta\omega_{ci} = A'_{c cp} - A_{c cp}, \quad (38)$$

вызывает смещение  $\omega_T$  на  $\angle\alpha_{ci}$ .

Таким образом, при обычной обработке, величина поля рассеяния  $\omega_n$  зависит от систематических погрешностей  $\Delta\omega_{\partial i}$ ,  $\Delta\omega_{ci}$  размеров статической и динамической настройки, а  $\angle\alpha$ , характеризующий смещение  $\omega_T$ , представляет собой сумму

$$\angle\alpha = \angle\alpha_{ci} + \angle\alpha_{\partial}. \quad (39)$$

Применение способа управления размера статической настройки обеспечивает повышение точности размеров в партии деталей как за счет сокращения  $\omega_T$ , так и за счет сокращения величины поля рассеяния  $\omega_n$ , порождаемого систематическими факторами, изменяющимися по определенному закону. Сокращение  $\omega'_T < \omega_T$  происходит в результате компенсации приращений  $\Delta y$ , порождаемых случайным колебанием глубины резания или твердости.

Сокращение  $\omega_n$  происходит за счет компенсации систематической погрешности динамической настройки  $\Delta\omega_{\partial i}$ , вызванной затуплением режущего инструмента. При обработке с управлением погрешность размера динамической настройки, так же как при обработке без управления, определяется выражением (37). Однако при управлении влияние  $\Delta\omega_{\partial i}$  на точность размера в партии деталей уменьшается до ничтожно малой величины за счет изменения  $A_c$ . Поэтому средний размер статической настройки в конце партии определяется выражением

$$A''_{c cp} = A_{c cp} + \Delta\omega_{\partial i} - \Delta A_c, \quad (40)$$

где  $\Delta A_c = \Delta \omega_{di}$  — результирующее изменение размера статической настройки.

В результате изменения  $A_c$  на величину приращения упругого перемещения, обусловленную затуплением резца  $\Delta \omega_{di}$ , происходит уменьшение  $\angle \alpha'$  на величину  $\angle \alpha_d$ . Таким образом, при обработке партии деталей с управлением размером статической настройки смещение середины мгновенного поля рассеяния будет определяться углом

$$\alpha'' = \alpha_{cu},$$

получаемым только в результате размерного износа и температурных деформаций. Уменьшение величины мгновенного поля

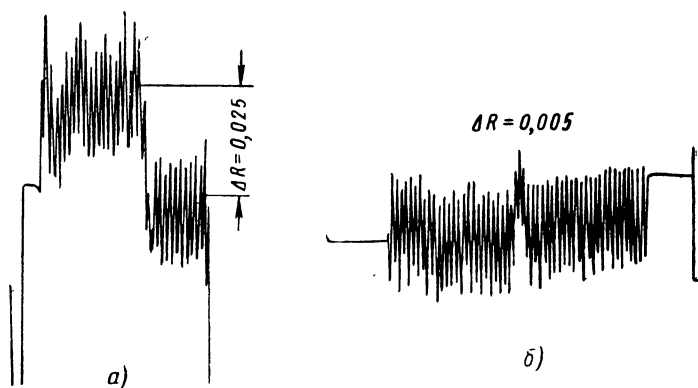


Рис. 14. Профилограммы обработанных поверхностей деталей со ступенчатым возрастанием припуска:

*a* — обработка без управления; *б* — обработка с использованием САУ

рассеяния  $\omega_T' < \omega_T$  и уменьшение угла  $\alpha'' < \alpha'$ , характеризующего его смещение,— все это обеспечивает в совокупности повышение точности размеров в партии деталей.

На рис. 14, *a* показана профилограмма поверхности, полученной в результате обработки заготовки со ступенчатым возрастанием припуска без системы автоматического управления. Перепад диаметров составляет 0,05 мм. Обточку производили при  $s = 0,6$  мм/об;  $v = 80$  м/мин, глубина резания менялась от  $t_1 = 2$  мм до  $t_2 = 6$  мм. На рис. 14, *б* приведена профилограмма поверхности, полученной в результате обработки такой же детали при тех же режимах с системой автоматического управления. Из профилограммы видно, что в результате обработки с управлением перепад диаметров сократился до 0,01 мм, т. е. точность повысилась в 5 раз.

Сущность процесса управления точностью и производительностью обработки путем комплексного управления статической

и динамической настройкой наглядно показывает осциллограмму, приведенная на рис. 15.

Нижние кривые характеризуют соответственно изменение упругого перемещения  $y$  (тонкая линия) и изменение статической настройки  $\Delta A_c$  (жирная линия). Верхняя кривая характеризует изменение величины продольной подачи  $s$ , частота отсчета времени 20 гц. При подводе резца к детали (интервал  $\tau_0\tau_1$ )  $y = 0$ . Размер статической настройки  $A_c = A_p$  не изменяется, а величина продольной подачи поддерживается равной наибольшему значению  $s = s_v$ . В момент  $\tau_1$  происходит врезание и величина  $y$  резко возрастает. В соответствии с изменением  $y$  происхо-

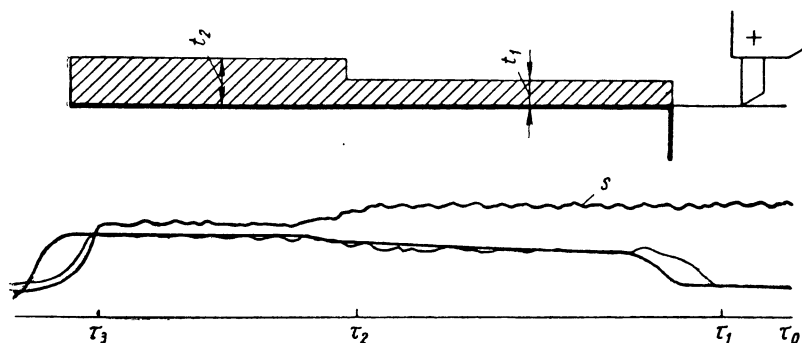


Рис. 15. Осциллограмма процесса комплексного управления статической и динамической настройкой

дит регулирование размера статической настройки на величину, равную упругому перемещению и направленную в противоположную сторону:

$$\Delta A_c = y.$$

На осциллограмме для наглядности изменение  $y$  и размера  $A_c$  записывалось в одном направлении. На детали получается радиальный размер  $A_\Delta = A_p$ . При обточке участка детали с  $t_1 = 2,5$  мм (интервал  $\tau_1\tau_2$ ) величина  $y < y_{np}$ , поэтому продольная подача поддерживается равной наибольшему значению, допускаемому по чистоте  $s = s_v = 0,8$  мм/об. В момент  $\tau_2$  вследствие ступенчатого возрастания глубины резания от  $t_1 = 2,5$  до  $t_2 = 6$  мм происходит добавочное увеличение величины  $y$  и в соответствии с этим происходит дополнительное управление размером  $A_c$ . Однако вследствие того, что величина  $y$  может превысить значение  $y_{np}$  происходит управление продольной подачей в сторону уменьшения до оптимального значения  $s = s_p = 0,62$  мм/об, при котором обеспечивается равенство  $y = y_{np} = \text{const}$ .

Следовательно, при точении участка детали с  $t_2 = 6 \text{ мм}$  (интервал  $\tau_2\tau_3$ ) происходит управление размером динамической настройки.

Таким образом, САУ, осуществляя слежение за величиной упругого перемещения  $y$ , систематически вносит соответствующую поправку в размер статической настройки и путем управления продольной подачей производит управление размером динамической настройки, обеспечивая тем самым получение заданной точности и оптимальной производительности обработки.

## **ВЫВОДЫ**

1. Комплексное управление размерами статической и динамической настройки является одним из эффективных способов повышения точности и производительности механической обработки.

2. Применение способа комплексного управления позволяет создавать самоподнастраивающиеся станки, обеспечивающие автоматическое поддержание точности заданного размера и автоматическую оптимизацию величины продольной подачи.

3. Использование на токарно-копировальном полуавтомате разработанной САУ дает возможность в 3 раза повысить точность диаметральных размеров в партии деталей и на 25—40% уменьшить основное время, затрачиваемое на обработку ступенчатых валиков.

---



## ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ И ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ МНОГОРЕЗЦОВОЙ ОБРАБОТКИ ЖЕСТКИХ ВАЛОВ

**М**ногорезцовые станки наряду с некоторыми другими, например, гидрокопировальными, позволяют осуществлять обработку большинства поверхностей ступенчатых валов за одну установку. Наиболее точные цилиндрические поверхности могут быть образованы несколькими резцами при однократном движении продольного суппорта. Выгодно отличаясь от гидрокопировальных станков совмещением и меньшей длиной проходов, многорезцовые станки имеют и крупный недостаток, ставящий под сомнение целесообразность и эффективность использования многорезцовой обработки, — невысокую точность обработки, не превышающую 5-ый класс точности (0,34—0,40 мм для диаметром 50—120 мм) при черновом точении и 4-ый (0,20—0,23 мм) — при чистовом точении.

Основным фактором, влияющим на точность обработки заготовок со значительным колебанием припуска и физико-механических свойств материала, является непостоянство силы резания, вызывающее изменение положения вершины резца относительно технологических баз обрабатываемых заготовок [1]. Это положение справедливо и для многорезцовой обработки, в процессе которой возникают значительные упругие перемещения, достигающие до 0,2—0,3 мм на радиус. По данным НИИТАВТОПРОМа, непостоянство упругих перемещений, вызванное влиянием ряда случайных (отклонением припуска и твердости материала заготовок от номинального) и систематических (непостоянством жесткости системы СПИД по длине прохода) факторов, составляет от 20% на чистовых и до 70—90% на черновых операциях от общей погрешности обработки. Следовательно, управление упругими перемещениями на *к*-замыкающих звеньях размерных цепей многорезцовой системы СПИД, являющихся радиусами ступеней обрабатываемых валов, содержит большой резерв повышения точности и производительности обработки.

Повышение точности (размера и формы в продольном сечении ступеней) и производительности многорезцовой обработки жестких валов путем управления упругими перемещениями системы СПИД требует исследования принципиальной возможности осуществления автоматической непрерывной поднастройки в процессе обработки одновременно несколькими резцами, работающими в различных условиях, и, в конечном итоге, создания системы автоматического управления (САУ).

Выбор способа поднастройки системы СПИД как объекта регулирования включает выбор регулируемых величин и регули-

рующих воздействий. Регулируемые величины должны отвечать двум требованиям: во-первых, они должны наиболее достоверно отражать ход технологического процесса по рассматриваемым показателям — точности размера и формы к обрабатываемым ступеням валов в продольном сечении и, во-вторых, возможности их измерения в процессе обработки. Кроме этого, к САУ многолезцового станка есть дополнительное требование, выполнение которого может стать решающим фактором при практической реализации разрабатываемой САУ. Это независимость конструкции САУ от числа резцов, устанавливаемых на суппорте станка.

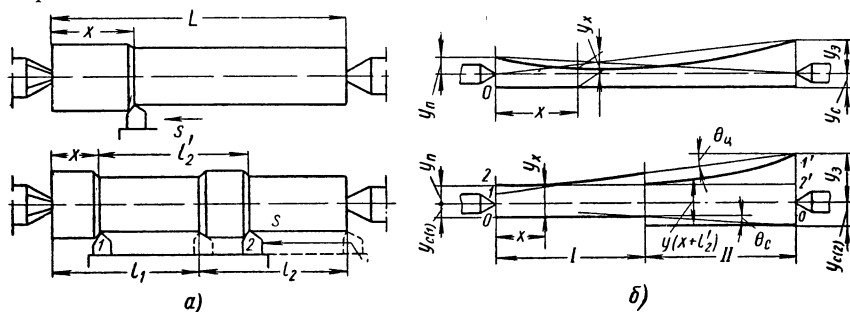


Рис. 1. Схема образования погрешностей обрабатываемых валов:  
а — схема обработки; б — схема образования погрешностей

Исходя из этих требований, проведем анализ процесса возникновения упругих перемещений в ходе многолезцовой обработки жестких валов.

Рассмотрим наиболее простую схему обработки жесткого вала с одновременным врезанием и выходом резцов (нижняя схема рис. 1, а).

Любая сложная схема с неодновременным врезанием и выходом резцов может быть образована на основе простой схемы путем добавления или исключения части резцов по отношению к первоначально принятым по длине прохода.

Действие сил резания вызывает упругие перемещения центров передней  $y_n$  и задней  $y_z$  бабок и суппорта с резцами  $y_c$ . Упругое перемещение, возникающее на замыкающем звене рассматриваемой размерной цепи системы СПИД, будет равно сумме перемещений центров  $y_4$  и суппорта  $y_c$  (собственные деформации обрабатываемой детали не учитываются из-за их малости).

При врезании ось центров займет положение 1—1' (нижняя схема, рис. 1, б). По мере перемещения суппорта с резцами ось центров будет перемещаться и поворачиваться, заняв в конце прохода при  $x = 0$  положение 2—2'. Уравнение траектории

точек, лежащих на оси центров в сечении  $x + \sum_{\kappa=2}^{\kappa} l'_{\kappa}$  и перемещающихся со скоростью продольной подачи, будет

$$y_u = y_n + (y_s - y_n) \frac{x + \sum_{\kappa=2}^{\kappa} l'_{\kappa}}{l}, \quad (1)$$

где  $x$  — расстояние от начала координат (левого торца детали) до вершины 1-го резца;

 $l'_k$  — расстояние между резцами  $k$  и  $k - 1$ ;

$L$  — длина детали;

$K$  — количество участвующих в работе резцов.

Значение ординаты  $y_{\kappa}$  соответствует упругому перемещению центров в сечении  $x + \sum_{\kappa=2}^n l'_{\kappa}$ . Упругое перемещение на замыкающих звеньях  $\kappa$ -размерных цепей многорезцово́й системы СПИД составит:

$$\left. \begin{aligned} y_{(x)} &= y_n + (y_s - y_n) \frac{x}{L} + y_{c(x)} - 1\text{-я ступень;} \\ y_{(x+l'_2)} &= y_n + (y_s - y_n) \frac{x+l'_2}{L} + y_{c(x+l'_2)} - 2\text{-я ступень;} \\ . &. . . . . \\ y_{\left(x+\sum_{\kappa=2}^{\kappa} l'_{\kappa}\right)} &= y_n + (y_s - y_n) \frac{x+\sum_{\kappa=2}^{\kappa} l'_{\kappa}}{L} + \\ &+ y_{c\left(x+\sum_{\kappa=2}^{\kappa} l'_{\kappa}\right)} - \kappa\text{-я ступень.} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

Рассматривая упругие перемещения суппорта с резцами  $y_{c(x)}$ ,  $y_{c(x+l_2)}$ , ...,  $y$  в сечениях, проходящих через вершины 1, 2,

$$c\left(x + \sum_{\kappa=2}^{\kappa} l'_{\kappa}\right)$$

..., к резцов, можно считать (в случае малости колебаний упругих перемещений резцов относительно резцедержателей в плоскости образования размеров при обработке ступеней с различным припуском), что суппорт поворачивается на угол  $\theta_c$  (нижняя схема (рис. 1, б) вокруг мгновенного центра поворота. Незначительность упругих перемещений резцов (меньше 0,001 мм) была показана в работе С. А. Тиллеса [2]. Как пока-

зали эксперименты, мгновенный центр поворота суппорта располагается преимущественно слева от суппорта. Следовательно,

$$y_{c(x)} < y_{c(x+l'_2)} < \dots < y_{c\left(x+\sum_{\kappa=2}^{\kappa} l'_{\kappa}\right)}.$$

При многорезцовой обработке вала с постоянной глубиной резания по длине ступеней их образующие представляют плавные кривые (см. нижнюю схему (рис. 1, б), описываемые уравнением (1). При обработке вала одного диаметра методом «деления длины обработки» с одновременным врезанием и выходом резцов образующая вала не будет представлять непрерывную плавную кривую, как при однорезцовой обработке (верхняя схема на рис. 1, б), а будет состоять из нескольких участков, число которых равно количеству участвующих в работе резцов.

Так как жесткость системы СПИД в сечениях заготовки у передней бабки обычно больше, чем у задней, то упругое перемещение на замыкающем звене  $\kappa - 1$  всегда меньше перемещения на замыкающем звене  $\kappa$ , т. е.  $y_{(x)} < y_{(x+l'_2)} < \dots < y_{(x+\sum_{\kappa=2}^{\kappa} l'_{\kappa})}$ .

Изменение количества резцов, одновременно находящихся в работе, приводит к резкому скачкообразному изменению эквивалентных сил, а следовательно, к такому же изменению упругих перемещений узлов системы СПИД и появлению излома образующих ступеней. Число изломов образующей  $\kappa$ -й ступени равно числу изменений в количестве одновременно работающих резцов, происходящих за время обработки  $\kappa$ -й ступени. Каждый участок образующей  $\kappa$ -й ступени обрабатываемого вала с равномерным распределением припуска по длине описывается типовым уравнением (2). При обработке участков ступеней постоянным числом резцов изменение сил резания, вызванное отклонением припуска и твердости материала по длине прохода, приводит к дополнительному искажению образующих указанных участков.

При обработке партии заготовок поле рассеяния размеров, обусловленное действием случайных доминирующих факторов (припуска и твердости), составит

$$\omega_T \left( x + \sum_2^{\kappa} l'_{\kappa} \right) = 2\Delta y \left( x + \sum_2^{\kappa} l'_{\kappa} \right) = 2 \left[ y^{\kappa\delta} \left( x + \sum_2^{\kappa} l'_{\kappa} \right) - y^{\kappa\mu} \left( x + \sum_2^{\kappa} l'_{\kappa} \right) \right].$$

Здесь  $y^{\kappa\delta}_{\left(x+\sum_2^{\kappa} l'_{\kappa}\right)}$  — упругое перемещение на замыкающем звене  $\kappa$ -размерной цепи многорезцовой системы СПИД в рассматриваемом сечении, возникающее при обработке заготовки с наибольшим припуском и наибольшей твердостью материала;

$y_{\left(x+\sum_{\kappa=2}^{\kappa} l'_{\kappa}\right)^{NM}}$  — упругое перемещение, возникающее при обработке заготовки с наименьшим припуском и твердостью материала.

Наибольшее значение погрешности размера динамической настройки наблюдается в сечениях с наименьшей жесткостью, т. е. у задней бабки.

Точность формы ступеней в продольном сечении определяется точностью поддержания полученного в момент врезания размера замыкающего звена  $A_{\Delta\kappa}$  по длине ступени. Если пренебречь погрешностью установки, то изменение размера замыкающего звена  $A_{\Delta\kappa}$  из-за изменения размера динамической настройки происходит по закону, выраженному уравнением (2). Следовательно, задача автоматической поднастройки многорезцовой системы СПИД заключается в получении в момент врезания размеров, равных заданным рабочим настроечным размерам  $A_{p(\kappa)}$  на всех обрабатываемых ступенях независимо от припуска и твердости материала заготовок и в поддержании полученных размеров по длине прохода в условиях непостоянства жесткости системы СПИД, переменного количества участвующих в работе резцов, случайного распределения припуска и твердости материала на отдельных ступенях и других факторов.

Запишем уравнение (2) в виде

$$y_{\left(x+\sum_{\kappa=2}^{\kappa} l'_{\kappa}\right)} = y_n + (y_s - y_n) \frac{x}{L} + (y_s - y_n) \frac{\sum_{\kappa=2}^{\kappa} l'_{\kappa}}{L} + y_{c\left(x+\sum_{\kappa=2}^{\kappa} l'_{\kappa}\right)} + y_{c(x)} - y_{c(x)}$$

или

$$y_{\left(x+\sum_{\kappa=2}^{\kappa} l'_{\kappa}\right)} = \left[ y_n + (y_s - y_n) \frac{x}{L} + y_{c(x)} \right] + (y_s - y_n) \times \times \frac{\sum_{\kappa=2}^{\kappa} l'_{\kappa}}{L} + \left[ y_{c\left(x+\sum_{\kappa=2}^{\kappa} l'_{\kappa}\right)} - y_{c(x)} \right]. \quad (3)$$

Первая часть уравнения (3) есть упругое перемещение на первом замыкающем звене в сечении  $x$ , т. е.

$$y_n + (y_s - y_n) \frac{x}{L} + y_{c(x)} = y_{(x)}.$$

Третью часть уравнения (3) можно представить в виде

$$y_{c\left(x+\sum_{\kappa=2}^{\kappa} l'_{\kappa}\right)} - y_{c(x)} = -\operatorname{tg} \theta_c \sum_{\kappa=2}^{\kappa} l'_{\kappa},$$

где  $\theta_c$  — угол поворота суппорта.

Таким образом, уравнение (3) может быть записано для замыкающих звеньев  $k$ -размерных цепей системы СПИД:

[illegible]

Анализ уравнения (4) показывает, что точность размера и формы в продольном сечении ступеней жесткого вала, обрабатываемого  $\kappa$  резцами продольного суппорта, могут быть определены мгновенными значениями трех параметров: 1) упругим перемещением системы СПИД в сечении  $x - y_{c(x)}$ ; 2) углом поворота оси центров  $\theta_u$ , определяющих положение обрабатываемой заготовки в плоскости образования размеров; 3) углом поворота суппорта с резцами ( $\theta_c$ ), определяющего координаты точек образующих каждой ступени вала относительно действительного положения оси центров в указанной плоскости.

Число параметров, характеризующих ход процесса обработки, может быть сведено к трем, независимо от количества и расположения резцов в наладке (при условии пренебрежения упругими перемещениями резцов относительно резцедержателей). Использование указанных параметров (всех или части, например,  $y_{(x)}$  и  $\theta_c$ ) в качестве управляемых величин дает возможность создать САУ для многорезцовой обработки практически любым количеством резцов, установленных на продольном суппорте станка. Работа резцов поперечного суппорта будет сказываться на изменении положения обрабатываемой детали в пространстве как обычное входное возмущающее воздействие, на которое система должна реагировать соответствующим образом.

Так как размер замыкающего звена равен сумме размеров статической и динамической настроек (размер установки не учитываем), то

$$A_{\Delta\left(x+\sum_{\kappa=2}^{\kappa} l'_{\kappa}\right)} = A_{c\left(x+\sum_{\kappa=2}^{\kappa} l'_{\kappa}\right)} + y_{(x)} + (\operatorname{tg} \theta_u - \operatorname{tg} \theta_c) \sum_{\kappa=2}^{\kappa} l'_{\kappa}.$$

Постоянство размеров  $A_{\Delta\left(x+\sum_{\kappa=2}^{\kappa} l'_{\kappa}\right)}$  в процессе обработки партии деталей может быть достигнуто в том случае, если удастся обеспечить по длине прохода и от детали к детали стабилизацию размера динамической настройки  $y_{(x)}$  и равенство углов относительных поворотов оси центров и суппорта, т. е. выполнить два условия:  $y_{(x)} = \operatorname{const}$  и  $\theta_c = \theta_u$ .

Выполнение указанных условий может быть обеспечено путем реализации способа поднастройки многорезцовой системы СПИД в процессе обработки, заключающегося в стабилизации размера динамической настройки  $y_{(x)}$  путем изменения продольной подачи и в компенсации отклонений размеров динамической настройки  $y_{(x+l'_2)}$ ,  $y_{\left(x+\sum_{\kappa=2}^{\kappa} l'_{\kappa}\right)}$ , возникающих в процессе обработ-

ки как из-за изменения припуска, числа резцов, жесткости и т. д., так и вследствие изменения продольной подачи, внесением соответствующих поправок в размеры статической настройки  $A_{c(x+l'_2)}$ , ...,  $A_{c\left(x+\sum_{\kappa=2}^{\kappa} l'_{\kappa}\right)}$  путем изменения углового положения суппорта с резцами.

Внесением указанных поправок обеспечивается эквидистантное движение резцов на расстояниях  $A_{\Delta 1}$ ,  $A_{\Delta 2}$ , ...,  $A_{\Delta \kappa}$  относительно подвижной оси обрабатываемой заготовки. На рис. 2, а показано положение суппорта с резцами относительно подвижной оси центров в начале прохода и на рис. 2, б — в конце прохода при выполнении обработки с поднастройкой.

В общем случае центр поворота 1 (рис. 2) суппорта может быть расположен произвольно по отношению к резцам наладки. Для простоты настройки, уменьшения диапазона изменения продольной подачи и сокращения погрешности от способа поднастройки поворот должен осуществляться вокруг центра оси или совпадающего с осью  $OZ$ , или расположенного в плоскости  $YOZ$  с началом координат на вершине 1-го резца (со стороны передней бабки).

С целью определения принципиальной возможности реализации предложенного способа поднастройки многорезцовой системы СПИД были проведены предварительные эксперименты, в ходе которых определялись также параметры, необходимые

для проектирования элементов системы управления (диапазоны изменения регулируемых величин: упругого перемещения  $y(x)$  относительного поворота оси центров и суппорта и ожидаемые диапазоны изменения управляющих воздействий: продольной подачи и угла поворота суппорта).

Для осуществления поднастройки многорезцово́й системы СПИД при обработке жестких валов без автоматического управления необходимо знание реакции технологической системы на воздействие входных факторов (глубины резания) в различных условиях, определение необходимых поправок и внесение их вручную. В работе использован расчет поправок на основе

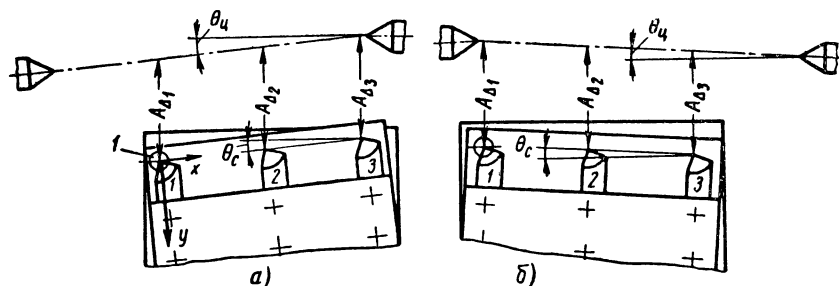


Рис. 2. Схема поднастройки многорезцово́й системы СПИД

( $y_x = \text{const}$ ,  $\theta_c = \theta_u$ ):

а — в начале прохода; б — в конце прохода

экспериментальной упругой характеристики (зависимости упругих перемещений от глубины резания и подачи), полученной при трехрезцовой обработке вала на станке мод. 1620 в следующих условиях: заготовка из прутка, материал — сталь 45; диаметр ступеней  $d_1 = d_2 = d_3 = 60 \div 80$  мм, длина заготовки 360 мм, длина ступеней  $l_1 = l_2 = l_3 = 96$  мм; резцы сборные конструкции ВНИИ с механическим креплением сменной клиновой вставки из твердого сплава Т15К6, главный угол в плане  $\varphi = 45^\circ$ ; режимы обработки: глубина резания  $t = 1 \div 3,5$  мм (с целью сокращения объема экспериментов для всех ступеней было принято  $t_1 = t_2 = t_3$ ), продольная подача  $s = 0,16 \div 0,44$  мм/об; скорость резания 80—95 м/мин.

Упругие характеристики снимались для четырех сечений каждой ступени вала. На рис. 3 показаны упругие характеристики первого (у передней бабки) и четвертого (у задней бабки) сечений первой ступени для подач 0,2; 0,3 и 0,44 мм/об. Близкие этим зависимости получены и на 2-й и 3-й ступенях.

Экспериментальные характеристики подтвердили выводы, сделанные в результате теоретического анализа особенностей возникновения упругих перемещений при многорезцовой обработке жестких валов. Обработка с внесением поправок вручную



для каждого сечения подтвердила возможность значительного сокращения поля рассеяния диаметральных размеров и погрешности формы в продольном сечении, обусловленных колебанием припуска заготовок и неравномерностью жесткости системы СПИД по длине прохода. При обработке группы заготовок с полем рассеяния диаметральных размеров  $\omega_z = 4 \text{ мм}$  подача изменялась в пределах  $0,16\text{—}0,55 \text{ мм/об}$ , а поправки размеров статической настройки второго и третьего резцов составляли соответственно  $0,01\text{—}0,03$  и  $0,01\text{—}0,06 \text{ мм}$ .

Для осуществления автоматической поднастройки по указанному способу необходимо наличие непрерывной информации о

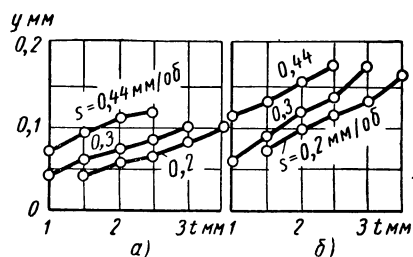


Рис. 3. Упругая характеристика много-  
резцовой системы СПИД:

а — I ступень; б — II ступень

величинах упругого перемещения  $y(x)$ , угла поворота подвижной оси центров  $\theta_u$  и угла поворота суппорта  $\theta_c$ . Непосредственное измерение указанных величин в процессе обработки практически не представляется возможным. Если пренебречь погрешностью установки, то относительное изменение положения обрабатываемой детали и суппорта под действием сил резания может

быть определено с помощью измерения упругих перемещений переднего ( $y_n$ ) и заднего ( $y_z$ ) центров и верхней части 1 (рис. 4) специального суппорта относительно основания 2 ( $y_{c(A)}$ ) в сечении, находящемся на расстоянии  $A$  от центра поворота 3. Тогда значения рассматриваемых величин определяются на основании следующих уравнений:

$$y(x) = \kappa_u \left[ y_n + (y_z - y_n) \frac{x'}{L} \right]; \quad (5)$$

$$\operatorname{tg} \theta_u = \frac{y_z - y_n}{L}; \quad (6)$$

$$\operatorname{tg} \theta_c = \kappa_c \operatorname{tg} \theta_{cn} = \kappa_c \frac{y_{c(A)}}{A}, \quad (7)$$

где  $\kappa_u$  — коэффициент, равный отношению  $\frac{y_u}{y_{c(x)}}$ ; здесь  $y_u$  — средняя жесткость центров.

При этом должно быть:

$$y(x) = y_n + (y_z - y_n) \frac{x}{L} + y_{c(x)} = \kappa_u \left[ y_n + (y_z - y_n) \frac{x'}{L} \right],$$

т. е. в любой момент времени сигнал, пропорциональный сумме упругих перемещений центров и суппорта, должен быть равен

сигналу, пропорциональному упругому перемещению, определяемому по уравнению (5).

Угол поворота суппорта  $\theta_c$  может быть определен на основании измерения упругого перемещения  $y_{c(A)}$  верхней части суппорта при его повороте на угол  $\theta_{cn}$  относительно основания при условии наличия линейной зависимости ( $\kappa_c = \text{const}$ ) между относительными поворотами суппорта и  $i$ -го звена (верхней части суппорта).

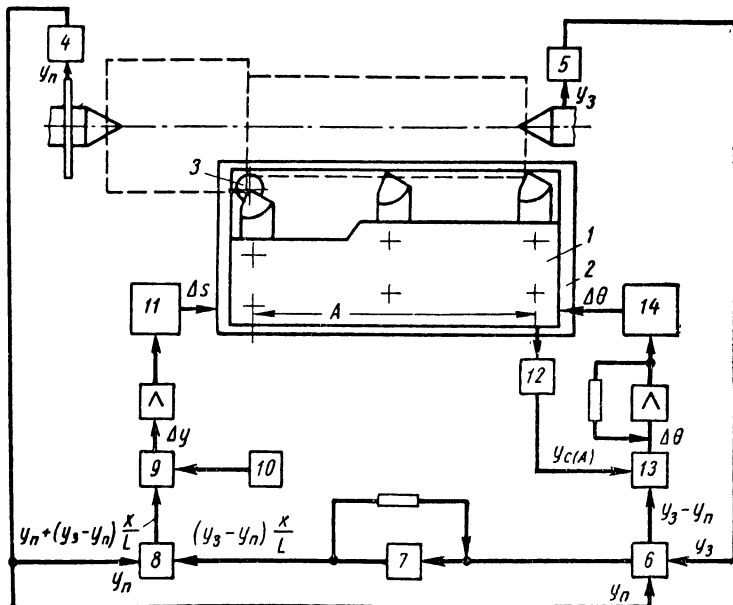


Рис. 4. Блок-схема двухконтурной САУ

Таким образом, получение информации о трех величинах ( $y(x)$ ,  $\theta_u$  и  $\theta_c$ ) может быть осуществлено с помощью измерения следующих четырех величин:  $y_n$ ,  $y_z$ ,  $x'$ ,  $y_{c(A)}$  и выполнения соответствующих вычислительных операций на основании вышеприведенных уравнений.

На рис. 4 представлена блок-схема двухконтурной САУ, необходимой для осуществления поднастройки многолезвовой системы СПИД в процессе обработки жестких валов. Сигналы датчиков 4 и 5, измеряющих упругие перемещения центров передней  $y_n$  и задней  $y_z$  бабок в плоскости образования размеров, поступают на вход вычислительного устройства 7. В вычислительном устройстве 7 сигнал, равный разности перемещений заднего и переднего центров, умножается на переменный коэффициент  $\frac{x'}{L}$  и подается на вход вычислительного устройства 8,

где осуществляется операция сложения. Носителем программы изменения коэффициента  $x'$  является плоский копир, перемещающийся вместе с продольным суппортом. Сигнал, пропорциональный упругому перемещению  $y_{(x)}$ , сравнивается в сравнивающем устройстве 9 с заданным задатчиком 10, усиливается и подается на вход исполнительного устройства 11, являющегося приводом подачи.

Датчик 12 измеряет упругое перемещение верхней части 1 специального суппорта относительно основания 2. Сигнал, пропорциональный углу поворота суппорта, сравнивается в устройстве 13 с сигналом, пропорциональным углу поворота оси центров. Сигнал рассогласования усиливается и подается на исполнительное устройство 14, осуществляющее поворот верхней части суппорта, несущего резцы, на необходимый угол компенсации.

Первый контур САУ является системой автоматической стабилизации, так как задающее воздействие (заданное упругое перемещение) представляет собой известную постоянную величину.

Второй контур является следящей системой, так как в качестве задающего воздействия использован угол  $\theta_y$ , определяющий положение заготовки в плоскости образования размеров и представляющий заранее неизвестную функцию времени.

Проектирование специального многорезцового суппорта произошло с учетом следующих требований.

1. Суппорт должен быть достаточно жестким и вибростойким при обработке жестких валов в следующих условиях: колебание припуска до 5 мм, диапазон изменения величины продольной подачи 0,16—0,6 мм/об, главный угол резцов в плане  $\varphi = 45 \div 60^\circ$ , радиус закругления вершины резца 2—5 мм (в зависимости от требований к шероховатости поверхности) при длине вспомогательной режущей кромки  $l_1 = 0,7$  мм.

2. Измерение в процессе обработки величины упругого перемещения верхней части суппорта относительно основания должно быть достаточно точно.

3. Возможность осуществления в процессе обработки малых точных поворотов верхней части плиты с резцами относительно основания в двух направлениях — на деталь и от детали. Диапазон поворотов 0,01—0,1 мм на плече 150—200 мм.

Общий вид многорезцового суппорта, установленного на токарном станке мод. 1620 вместо резцовых салазок, показан на рис. 5, схема — на рис. 6.

Суппорт выполнен в виде основания 1 (рис. 5), на котором устанавливается верхняя плита 2 с резцами. Поворот плиты 2 относительно основания осуществляется вокруг оси 3 с помощью специального механизма, состоящего из двигателя 4, редуктора 5 и собственного механизма поворота 6.

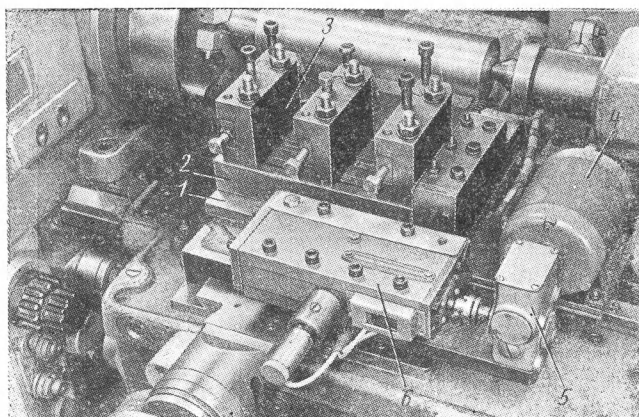


Рис. 5. Общий вид специального многорезцового суппорта

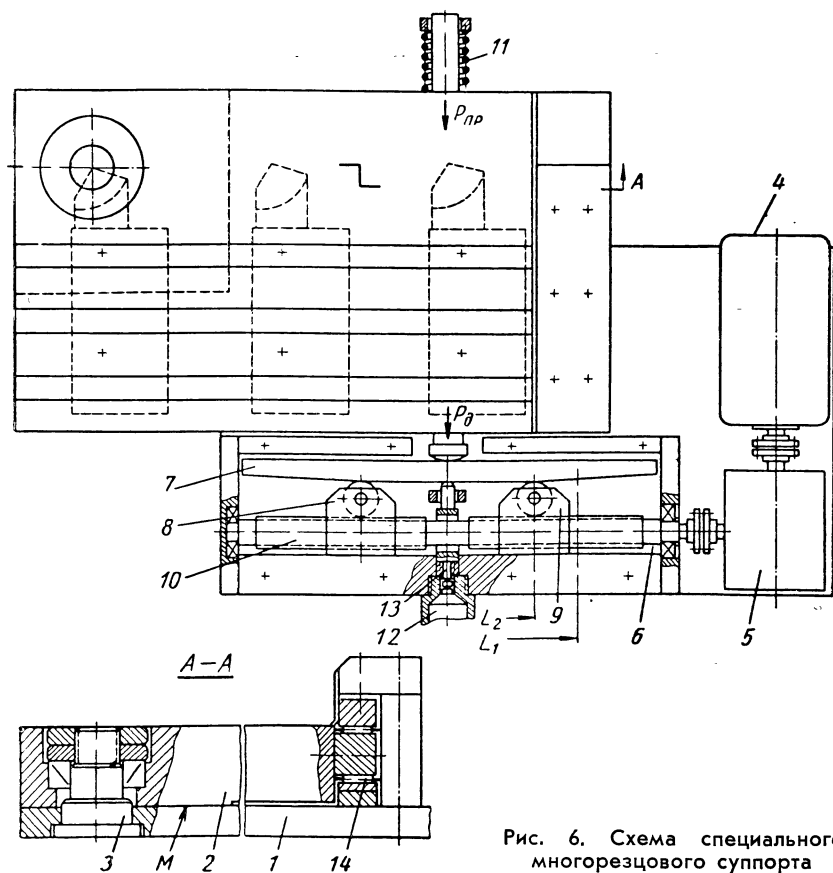


Рис. 6. Схема специального многорезцового суппорта

Упругий элемент 7 (рис. 6) механизма поворота выполнен в виде балки прямоугольного сечения, представляющего собой двусторонний клин ( $\alpha = 0,01$ ). Изменения расстояния между опорами 8 и 9, происходящие при вращении винта 10 с правой и левой резьбой, приводят не только к изменению жесткости механизма поворота, но и к перемещению балки в радиальном направлении. Такая форма упругого элемента обеспечивает требуемую скорость и точность поднастройки без большого предварительного натяга, создаваемого пружиной 11. Измерение перемещений плиты 2 относительно основания 1 производится индуктивным датчиком 12 посредством подпружиненного штока 13. Перемещение плиты 2 происходит по площадке М и роликовым направляющим 14.

Жесткость упругого элемента, угол скоса клина, величина компенсации и расстояние, на которые перемещаются опоры при поднастройке, связываются следующим уравнением третьей степени в канонической форме:

$$\frac{P_{\partial} L_2^3}{48EJ} - \frac{P'_{np} L_1^3}{48EJ} - L_1 \frac{\alpha}{2} + L_2 \frac{\alpha}{2} + \Delta = 0, \quad (8)$$

где  $P_{\partial}$  — сила, передаваемая на упругий элемент; здесь

$$P_{\partial} = P'_{рез} + P'_{np} = (P_{рез} + P_{np})(1 + f_{тр});$$

$P_{рез}$  — сила, действующая на клин, от сил резания;

$P_{np}$  — сила натяга пружины;

$f_{тр}$  — коэффициент трения в направляющих;

$L_1$  — расстояние между опорами в начале поднастройки;

$L_2$  — расстояние между опорами в конце поднастройки;

$E$  — модуль упругости первого рода;

$J$  — момент инерции упругого элемента;

$\alpha$  — угол скоса клина упругого элемента;

$\Delta$  — необходимая величина компенсации.

Время отработки сигнала рассогласования (в секундах)

$$\tau = \frac{L_1 - L_2}{2t_{\partial}n_{\partial}}, \quad (9)$$

где  $t_{\partial}$  — шаг винта 10 (см. рис. 6);

$n$  — скорость вращения винта в об/сек.

Размер переходного участка детали

$$\Delta_{1\partial} = \frac{sn_{ум}\tau}{60}, \quad (10)$$

где  $s$  — подача суппорта в мм/об;

$n_{ум}$  — скорость вращения шпинделя в об/мин.

Решение уравнения (8) относительно жесткости элемента  $j_0 = \frac{48EI}{L^3}$  и угла скоса клина  $\alpha$  имеет простой вид. Нахождение расстояний  $L_1$  или  $L_2$  несколько сложнее и может быть осуществлено с помощью формулы Кардана. В этом случае уравнение (8) необходимо привести к виду

$$L^2 + 3PL + 2q = 0. \quad (11)$$

Если необходимо определить  $L_2$ , то

$$P = \frac{\alpha}{3} \cdot \frac{48EJ}{2P_0}; \quad (12)$$

$$q = \frac{48EJ}{2P_0} \left( \Delta - \frac{\alpha}{2} L_1 - \frac{P'_{np} L^3}{48EJ} \right). \quad (13)$$

Если дискриминант  $D = q^2 + p^3 > 0$ , то уравнение (10) имеет одно действительное решение:

$$L_2 = \sqrt[3]{-q + \sqrt{q^2 + p^3}} + \sqrt[3]{-q - \sqrt{q^2 + p^3}}. \quad (14)$$

Допустим, что необходимо рассчитать время обработки  $\tau$  сигнала наибольшего рассогласования при врезании и размер переходного участка детали  $\Delta_{lg}$  для условий трехрезцовый обработки вала. Глубина резания  $t = 3$  мм, подача в момент врезания  $s = 0,20$  мм/об, скорость резания  $v = 90$  м/мин ( $n_{шп} = 450$  об/мин),  $\varphi = 45^\circ$ ,  $P'_{рез} = 300$  кГ,  $P'_{np} = 90$  кГ, расстояние между опорами в начальный момент 100 мм, размеры упругого элемента  $b \times h = 3,05 \times 1,1$  см, момент инерции  $J = 0,34$  см<sup>4</sup>, угол скоса клина  $\alpha = 0,01$ , величина наибольшего рассогласования  $\Delta = 0,1$  мм.

1. По формулам (12) и (13) находим значения  $P$  и  $q$ :  $P = 1,4 \cdot 10^2$ ;  $q = 1,9 \cdot 10^3$ .

2. Дискриминант равен  $6,32 \cdot 10^6 > 0$ , уравнение (11) имеет одно действительное решение.

3. Находим расстояние между опорами в момент окончания поднастройки по формуле (11) —  $L_2 = 79,3$  мм.

4. При шаге ходового винта  $t_s = 1,5$  мм и скорости вращения его  $n_s = 1,52$  об/сек находим время  $\tau$  по формуле (9):  $\tau_{нб} = 4,55$  сек.

5. Размер переходного участка детали  $\Delta_{lg}^{нб} = 6,8$  мм — по формуле (10).

Экспериментальное исследование разработанной и изготовленной двухконтурной САУ, смонтированной на станке мод. 1620, проводили с целью проверки работоспособности системы, определения уточнения по размеру и форме в продольном сечении при обработке жестких валов в условиях, характе-

ризирующихся переменной глубиной резания как по длине ступени, так и на отдельных ступенях, непостоянством жесткости, участием в работе переменного количества резцов.

Экспериментальное сравнение точности размера при обычной обработке и обработке с управлением проводилось отдельно по двум сечениям каждой ступени у передней и задней бабок. Вместо исследования путем обработки партии деталей эксперименты проводились по методике, предложенной проф. Б. С. Балакшиным и заключающейся в том, что обработка партии

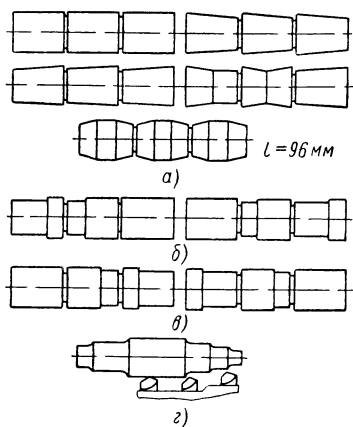


Рис. 7. Образцы заготовок из прутка (а, б, в) и штампов (г):

а — одновременное врезание и выход резцов; б — одновременное врезание и неодновременный выход резцов; в — неодновременное врезание и одновременный выход резцов

деталей с известным диапазоном изменения припуска заменяется обработкой ступенчатой детали, разность диаметральных размеров которых имитирует величину поля рассеяния припуска на обработку партии заготовок. В результате обработки получаются два размера, один из которых имитирует наибольший, а другой — наименьший размеры в партии деталей. Пояски вала располагались таким образом, чтобы в процессе обработки нагрузка на технологическую систему изменялась от минимальной (все резцы обрабатывали участки с глубиной резания  $t_{\min} = 1 \text{ мм}$ ) до максимальной ( $t_{\max} = 3 \text{ мм}$ ), или от максимальной до минимальной. Такая схема позволяет осуществлять сравнение точности обработки при наиболее неблагоприятных условиях.

Экспериментальное сравнение точности формы ступеней в продольном сечении и производительности по машинному времени производилось при обработке валов из прутка и штампов как с одновременным, так и с неодновременным врезанием и выходом резцов с различным расположением припуска на отдельных ступенях. Заготовки изготавливали из прутка стали 45 диаметром 60—83 мм, длиной 360 мм и штамповки из стали 10 диаметром 65 мм, длиной 360 мм. Глубина резания 1—3 мм, скорость резания 80—95 м/мин,  $\varphi = 45 \div 60^\circ$ , вылет пиноли 80 мм.

Образцы заготовок приведены на рис. 7, а результаты экспериментов в таблице.

Анализ полученных результатов показывает, что использование двухконтурной САУ, обеспечивающей эквидистантное положение и движение суппорта с резцами относительно мгновенно

Схема обработки	t в мм	φ в град	№ ступени	Обработка без САУ			Обработка с САУ		
				s в мм/ос	ω <sub>1</sub> в мм	ω <sub>2</sub> в мм на длине 96 мм	s в мм/об	ω <sub>1</sub> в мм	ω <sub>2</sub> в мм на длине 96 мм
Обработка трехступенчатых валов	4	45	1	0,3	0,16	0,10	0,2—0,6	0,05	0,03
			2		0,20	0,12		0,05	0,03
			3		0,24	0,16		0,05	0,05
А. Одновременное врезание и выход резцов		60	1	0,3	0,10	0,08	0,25—0,7	0,04	0,02
			2		0,15	0,10		0,04	0,03
			3		0,20	0,13		0,05	0,04
Б. Неодновременное врезание и выход резцов	4	45	1	0,3	0,15	—	0,2—0,7	—	0,07
			2		0,08*				0,04*
			3		0,26				0,07
Обработка штампованных валиков	2	60	1 2	— —	— —	0,11** 0,03***	—	—	0,05** 0,02***

ω<sub>1</sub> — разница диаметральных размеров, вызванная изменением припуска;  
ω<sub>2</sub> — погрешность формы в продольном сечении.  
\* — на длине 66 мм; \*\* — на длине 129 мм; \*\*\* — на длине 50 мм.

венного положения оси центров в плоскости образования размеров, позволяет сократить в 2—5 раз поле рассеяния размеров, обусловленное отклонением припуска, и в 2—3 раза — погрешность формы в продольном сечении, обусловленную как неравномерностью жесткости системы СПИД, так и изменением числа участвующих в работе резцов. Наилучшие результаты достигаются в случае обработки вала резцами, когда отношение наименьшего числа резцов к наибольшему  $\frac{K_{НМ}}{K_{НБ}} \geq 2/3$ .

Форма участков, обточенных в первые 1—4 сек после начала врезания, имеет вполне определенный характер и зависит от скорости обработки сигнала рассогласования вторым контуром САУ. Но размеры переходных участков меньше расчетных, полученных в приведенном примере. Это объясняется тем, что из-за отклонения длины обрабатываемых ступеней валов врезание резцов происходит неодновременно, в связи с чем наибольшее рассогласование возникает по истечении некоторого времени от момента врезания k-го резца, служащего для включения двигателя поворота.

При обработке валов с САУ машинное время сократилось в среднем на 30% (при одновременном врезании и выходе резцов) по сравнению с обычной обработкой.



Таким образом, применение САУ позволяет производить обработку жестких валов за один проход с точностью 3а—4 классов вследствие сокращения части поля рассеяния, обусловленного отклонением припуска и твердости материала заготовок и непостоянством жесткости системы СПИД по длине прохода. Повышение производительности обработки достигается за счет сокращения машинного времени и числа проходов.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Самоподнастраивающиеся станки. Сб. под ред. Б. С. Балакшина. М., «Машиностроение», 1965.
  2. Т и л е с С. А. Точность обработки на токарных и сверлильных станках. М., Машгиз, 1949.
-

## УНИВЕРСАЛЬНАЯ АВТОМАТИЧЕСКАЯ СБОРОЧНАЯ МАШИНА

**А**втоматизация процессов сборки повышает качество собранных изделий, сокращает трудоемкость сборочных работ, снижает затраты на производство продукции, облегчает и улучшает условия труда рабочих. Особенно большой эффект может быть достигнут при применении универсальных автоматических сборочных машин, собранных из нормализованных узлов. Однако до последнего времени создать такую машину для сборки прецизионных цилиндрических пар, имеющих незначительный зазор в соединении, а также соединений с натягом не представлялось возможным. Причина заключалась в высоких требованиях к обеспечению точности относительного положения деталей при сборке этого вида соединений. В существующих конструкциях сборочных машин требуемая точность относительного положения сопрягаемых деталей достигалась лишь путем изготовления с очень высокой степенью точности всех ее узлов. Высокое качество машины должно поддерживаться в течение всего периода эксплуатации; обеспечить это было чрезвычайно трудно, а порой невозможно. Поэтому возникла необходимость изыскания путей, которые бы все же позволили собирать такие детали в соединении автоматически.

Автоматизация сборки будет достигнута, если удастся создать универсальную сборочную машину, оснащенную системой управления, которая будет обеспечивать автоматическое перемещение одной из деталей собираемого объекта относительно другой по результатам измерения их пространственного положения с учетом размеров и формы сопрягаемых поверхностей деталей. Такая сборочная машина была разработана на кафедре «Технологии машиностроения» Московского станкоинструментального института.

Машина (рис. 1, *а*) содержит станину 1, колонну 2 с укрепленными на ней сборочными головками 3 и транспортное устройство 4. Внутри в центре колонны 2 смонтирован вертикальный распределительный вал 5, на котором укреплены кулачки 6, 7 и 8. Кулачок 6 обеспечивает предварительное перемещение монтируемой детали в горизонтальном направлении от загрузочного лотка к месту сборки. Подъем детали с лотка, а если нужно то и монтаж, осуществляется от другого кулачка 7. В случае закрепления монтируемой детали в цанговом патроне или ином устройстве механического действия используют кулачок 8.

Система автоматического управления сборочной машиной, служащая для окончательной относительной ориентации дета-

лей, имеет датчики положений деталей  $A; A_1; B; B_1; B; Г; E; A'; A'_1; B'; B'_1; B'; B'_1; Г'; Г'_1$  (рис. 2, а) [3].

Дублирование датчиков вдоль каждого направления дает возможность непосредственно определять положения осей со-

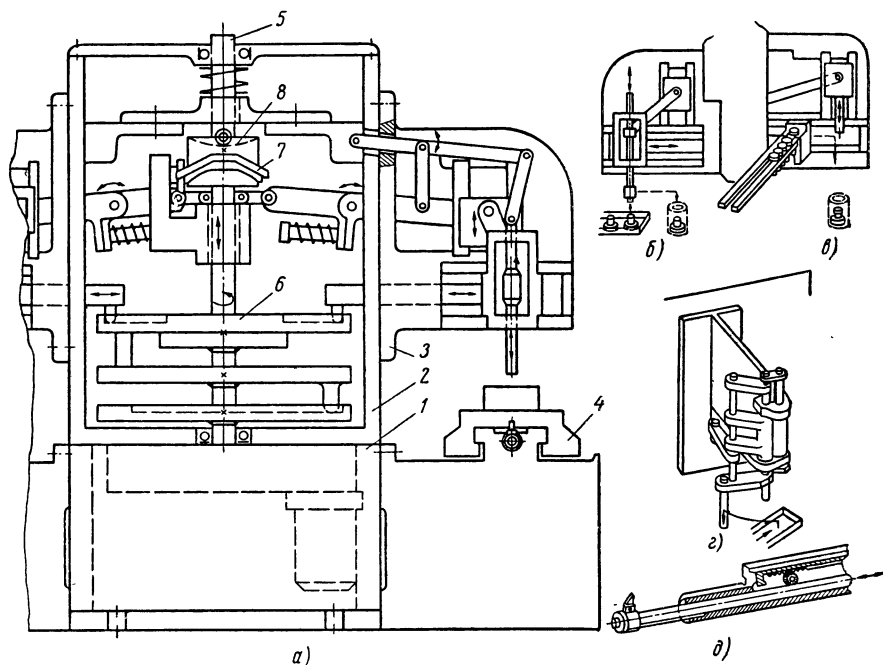


Рис. 1. Универсальная автоматическая сборочная машина

прягаемых поверхностей деталей независимо от их диаметральных размеров. Для соединения деталей необходимо обеспечить условия совмещения координатных осей, связанных с валом  $OX'Y'Z'$ , с опорной системой втулки  $O_3xyz$ :

$$[\overline{OX'}, \overline{O_3x}] = 0; \quad (1)$$

$$[\overline{OY'}, \overline{O_3y}] = 0; \quad (2)$$

$$x_0 = 0 \quad \left. \begin{array}{l} \text{координаты точки } O; \\ y_0 = 0 \end{array} \right\} \quad (3)$$

$$y_0 = 0 \quad \left. \begin{array}{l} \text{в системе } O_3xyz. \end{array} \right\} \quad (4)$$

Для выполнения условий (I) — (4) требуется совершить два поворота I, III и два перемещения II, IV. В связи с этим условия равновесия для соединений деталей, сопрягаемых по ци-

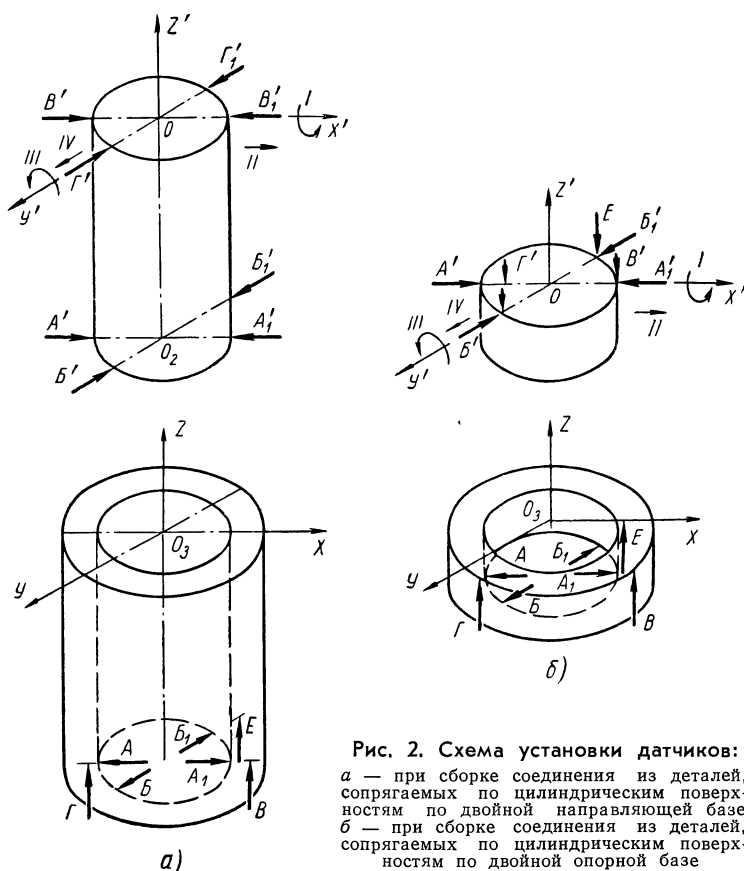


Рис. 2. Схема установки датчиков:

а — при сборке соединения из деталей, сопрягаемых по цилиндрическим поверхностям по двойной направляющей базе; б — при сборке соединения из деталей, сопрягаемых по цилиндрическим поверхностям по двойной опорной базе

линдрическим поверхностям по двойной направляющей базе будут следующие:

$$(z_{\Gamma} - z_B) K_1 = (X'_A + X'_{A_1}) - (X'_B + X'_{B_1}); \quad (5)$$

$$[(z_{\Gamma} + z_B) K_2 - z_E] K_3 = (y'_B - y'_{B_1}) - (y'_{\Gamma} + y'_{\Gamma_1}); \quad (6)$$

$$(x_B + x_{B_1}) K_4 = X'_B + X'_{B_1}; \quad (7)$$

$$(y_A + y_{A_1}) K_5 = y'_A + y'_{A_1}, \quad (8)$$

где  $y_{A_1}$ ,  $y'_{A_1}$ ,  $x_{B_1}$ ,  $X'_{B_1}$  и т. д. — сигналы, выдаваемые датчиками  $A_1$ ,  $A'_1$ ,  $B_1$ ,  $B'_1$  и др.

$K_1$ ,  $K_2$  и т. д. — коэффициенты, учитывающие относительное положение датчиков.

Условия (5) — (8) будут справедливы также для конических соединений деталей, если только расстановка датчиков будет такой же.

Несколько иначе будут выглядеть условия равновесия для соединений деталей, сопрягаемых по цилиндрическим поверхностям по двойной опорной базе (рис. 2, б):

$$(z_{\Gamma} - z_B) K_6 = Z'_{\Gamma} - Z'_B; \quad (5')$$

$$[(z_{\Gamma} + z_B) K_7 - z_E] K_8 = (Z'_{\Gamma} + Z'_B) K_9 - z'_E; \quad (6')$$

$$(x_B + x_{B_1}) K_{10} = X'_B + X'_{B_1}; \quad (7')$$

$$(y_A + y_{A_1}) K_{11} = Y'_A + Y'_{A_1}. \quad (8')$$

Во всех вышеприведенных случаях необходимые для сборки движения могут быть обеспечены при применении сборочной головки, оснащенной кареткой 1 с шарнирно-укрепленной на ней стойкой 2, в которой размещается качающаяся пиноль 3 (рис. 3), благодаря чему обеспечивается поворот в двух взаимно перпендикулярных направлениях укрепленной в шпинделе 4 сборочной головки монтируемой детали 5. Требуемые регулировочные движения сообщают шпинделю 4 с деталью 5 и пиноли 3 три магнитострикционных устройства 6, а транспортному устройству 7 — серводвигатель по командам датчиков  $A_1, A'_1$  и др. Для получения необходимых сигналов датчики положения деталей в суммирующем блоке должны быть включены при помощи трансформаторов, предварительную настройку которых, согласно уравнениям равновесия, удобно производить соответствующими сопротивлениями. Суммарные сигналы этого блока, количество которых равно количеству движений системы  $OX'Y'Z'$ , поочередно поступают на вход усилителя рассогласований с фазоусилительным детектором, нагруженного на исполнительный серводвигатель или на одно из трех магнитострикционных устройств, которые осуществляют одно из движений I—IV. Очередность подключения сигналов обеспечивается релейной схемой обегания, управляемой конечными выключателями. Задержка переключения сигналов на время, необходимое для отработки рассогласования, достигается введением в схему обегания емкостей.

Универсальная автоматическая сборочная машина с системой автоматического управления положением деталей пригодна для сборки большой номенклатуры соединений деталей с различной конфигурацией сопрягаемых поверхностей и значительной разницей диаметральных размеров. Для перехода от сборки одного наименования объекта к другому на такой машине нужно произвести смену копиров и базирующих устройств, изменить размещение датчиков и переключить при необходимости

сти с одной схемы размещения датчиков на другую. Сборку деталей в соединение, к которому не предъявляют высоких требований по точности относительного положения деталей, также

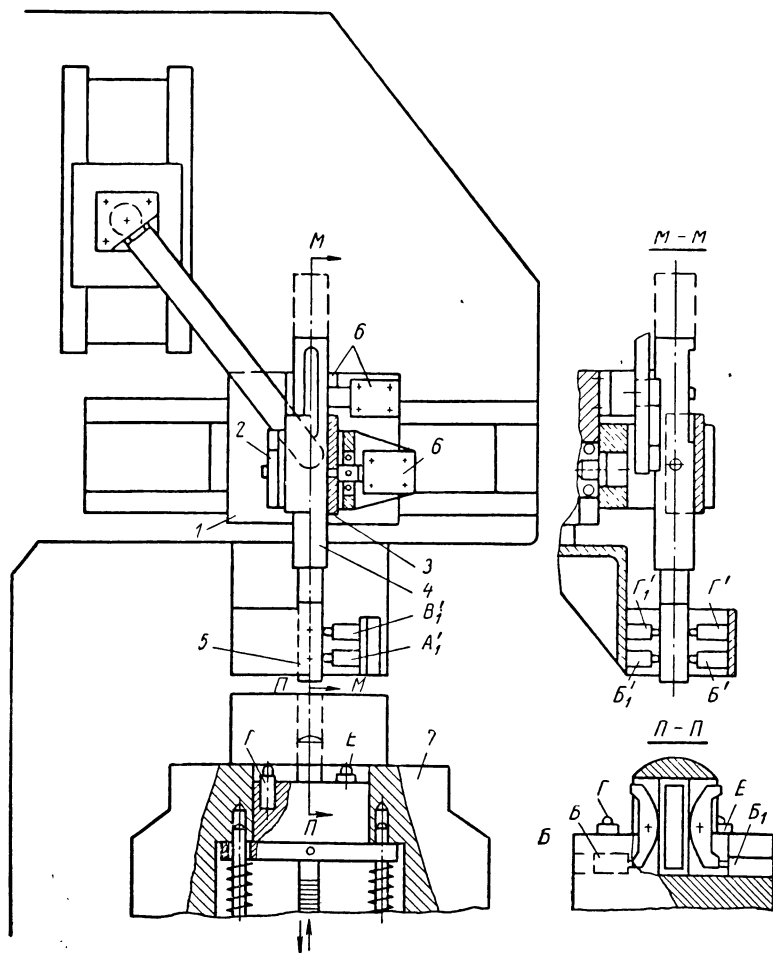


Рис. 3. Сборочная головка, оснащенная системой автоматического управления

можно производить на этой машине, оснащая ее сборочными головками более простой конструкции (см. рис. 1, б, в, г).

При проектировании универсальной автоматической сборочной машины приходится также решать задачу автоматической подачи большого числа разнообразных деталей. Удачное решение этой важной задачи во многом предопределяет успех работы всего оборудования в целом и обеспечивает необходимую

производительность при снижении затрат на единицу произведенной продукции. Величина снижения затрат на изготовление изделия в значительной мере зависит от того, насколько удачно спроектированы загрузочно-транспортные устройства. При проектировании любого загрузочно-транспортного устройства надо иметь в виду, что оно должно обеспечивать выдачу деталей в собираемый объект или базирующее приспособление с заданной производительностью в определенном положении и с требуемой точностью.

Наибольшее распространение в машиностроении получили загрузочно-транспортные устройства вибрационного типа, производительность которых зависит от производительности вибрационного бункера  $Q_B$  и никогда не превышает ее:

$$Q < Q_B = 60 \frac{vB\kappa}{L}, \quad (9)$$

где  $\kappa$  — коэффициент заполнения спирального лотка вибробункера;

$L$  — длина детали;

$B$  — вероятность выдачи деталей;

$v$  — средняя абсолютная скорость перемещения деталей, которая выбирается, исходя из условий ориентации деталей. Она колеблется в пределах 60—180 мм/сек при частоте 50 гц и 110—380 мм/сек при частоте 100 гц.

Вероятность выдачи детали  $B$  и коэффициент заполнения  $\kappa$  могут быть определены экспериментально, а в ряде случаев для простых по форме деталей рассчитаны аналитически [2]. После определения производительности  $Q_B$  можно приступить к выбору баз для транспортирования и ориентации деталей.

Решение этого важного практического вопроса требует разработки методики выбора баз для транспортирования и ориентирования деталей, которая бы позволила спроектировать загрузочно-транспортное устройство, обеспечивающее заданную производительность наиболее простыми средствами. Для этого прежде всего необходимо выявить положение детали и схему базирования ее в соединении или базирующем приспособлении, а также возможные положения деталей на спирали вибробункера при отсутствии ориентирующих средств (рис. 4).

При выборе баз следует учесть, что ориентация деталей на пути их движения из вибробункера до питателя может осуществляться различными способами, а именно под действием силы тяжести детали, принудительными устройствами, либо комбинированным путем. Предпочтение должно быть отдано ориентации деталей под действием силы тяжести непосредственно в вибробункере, поскольку транспортно-ориентирующее устройство в этом случае получается наиболее простым. Кроме того, нужно учесть производительность сборочной машины и

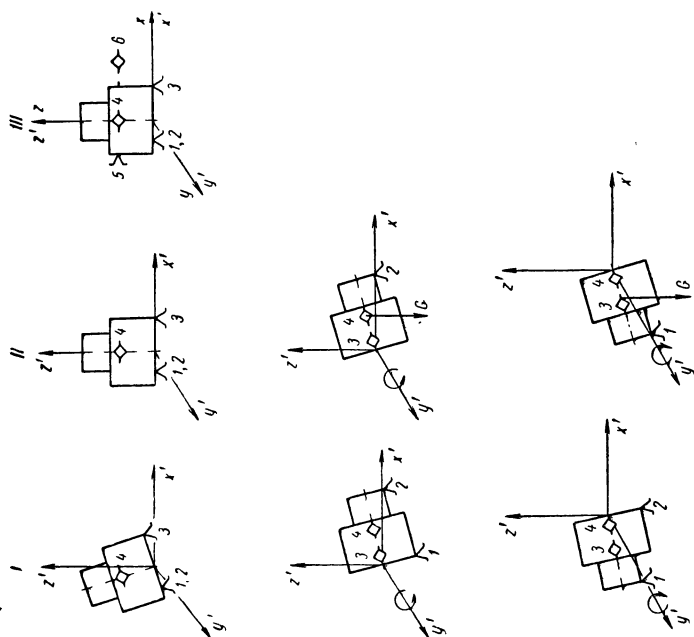


Рис. 4. Принципиальные схемы базирования цилиндрических деталей при их транспортировании и ориентировании в грузозносно-транспортном устройстве:

*I* — положение и схема базирования деталей на спирали вибробункера при отсутствии ориентирующих элементов; *II* — то же при использовании ориентирующих элементов; *III* — положение и схема базирования детали в соединении

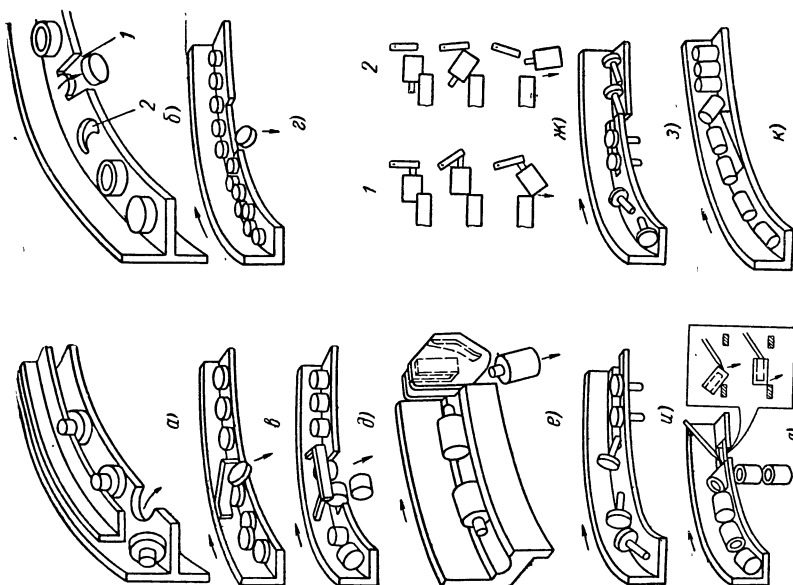


Рис. 5. Сброс и ориентирование деталей на спирали вибробункера



вибробункера, выдающего детали в требуемом положении. Если производительность вибробункера больше производительности сборочного оборудования, то задача ориентации решается просто — сбрасыванием деталей, идущих в иных положениях обратно в вибробункер.

Сбрасывание может быть осуществлено посредством изготовления специальных отверстий в лотке или упорами, расположенными на определенной высоте от плоскости спирали вибробункера и имеющими ширину, достаточную для сброса ненужных деталей и прохождения всех остальных (рис. 5, *а, б, в, г, д*). Упоры и вырезы желательно располагать таким образом, чтобы в направлении сброса деталей действовали наибольшие моменты, а протяженность детали в этом направлении была бы минимальной (см. поз. 2, рис. 5, *б*). Часто одновременно со сбросом производится удаление деталей, идущих в несколько рядов по ширине лотка или расположенных одна на другой (рис. 5, *в, г, д*).

Однако очень часто вибробункер не обеспечивает подачи достаточного количества деталей в требуемом положении и тогда ориентирующие элементы устройства приходится усложнять, поскольку потребуются ориентация деталей, первоначально занимающих разные положения на спиральном лотке вибробункера. Задачу ориентации деталей можно решить, если определить направления поворота для всех ориентируемых деталей. Заметим, что при ориентации деталей под действием силы тяжести направление действия этой силы всегда должно образовывать плечо относительно опор, достаточное для поворота детали в требуемом направлении.

Необходимо также иметь принципиальные схемы базирования деталей для каждого этапа их ориентации. При одинаковых схемах базирования для деталей, занимающих разные положения, конструкция ориентирующих элементов будет общей. При разных схемах базирования необходимо проанализировать возможность их одновременного существования. Если такая возможность имеется (детали, которые должны быть опрокинуты, имеют относительно опор большее плечо, чем те, которые не должны опрокидываться), то ориентация деталей в каждом из положений осуществляется с помощью своих ориентирующих элементов (рис. 5, *е—к*).

Аналогичным образом следует ориентировать и детали с отверстиями, поскольку базирование и ориентирование их по наружным поверхностям осуществить чаще значительно проще, чем по внутренним (рис. 5, *и*). Если же возможно только ориентирование по внутренним поверхностям деталей, то оно может быть произведено по схемам, представленным на рис. 6.

Если это невозможно, детали разделяют по занимаемым положениям на несколько потоков, ориентируют их в отдельно-

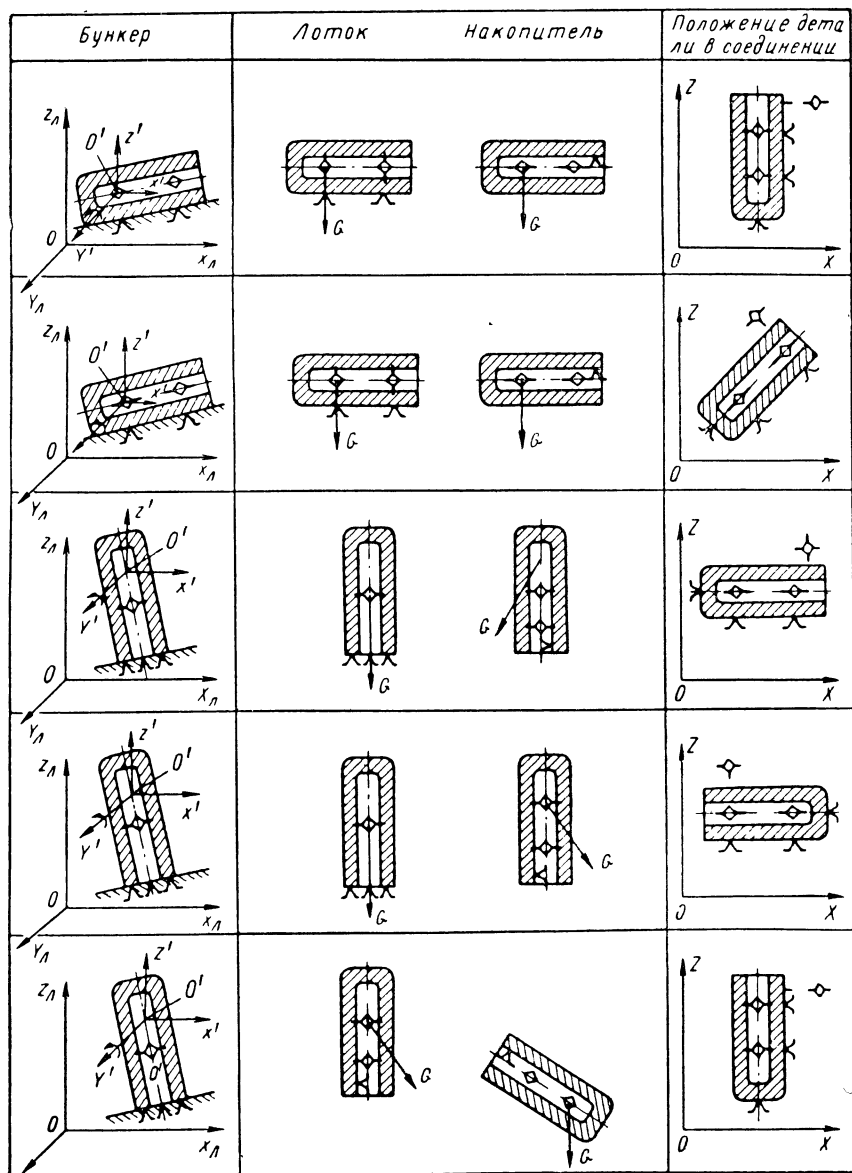


Рис. 6. Принципиальные схемы базирования цилиндрических деталей при ориентировании их по внутренним поверхностям

сти, а потом сводят в общий поток. Детали, которые не будут ориентироваться, сбрасывают в бункер.

Изложенная методика выбора баз для транспортирования и ориентирования цилиндрических деталей полностью пригодна для деталей другой конфигурации (например, конической и прямоугольной форм). При проектировании загрузочно-транспортных устройств вибрационного типа, предназначенных для подачи деталей нескольких наименований на универсальную сборочную машину в условиях серийного производства, следует проделать аналогичную работу. Разница заключается лишь в том, что такую работу проводят вначале для каждой детали в отдельности, а потом анализируют возможность одновременного использования общих баз для всех типоразмеров деталей.

В качестве универсальных средств распознавания и последующей подачи деталей нужной формы на сборку могут быть использованы определяющие устройства. Такие устройства обычно содержат блок определения, логический блок и исполнительный механизм. Его работа основана на том, что выходные сигналы с каждой из трех сигнальных точек, расположенных в линию перпендикулярно направлению движения деталей, поступают в логический блок. Последний по разнице во времени срабатывания сигнальных точек судит о конфигурации детали и выдает команды на исполнительный механизм, который направляет деталь в тот или иной лоток.

Производительность лотка, обеспечивающего транспортирование детали из вибробункера к питателю, должна быть не меньше, чем вибробункера, и может быть рассчитана по уже известным формулам [2].

Для ориентирования деталей можно применять и лотки. Однако использовать их целесообразно лишь в тех случаях, когда есть полная уверенность, что будут ориентированы все поступающие на лоток детали. Причем ширина и высота лотка должны быть рассчитаны с учетом сохранения требуемой ориентации деталей и отсутствия их заклинивания. При многономенклатурной подаче деталей расчеты ведут для каждого типоразмера деталей, а лотки выполняют универсальными — раздвижными. Регулируемыми элементами снабжаются также и отсекатели, обеспечивающие поштучную выдачу деталей.

Однако любая деталь, поступающая на сборку, должна быть выдана из загрузочно-транспортного устройства (одного из звеньев системы СПИД) с требуемой точностью, с определенной точностью должны быть изготовлены все остальные узлы (датчики, магнитостриктеры и др.) и отдельные детали сборочной машины. Поэтому необходимо найти и рассчитать условия сборки соединений деталей.

Как было показано, при сборке соединений, сопрягаемых по цилиндрическим и коническим поверхностям, нужно достигнуть

совпадения осей сопрягаемых поверхностей деталей. Кроме того, необходимо достигнуть точности относительного линейного положения деталей в соединении. Каждая из двух задач решается самостоятельно.

Всегда наиболее просто и производительно осуществлять сборку соединений деталей по методу полной взаимозаменяемости, поскольку в этом случае сборочная машина должна будет обеспечивать сборку всех, без исключения, поступающих годных комплектов деталей путем простого плоскопараллельного движения монтируемой детали.

Чтобы осуществить сборку соединений деталей, сопрягаемых по цилиндрическим поверхностям, методом полной взаимозаменяемости, необходимо найти допустимые величины смещений  $\delta_x$ ,  $\delta_y$  и поворотов  $\delta_\alpha$ ,  $\delta_\beta$ , которые составляют условия сборки для достижения точности совпадения осей сопрягаемых цилиндрических поверхностей деталей (рис. 7).

Для наиболее неблагоприятного случая расположения вала внутри втулки  $\delta_x$ ,  $\delta_y$ ,  $\delta_\alpha$  и  $\delta_\beta$  находят, когда наклон вала совпадает по направлению с гипотенузой треугольника, катетами которого служат смещения  $\frac{\delta_y}{2}$  и  $\frac{\delta_x}{2}$  оси вала относительно оси втулки. Для этого случая в системе  $XOY$  можно написать:

$$\frac{\delta_x}{2} = r_A - r_B \cos \gamma - l \sin |\gamma|, \quad (10)$$

где  $r_A$  — минимальный радиус отверстия втулки;

$r_B$  — максимальный радиус вала;

$l$  — максимальная длина вала;

$\delta_x$  — допустимая величина смещения вдоль оси  $X$ ;

$\gamma$  — угол скрещивания осей сопрягаемых цилиндрических поверхностей деталей

$$\gamma = \arctg \sqrt{\operatorname{tg}^2 \alpha + \operatorname{tg}^2 \beta}, \quad (11)$$

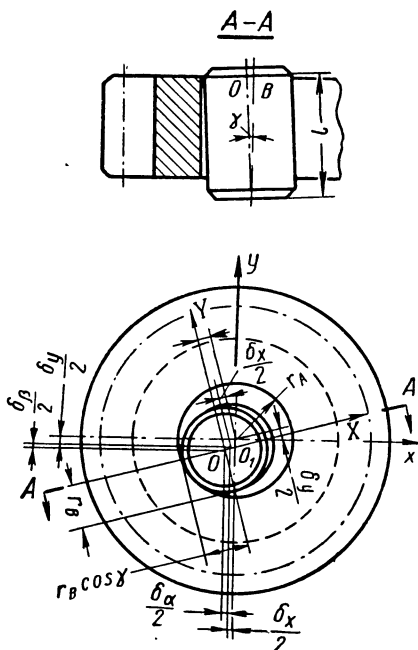


Рис. 7. Схема расположения вала внутри втулки

где  $\alpha$ ,  $\beta$  — допустимый угол наклона вала соответственно около оси  $y$  или  $x$ .

Формула (10) составлена для случая, когда касание внутренней поверхности втулки осуществляется торцом вала в точке, являющейся вершиной малой полуоси эллипса, представляющего собой проекцию торца вала на плоскость, перпендикулярную оси втулки. В остальных случаях вал касается втулки другими точками торца. Расстояние от этих точек касания до начала координат (точки  $O$ ) не превышает величины большой полуоси эллипса, равной  $r_B$ . Поэтому в целях гарантии осуществления сборки формулу (10) следует записать в следующем виде:

$$\frac{\delta x}{2} = r_A - r_B - l \sin |\gamma|. \quad (10')$$

В уравнении больше одного неизвестных, следовательно, задача носит неопределенный характер; решить ее можно, задавая величину одного из неизвестных, удобнее значение  $\delta x$ . Это значение может быть выбрано произвольно, с тем лишь условием, чтобы  $\frac{\delta x}{2}$  было не больше  $r_A - r_B$ . По  $\delta x$  легко найти угол  $\gamma$ . Позже можно будет найти  $\delta x$  и  $\delta y$ :

$$\delta_x = \delta_x \cos \psi; \quad \delta_y = \delta_x \sin \psi; \quad (12)$$

$$\sin \psi = \frac{\operatorname{tg} \beta}{\operatorname{tg} \gamma}; \quad \cos \psi = \frac{\operatorname{tg} \alpha}{\operatorname{tg} \gamma}, \quad (13)$$

где  $\psi$  — угол, учитывающий соотношение между величинами  $\delta_x$  и  $\delta_y$ .

В проектных расчетах угол  $\psi$  выбирают на основе предполагаемого соотношения между трудоемкостью изготовления всех отдельных звеньев системы собираемые детали — сборочная машина вдоль координатных осей  $x$  и  $y$  с учетом опыта изготовления аналогичного оборудования.

Уравнение (10) справедливо только для переменного положения вала внутри втулки. В иных случаях найденные значения  $\delta_x$  и  $\delta_y$  должны быть уменьшены в  $\cos \gamma$  раз.

В качестве примера определим условия сборки по методу полной взаимозаменяемости при монтаже подвижного корпуса механизма поворота клапанов автомобиля ЗИЛ-130 на неподвижный корпус. Корпус имеет следующие характеристики:  $r_A = 11,25$  мм,  $r_B = 11,10$  мм,  $l = 18,40$  мм, для аналогичных сборочных машин  $\psi = 41^\circ 18'$ .

Задаваясь величиной  $\delta_x = 0,14 (\pm 0,07)$  мм, найдем по формуле (10)

$$\gamma = \arcsin \frac{11,25 - 11,10 - 0,07}{8,40} = \pm 0^\circ 32'.$$

Тогда

$$\delta_x = 0,14 \cdot 0,75 = 0,105 \text{ мм};$$

$$\delta_y = 0,14 \cdot 0,66 = 0,092 \text{ мм};$$

$$\beta = \arctg(0,0093 \cdot 0,66) = \pm 0^\circ 21';$$

$$\alpha = \arctg(0,0093 \cdot 0,75) = \pm 0^\circ 24'.$$

Полученная зависимость для нахождения условий сборки вала со втулкой позволит определить допустимые величины относительных смещений и поворотов для сборки вала (втулки) с корпусной деталью, если только поверхности соединяемых деталей выполнены одноопорными. При многоопорных сопрягаемых поверхностях соединяемых деталей условия сборки рассчитывают отдельно для каждой пары сопрягаемых поверхностей и из всех пар выбирают лимитирующую (лимитирующей парой сопрягаемых поверхностей будет та, где при равных  $\delta x$  угол  $\gamma$  будет наименьший).

Однако достигнуть точности относительного расположения сопрягаемых деталей по методу полной взаимозаменяемости можно лишь при наличии значительного зазора в соединении. При малой величине зазора целесообразно применять метод регулировки. Для нахождения условий сборки соединений деталей с гарантированным зазором по методу регулировки в первую очередь определяется возможность сборки соединения под действием силы тяжести монтируемой детали.

Найти условия сборки для произвольного положения вала на втулке не удастся, так как составленные дифференциальные уравнения будут содержать неизвестные и по модулю, и по направлению силы трения. В некоторый момент вхождения одной из деталей во внутреннюю поверхность другой векторы силы трения стабилизируются. Это соответствует следующим значениям (рис. 8, а):

$$\gamma = \arccos \frac{r_B}{r_A}, \quad (14)$$

$$\frac{\delta x}{2} = r_A - r_B \cos \gamma + C_B \sin |\gamma|; \quad (15)$$

$$Z = -C_A - r_B \sin |\gamma| - C_B \cos \gamma, \quad (16)$$

где  $C_A$  — минимальная длина фаски у втулки;

$C_B$  — минимальная длина фаски у вала.

Принять  $\frac{\delta x}{2}$  по формуле (15) нельзя, так как валы, которые будут иметь во время сборки перекосы, меньшие  $\gamma$ , будут

упираться в торец втулки. Собрать соединение не удастся<sup>1</sup>. Поэтому следует брать

$$\frac{\delta_X}{2} = r_A - r_B + C_B \sin |\gamma|. \quad (17)$$

Однако сборка будет возможна лишь при определенном расположении центра тяжести монтируемой детали  $l_C$ , которое находится из уравнений равновесия.

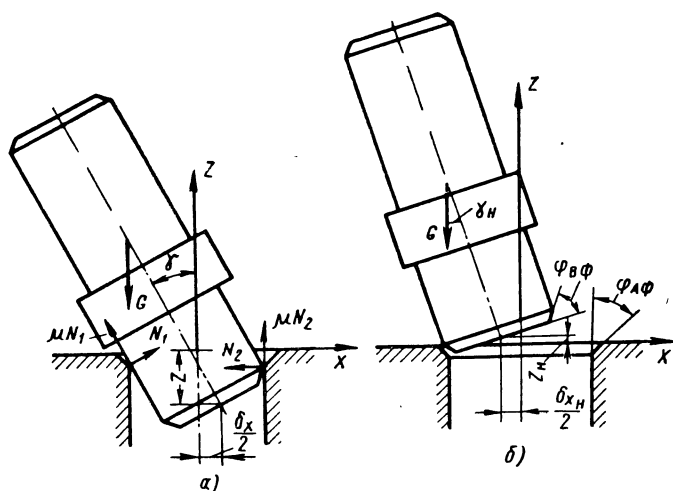


Рис. 8. Схема расположения цилиндрического вала во втулке:

а — в момент центрирования; б — в начальный момент их сборки. Детали сопрягаются с гарантированным зазором

Для вала

$$\begin{cases} \Sigma X = N_1 \cos \gamma - N_1 \mu \sin |\gamma| - N_2 = 0; \\ \Sigma Z = N_1 \mu \cos \gamma + N_1 \sin |\gamma| + N_2 \mu - G = 0; \\ \Sigma M = -N_2 \mu 2r_A + G(l_C - C_B) \sin |\gamma| - G(2r_A - r_B \cos \gamma) = 0, \end{cases}$$

где  $G$  — вес монтируемой детали;

$N_1, N_2$  — нормальные реакции;

$\mu N_1, \mu N_2$  — силы трения;

$l_C$  — расстояние от контактирующего торца вала (втулки) до центра тяжести монтируемой детали.

<sup>1</sup> Значения величин  $\cos \gamma$  и  $\cos \gamma_H$  в последующих формулах (21), (26), (29), (34) и (42) должны быть приняты равными 1. Это гарантирует с некоторым запасом сборку соединения.

Проведя математические преобразования и решив систему уравнений, получим

$$l_C < r_A [\sin |\gamma| + \mu \cos \gamma]^2 + 1 : A + C_B > 0, \quad (18)$$

где

$$A = 2\mu \cos \gamma + \sin |\gamma| (1 - \mu^2).$$

Аналогично для втулки:

$$\begin{cases} \Sigma X = -N_1 \mu \sin |\gamma| + N_1 \cos \gamma - N_2 + G \sin |\gamma| = 0; \\ \Sigma Z = -N_1 \mu \cos \gamma - N_1 \sin |\gamma| - N_2 \mu + G \cos \gamma = 0; \\ \Sigma M = N_2 \mu 2r_A - G \cos \gamma r_A + G \sin |\gamma| (l_C - C_A) = 0; \end{cases}$$

Откуда

$$l_C < -r_A [2\mu \sin |\gamma| - \cos \gamma (1 - \mu^2)] : A + C_A > 0. \quad (18')$$

Сборка под действием силы тяжести устанавливаемой детали будет гарантирована лишь при условии, что в начальный момент сборки центр тяжести монтируемой детали не выйдет за пределы площади, ограниченной радиусом  $r = r_A + C_A \operatorname{tg} \varphi_{A\Phi}$  (рис. 8, б).

Отсюда определяется начальный угол скрещивания осей  $\gamma_H$ :

$$\gamma_H = \operatorname{arctg} \frac{r_B}{l_C - C_B} \text{ (для вала);} \quad (19)$$

$$\gamma_H = \operatorname{arctg} \frac{r_A}{l_C - C_A} \text{ (для втулки).} \quad (19')$$

Причем должно быть принято  $|\gamma_H| \leq |\gamma|$ , а начальная величина относительно смещения  $\delta x_H$  и координата начального центра  $Z_H$  будут рассчитаны с учетом соотношения между величинами фасок  $C_B, C_A$  и их углов  $\varphi_{A\Phi}$  и  $\varphi_{B\Phi}$ .

$$\text{При} \quad \frac{C_A}{\cos \varphi_{A\Phi}} \leq \frac{C_B}{\cos \varphi_{B\Phi}} \quad (20)$$

$$\frac{\delta x_H}{2} = r_A + C_A \operatorname{tg} \varphi_{A\Phi} - r_B \cos \gamma_H - C_B \sin |\gamma_H|; \quad (21)$$

$$Z_H = r_B \sin |\gamma_H| - C_B \cos \gamma_H \quad (22)$$

$$\text{При} \quad \frac{C_A}{\cos \varphi_{A\Phi}} > \frac{C_B}{\cos \varphi_{B\Phi}} \quad (20')$$

$$\frac{\delta x_H}{2} = r_A - r_B \cos \gamma_H - C_B \sin |\gamma_H|; \quad (21')$$

$$Z_H = r_B \sin |\gamma_H| - C_B \cos \gamma_H - C_A. \quad (22')$$



Требуется, например, найти условия сборки для достижения точности совпадения осей сопрягаемых цилиндрических поверхностей деталей соединения из рассмотренного выше примера. Дополнительно дано, что монтируется подвижный корпус из стали Ст. 08 (ГОСТ 1050—57)  $G = 27$  Г, на неподвижный корпус из стали 45  $l_C = 1,2$  мм;  $C_B = 0$ ,  $C_A = 0,93$  мм,  $\mu = 1$ .

По формуле (14)

$$\gamma = \arccos(11,1 : 11,25) = \arccos 0,9865 = \pm 9^\circ 26'.$$

По формуле (18')

$$l_C = \frac{-11,25 \cdot 2 \cdot 0,1639}{2 \cdot 1 \cdot 0,9865} + 0,93 = -0,94 \text{ мм}.$$

Знак минус указывает на то, что при таком угле скрещивания осей  $\gamma$  и такой большой разнице в размерах вала и втулки любое расположение центра тяжести монтируемой детали не обеспечит сборку соединения.

Все же часто действия силы тяжести монтируемой детали оказывается недостаточно для сборки соединения, когда базовая деталь занимает вертикальное положение, и тем более, при любом другом ее расположении, и тогда приходится подавать деталь принудительно. В этих случаях условия сборки находят по вышеприведенным формулам (14), (16), (17), (21), (22), а значение  $\gamma_H$  принимают равным  $\gamma$ .

Сборочная сила — сила, которая затрачивается на преодоление сил сопротивления вхождению одной детали в другую, находится из уравнений равновесия, причем она может быть сосредоточенной или равномерно распределенной. Как уже рассчитали раньше,  $\gamma = \pm 9^\circ 26'$ .

По формуле (17)

$$\frac{\delta_x}{2} = \pm 11,25 - 11,10 = \pm 0,15 \text{ мм};$$

$$\delta_x = 0,3 (\pm 0,15) \text{ мм}.$$

По формуле (16) определим  $Z$ :

$$Z = -11,10 \cdot 0,164 - 0,93 = -2,75 \text{ мм}.$$

Фаски на сопрягаемой поверхности подвижного корпуса вала нет, поэтому  $\delta_{x_H}$  также будет равна  $0,3 (\pm 0,15) \text{ мм}$ .

Найдем по формуле (22')

$$Z_H = 11,10 \cdot 0,164 - 0,93 = 0,87 \text{ мм}.$$

Тогда

$$\delta_x = \delta_{x_H} = 0,3 \cdot 0,75 = 0,225 \text{ мм};$$

$$\delta_y = \delta_{y_H} = 0,3 \cdot 0,66 = 0,198 \text{ мм};$$

$$\alpha = \alpha_H = \arctg(0,17 \cdot 0,75) = \pm 7^\circ 16';$$

$$\beta = \beta_H = \arctg(0,17 \cdot 0,66) = \pm 6^\circ 24'.$$

Такие условия сборки обеспечат соединение корпусов механизма поворота клапана автомобиля ЗИЛ-130.

Очень часто, как показывают расчеты, условия сборки соединений деталей бывают достаточно жесткими. Так, например, при монтаже шарико- и роликоподшипников класса точности Н, П и В в корпус по посадке  $D_{II}$  для  $r_B = 5 \text{ мм}$   $\gamma$  и  $\gamma_H$  составляют  $\pm 2^\circ$  и  $\delta_X = 0,006 \text{ мм}$  ( $\pm 0,003 \text{ мм}$ ), а для  $r_B = 50 \text{ мм}$   $\gamma = \gamma_H = \pm 0^\circ 59'$  и  $\delta_X = 0,015$  ( $\pm 0,0075$ )  $\text{мм}$ . Для подшипников класса точности А и С при их монтаже в корпус по посадке  $C_{1II}$  условия сборки будут еще жестче  $\gamma = \gamma_H = \pm 1^\circ 9'$ ;  $\delta_X = 0,002$  ( $\pm 0,001$ )  $\text{мм}$  для

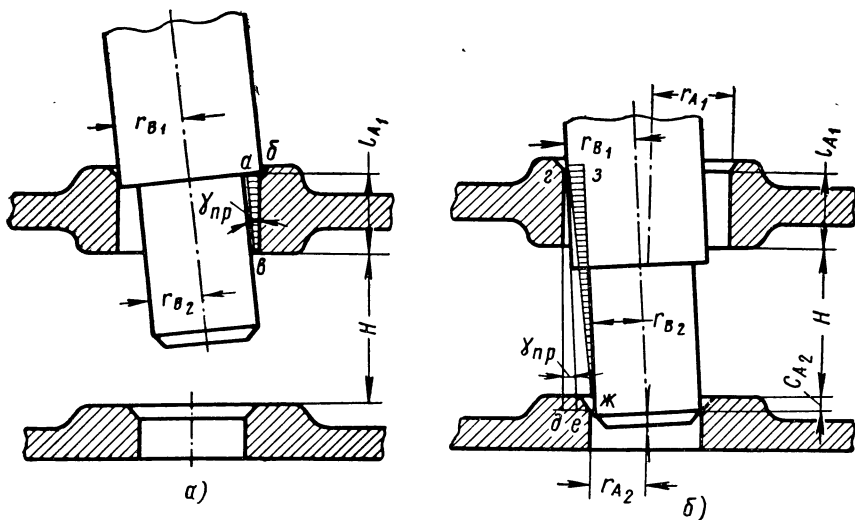


Рис. 9. Схема для расчета условий сборки по методу регулировок для многоопорного вала (втулки) с корпусом

$r_A = 5 \text{ мм}$  и  $\gamma = \gamma_H = \pm 0^\circ 31'$ ,  $\delta_X = 0,004$  ( $\pm 0,002$ )  $\text{мм}$  для  $r_A = 50 \text{ мм}$ . Поэтому для сборки подобных соединений необходимо применение универсальной сборочной машины, оснащенной системой автоматического регулирования.

Некоторые особенности нахождения условий собираемости имеют место при сборке многоопорного вала (втулка) с корпусом. В этом случае условия сборки рассчитывают отдельно для каждой пары сопрягаемых поверхностей. Причем вычисленные по формуле (14) значения  $\gamma$  для ступени большего диаметра не должны превышать значения угла  $\gamma_{np}$ , найденного из треугольника  $abv$  (рис. 9, а):

$$\gamma_{np} = \arcsin \frac{r_{B1} - r_{B2}}{l_{A1}}, \quad (23)$$

а для ступени меньшего диаметра величины угла  $\gamma_{np}$ , найденного из треугольников  $гдж$  и  $гзж$  (рис. 9, б):

$$\gamma_{np} = \arctg \frac{r_{A_1} - r_{A_2}}{l_{A_1} + H + C_{A_2}} - \arcsin \frac{r_{B_1} - r_{B_2}}{\sqrt{(l_{A_1} + H + C_{A_2})^2 + (r_{A_1} - r_{A_2})^2}}, \quad (23')$$

где  $r_{B_1}, r_{B_2}$  — максимальный радиус вала ступени бóльшего (меньшего) диаметра;

$r_{A_1}, r_{A_2}$  — минимальный радиус бóльшего (меньшего) отверстия корпуса;

$l_{A_1}$  — расчетная толщина стенки корпуса, в которой расположено отверстие бóльшего диаметра;

$H$  — расстояние между стенками корпуса;

$C_{A_2}$  — длина фаски в меньшем отверстии корпуса.

Условия сборки при укладке валов в отверстия корпуса или корпуса на вал находятся для наиболее неблагоприятного случая, когда наклон вала совпадает по направлению со смещением  $\delta_x$  (рис. 10).

Для этого случая в системе  $XOY$  можно написать:

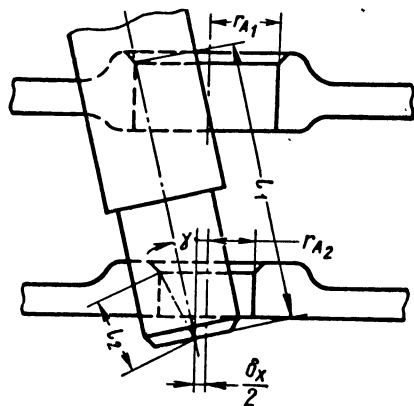


Рис. 10. Схема для расчета условий сборки при укладке вала в отверстия корпуса

$$\left. \begin{aligned} \gamma &= \arcsin \frac{r_{A_1} - \frac{\delta_x}{2}}{l_1}; \\ \gamma &= \arcsin \frac{r_{A_2} - \frac{\delta_x}{2}}{l_2}. \end{aligned} \right\} \quad (24)$$

Наименьшее из этих значений  $\gamma$  при одинаковых величинах  $\delta_x$  и будет определять предельное значение угла  $\gamma$ .

Сборочную силу, необходимую для установки детали в корпус, рассчитывают по тем же зависимостям, которые используются для нахождения силы при установке вала во втулку, но для каждой пары сопрягаемых поверхностей в отдельности. Затем принимают наибольшее из всех значений, если поверхности устанавливаемой детали входят в сопряжение последовательно, или равную их сумме, если детали сопрягаются по нескольким поверхностям одновременно.

Условия сборки при сопряжении деталей с гарантированным натягом в соединении по методу регулирования находятся также для момента стабилизации векторов сил трения, что соответствует значению  $\gamma$ , которое находится на основе теоремы синусов

из треугольника, сторонами которого служат  $r_A$  и  $r_B - C_B \operatorname{tg} \varphi_{B\Phi}$ , к последней из сторон примыкают углы  $90^\circ + \varphi_{B\Phi}$  и  $\gamma$  (рис. 11, а):

$$\gamma = \arccos \frac{(r_B - C_B \operatorname{tg} \varphi_{B\Phi}) \cos \varphi_{B\Phi}}{r_A} - \varphi_{B\Phi}, \quad (25)$$

но значение  $\gamma$  ограничивается величиной фаски, а поэтому не может быть больше

$$\gamma_{np} = \arcsin \frac{C_B}{2r_A};$$

$$\frac{\delta_X}{2} = r_A - (r_B - C_B \operatorname{tg} \varphi_{B\Phi}) \cos \gamma; \quad (26)$$

$$Z = -[C_A + (r_B - C_B \operatorname{tg} \varphi_{B\Phi}) \sin |\gamma|], \quad (27)$$

где  $C_B$ ,  $C_A$  — длина фаски у вала (втулки);

$\varphi_{B\Phi}$  — угол фаски у вала.

Формулы (25) — (27) справедливы для случаев, когда собирают соединения из деталей, имеющих заходные фаски. При отсутствии заходных фасок у вала формулы выглядят несколько иначе, причем возможно два варианта. Первый (рис. 11, б), когда  $2r_B \leq \sqrt{(2r_A + C_A \operatorname{tg} \varphi_{A\Phi})^2 + C_A^2}$ , вал может провалиться краем. Следовательно, возможно его заклинивание. Этого не произойдет, если ограничить поворот одной детали относительно другой краем цилиндрической поверхности. Для этого случая угол  $\gamma$  также находится на основе теоремы синусов:

$$\gamma = \arccos \frac{r_A \cos \varphi_{A\Phi}}{r_B} - \varphi_{A\Phi}; \quad (28)$$

$$\frac{\delta_X}{2} = -r_A + r_B \cos \gamma; \quad (29)$$

$$Z = -C_A + r_B \sin |\gamma|. \quad (30)$$

Второй случай (рис. 11, в), когда  $2r_B > \sqrt{(2r_A + C_A \operatorname{tg} \varphi_{A\Phi})^2 + C_A^2}$ .

Вал не проваливается в отверстие втулки.

Тогда

$$\gamma = \arccos \frac{r_B \cos \varphi_{A\Phi}}{r_A + C_A \operatorname{tg} \varphi_{A\Phi}} - \varphi_{A\Phi}, \quad (31)$$

$$\frac{\delta_X}{2} = r_A + C_A \operatorname{tg} \varphi_{A\Phi} - r_B \cos \gamma; \quad (32)$$

$$Z = -r_B \sin |\gamma|. \quad (33)$$

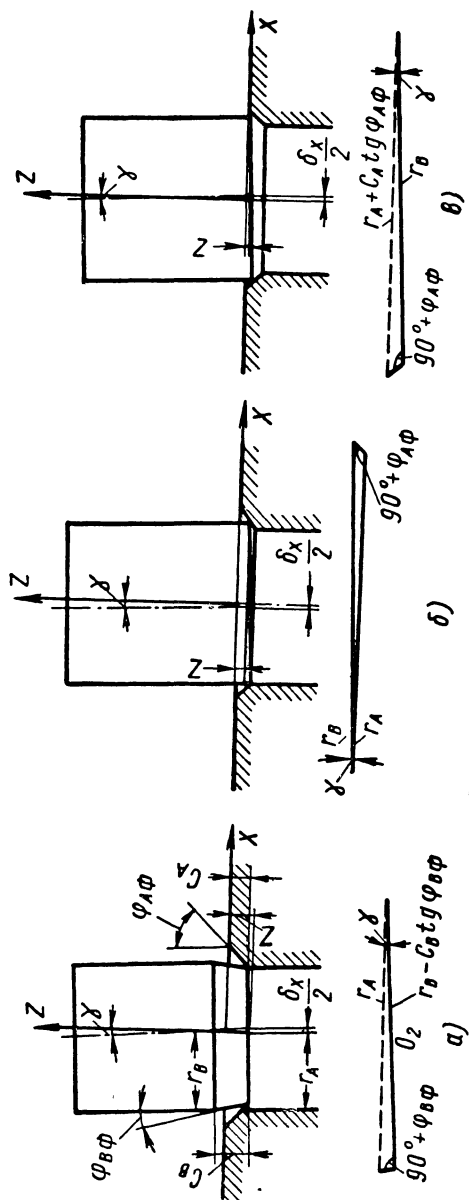


Рис. 11. Схема расположения цилиндрического вала во втулке в момент центрирования:  
 а — вал имеет заходную фаску; б и в — вал не имеет заходной фаски.  
 Детали сопрягаются с гарантированным натягом

Начальные же условия сборки этого вида соединений деталей будут характеризоваться тем, что  $\gamma_n$  будет  $= \gamma$ , а  $\delta_{xH}$  и  $Z_H$  соответственно будут равны (рис. 12):

$$\frac{\delta_{xH}}{2} = r_A + C_A \operatorname{tg} \varphi_{A\Phi} - r_B \cos \gamma_H + C_B \operatorname{tg} \varphi_{B\Phi}; \quad (34)$$

$$Z_H = (r_B - C_B \operatorname{tg} \varphi_{B\Phi}) \sin |\gamma_H|. \quad (35)$$

Как показывают расчеты, условия сборки соединений с гарантированным натягом деталей, концы валов которых оформлены по ГОСТу 12080—66, преимущественно зависят от величины фасок и номинальных размеров диаметров и в меньшей степени от посадок. Сила, необходимая для ориентации деталей при сборке неподвижных соединений, не превышает силы запрессовки, а поэтому может быть найдена по уже известным зависимостям.

Требуется найти условия сборки по методу регулирования для достижения точности совпадения осей сопрягаемых цилиндрических поверхностей деталей при запрессовке шайбы-колпачка № 804.805.08 ( $r_B = 34,5 : 2$  мм) карданного подшипника № 804.805, на кольцо наружное № 804.805.01 ( $r_A = 35 : 2$  мм с фаской  $C_B = 0,3$  мм и углом  $\varphi_{B\Phi} = 45^\circ$ ,  $\psi = 41^\circ 18'$ ).

По формуле (25)

$$\gamma = \arccos \frac{\frac{35}{2} - 0,3 \cdot 1}{\frac{34,5}{2}} \frac{1}{2} - 45^\circ = 15^\circ 5'.$$

Но

$$\gamma_{np} = \operatorname{arctg} \frac{0,3}{34,5} = \pm 0^\circ 30',$$

поэтому берем  $\gamma = \pm 0^\circ 30'$ .

По формулам (26) и (27) найдем

$$\frac{\delta_x}{2} = \frac{34,5}{2} - \left( \frac{35}{2} - 0,3 \cdot 1 \right) = 0,05 \text{ мм};$$

$$\delta_x = 0,10 \text{ мм } (\pm 0,05); \quad Z = - \left( \frac{35}{2} - 0,3 \cdot 1 \right) 0,0087 = -0,15 \text{ мм}.$$

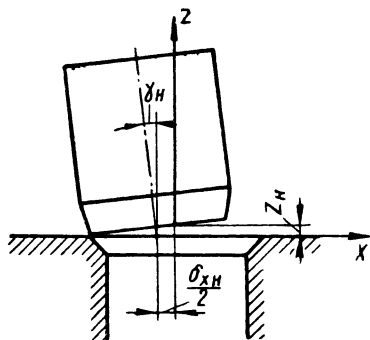


Рис. 12. Схема расположения цилиндрического вала на втулке в начальный момент их сборки. Детали сопрягаются с гарантированным натягом

а по формулам (34) и (35):

$$\frac{\delta_{xH}}{2} = \frac{34,5}{2} - \left( \frac{35}{2} - 0,3 \cdot 1 \right) = \pm 0,05 \text{ мм};$$

$$Z_H = \left( \frac{35}{2} - 0,3 \cdot 1 \right) 0,0087 = 0,15 \text{ мм}.$$

$$\gamma_H = \gamma = \pm 0^\circ 30'.$$

Тогда

$$\delta_x = \delta_{xH} = 0,10 \cdot 0,75 = 0,075 \text{ мм}; \quad \delta_y = \delta_{yH} = 0,1 \cdot 0,66 = 0,066 \text{ мм};$$

$$\alpha = \alpha_H = \arctg(0,0087 \cdot 0,75) = \pm 0^\circ 22';$$

$$\beta = \beta_H = \arctg(0,0087 \cdot 0,66) = \pm 0^\circ 20'.$$

Условия сборки вала втулки с корпусом рассчитывают по тем же формулам (25) — (35), но в отдельности для каждой пары сопрягаемых поверхностей деталей.

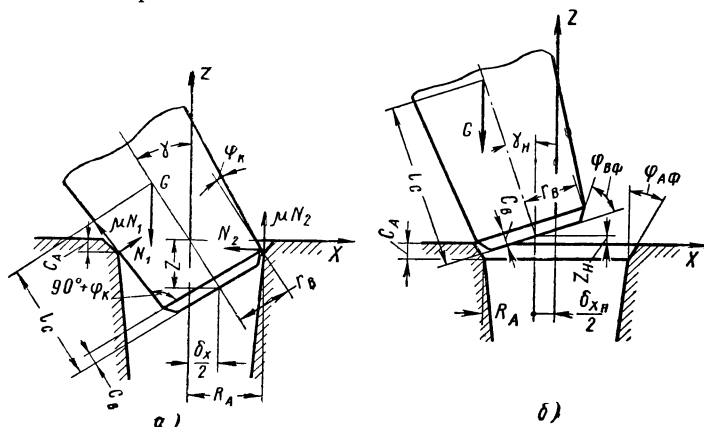


Рис. 13. Схема расположения конического вала во втулке:  
а — в момент центрирования; б — в начальный момент их сборки

Условия сборки для достижения точности совпадения осей конических поверхностей деталей также находятся для момента стабилизации векторов сил трения, что соответствует следующим значениям  $\gamma$ ,  $\delta_x$  и  $Z$  (рис. 13, а):

$$\gamma = \arccos \frac{r_B}{R_A} \cos \varphi_K - \varphi_K; \quad (36)$$

$$\frac{\delta_x}{2} = R_A - r_B \cos \gamma + C_B \sin |\gamma|; \quad (37)$$

$$Z = -r_B \sin |\gamma| - C_A - C_B \cos \gamma, \quad (38)$$

где  $r_B$  — максимальный размер минимального диаметра конусного вала;

$R_A$  — минимальный размер максимального диаметра отверстия втулки;

$\varphi_K$  — угол уклона сопрягаемых поверхностей деталей.

При этом сборка будет возможна лишь при определенном расположении центра тяжести монтируемой детали, которое может быть найдено из уравнений равновесия деталей.

Для вала:

$$\left\{ \begin{array}{l} \Sigma X = \mu N_2 \sin |\gamma| - N_2 \cos \gamma - \\ - \mu N_1 \sin (|\gamma| + |\varphi_K|) + N_1 \cos (|\gamma| + |\varphi_K|) = 0; \\ \Sigma Z = \mu N_2 \cos \gamma + N_2 \sin |\gamma| - G + \mu N_1 \cos (|\gamma| + |\varphi_K|) + \\ + N_1 \sin (|\gamma| + |\varphi_K|) = 0; \\ \Sigma M = G [2R_A - r_B \cos \gamma - (l_C - C_B) \sin |\gamma|] - \mu N_2 \times \\ \times \cos |\varphi_K| [2R_A - N_2 \sin |\varphi_K| 2R_A = 0. \end{array} \right.$$

Решив систему уравнений, получим

$$l_C < 2R_A (1 - B : \Gamma) : \sin |\gamma| - r_B \operatorname{ctg} |\gamma| + C_B > 0, \quad (39)$$

где

$$B = (\mu \cos \varphi_K - \sin |\varphi_K|) [\mu \sin (|\gamma| + |\varphi_K|) - \cos (|\gamma| + |\varphi_K|)];$$

$$\Gamma = (\mu^2 - 1) \sin (2|\gamma| + |\varphi_K|) - 2\mu \cos (2|\gamma| + |\varphi_K|).$$

Аналогично для втулки

$$\left\{ \begin{array}{l} \Sigma X = G \sin |\gamma| + \mu N_2 \sin |\varphi_K| - N_2 \cos |\varphi_K| - \mu N_1 \cos (|\gamma| + \\ + |\varphi_K|) - N_1 \sin (|\gamma| + |\varphi_K|) = 0; \\ \Sigma Z = G \cos \gamma - \mu N_2 \cos |\varphi_K| + N_2 \sin |\varphi_K| - \mu N_1 \sin (|\gamma| + \\ + |\varphi_K|) + N_1 \cos (|\gamma| + |\varphi_K|) = 0; \\ \Sigma M = 2\mu N_2 \cos \varphi_K R_A - 2N_2 \sin |\varphi_K| R_A - G \cos \gamma R_A + \\ + G \sin |\gamma| (l_C - C_A) = 0. \end{array} \right.$$

Откуда

$$l_C < R_A \operatorname{ctg} |\gamma| - (2R_A B \operatorname{ctg} |\gamma| - B) : (B + E) + C_A > 0, \quad (39')$$

где

$$B = (\mu \cos \varphi_K - \sin |\varphi_K|) [\mu \cos (|\gamma| + |\varphi_K|) + \sin (|\gamma| + |\varphi_K|)];$$

$$E = (\mu \sin |\varphi_K| - \cos \varphi_K) [\mu \sin (|\gamma| + |\varphi_K|) - \cos (|\gamma| + |\varphi_K|)].$$



В начальный момент центр тяжести монтируемой детали не должен выходить за пределы площади, ограниченной радиусом  $R_A + C_A \operatorname{tg} \varphi_{A\Phi}$  (рис. 13, б). Отсюда определяется начальный угол скрещивания осей

$$\gamma_H = \operatorname{arctg} \frac{r_B}{l_C - C_B} \quad (\text{для вала}). \quad (40)$$

Аналогично для монтируемой втулки

$$\gamma_H = \operatorname{arctg} \frac{R_A}{l_C - C_A}. \quad (40')$$

При этом должно быть принято  $|\gamma_H| \leq |\gamma|$ , а начальная величина относительного смещения  $\delta_{x_H}$  и координата начального центра  $Z_H$  будут рассчитаны с учетом соотношения между величинами фасок  $C_B$ ,  $C_A$  и их углов  $\varphi_{A\Phi}$  и  $\varphi_{B\Phi}$ .

При

$$\frac{C_A}{\cos \varphi_{A\Phi}} \leq \frac{C_B}{\cos \varphi_{B\Phi}}; \quad (41)$$

$$\frac{\delta_{x_H}}{2} = R_A + C_A \operatorname{tg} \varphi_{A\Phi} - r_B \cos \gamma_H - C_B \sin |\gamma_H|; \quad (42)$$

$$Z_H = r_B \sin |\gamma_H| - C_B \cos \gamma_H; \quad (43)$$

при

$$\frac{C_A}{\cos \varphi_{A\Phi}} > \frac{C_B}{\cos \varphi_{B\Phi}} \quad (41')$$

$$\frac{\delta_{x_H}}{2} = R_A - r_B \cos \gamma_H - C_B \sin |\gamma_H|; \quad (42')$$

$$Z_H = r_B \sin |\gamma_H| - C_B \cos \gamma_H - C_A. \quad (43')$$

Что касается точности линейного положения одной детали вдоль оси другой, то для этого вида сопряжений задача решается автоматически одновременно с достижением точности совпадения осей конических поверхностей. Для цилиндрических соединений деталей задача решается часто сравнительно просто — методом полной взаимозаменяемости, реже — методом регулировки.

Найденные условия сборки (величины исходных звеньев) должны быть достаточно большими, чтобы обеспечить изготовление машины и сохранить необходимую ее точность в течение требуемого периода времени. Поэтому поле допуска каждого исходного звена должно быть разбито на две части: одна — на

изготовление машины и входящих в нее сборочных единиц и вторая — на ее эксплуатацию.

Основываясь на полученных в результате расчета данных, можно в период проектирования автоматических сборочных машин установить допуски на все составляющие звенья системы СПИД, исходя из выбранного метода сборки соединения деталей, и рассчитать диапазон регулирования каждого компенсационного звена сборочной машины.

## **ВЫВОДЫ**

Применение универсальных автоматических сборочных машин, оснащенных системами управления, обеспечивающими перемещение одной из деталей собираемого объекта относительно другой по результатам измерения их пространственного положения с учетом размеров и формы сопрягаемых поверхностей деталей, может снизить затраты на изготовление продукции, повысить ее качество и улучшить условия труда рабочих.

Разработанная методика расчета условий сборки соединений деталей позволяет установить величины исходных звеньев и правильно назначить допуски на все составляющие звенья системы собираемые детали — сборочная машина.

Предложенный метод выбора загрузочно-транспортных устройств позволяет сократить расходы по их проектированию, изготовлению и эксплуатации в результате сокращения времени проектирования, квалификации проектировщиков, упрощения конструкции ориентирующих средств, применения привода вибробункеров меньшей мощности, а в ряде случаев исключения их дублирования.

## **ЛИТЕРАТУРА**

1. Балакшин Б. С. Некоторые теоретические вопросы автоматизации сборки машин. «Вестник машиностроения», 1962, № 12.
  2. Бобров В. П. Проектирование загрузочно-транспортных устройств к станкам и автоматическим линиям. М., «Машиностроение», 1964.
  3. Гусев А. А. и Митрофанов В. Г. Универсальная автоматическая сборочная машина. Авторское свидетельство № 217291 с приоритетом от 9 декабря 1966 г. «Бюллетень изобретений», 1968, № 15.
  4. Гусев А. А. Способ определения условий осуществления сборки деталей, сопрягаемые поверхности которых имеют ось симметрии, на сборочных машинах. Авторское свидетельство № 199657 с приоритетом от 11 июня 1966 г. «Бюллетень изобретений», 1967, № 15.
  5. Гусев А. А. Устройство для определения условий осуществления сборки соединений деталей. Авторское свидетельство № 208424 с приоритетом от 11 июня 1966 г. «Бюллетень изобретений», 1968, № 3.
  6. Гусев А. А. Некоторые вопросы точности при автоматизации сборки деталей с цилиндрическими поверхностями сопряжений. «Известия высших учебных заведений. Машиностроение», 1965, № 8.
-

## СОДЕРЖАНИЕ

Предисловие . . . . .	3
<i>Б. С. Балакшин.</i> Автоматизация управления технологическим процессом с целью повышения точности и производительности обработки . .	7
<i>И. М. Колесов.</i> К проблеме управления точностью формы, поворота и расстояния поверхностей деталей при обработке на станках . .	51
<i>Б. М. Базров.</i> Повышение точности измерения погрешности формы поперечного сечения цилиндрических деталей типа тел вращения . .	60
<i>М. М. Баранчукова.</i> Влияние гироскопических явлений на точность обрабатываемых деталей . . . . .	101
<i>Б. М. Базров.</i> Влияние одностороннего поводка на точность токарной обработки . . . . .	114
<i>В. Ф. Колотенков.</i> Повышение точности формы поперечного сечения при обработке цилиндрических деталей в центрах . . . . .	123
<i>Ю. Б. Крамаренко.</i> Управление упругими перемещениями на универсальных токарных станках . . . . .	134
<i>С. С. Моданов.</i> Изменение геометрических параметров режущей части резца для управления упругими перемещениями системы СПИД .	144
<i>Б. М. Базров.</i> Повышение точности формы детали в продольном сечении на станках токарной группы путем управления размером динамической настройки . . . . .	161
<i>А.-Г. Ю. Марцинкевичус.</i> Система автоматического управления упругими перемещениями с самоконтролем и поднастройкой заданного сигнала	189
<i>Ю. А. Легенкин.</i> Экономическая эффективность применения САУ на автоматической линии МРЛ-13 . . . . .	196
<i>А. Д. Давитидзе, В. Г. Митрофанов.</i> Повышение точности и производительности обработки при глубинном врезном шлифовании . . . .	200
<i>Е. И. Луцков.</i> Шлицшлифование с постоянной радиальной силой . .	213
<i>В. И. Закамалдин.</i> Выбор регулируемой величины и способа ее измерения при создании систем автоматического управления для сверления глубоких отверстий малого диаметра . . . . .	232
<i>В. А. Полетаев.</i> Влияние статических и динамических характеристик системы автоматической стабилизации крутящего момента при глубинном сверлении на производительность и точность обработки . . .	243
<i>М. М. Тверской.</i> Стабилизация нагрузки на сверле в процессе глубокого сверления при многоинструментальной обработке . . . . .	259

<i>Г. М. Зеленецкая.</i> Эффективность применения системы автоматического управления упругими перемещениями на вертикально фрезерных станках для различных условий обработки . . . . .	265
<i>В. Г. Митрофанов, В. А. Тимирязев.</i> Бесступенчатый электрогидравлический привод подач для автоматического управления упругими перемещениями на металлорежущих станках . . . . .	271
<i>С. С. Моданов.</i> Оснащение универсального токарного станка мод. 1А616 системой автоматического управления упругими перемещениями посредством изменения размера статической настройки . . . . .	287
<i>В. А. Тимирязев, В. Г. Митрофанов.</i> Повышение точности формы детали в продольном сечении при точении путем управления размером статической настройки . . . . .	294
<i>Н. А. Муминов.</i> Система автоматического управления для повышения точности формы детали в поперечном сечении при токарной патронной обработке . . . . .	307
<i>Д. В. Каленик.</i> Исправление некруглости при внутреннем шлифовании с регулируемой радиальной силой . . . . .	312
<i>А. П. Чуриков.</i> Исследование возможности повышения точности круглого продольного шлифования путем малых перемещений задней бабки . . . . .	317
<i>Б. Н. Жуков.</i> Повышение точности формы при внутреннем врезном шлифовании . . . . .	326
<i>М. М. Жасимов.</i> Способы получения заданной точности деталей при пластическом деформировании . . . . .	332
<i>В. А. Тимирязев.</i> Повышение точности и производительности токарной обработки путем комплексного управления размерами статической и динамической настройки . . . . .	339
<i>В. Е. Редькин.</i> Повышение точности и производительности многолезцово-вой обработки жестких валов . . . . .	364
<i>А. А. Гусев.</i> Универсальная автоматическая сборочная машина . . . . .	381

---

## САМОПОДНАСТРАИВАЮЩИЕСЯ СТАНКИ

Под ред. заслуженного деятеля науки и техники  
д-ра техн. наук Б. С. Балашкина

Редактор издательства *Е. П. Долгинова*  
Технический редактор *А. Ф. Уварова*  
Корректор *Л. Ф. Никифорова*  
Переплет и супер-обложка  
художника *А. Я. Михайлова*

---

Сдано в производство 10/IX 1969 г.  
Подписано к печати 20/II 1970 г.  
Т-01417 Тираж 4500 экз. Печ. л. 26,0  
Бум. л. 13,0 Уч.-изд. л. 25,5  
Формат 60 × 90<sup>1</sup>/<sub>16</sub> Цена 1 р. 60 к. Зак. № 915

---

Издательство «МАШИНОСТРОЕНИЕ»,  
Москва, Б-66, 1-й Басманный пер., 3

---

Экспериментальная типография ВНИИ полиграфии  
Москва К-51, Цветной бульвар, 30

## **Рефераты статей**

**Балакшин Б. С. Автоматизация управления технологическим процессом с целью повышения точности и производительности обработки.** Сб. «Самоподнастраивающиеся станки». М., Машиностроение, 1970, стр. 416.

В статье изложены основы теории управления упругими перемещениями системы СПИД металлорежущих станков. Подробно освещен вопрос образования погрешности обработки деталей. Указаны пути повышения точности и производительности обработки путем управления упругими перемещениями системы СПИД. Освещен вопрос оснащения станков системами автоматического управления упругими перемещениями и экономичности их применения.

Илл. 27.

**Колесов И. М. К проблеме управления точностью формы, поворота и расстояния поверхностей деталей при обработке на станках.** Сб. «Самоподнастраивающиеся станки». М., Машиностроение, 1970, стр. 416.

В статье излагается теоретический подход к одновременному управлению точностью формы, поворота и расстояния поверхностей деталей в процессе их обработки. Процесс обработки деталей рассматривается в пространстве.

Табл. 1. Илл. 5.

**Базров Б. М. Повышение точности измерения погрешности формы поперечного сечения цилиндрических деталей типа тел вращения.** Сб. «Самоподнастраивающиеся станки». М., «Машиностроение», 1970, стр. 416.

В статье рассматривается процесс измерения погрешности формы (некруглость) измерение профиля, его отображение и определение положения измерительной базы с последующим отсчетом от нее погрешности. Приведен анализ образования погрешности измерения некруглости по всем этапам. Показано, что наиболее точным является измерение профиля через измерение радиуса-вектора, предложен новый способ измерения радиуса-вектора, практически исключающий влияние неточности вращательного движения на погрешность измерения некруглости. Приводится анализ баз отсчета погрешности и предлагается для получения однозначного ответа погрешность формы отсчитывать от вписанной или описанной окружностей, центр которых совпадает с центром тяжести профиля контролируемой детали.

Табл. 2, илл. 20, библи. 8 назв.

**Баранчукова И. М. Влияние гироскопических явлений на точность обрабатываемых деталей.** Сб. «Самоподнастраивающиеся станки», М., Машиностроение, 1970, стр. 416.

В статье с новых позиций рассматривается автоколебательный процесс при обработке на различных технологических системах, который объясняется прецессией вращающихся элементов.

Оценивается влияние параметров прецессии на точность обработки и стойкость инструмента и на основании этого даются рекомендации по управлению параметрами прецессии с целью повышения точности обработки и стойкости инструмента.

Табл. 6. Илл. 6

**Базров Б. М. Влияние одностороннего поводка на точность токарной обработки.** Сб. «Самоподнастраивающиеся станки». М., Машиностроение, 1970, стр. 416.

В статье рассмотрен вопрос образования погрешности обработки при точении деталей в центрах с односторонним поводком. Показано, что при передаче детали крутящего момента посредством одностороннего поводка появляется биение обработанной поверхности, при определенных условиях соизмеримое с величиной допуска.

Табл. 2. Илл. 5.

**Колотенков В. Ф. К вопросу повышения точности формы поперечного сечения при обработке цилиндрических деталей в центрах.** Сб. «Самоподнастраивающиеся станки». М., Машиностроение, 1970, стр. 416.

В статье рассмотрен вопрос копирования системой СПИД токарного станка средних размеров исходной погрешности цилиндрических заготовок в поперечном сечении. Приведен вывод формул для определения возможного смещения скопированного изображения относительно расположения погрешности формы у заготовки. Доказывается, что при исследовании перемещении в системе СПИД, возникающих под действием возмущающей силы при частоте ее изменения не больше 20—30 гц, можно рассматривать систему СПИД как одномерный осциллятор. Приведены результаты экспериментальной проверки теоретических положений.

Илл. 5, Библ. 3 назв.

**Крамаренко Ю. Б. Управление упругими перемещениями на универсальных токарных станках.** Сб. «Самоподнастраивающиеся станки». М., Машиностроение, 1970, стр. 416.

В статье рассмотрены особенности управления упругими перемещениями системы СПИД при обработке деталей на универсальных токарно-винторезных станках, обосновывается возможность применения систем автоматического управления упругими перемещениями системы СПИД, позволяющих повысить точность и производительность обработки на этих станках.

Илл. 8, Библ. 4 назв.

**Моданов С. С. Изменение геометрических параметров режущей части резца для управления упругими перемещениями системы СПИД.** Сб. «Самоподнастраивающиеся станки». М., Машиностроение, 1970, стр. 416.

В статье рассмотрен способ управления упругими перемещениями путем изменения геометрических параметров режущей части резца. Приведена система автоматического управления поворотом резца и экспериментальное исследование предложенного способа. Результаты исследования показали возможность повышения точности и производительности токарной обработки путем управления упругими перемещениями указанным способом.

Табл. 2, Илл. 8.

**Базров Б. М. Повышение точности формы детали в продольном сечении на станках токарной группы путем управления размером динамической настройки.** Сб. «Самоподнастраивающиеся станки». М., Машиностроение, 1970, стр. 416.

В статье рассмотрены два способа регулирования размера динамической настройки, путем изменения величины продольной подачи и жесткости системы СПИД. Приведены методики определения программы изменения величины упругого перемещения системы СПИД для компенсации погрешности формы в продольном сечении. Описаны системы автоматического регулирования размера динамической настройки указанными способами и приведены результаты экспериментов.

Табл. 1, илл. 13.



**Марцинкевичус А.-Г. Ю. Система автоматического управления упругими перемещениями с самоконтролем и поднастройкой заданного сигнала.** Сб. «Самоподнастраивающиеся станки», М., «Машиностроение», 1970, стр. 416.

В статье показано, что при работе с автоматическим управлением упругими перемещениями системы СПИД на точности обработки может сказаться деформация упругих элементов (при помощи которых в большинстве случаев оценивается упругое перемещение системы СПИД) от воздействия посторонних факторов. Показано, как это сказывается на точности обработки партии деталей с САУ. Предложена САУ, в которой исключено влияние деформации упругого элемента на точность обработки партии деталей.

Илл. 4.

**Легенкин Ю. А. Экономическая эффективность применения САУ на автоматической линии МРЛ-13.** Сб. «Самоподнастраивающиеся станки», М., «Машиностроение», 1970, стр. 416.

В статье приводятся результаты экономических расчетов, показывающие эффективность применения систем автоматического управления на автоматических линиях.

Применение САУ позволяет перейти от двухпроходной обработки к однопроходной, соответствующей точности двухпроходной, сократить капитальные вложения и производственные площади при проектировании новых автоматических линий и реконструкции существующих.

Приводятся данные о сокращении себестоимости и станкоемкости обработки на автоматической линии.

Илл. 3.

**Давитидзе А. Д., Митрофанов В. Г. Повышение точности и производительности обработки при глубинном врезном шлифовании.** Сб. «Самоподнастраивающиеся станки», М., «Машиностроение», 1970, стр. 416.

В статье даются результаты теоретического и экспериментального исследования повышения точности и производительности при глубинном врезном шлифовании «до упора» с поддержанием заданной радиальной силы путем изменения скорости вращения изделия.

Дается математическая модель процесса уточнения формы шлифуемой детали в поперечном сечении и теоретический расчет ожидаемого повышения производительности. Приводится описание блок-схемы САУ и конструкции дилатометрического устройства.

Илл. 7.

**Луцков Е. И. Шлифшлифование с постоянной радиальной силой.** Сб. «Самоподнастраивающиеся станки», М., «Машиностроение», 1970, 416 стр.

В статье приводятся формулы для расчетного определения величины радиальной силы при шлифшлифовании профильным кругом. Дается методика выбора допустимой величины радиальной силы, исходя из условий использования мощности станка и обеспечения качества обработанной детали (отсутствие прижогов, точность формы в продольном сечении, заданная чистота поверхности). Приводится пример расчета оптимальной величины радиальной силы и выбора параметров режима шлифшлифования, исходя из этой величины.

Илл. 4, библи. 2 назв.

**Закамалдин В. И. Выбор регулируемой величины и способа ее измерения при создании систем автоматического управления для сверления глубоких отверстий малого диаметра.** Сб. «Самоподнастраивающиеся станки», М., Машиностроение, 1970, стр. 416.

В статье рассмотрены два варианта управления: стабилизация крутящего момента и стабилизация осевой силы. Анализ показал, что при выборе в качестве регулируемой величины крутящего момента на сверле обеспечивается наиболее выгодный процесс управления в отношении использования возможностей сверла и получения наибольшей производительности. Приведен анализ динамометрических узлов для измерения крутящего момента на сверле, в результате которого рекомендуется балансирный редукторный динамометр с цилиндрическими зубчатыми колесами.

Илл. 11.

**Полетаев В. А. «Влияние статических и динамических характеристик системы автоматической стабилизации крутящего момента при глубоком сверлении на производительность и точность обработки».** Сб. «Самоподнастраивающиеся станки», М., «Машиностроение», 1970, стр. 416.

В работе приводится система стабилизации момента на сверле посредством изменения величины подачи. Рассматриваются статические и динамические характеристики системы и их влияние на точность и производительность сверления. Установлено, что производительность обработки при астатическом регулировании выше, чем при статическом.

Илл. 6.

**Тверской М. М. Стабилизация нагрузки на сверло в процессе глубокого сверления при многоинструментальной обработке.** Сб. «Самоподнастраивающиеся станки», М., Машиностроение, 1970, стр. 416.

В статье описана система автоматического регулирования для трехшпиндельного агрегатно-сверлильного станка, в задачу которой входит предотвращение перегрузки сверл. В процессе обработки осуществляется непрерывное измерение момента, действующего на каждом сверле, и автоматическое уменьшение величины подачи.

Система работает по циклу, быстрый подвод головки, врезание с максимальной подачей, сверление с переменной подачей и промежуточный вывод сверл при уменьшении подачи до установленного значения.

Илл. 2.

**Зеленецкая Г. М. Эффективность применения САУ упругими перемещениями на вертикально-фрезерных станках для различных условий обработки.** Сб. «Самоподнастраивающиеся станки», М., «Машиностроение», 1970, стр. 416.

В статье рассматривается целесообразность применения систем автоматического управления на вертикально-фрезерных станках в производственных условиях. На основе статистического изучения фрезерных операций выявлены наиболее распространенные в промышленности условия торцового фрезерования, для которых проведено экспериментальное исследование. Произведено сравнение точности и производительности обработки партий деталей, полученных обычным фрезерованием и с САУ.

Показано, что применение САУ наиболее эффективно при несимметричном фрезеровании, при последовательной обработке нескольких деталей, а также деталей имеющих значительное колебание ширины фрезерования и припуска по длине прохода. При этом точность обработки повышается 2—3 раза, а машинное время в среднем на 5%.

Илл. 4, табл. 1, библи. 2 назв.

**Митрофанов В. Г., Тимирязев В. А. Бесступенчатый электрогидравлический привод подач для автоматического управления упругими перемещениями на металлорежущих станках.** Сб. «Самоподнастраивающиеся станки», М., Машиностроение, 1970, стр. 416.

В статье рассматривается бесступенчатый электрогидравлический привод подач, используемый в системах автоматического регулирования токарной и шлифовальной групп, с целью управления точностью размера динамической настройки в процессе обработки. Рассматриваемый привод может быть использован для управления точностью и производительностью обработки на различных гидрофицированных станках.

Илл. 11, библи. 4 назв.

**Моданов С. С. Оснащение универсального токарного станка мод. 1А616 системой автоматического управления упругими перемещениями посредством изменения размера статической настройки.** Сб. «Самоподнастраивающиеся станки», М., Машиностроение, 1970, стр. 416.

В статье рассматривается система автоматического управления упругими перемещениями путем изменения размера статической настройки посредством перемещения верхних салазок суппорта, предварительно повернутых на небольшой угол к направляющим станка.

Приведено описание основных узлов системы автоматического управления и результаты экспериментов.

Табл. 1, илл. 4.

**Тимирязев В. А., Митрофанов В. Г. Повышение точности формы детали в продольном сечении при точении путем управления размером статической настройки.** Сб. «Самоподнастраивающиеся станки», М., Машиностроение, 1970, стр. 416.

В статье рассмотрен вопрос повышения точности формы детали в продольном сечении путем управления упругими перемещениями системы СПИД за счет изменения размера статической настройки. Дано описание блок-схемы и основных узлов системы программного управления размером статической настройки к токарному станку мод. 163.

Илл. 6.

**Муминов Н. А. Система автоматического управления для повышения точности формы детали в поперечном сечении при токарной патронной обработке.** Сб. «Самоподнастраивающиеся станки», М., Машиностроение, 1970, стр. 416.

Статья посвящена повышению точности формы детали в поперечном сечении путем управления размером статической настройки. Приведено описание блок-схемы системы автоматического управления и ее основных узлов. Результаты экспериментов показали возможность повышения точности формы в поперечном и продольном сечениях.

Табл. 1, илл. 3.

**Каленик Д. В. Исправление некруглости при внутреннем шлифовании с регулируемой радиальной силой.** Сб. «Самоподнастраивающиеся станки», М., Машиностроение, 1970, стр. 416.

В статье рассматривается вопрос исправления некруглости обрабатываемой поверхности заготовки при внутреннем шлифовании посредством регулирования величины радиальной силы.

Дается описание экспериментальной установки. Приводятся результаты экспериментов, показывающие возможность увеличения производительности обработки таким способом.

Илл. 4. Библи. 5 назв.

**Чуриков А. П. Исследование возможности повышения точности круглого продольного шлифования путем малых перемещений задней бабки.** Сб. «Самоподнастраивающиеся станки». Под редакцией Б. С. Балакшина. М., «Машиностроение», 1970, стр. 416.

В статье даются результаты разработки системы автоматического поддержания постоянства расстояния между режущей кромкой круга и осью обрабатываемой детали. На основе анализа выбран способ компенсации упругого перемещения системы СПИД. Дается анализ точности средств регулирования, основанных на применении одноконтakтных измерительных устройств и обоснование выбора привода для малых перемещений узла задней бабки круглошлифовального станка, приводится методика расчета параметров магнитострикционного привода применительно к повороту узла станка. Рассматривается структурная схема системы автоматического внесения поправок в размер статической настройки системы СПИД на этапе чистового шлифования.

Илл. 4. Библ. 5 назв.

**Жуков Б. Н. Повышение точности формы при внутреннем врезном шлифовании.** Сб. «Самоподнастраивающиеся станки», М., «Машиностроение», 1970, стр. 416.

В статье рассматривается влияние неравномерности движения суппорта и исходных погрешностей формы заготовки на точность формы готовой детали. На основе анализа динамики существующего процесса врезного шлифования предложена система автоматического управления, позволяющая значительно снизить влияние указанных факторов на точность формы детали.

Илл. 2.

**Жасимов М. М. Способы получения заданной точности деталей при пластическом деформировании.** Сб. «Самоподнастраивающиеся станки». Под редакцией Б. С. Балакшина. М., «Машиностроение», 1970, стр. 416.

В статье рассматриваются вопросы повышения качества поверхности и точности при пластическом деформировании (обкатыванию многороликовой планетарной головкой) с системой автоматического регулирования. Выявлены необходимость автоматического регулирования, способы внесения комплектующего воздействия. Рассматривается блок-схема САР.

Предложены два способа регулирования. Со стабилизацией усилия деформирования и программного регулирования. Приведены результаты экспериментальных исследований.

Илл. 3, библ. 2 назв.

**Тимирязев В. А. Повышение точности и производительности токарной обработки путем комплексного управления статической и динамической настройкой.** Сб. «Самоподнастраивающиеся станки». М., Машиностроение, 1970, стр. 416.

В статье рассматривается способ комплексного управления статической и динамической настройки, применение которого обеспечивает возможность управления как точностью, так и производительностью механической обработки. Описывается принцип работы и конструкция основных узлов самоподнастраивающейся автоматической системы, созданной на основе нового способа для станка мод. 1722П.

Илл. 15.

Редькин В. Е. **Повышение точности и производительности многорезцовой обработки жестких валов.** Сб. «Самоподнастраивающиеся станки», М., Машиностроение, 1970, стр. 416.

В статье рассматривается вопрос повышения точности и производительности многорезцовой обработки путем управления упругими перемещениями. Приводится анализ влияния упругих перемещений на погрешность обработки, на основе которого предлагается для повышения точности обработки стабилизировать упругое перемещение. Дается описание двухконтурной САУ и ее узлов.

Табл. 1, илл. 8, библи. 3 назв.

Гусев А. А. **Универсальная автоматическая сборочная машина.** Сб. «Самоподнастраивающиеся станки», М., «Машиностроение», 1970, стр. 416.

В статье приведены результаты разработки универсальной автоматической сборочной машины, оснащенной системой автоматического управления положением собираемых в соединение деталей. Исследованы условия сборки соединений деталей, сопрягаемых по цилиндрическим и коническим поверхностям, позволяющие осуществить их сборку автоматическим путем на универсальной машине. Приведена методика проектирования загрузочно-транспортных устройств, обеспечивающая, создание наиболее простых, а потому наиболее надежных и экономичных транспортно-ориентирующих средств.

Илл. 13, библи. 6 назв.

---

