

# ИСПОЛЬЗОВАНИЕ CALS-ТЕХНОЛОГИЙ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ КОНКУРЕНТОСПОСОБНОСТИ ИЗДЕЛИЙ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Шевелева Е.А. – к.т.н.

Алтайский государственный колледж (г. Барнаул)

Одной из технологий, позволяющей максимально эффективно использовать имеющиеся ресурсы предприятия и влиять на качество изготавливаемой продукции, а соответственно его конкурентоспособность, является CALS/ИПИ - технология (Continuous Acquisition and Life cycle Support/Информационная Поддержка Изделия). Признанная во всем мире, CALS/ИПИ – технология дает возможность интегрировать все информационные потоки предприятия с целью их совместного использования. Она начала формироваться в 80-х годах в США и получила признание и поддержку во многих странах, так как дает возможность охватывать все этапы жизненного цикла продукта – от маркетинга до утилизации.

Большинство предприятий машиностроительной отрасли пытаются в сложнейших условиях повышать конкурентоспособность своих изделий. Данная проблема может быть решена путем снижения себестоимости, повышения качества, надежности, эффективности продукции, снижения затрат на эксплуатацию, утилизацию и т.д. С целью увеличения эффективности этих систем необходимо организовать процесс обмена информацией между ними, однако ряд систем несовместимы друг с другом по тем или иным причинам. Устранение этих проблем возможно на стадии проектирования автоматизированных систем путем использования CALS/ИПИ – технологии. Для этого необходимо создание интегрированной информационной среды (ИИС) предприятия, включающей в себя:

1. Систему управления данными об изделии (PDM);
2. Интегрированную систему управления предприятием (ERP);
3. Систему автоматизированного проектирования и технологической подготовки производства (CAD/CAM/CAPP).

Методы и программные средства управления данными об изделии (PDM) играют системообразующую роль в интегрированной информационной среде предприятия, обеспечивая сбор и хранение рационально структурированных данных о конструкции изделия, технологии его изготовления и эксплуатации, а также о его ресурсах, требуемых для осуществления процессов, и предоставление этой информации другим автоматизированным системам.

Концепция методологии ERP направлена на выпуск продукции и охватывает все ресурсы предприятия, включая в себя следующие модули: управление финансами, персоналом, закупками, складами; обработку заказов и работу с покупателями.

Системы CAD/CAM/CAPP в машиностроении выполняют функции автоматизированного проектирования, подготовки производства и конструирования, а также управления инженерными данными. Функциональные возможности продуктов этого класса расширяются, производительность увеличивается, а использование упрощается.

Представленные системы строятся на международных стандартах, являющихся ключевым элементом CALS/ИПИ – технологий, что позволяет интегрировать их для совместного использования. Процесс интеграции систем и создания ИИС предприятия позволяет: повысить качество изделий за счет более полного учета имеющейся информации при проектировании и принятии управленческих решений; сократить материальные и временные затраты на проектирование и изготовление продукции; существенно снизить затраты на эксплуатацию, благодаря реализации функции интегрированной логистической поддержки.

Перечисленные преимущества могут качественно повлиять на создание конкурентоспособного изделия. Особенно это важно для машиностроительной продукции, так как понятия качества и надежности изготовления здесь являются ключевыми, а снижение себестоимости и трудоемкости позволят выжить предприятиям в условиях развивающегося кризиса.

## РАСЧЕТ ШЕРОХОВАТОСТИ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ ТОНКОСТЕННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Бочаров Ю.В. - студент, Балашов А.В. к.т.н. доцент  
Алтайский государственный технический университет (г. Барнаул)

Тенденции к снижению материалоёмкости машин, изделий, приборов приводит к уменьшению жёсткости их деталей. Обработка таких деталей вызывает трудности. Деформации обрабатываемых поверхностей отражаются на шероховатости. Следовательно, исследования, направленные на выявление зависимости шероховатости тонкостенных поверхностей от режимов резания являются актуальными.

На первом этапе необходимо определить параметры инструмента, а именно с диаметр, длина рабочей части, число зубьев. Также необходимы сила  $P_h$ , подача на зуб  $S_z$ , частота вращения инструмента и параметры обрабатываемых стенок: ширины  $a$ ,  $b$ , и длины  $L_1$  и  $L_2$  (см. рисунок 1).

Эти параметры необходимы для расчета напряжений на изгиб и на текучесть..

Для расчёта на изгиб используется формула 1.  
 $G = M_{изг} / W \leq [G_{изг}]$  [1].

где:

$G$  – напряжение изгиба.

$M_{изг}$  – изгибающий момент.

$W$  – полярный момент инерции.

$[G_{изг}]$  – допускаемое напряжение изгиба.

Для расчёта на текучесть используется формула 2.

$$G = P_h / S \leq [G_{пл}]$$
 [2]

где:  $G$  – действующее напряжение.

$P_h$  – сила при фрезеровании.

$S$  – площадь действия силы.

$[G_{пл}]$  – допускаемое напряжение пластичности.

После расчёта действующих напряжений производим сравнение с допускаемыми значениями. Если условия соблюдаются, то приступаем к расчёту величины биения силы в процессе фрезерования. Для этого необходимо принять следующие допущения: фреза имеет квадратную СМП с углом заострения  $90^\circ$ . При этом мы можем просчитать значение шероховатости полученную при подаче инструмента на зуб. Высота микронеровностей будет равна выражению 3.

$$h = (S_z / 2)$$
 [3]

где:  $h$  – высота микронеровностей.

$S_z$  – шаг на зуб.

Так как сила  $P_h$  действует в направлении подачи, следовательно, если взять окружность радиуса  $r$  и обозначить горизонтальную ось за  $x$ , а вертикальную за  $y$ , то максимальное значение силы  $P_h$ , будет соответствовать при  $x=0$ , а  $y=r$ . Следовательно, минимальное её значение будет противоположна предыдущему.

Из наших рассуждений можно заметить сходство силы  $P_h$  с уравнением окружности выражается практически явно. В дальнейшем это и войдёт в принцип определения колебаний по силе

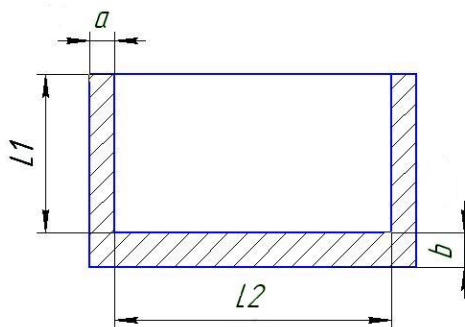


Рисунок 1. Параметры области фрезерования

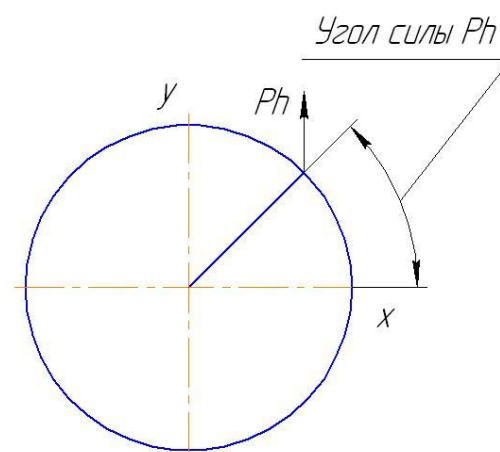


Рисунок 2. Изображение угла и силы  $P_h$

Ph. Следовательно, сила Ph будет различной при разных углах поворота зуба фрезы. При этом можно силу выразить, как искомая сила на уточняющий коэффициент, равный величине отношения исследуемого угла для силы и радиусу. (см. рисунок 2).

$$Ph_f = Ph * P_k \quad [4]$$

где: Ph<sub>f</sub> – фактическое значение силы Ph при заданном угле её приложения.

Ph – максимальное значение силы Ph.

P<sub>k</sub> – передаточный коэффициент;

$$P_k = (r^2 - (r * \cos(\alpha_i))^2)^{0.5} / r \quad [5]$$

где :r – радиус фрезы.

$\alpha_i$  – угол поворота в градусах.

После этого необходимо рассчитать, количество зубьев участвующих в процессе резания. Для этого понадобится ширина фрезерования. Исходя из неё, найдём максимальный угол, при котором происходит ещё контакт инструмента с обрабатываемым материалом. После нахождения данного угла определим количество зубьев принадлежащих этому участку и их углы. Рассчитаем суммарную силу Ph(сумм), как сумму всех значений Ph<sub>f</sub> зубьев входящих в процесс обработки.

Дальше необходимо определить параметр шероховатости. Его получим из колебания значения силы Ph(сумм). Чтобы определить закон колебания этой величины проведём ряд расчётов этой величины. И полученные данные представим в виде ряда Фурье.

$$P_{k(a)} = A_1 \cos(\omega t) + B_1 \sin(\omega t) + A_2 \cos(2\omega t) + B_2 \sin(2\omega t) + \dots + A_n \cos(n\omega t) + B_n \sin(n\omega t) \quad [6]$$

После того, как нашли закон изменения силы Ph(сум) в процессе резания, теперь мы можем определить его максимальное, минимальное и среднее значения.

После их определения необходимо рассчитать прогиб инструмента от действующих нагрузок. А именно длину прогиба и угол прогиба.

Длина прогиба у<sub>a</sub>:

$$u_a = Ph(\text{сум}) * L^3 / (6 * E * J_x) \quad [7]$$

где : E – модуль упругости.

J<sub>x</sub> – момент инерции относительно оси x, равный  $m l^2 / 2$ .

m – масса инструмента.

Угол прогиба  $\alpha_i(a)$ :

$$\alpha_i(a) = Ph(\text{сум}) * L^2 / (2 * E * J_x) \quad [8]$$

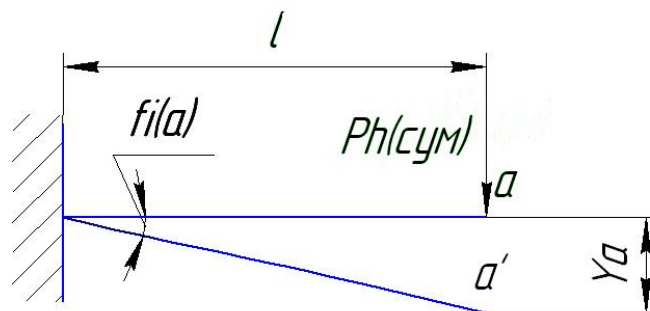


Рисунок 3. Схема для расчёта прогиба

Исходя их полученных значений можно рассчитать значение добавки к шероховатости, при изгибе инструмента. По формулам 7 и 8, необходимо рассчитать значение прогиба по средней, максимальной и минимальной силе.

Величина дополнительной шероховатости k определится по формуле 9:

$$k = u_a * \text{tg}(\alpha_i(a)) \quad [9]$$

И окончательная шероховатость может быть записана в виде следующего значения: шероховатость h плюс величина k и плюс минус половина допуска на величину k.

В данной работе представлен общий принцип колебания шероховатости при переменном значении силы в осевом направлении. Также был проанализирован сам процесс формирования шероховатости и влияния геометрии инструмента на его шероховатость.

## ОЦЕНКА АЛГОРИТМА РАЦИОНАЛЬНОЙ КОМПЛЕКТАЦИИ ПРИ СЕЛЕКТИВНОЙ СБОРКЕ В СЕРИЙНОМ ПРОИЗВОДСТВЕ

Дегтярева Н.С. – магистрант, Бобарыкин К.В. – магистрант, Панов А.А. – к.т.н., доцент  
Алтайский государственный технический университет (г. Барнаул)

Условием применения селективной сборки с предварительной сортировкой деталей на группы является требование идентичности законов рассеяния размеров сопрягаемых деталей ( $A$  – размер отверстия,  $B$  – размер вала). В серийном производстве это условие трудновыполнимо, так как при ограниченном объеме партии изделий законы рассеяния проявляются неустойчиво. Это приводит к некомплектности при сборке. Для исключения данного обстоятельства может быть целесообразна сборка с индивидуальной комплектацией как разновидность селективной сборки. После контроля размеров  $A$  и  $B$  производится упорядочивание массивов  $A$  и  $B$  и комплектация пар  $A_1 + B_1, A_2 + B_2, \dots, A_N + B_N$  ( $N$  – общий объем партии).

Отклонение размера замыкающего звена для  $i$ -го изделия равно:

$$\Delta_{\Delta_i} = A_i - B_i. \quad (1)$$

Величина  $\Delta_{\Delta_i}$  изменяется у разных изделий от некоторого минимального до некоторого максимального значения. Очевидно, что разброс значений будет минимальным при такой комплектации пар, когда минимальной является дисперсия отклонения  $\Delta_{\Delta_i}$ , или, что в данном случае равноценно, минимальной является сумма квадратов величин  $\Delta_{\Delta_i}$ . Покажем, что для принятого способа комплектации любое изменение порядка элементов массивов приводит к увеличению дисперсии, и соответственно, к увеличению разброса значений  $\Delta_{\Delta_i}$ . Выделим из массивов две случайных пары  $(A_j; B_j)$  и  $(A_k; B_k)$  и определим, как изменяется сумма квадратов отклонений  $\Delta_{\Delta_i}$ , если поменять местами  $B_j$  и  $B_k$ . Для всех остальных пар  $\Delta_{\Delta_i}$  не изменится, поэтому достаточно вычислить и сравнить значения суммы квадратов  $\Delta_{\Delta_i}$  для рассматриваемых двух пар. Пусть размер  $A_k$  больше  $A_j$  на величину  $a_{k-j}$ , а размер  $B_k$  больше  $B_j$  на  $b_{k-j}$  (рис. 2а). Для простоты изложения в данном случае можно опустить индексы  $j$  и  $k$ . Тогда в первоначальном варианте комплектации пары будут составлены следующим образом:  $A$  и  $B$ ,  $(A + a)$  и  $(B + b)$ . При измененном варианте комплектации комбинации будут следующими:  $A$  и  $(B + b)$ ,  $(A + a)$  и  $B$ .

Вычислим сумму квадратов отклонений  $\Delta_{\Delta_i}$  (разностей  $A_i$  и  $B_i$ ).

Для исходного варианта :

$$\begin{aligned} \sum (\Delta_{\Delta_i})_1^2 &= (A - B)^2 + ((A + a) - (B + b))^2 = (A - B)^2 + ((A - B) + (a - b))^2 = \\ &= 2(A - B)^2 + 2(A - B)(a - b) + a^2 - 2ab + b^2. \end{aligned} \quad (2)$$

Для варианта с измененным порядком элементов массива  $B$ :

$$\begin{aligned} \sum (\Delta_{\Delta_i})_2^2 &= (A - (B + b))^2 + ((A + a) - B)^2 = ((A - B) - b)^2 + ((A - B) + a)^2 = \\ &= 2(A - B)^2 + 2(A - B)(a - b) + a^2 + b^2 \end{aligned} \quad (3)$$

Определим разность полученных значений для второго и первого вариантов:

$$\sum (\Delta_{\Delta_i})_2^2 - \sum (\Delta_{\Delta_i})_1^2 = 2ab.$$

(4)

Поскольку изначально элементы массивов  $A$  и  $B$  расположены по условиям комплектации в порядке возрастания значений, то  $a > 0$  и  $b > 0$ , а следовательно, и  $2ab > 0$ , то есть, сумма квадратов  $\Delta_{\Delta_i}$  возрастает при изменении порядка элементов массива  $B$ . Очевидно, тот же результат будет и при более сложных перестановках элементов массива, поскольку любая сложная перестановка в конечном счете сводится к последовательным двойным типа  $B_j - B_k$ .

Эти выкладки относятся к размерной цепи с неоднородными звеньями ( $A$  – увеличивающее звено,  $B$  – уменьшающее). Для цепи с однородными звеньями алгоритм предварительного упорядочивания массивов несколько иной:

$$A_{i+1} = A_i + a_i; \quad B_{i+1} = B_i - b_i. \quad (5)$$

Отклонение размера замыкающего звена для  $i$ -го изделия таких цепей равно:

$$\Delta_{\Delta_i} = A_i + B_i. \quad (6)$$

Комплектация пар в исходном варианте будет следующая:  $A$  и  $B$ ,  $(A+a)$  и  $(B-b)$ . При измененном варианте комбинации пар будут:  $A$  и  $(B-b)$ ,  $(A+a)$  и  $B$ .

Сумма квадратов отклонений  $\Delta_{\Delta_i}$  для исходного варианта :

$$\begin{aligned} \sum (\Delta_{\Delta_i})_1^2 &= (A+B)^2 + ((A+a) + (B-b))^2 = (A+B)^2 + ((A+B) + (a-b))^2 = \\ &= 2(A+B)^2 + 2(A+B)(a-b) + a^2 - 2ab + b^2. \end{aligned} \quad (7)$$

Для варианта с измененным порядком элементов массива  $B$ :

$$\begin{aligned} \sum (\Delta_{\Delta_i})_2^2 &= (A + (B-b))^2 + ((A+a) + B)^2 = ((A+B) - b)^2 + ((A+B) + a)^2 = \\ &= 2(A+B)^2 + 2(A+B)(a-b) + a^2 + b^2. \end{aligned}$$

(8)

Определим разность полученных значений для второго и первого вариантов:

$$\sum (\Delta_{\Delta_i})_2^2 - \sum (\Delta_{\Delta_i})_1^2 = 2ab.$$

(9)

Поскольку  $a > 0$  и  $b > 0$ , а следовательно, и  $2ab > 0$ , то и для цепей с однородными звеньями дисперсия отклонений размеров замыкающего звена возрастает при изменении порядка элементов массива  $B$ .

Таким образом, доказано, что предлагаемый метод индивидуальной комплектации как разновидность селективной сборки обеспечивает минимальный возможный разброс отклонений замыкающего звена при сборке ограниченных партий изделий.

## СООТНОШЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ РАССЕЙЯНИЯ РАЗМЕРОВ СОСТАВЛЯЮЩИХ И ЗАМЫКАЮЩЕГО ЗВЕНЬЕВ ПРИ СЕЛЕКТИВНОЙ СБОРКЕ МЕТОДОМ ИНДИВИДУАЛЬНОЙ КОМПЛЕКТАЦИИ

Дегтярева Н.С. – магистрант, Панов А.А. – к.т.н., доцент

Алтайский государственный технический университет им. И.И. Ползунова (г. Барнаул)

Основными параметрами оценки рассеяния некоторой величины  $X$  являются значения среднего  $\bar{X}$ , среднеквадратичного отклонения  $\sigma_x$  и поля рассеяния  $\omega_x$ . При изготовлении изделий в массовых количествах в неизменных производственных условиях законы рассеяния размеров деталей являются достаточно устойчивыми, и такие достаточно большие объемы можно считать генеральными совокупностями с параметрами  $\sigma_0$  и  $\omega_0$ . Ограниченную партию деталей в условиях серийного производства можно считать случайной выборкой из генеральной совокупности. При селективной сборке важна идентичность законов для всех составляющих звеньев. Это условие должно соблюдаться и при методе индивидуальной комплектации.

Для поставленной задачи важно оценить степень отклонения реального рассеяния (для партии) от устойчивого (для генеральной совокупности), то есть, параметры рассеяния величины  $x_i = X_{i1} - X_{i2}$ , где  $X_{i1}$  и  $X_{i2}$  - соответственно теоретическое и реальное значение величины  $X$  (размер составляющего звена) для  $i$ -го номера массива. В соответствии с теоретическими положениями математической статистики рассеяние случайной величины  $x$  близко к нормальному, а его параметры можно определить по следующим зависимостям:

1. Отклонение среднего значения  $Mx$  для партии (объема выборки)  $N$  элементов равно:

$$M_x = \pm \frac{\sigma_0}{\sqrt{N}}. \quad (1)$$

2. Среднее квадратичное отклонение величины  $x$  определяется следующим образом:

$$\sigma_x = \frac{\sigma_0}{\sqrt{2N}}. \quad (2)$$

Допуски  $T_A$  и  $T_B$  составляющих звеньев примем равными, поля рассеяния должны быть равными допускам ( $\omega_A = T_A, \omega_B = T_B$ ), устойчивые законы рассеяния примем идентичными. В общем случае поля допусков (и соответственно, поля рассеяния) имеют относительный сдвиг  $C_0$ , величина которого определяется характером сопряжения (зазор, натяг или переходная посадка).

Реальное рассеяние размеров  $A$  и  $B$  имеет отклонение от устойчивого (теоретического), поэтому отклонение размера замыкающего звена в пределах партии  $N$  изделий изменяется от  $\Delta_{\Delta \min}$  до  $\Delta_{\Delta \max}$ :

$$\Delta_{\Delta \min} = C_0 - M_a - 3\sigma_a - M_b - 3\sigma_b; \quad (3)$$

$$\Delta_{\Delta \max} = C_0 + M_a + 3\sigma_a + M_b + 3\sigma_b. \quad (4)$$

Разброс отклонений при расчете по способу максимума – минимума определится как разность возможных предельных отклонений. Поскольку  $\sigma_a = \sigma_b$ ,  $M_a = M_b$ , то

$$\Delta_{\Delta \max} - \Delta_{\Delta \min} = 4M_a + 12\sigma_a. \quad (5)$$

При этом следует иметь в виду, что ожидаемая величина поля рассеяния составит  $\omega_{\Delta} = \pm 6\sigma_a$ , а возможное смещение среднего значения  $M_C$  от теоретического  $C_0$  будет составлять  $\pm 2M_a$ .

Таким образом, ожидаемая точность замыкающего звена при сборке, то есть допуск  $T_{\Delta}$ , в пределах которого будут находиться размеры, составит:

$$T_{\Delta} = \Delta_{\Delta \max} - \Delta_{\Delta \min} = 4M_a + 12\sigma_a. \quad (6)$$

Подставим в выражение (6) значения  $M_a$  из формулы (1) и  $\sigma_a$  из формулы (2):

$$T_{\Delta} = 4\left(\frac{\sigma_0}{\sqrt{N}} + 3\frac{\sigma_0}{2\sqrt{N}}\right) = \frac{4\sigma_0}{\sqrt{N}}\left(1 + \frac{3\sqrt{2}}{2}\right). \quad (7)$$

При расчете вероятностным методом принимается, что даже в пределах ограниченного объема партии сочетание  $A_i$  и  $B_i$  является случайным, поэтому суммирование  $\sigma_a$  и  $\sigma_b$  следует выполнять вероятностным способом. Величины  $M_a$  и  $M_b$  принимаются тоже случайными с нормальным законом рассеяния, поэтому  $M_a$  и  $M_b$  следует суммировать тоже вероятностным способом. При таком подходе предельные отклонения размеров замыкающего звена определяются следующим образом:

$$\Delta_{\Delta \min} = C_0 - \sqrt{M_a^2 + M_b^2} - 3\sqrt{\sigma_a^2 + \sigma_b^2} = C_0 - \sqrt{2}M_a - 3\sqrt{2}\sigma_a; \quad (8)$$

$$\Delta_{\Delta \max} = C_0 + \sqrt{2}M_a + 3\sqrt{2}\sigma_a. \quad (9)$$

Разброс отклонений замыкающего звена:

$$\Delta_{\Delta \max} - \Delta_{\Delta \min} = 2\sqrt{2}(M_a + 3\sigma_a). \quad (10)$$

Величина ожидаемого поля рассеяния:

$$\omega_{\Delta} = \pm 3\sqrt{2}\sigma_a. \quad (11)$$

Возможное смещение среднего значения (центра группирования) отклонений замыкающего звена  $M_C$  от ожидаемого теоретического  $C_0$ :

$$\Delta M_C = \pm \sqrt{2}M_a. \quad (12)$$

Таким образом, при расчете вероятностным методом ожидаемый разброс размеров замыкающего звена составит:

$$T_{\Delta} = \Delta_{\Delta \max} - \Delta_{\Delta \min} = 2\sqrt{2}(M_a + 3\sigma_a). \quad (13)$$

Подставим в выражение (13) значения  $M_a$  из формулы (1) и  $\sigma_a$  из формулы (2):

$$T_{\Delta} = 2\sqrt{2}\left(\frac{\sigma_0}{\sqrt{N}} + 3\frac{\sigma_0}{\sqrt{2N}}\right) = 2\sqrt{2}\left(\frac{\sigma_0}{\sqrt{N}}\left(1 + \frac{3}{\sqrt{2}}\right)\right) = \frac{\sigma_0}{\sqrt{N}}(2\sqrt{2} + 6). \quad (14)$$

Полученные зависимости позволяют установить необходимое соотношение производственных допусков на изготовление деталей  $T$ , заданного допуска замыкающего звена  $T_{\Delta}$ , размера партии изделий  $N$  при известном законе рассеяния размеров деталей и селективной сборке изделий методом индивидуальной комплектации.

## ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ КРЫШКИ КАРТЕРА ШЕСТЕРЁН В УСЛОВИЯХ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО СЕРИЙНОГО ПРОИЗВОДСТВА

Соломина С.А. – студент, Леонов А.М. – доцент

Алтайский государственный технический университет (г. Барнаул)

Современные условия производства дизельных двигателей характерны сравнительно большой номенклатурой изделий при относительно небольшой годовой производственной программе, порядка 2–10 тысяч изделий.

Крышка картера шестерён, входящая в механизм газораспределения двигателя А-41 производится из заготовки в виде отливки из серого чугуна марки СЧ 20.

По своей конструкции крышка является деталью корпусного типа с рядом обрабатываемых плоскостей и множеством отверстий. Значительные площади поверхности заготовки остаются литыми и не требуют механической обработки.

Таким образом, для полной механообработки такой детали могут потребоваться только операции фрезерной и сверлильной групп. Следовательно, на имеющемся парке оборудования с ЧПУ можно выполнять практически всю обработку крышки картера шестерён на одном многоцелевом станке.

Конструкция детали позволяет применить многоцелевой станок сверлильно-фрезерно-расточной группы с вертикальным расположением шпинделя и с использованием универсальных сборно-разборных приспособлений. Высокая точность позиционирования такого станка исключает применение дополнительной специальной оснастки, в том числе кондукторов.

Применённый станок имеет один инструментальный шпиндель, поэтому переходы выполняются последовательно. Это даёт возможность вести обработку отверстий с малыми межосевыми расстояниями.

Высокая жёсткость и точность многоцелевого станка позволяют выполнять как черновую, так и чистовую обработку детали, а также возможность применять при этом интенсивные режимы резания.

Устройство автоматической смены инструментов также способствует повышению концентрации операций, и экономии на доле вспомогательного времени в штучном времени операции.

На многоцелевых станках в условиях автоматической работы оборудования требуется повышенная точность базирования заготовки относительно начальной точки системы координат станка. Так возникают дополнительные требования к приспособлениям, которые были учтены в расчётах их конструкций.

Высокая стоимость оборудования с ЧПУ и меньшая производительность по сравнению с агрегатными станками оправдываются быстрой переналадкой на обработку других деталей, что очень важно в серийном многономенклатурном производстве.

С учётом специфики станков с ЧПУ целесообразно применять интенсивные режимы резания за счёт снижения периода стойкости режущего инструмента.

В связи с этим возникают повышенные требования к качеству инструмента и его надёжной работе в период стойкости. Интенсивной и надёжной работе инструмента способствуют регламентированная заточка, доводка и настройка инструмента вне станка. Для этого предусматривается организация специализированного инструментального участка.

При проектировании технологии обработки крышки картера шестерён механизма газораспределения двигателя А-41 были учтены эти и другие особенности применения многоцелевого оборудования с ЧПУ.

## ИСПОЛЬЗОВАНИЕ И-ИЛИ-ГРАФА ДЛЯ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО СИНТЕЗА КОНСТРУКЦИЙ РАСТОЧНОГО ИНСТРУМЕНТА

Суворов М.Г. – студент, Дятчин Н.И. – к.т.н., доцент  
Алтайский государственный технический университет (г. Барнаул)

Актуальность исследований. Одной из ответственных операций технологии изготовления корпусных деталей является обработка главных отверстий, т.е. отверстий под подшипники, валы, и т.д. При этом на долю растачивания приходится до 70% общей трудоемкости. Данные операции характеризуются высокими скоростями резания (50–1000 м/мин и более), малыми подачами (0,01–0,15 мм/об) и глубинами резания (0,05–0,3 мм) и требуют обеспечения виброустойчивости технологической системы. Вследствие малых сечений стружки силы резания и нагрев детали во время обработки незначительны, что исключает образование большого деформированного поверхностного слоя. Точность получаемых размеров 5–9 квалитеты, величина шероховатости поверхности  $Ra = 0,63–0,063$  мкм. В качестве инструмента при растачивании применяют оправки и борштанги с режущей частью из твердого сплава, композиционных материалов, алмаза, СТМ (гексанида, эльбора), минералокерамики и керметов.

Расточные операции (черновые, получистовые и чистовые) могут выполняться на универсальных и специальных станках, в том числе и на станках с ЧПУ. Для каждого случая обработки характерны свои специфические особенности и свой инструмент. Например, для высокопроизводительной обработки требуется большое число режущих элементов, для черновой обработки необходима предварительная настройка этих элементов, а для чистовой – точная настройка и поддержание стабильного размера при резании. Обработка на специальных станках требует быстрого отвода (отскока) режущего элемента сразу после обработки либо наличия на детали канавки для выхода режущего инструмента, а при высокоскоростной обработке должны быть обеспечены высокая жесткость и виброустойчивость инструмента.

Многообразие видов расточного инструмента (борштанги, оправки и т.д.) механизмов и способов их настройки, а так же возможность применения различных марок материалов режущей части осложняет задачу выбора конструкции расточного инструмента и требует разработки автоматизированной системы проектирования.

Методика построения автоматизированной базы данных. Наиболее компактной формой хранения информации об известных технических решениях с возможностью синтеза новых является И-ИЛИ-граф [1]. Сущность метода синтеза решений на И-ИЛИ-графе заключается в том, что информацию об известных технических решениях (прототипах) представляют в виде «связанного древовидного графа», не содержащего циклов и петель. Вершинами такого графа являются функциональные элементы технической системы и их признаки, корневая вершина соответствует наименованию всего класса технических объектов. Дуги (ребра) показывают иерархическую соподчиненность между элементами и их признаками, а также принадлежность признаков элементам.

Построение И-ИЛИ-графа конструкций расточного инструмента последовательно осуществляется в пять этапов.



На первом этапе создается информационный массив. Его источниками являются государственные и отраслевые стандарты, каталоги на металлорежущий инструмент, описания отечественных и зарубежных патентов и авторских свидетельств на изобретения.

На втором этапе проводится функциональный анализ каждой из конструкций расточного инструмента, составляющих исходное множество. С целью выявления альтернативных вариантов реализации функций инструмента заполняются таблицы «Элемент – функции элемента», на основе которых строятся конструктивно-функциональные структуры.

Третий этап разработки И-ИЛИ-графа связан с построением И-деревьев для каждого из технических решений, входящих в исходное множество. Для этого их конструктивно-функциональные структуры дополняются признаками, характеризующими функциональные элементы: взаимное расположение элементов в пространстве, характер взаимосвязи, геометрическая форма, материал, соотношения параметров, особенности конструктивного исполнения.

На четвертом этапе среди построенных И-деревьев выявляются технические решения с инвариантными функциями, которые объединяют в группы. В каждой образованной группе объектов И-деревья содержат некоторое множество одинаковых вершин. Объединение осуществляется от корня графа к вершинам, от наиболее общих структурных элементов к более частным. Особенность построенного таким образом И-ИЛИ-дерева заключается в том, что уже на данном этапе в нем содержатся такие конструкции инструмента, которые при разработке дерева не учитывались. Синтез новых технологических решений возможен в результате комбинирования элементов и признаков исходного множества.

На пятом этапе все И-ИЛИ-деревья групп объединяются в общее И-ИЛИ-дерево всего класса расточного инструмента. Для этого используются те же принципы, что и на предыдущем этапе. Дерево, полученное в результате совмещения общих элементов и признаков расточного инструмента, называется деревом прошлого опыта.

Структура общего И-ИЛИ-дерева конструкций расточного инструмента, полученного расширением дерева прошлого опыта, не является закрытой. Она предполагает свое дальнейшее дополнение. Такое дополнение проводится на основе изучения самых последних патентов и авторских свидетельств, выданных на способы растачивания поверхностей и на функционально близкие технические объекты. Кроме того, возможно комбинирование ветвей дерева и элементов между собой.

Проведя анализ патентного фонда, государственных и отраслевых стандартов, каталогов металлорежущего инструмента и авторских свидетельств на изобретения и основываясь на описанной выше методике было построено И-ИЛИ-дерево для синтеза конструкций расточного инструмента.

Первый уровень декомпозиции содержит И – вершины: «Способ крепления на шпинделе», «Хвостовик», «Консольная часть», «Резцы», «Способ крепления резца», «Направляющие элементы», «Механизм настройки и регулирования». Всего И-ИЛИ-дерево содержит более 200 вершин.

Количество решений  $M$ , которое может быть синтезировано на основе разработанного И-ИЛИ-дерева, рассчитывается по формуле:

$$M = \prod_{i=1}^n m_i,$$

где  $m_i$  – количество потомков  $i$ -той ИЛИ-вершины;  $n$  – общее количество ИЛИ-вершин, имеющих в И-ИЛИ-графе.

В разработанном общем И-ИЛИ дереве содержится  $3,5 \cdot 10^6$  решений. Полученные решения будут отличаться друг от друга, по крайней мере, хотя бы одним элементом или признаком и представляют собой перечисление вершин общего И-ИЛИ-дерева, удовлетворяющих требованиям технического задания. Дальнейший этап работы связан с формированием модели оценки технологических решений и их проверку на патентную чистоту.

Анализ синтезированных конструкций и формирование модели оценки технологических решений. Основная функция любого из элементов технологической системы является результатом "суммирования" функций составляющих ее элементов.

Описание взаимосвязи между элементами и признаками данного класса технологических решений и соответствующими им требованиями полного списка называется моделью оценки. В рассматриваемой методике в качестве модели принята матрица соответствий, строками которой являются наименования висячих вершин общего И-ИЛИ-дерева, а столбцами – номера или наименования технических требований. При формировании модели оценки достаточно провести оценку элементов и признаков, соответствующих висячим вершинам, т.е. вершинам не имеющим потомков.

Степень соответствия между требованиями и признаками определяется методом экспертных оценок. Система оценок принимается такой, чтобы модель оценки обеспечивала четкое выражение качественных и количественных отличий между технологическими решениями. В матрице соответствий каждая вершина И-ИЛИ-дерева оценивалась по пятибалльной системе. Синтез структуры технологических решений, удовлетворяющий требованиям технического задания, производился в следующем порядке.

На первом этапе осуществляется просмотр общего И-ИЛИ-дерева и проверка каждой из висячих вершин по заданным ограничениям. Значения показателей для проверки выбирались из матрицы соответствий.

На втором этапе, после того как были отброшены все висячие вершины, не удовлетворяющие требованиям технического задания, производилось построение усеченного И-ИЛИ-дерева (дерева допустимых технических решений).

Результатом работы являются синтезированные структуры технологических решений, представленные в виде таблицы.

Выводы. Построена автоматизированная база данных расточного инструмента в виде И-ИЛИ-графа, позволившая синтезировать новые технические решения и матрица соответствия для выбора необходимого инструмента из множества.

Анализ синтезированных структур технологических решений показывает, что задача точности настройки инструмента на размер решается в них с помощью выбора определенных конструктивно-геометрических показателей элементов механизма настройки.

Проверка полученных решений на соответствие патентно-правовым показателям выявила, что четыре из них обладают признаками патентной чистоты, что позволит, в дальнейшем, заявить их в качестве изобретений.

Использование на практике синтезированных технологических решений возможно после определения параметров их структуры.

#### Литература

1. Половинкин А.И. Основы инженерного творчества. – М.: Машиностроение, 1988. – 368 с.

#### ОСТАТОЧНЫЕ НАПРЯЖЕНИЯ В ПОКРЫТИЯХ

Простева Д.В. – магистрант, Федоров В.А. - к.т.н. доцент  
Алтайский государственный технический университет (г. Барнаул)

В настоящее время в области совершенствования машиностроительных технологий особый интерес проявляется к различным способам напыления покрытий на детали машин для придания их поверхностям заданных свойств. В области изучения строения переходной зоны между основным материалом и покрытием остаётся много неясного. Одной из основных задач исследований является изучение напряжённого состояния покрытия и основы в области соединения. В процессе формирования покрытия, движущиеся частицы, нагретые до высокой температуры, постепенно наслаиваются на поверхность основы или на другие, уже кристаллизующиеся частицы. При этом не происходит значительного повышения температуры основы, поэтому охлаждающиеся после удара

частицы деформируются сильнее, чем металл основы. В результате этого при нормальной температуре в напыленном покрытии возникают остаточные напряжения сжатия или растяжения.

При напылении покрытий на основу небольшой толщины остаточные напряжения могут привести к её деформации. В тех случаях, когда основа обладает большой жёсткостью, а покрытие достаточно толстое, образуются трещины в напыленном материале или отделение его от основы. Считается, что остаточные напряжения оказывают также влияние на механические и физические характеристики покрытия. Однако к настоящему времени характер влияния изучен недостаточно полно.

Для исследования знака и величины возникающих напряжений, используют метод при котором на длинную, узкую и тонкую пластинку напыляют покрытие. Под действием возникающих в нём остаточных напряжений пластина деформируется в виде дуги окружности. У деформированной таким образом пластины измеряют радиус кривизны, по которым определяют величину остаточных напряжений в покрытии. Обычно они неравномерно распределены по сечению покрытия. Однако при определении напряжения полагают, что их распределение является равномерным, то есть находят средние значения остаточных напряжений.

Для регулирования остаточных напряжений в плазменных покрытиях Л.И. Дехтярь и В.С. Лоскутов предложили, во-первых, исходя из конкретных условий работы деталей с покрытием заранее определять требования к знаку и уровню остаточных напряжений, во-вторых, используя различные технологические приёмы, получать покрытия с заданными характеристиками по напряжениям.

Необходимо регулировать остаточные напряжения в покрытиях, чтобы не возникали деформации. Известны следующие технологические приёмы, позволяющие регулировать остаточные напряжения в покрытиях.

1. Согласование свойств материала покрытия и основы и, в первую очередь, их коэффициентов термического расширения  $\alpha$ .

2. Регулирование термического взаимодействия плазмы на частицы и основу путём изменения распределения её тепловой мощности по пятну нагрева, а также регулированием дистанции напыления или изменением скорости перемещения плазмотрона.

3. Снижение модуля упругости материала покрытия, например, введением в него добавок пластичного материала.

4. Использование подслоя между подложкой и покрытием, обеспечивающий плавный переход свойств от материала подложки к материалу покрытия.

5. Изменение толщины покрытия, а также применение многослойных покрытий с чередованием слоёв из различных материалов.

6. Армирование покрытия непрерывными или дискретными волокнами и проволоками.

7. Изменение форм напыляемой поверхности, например, придание определённого радиуса кривизны всем острым углам изделия.

Необходимо отметить, что при эксплуатации защищённых изделий следует стремиться к напряжениям сжатия в покрытиях, как наиболее безопасным.

Таким образом, несмотря на ясность основных физических процессов, вызывающих остаточные напряжения в напылённых покрытиях, ещё не разработаны достаточно методы их инженерной оценки. Это объясняется сложностью и многофакторностью теплофизических, физико-химических и других явлений, влияющих на напряжения в покрытиях. Кроме того, знание напряжений в покрытиях при комнатной температуре имеет ограниченную практическую ценность. Гораздо важнее уметь оценивать и регулировать изменением режимов напыления напряжений, возникающих в покрытиях в условиях эксплуатации деталей.

## УПРАВЛЕНИЕ НАПРЯЖЕННЫМ СОСТОЯНИЕМ ДЕТАЛИ С ПОКРЫТИЕМ ПУТЕМ ТЕМПЕРАТУРНО-СИЛОВОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ В ПРОЦЕССЕ ЕЁ ИЗГОТОВЛЕНИЯ

Святкина А.В. – магистрант, Федоров В.А. – к.т.н., доцент  
Алтайский государственный технический университет (г. Барнаул)

На современном этапе в машиностроении широко используются методы образования новых поверхностей путем нанесения покрытий при изготовлении и ремонте деталей. Нанесение защитных покрытий на рабочую поверхность деталей приводит к значительному увеличению износостойкости, коррозионной стойкости и многих других эксплуатационных свойств.

Из всех существующих методов нанесения покрытий особый интерес представляет газотермическое напыление. Газотермическое напыление является универсальным методом, который позволяет создавать поверхности, состоящие из неплавляемых композитов, с повышенной долговечностью. Высокая производительность, простота технологии, относительно низкая себестоимость нанесения покрытия, возможность обработки заготовок различной конфигурации и габаритов позволяют использовать этот метод во многих областях техники.

Однако существует ряд проблем в технологии изготовления деталей с покрытиями, связанных со сложностями обеспечения требуемой долговечности при конкретных условиях эксплуатации. Повышение работоспособности и долговечности деталей с покрытием можно обеспечить путем управления остаточными напряжениями в поверхностном слое, возникающими в результате температурно-силового воздействия. Для обеспечения максимальной долговечности необходимо учитывать технологические факторы собственно напыления и механической обработки.

Существующие методы управления напряженным состоянием, такие как поверхностное пластическое деформирование, оплавление покрытия после нанесения и другие, не всегда позволяют создать в покрытие напряженное состояние, обеспечивающее его максимальную долговечность. Таким образом, исследования, направленные на совершенствование существующих и разработку новых способов управления напряженным состоянием покрытий в процессе эксплуатации деталей, актуальны и представляют научный и практический интерес.

Остаточные напряжения, возникающие в покрытиях, могут быть причиной появления трещин и отслоений. Также остаточные напряжения влияют на адгезионную и когезионную прочность, износостойкость, термостойкость и т.д. Необходимо учитывать, что разрушение покрытия, например, образование трещин, происходит в основном вследствие действия в нем критических нормальных напряжений. Причиной появления отслоений покрытия является действие касательных напряжений, которые создают сдвиг покрытия относительно детали.

На основании проведенного обзора научных работ и исследований предлагается метод управления напряженным состоянием путем предварительного формирования в покрытии в процессе его нанесения напряжений необходимого значения. Данный метод осуществляется воздействием на деталь в процессе нанесения покрытия нагрузки и температуры определенных значений. При определении значения нагрузки и начальной температуры детали необходимо учитывать следующее:

- 1) характер и интервал значений эксплуатационных нагрузок и температур;
- 2) характер изменения нагрузок во времени;
- 3) конструктивно-геометрические параметры детали с покрытием;
- 4) прочностные характеристики детали с покрытием;
- 5) физико-механические свойства материала покрытия и детали-основы;
- 6) возможность моделирования нагрузки в процессе нанесения покрытия.

Исследование механизма образования напряжений под действием нагрузки проводилось с помощью имитационного моделирования в среде Cosmos Works 2007. Было выявлено, что вклад температуры основы при формировании касательных и нормальных напряжений значителен. Получены следующие математические модели для определения напряжений:

$$\sigma = 0,1T + 0,22P - 38$$

$$\tau = 0,02T + 0,02P - 7,5$$

$\sigma$  - максимальное значение нормального напряжения, МПа

$\tau$  - максимальное значение касательного напряжения, МПа

$T$  - моделируемая температура основы, °С

$P$  - моделируемая нагрузка, Н

В связи с этим возникает необходимость в создании еще одной математической модели для расчета температуры в процессе нанесения покрытия.

Для определения кинетики изменения температуры поверхности детали на начальных стадиях нанесения необходимо учитывать влияние процессов теплопроводности. Температура поверхности может быть определена из решения уравнения теплопроводности:

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a_n \frac{\partial^2 T}{\partial x^2}, \quad (1)$$

Здесь

$$a_n = \frac{\lambda_n}{c_n \cdot \rho_n} \text{ - температуропроводность;} \quad (2)$$

$\rho_n$  - плотность;

$\lambda_n$  - теплопроводность;

$c_n$  - теплоемкость материала детали.

При граничных условиях  $\frac{\partial T}{\partial x}\Big|_{x=d_n} = 0$  и  $\lambda_n \frac{\partial T}{\partial x}\Big|_{x=0} = -q$  ( $d_n$  - толщина подложки) решением уравнения (1) является выражение:

$$T_n = T_0 + \frac{2qa_n}{\lambda_n} \sqrt{\frac{\tau}{\pi}} f(\alpha) \quad (3)$$

$T_0$  - начальная температура подложки;

$q$  - плотность плазменной струи;

Для анализа выражения (3) введена функция  $f(\alpha)$ :

$$f(\alpha) = 1 + 2 \sum_{n=1}^{\infty} \left\{ \exp(-n^2 \alpha^2) - \sqrt{\pi} n \alpha [1 - \Phi(n\alpha)] \right\}. \quad (4)$$

Значения данной функции известны для широкого ряда материалов [2].

$\alpha = \frac{d_n}{a_n \sqrt{\tau}}$  - безразмерный коэффициент.

В зависимости от значения коэффициента  $\alpha$  выражение (3) может быть упрощено. При  $\alpha \geq 1,2$ , т.е. на начальных стадиях нанесения покрытия или при использовании относительно толстых подложек

$$T_n = T_0 + \left( \frac{2qa_n}{\lambda_n} \right) \sqrt{\frac{t}{\pi}}. \quad (5)$$

На более поздних стадиях нанесения, когда выполняется условие  $\alpha \leq 0,65$ , температура поверхности линейно возрастает со временем:

$$T_n = T_0 + \frac{\tau q a_n}{\lambda_n d_n}. \quad (6)$$

При  $0,65 < \alpha < 1,2$  справедливо выражение (3).

Представленная модель позволяет получить график изменения температуры основы в процессе нанесения покрытия и определить максимальное значение температуры.

Расчеты по математической модели показали, что использование предложенного способа может позволить снизить результирующие напряжения в покрытии при эксплуатации детали с покрытием в зависимости от вида используемого покрытия и условий эксплуатации детали.

Для эффективного использования предложенного метода управления напряженным состоянием детали проводится выбор оптимальных значений нагрузки, прикладываемой к детали в процессе нанесения покрытия, и начальной температуры детали. Алгоритм выбора этих значений был разработан после анализа научной литературы, в которой описано влияние различных видов напряженного состояния на долговечность деталей с покрытиями при заданных условиях их эксплуатации. Для выбора оптимальных значений нагрузок и температур следует выполнить следующее:

1) Определить интервал значений и характера изменения во времени эксплуатационных нагрузок и температур.

2) Определить предельно допустимые напряжений в покрытии исходя из прочностных и упругих характеристик детали с покрытием.

3) Выбрать значение моделируемой нагрузки:

3.1 В случае наличия постоянной эксплуатационной нагрузки, создающей в покрытии напряжения растяжения, задание моделируемой нагрузки равной по значению и одинаковой по характеру с эксплуатационной.

3.2 В случае незначительно меняющейся эксплуатационной нагрузки, создающей в покрытии напряжения растяжения, задание моделируемой нагрузки равной по значению и одинаковой по характеру со средней (или наиболее часто повторяющейся) эксплуатационной.

3.3 В случае циклически меняющейся эксплуатационной нагрузки, периодически или постоянно создающей в покрытии напряжения растяжения, задание моделируемой нагрузки одинаковой по характеру и равной по значению величине эксплуатационной нагрузки, создающей в покрытии наибольшие растягивающие напряжения.

4) Выбрать начальное значение температуры детали

4.1 В случае эксплуатации детали при постоянной температуре задание начальной температуры равной по значению эксплуатационной.

4.2 При незначительном колебании температуры при эксплуатации задание начальной температуры равной среднему значению эксплуатационной.

4.3 При эксплуатации детали в условиях циклически изменяющейся температуры, периодически или постоянно создающей в покрытии напряжения растяжения, задание начальной температуры равной температуре, которая создает в покрытии наибольшие растягивающие напряжения.

5) Определить расчетным путем или экспериментально напряжения в покрытии, нанесенном под действием на деталь заданной нагрузки и температуры, на всем интервале эксплуатационных нагрузок и температур.

6) Проверить на прочность деталь с покрытием на всем интервале эксплуатационных нагрузок и температур.

7) Корректировать моделируемые значения температуры и нагрузки в случае невыполнения проверки на прочность. Повторно выполнить все предшествующие этапы.

## ПРИМЕНЕНИЕ РАЗВЕРТОК ОДНОСТОРОННЕГО РЕЗАНИЯ ДЛЯ ОБРАБОТКИ ГЛУБОКИХ И ТОЧНЫХ ОТВЕРСТИЙ

Трубицин И.Е. – студент, Дятчин Н.И. – к.т.н., доцент  
Алтайский государственный технический университет (г.Барнаул)

Получение отверстий точностью Н6–Н8 и шероховатостью  $R_a$  0,16–0,32 мкм, особенно при дополнительных жестких ограничениях геометрической формы, представляет значительные сложности в металлообработке. Обычный технологический цикл обработки таких отверстий включает операции сверления, зенкерования, черного и чистового развертывания, а при дополнительных требованиях к форме и шероховатости поверхности – хонингование или доводку. При использовании разверток одностороннего резания достаточно предварительного сверления, в крайнем случае, сверления и зенкерования для достижения указанной точности и шероховатости и обеспечения дополнительных требований к форме и шероховатости поверхности. Эти преимущества обусловлены следующими функциональными особенностями разверток одностороннего резания по сравнению с обычными многолезвийными развертками:

1. Режущая кромка располагается в осевом направлении впереди заборной части базовых направляющих, а потому их контакт осуществляется по предварительно обработанной поверхности. Благодаря этому обеспечивается «самонаправление» развертки в отверстия и высокая точность его оси в отношении прямолинейности.

2. В процессе резания возникает неуравновешенная радиальная сила резания, прижимающая корпус развертки ее базовыми направляющими к стенкам предварительно обработанного отверстия. Это обеспечивает надежное базирование развертки в отверстия и правильную его геометрическую форму.

3. Направляющие элементы, нагруженные неуравновешенной радиальной силой резания, обеспечивают выглаживание обрабатываемой поверхности в процессе трения скольжения. За счет этого существенно снижается шероховатость поверхности, которая приобретает наклеп за счет тонкой пластической деформации поверхностного слоя.

Таким образом, развертка одностороннего резания представляет самонаправляющийся инструмент двойного режуще-выглаживающего действия, обеспечивающий высокие

технико-экономические показатели, особенно при обработке глубоких и точных отверстий. Обработка может осуществляться с вращением детали, вращением развертки, а также их одновременным вращением, как на универсальных, так и на специальных станках. Простота оснащения твердым сплавом и возможность применения различных методов крепления режущих и направляющих элементов механическими способами и путем наклейки обеспечивают простоту переоснащения инструмента и возможность применения скоростных режимов обработки с большими подачами [1, 2].

Развертки одностороннего резания могут быть 1-лезвийными и 2-лезвийными. У 2-лезвийных разверток первый черновой нож снимает стружку в 3 раза большей толщины, чем второй – чистовой. Это дает возможность работать с большими подачами (0,6–0,8 мм/об) без увеличения шероховатости поверхности, а также снимать припуски на сторону в 2–3 раза большие, чем стандартными многолезвийными развертками, что позволяет осуществлять развертывание сразу после сверления, не производя зенкерования. Для повышения устойчивости работы развертки в процессе резания и повышения качества выглаживания обработанной поверхности при обработке высокоточных отверстий над режущим ножом (в направлении вращения) желательна установка дополнительной поджимной направляющей, обеспечивающей демпфирование в процессе обработки.

Для обеспечения вымывания стружки и исключения ее попадания под направляющие, а также получения наилучших условий выглаживания при трении направляющих необходима обильная подача СОЖ. Она должна быть чистой (отфильтрованной), поскольку попадание взвешенных твердых частиц под направляющие приводит к появлению задиров и царапин на зеркально выглаженной поверхности отверстия. В качестве СОЖ рекомендуются при обработке: стали – эмульсия, индустриальные масла, сульфифрезол; цветных металлов на медной основе – эмульсия или сульфифрезол; алюминия и чугунов – керосин. Скорость подачи СОЖ должна быть не менее 4–6 л/мин.

#### Литература

1. Дятчин Н.И. Новая развертка // Машиностроитель. – 1981, № 4. – С. 35.
2. Дятчин Н.И. Методы крепления направляющих элементов инструментов одностороннего резания // Обработка резанием: Экспресс-информ. – М.: НИИМАШ, вып. 5, 1982. – С. 14–17.

#### ТЯГОВЫЕ УСИЛИЯ ПРИ ДОРНОВАНИИ ЗАПРЕСОВАННЫХ ВТУЛОК В НЕРАВНОЖЕСТКИЕ КОРПУСА

Тузовский М.А. – магистрант, Гавриленко Д.С. – аспирант, Ятло И.И. – к.т.н., доцент  
Алтайский государственный технический университет (г. Барнаул)

В машиностроении широко распространены узлы с подшипниками скольжения, с использованием втулок из антифрикционных сплавов. Соединения создаются продольной запрессовкой втулки в корпус или термическими (поперечными) способами. Последние обеспечивают более высокие эксплуатационные показатели (усилие осевого  $P_{ос}$  и кругового  $M_{кр}$  сдвигов), но не всегда применимы. Узлы, полученные продольной запрессовкой не гарантируют получения требуемых величин  $P_{ос}$  и  $M_{кр}$  в связи с множеством факторов, влияющих на процесс запрессовки.

Одним из рациональных и экономичных способов является дорнование запрессованной или свободно установленной втулки в корпус, причем корпус может иметь различную конфигурацию.

Важной технологической характеристикой процесса дорнования является усилие деформирования (тяговое усилие) знать которое необходимо для выбора схемы распределения натягов между деформирующими элементами дорна с целью получения необходимой точности отверстия, выбора оборудования. На тяговые усилия влияет большое разнообразие конструкторско-технологических факторов, в частности неравножесткость (неравномерная толщина) стенок корпуса.

В настоящей работе приведены результаты экспериментов по определению влияния на тяговое усилие  $P_d$  неравножесткости корпусов при дорновании запрессованных в них втулок.

Для этой цели изготавливались образцы корпусов (Ст. 45 НВ 140...169) с геометрическими параметрами представленными на рисунке 1.

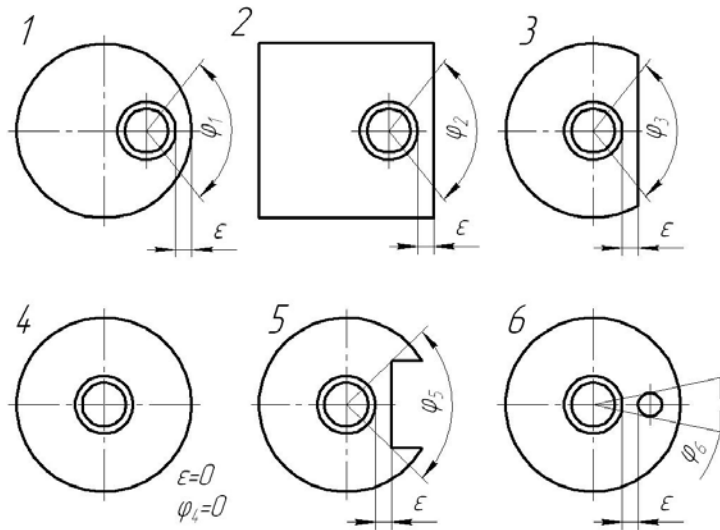


Рисунок 1 – Образцы корпусов.

Таблица 1 – Результаты экспериментов.

№ образца	1	2	3	4	5	6
$P_d$ , кг	910	950	900	1700	1100	1680

Наименьшая толщина стенок  $\epsilon$  составляла 5мм для всех образцов. Материал втулок – латунь ЛС 59-1, внутренний диаметр втулок  $d_0=20$ мм, наружный 23мм, т.е.  $\frac{d_1}{d_0} = 1,15$ . Инструмент – дорн

(Р6М5, HRC 64), с одним деформирующим элементом. Эксперименты проводились на универсально-испытательной машине ЦДМ-10/91(Германия) с записью диаграммы «усилие – перемещение». Натяг дорнования  $i$  для всех образцов составлял 0,2мм. СОЖ – масло индустриальное 20 ГОСТ20799-88.

Как показали результаты экспериментов при дорновании запрессованных осесимметричных втулок в неравножесткие корпуса тяговые усилия разные. В таблице 1 приведены величины  $P_d$  в зависимости от конфигурации корпуса, из которых видно, что наибольшие усилия получены при дорновании втулок в осесимметричных корпусах (образцы № 4,5,6). Это связано с равномерным упругим воздействием корпуса на дорн. Усилие  $P_d$  уменьшается с увеличением угла охвата  $\phi$  минимального сечения корпуса(№ 1,2,3,5)независимо от его конфигурации, это доказывает что течение металла втулки происходит в соответствии с законом наименьшего сопротивления, сопротивление упругой деформации меньше –  $P_d$  снижается.

На практике втулки могут быть запрессованы в корпуса, имеющие разную толщину стенки по длине (Рисунок 2).

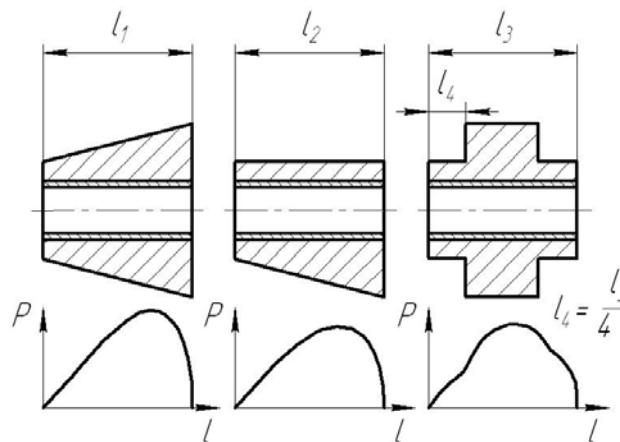


Рисунок 2 – Конфигурация узлов и характер диаграмм «P-l»

Для выявления характера усилия дорнования в зависимости от толщины стенки по длине проведены эксперименты. Латунные втулки (ЛС 59-1;  $d_0=20$ мм;  $\frac{d_1}{d_0} = 1,15$ ) запрессовывались в



корпусы (Ст. 45 НВ 240) и дорновались с  $i = 0,2\text{мм}$ . На Рисунке 2 показаны машинные диаграммы «усилие – перемещение» в процессе дорнования, из которых видно, что  $P_d$  изменяется в зависимости от жесткости корпуса. Принятый натяг дорнования вызывает упруго-пластическую деформацию втулки и упругую корпуса. Изменение толщины стенки корпуса влияет на величину тягового усилия. Увеличение толщины стенки увеличивает радиальное упругое воздействие на дорн, увеличивает сопротивление деформированию, а усилие  $P_d$  растет. Можно ожидать что увеличение степени деформации приведет втулку и корпус с минимальной толщиной стенки в упруго пластическое состояние. Дальнейшее повышение  $i_d$  может привести к разрушению корпуса.

## УЧЕТ РАССЕЯНИЯ ЭНЕРГИИ ПРИ МОДЕЛИРОВАНИИ АВТОКОЛЕБАНИЙ ОСЕВОГО РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

Титова Е.В. - магистрант, Леонов С.Л. - к.т.н., профессор, Кряжев Ю.А. - к.т.н., доцент,  
Огневенко Е.С. – аспирант

Алтайский государственный технический университет (г. Барнаул)

На сегодняшний день развитие вычислительной техники создало предпосылки для использования математических моделей при решении разнообразных задач в области машиностроения. Одним из направлений в проектировании технологических процессов является разработка имитационных технологий формообразования [1]. Применение методов математического моделирования также позволяет прогнозировать появление автоколебаний, возникающих при обработке материалов резанием.

Формообразующее движение режущего инструмента описывается, как правило, с помощью системы нелинейных дифференциальных уравнений второго порядка. Для теоретического изучения автоколебаний осевого режущего инструмента, например, спирального сверла, может быть использована следующая система уравнений:

$$\begin{cases} I\ddot{\varphi} + \eta\dot{\varphi} + j\varphi - j_{x\varphi}x = M \\ m\ddot{x} + h\dot{x} + cx - c_{\varphi x} = P \end{cases} \quad (1)$$

где  $m$ ,  $I$  – соответственно приведенная масса (кг) и приведенный момент инерции (кг·м<sup>2</sup>) колебательной системы;

$h$ ,  $\eta$  – обобщенные коэффициенты демпфирования в продольном (Н·с/м) и крутильном (Нм·с/рад) направлении;

$c$ ,  $j$  – коэффициенты суммарной жесткости в продольном (Н/м) и крутильном (Нм/рад) направлении;

$c_{\varphi x}$ ,  $j_{x\varphi}$  – коэффициенты координатной связи в продольном (Н/рад) и крутильном (Нм/м) направлении, учитывающие взаимное влияние осевой силы и крутящего момента;

$x$ ,  $\varphi$  – осевое смещение (м), вызванное приложением осевой силы и крутильное смещение (угол раскручивания спирального сверла), вызванное приложением крутящего момента;

$P$  – осевая сила (Н);

$M$  – крутящий момент (Нм);

Адекватность математической модели во многом зависит от точности расчета коэффициентов демпфирования. Коэффициент демпфирования может быть определен по следующей формуле [2]:

$$\eta_o = \frac{2m}{T} \delta \quad (2)$$

где  $T$  – длительность одного колебательного цикла, с;

$\delta$  – логарифмический декремент колебаний.

При определении величины логарифмического декремента колебаний необходимо учесть влияние следующих факторов: коэффициента внутреннего трения в материале инструмента ( $\mu_{BH}$ ); коэффициентов трения между передней поверхностью инструмента

( $\mu_{\Pi}$ ) и стружкой; задней поверхностью ( $\mu_3$ ), ленточкой инструмента ( $\mu_{\text{ЛЕН}}$ ) и поверхностью заготовки; коэффициента трения в пластической зоне ( $\mu_{\text{ВН.ПЛ}}$ ) [2]:

$$\delta = \sqrt{v_1 \mu_{\text{ВН}}^2 + v_2 \mu_3^2 + v_3 \mu_{\Pi}^2 + v_4 \mu_{\text{ЛЕН}}^2 + v_5 \mu_{\text{ВН.ПЛ}}^2} \quad (3)$$

где  $v_1, v_2, v_3, v_4, v_5$  – коэффициенты корреляции, учитывающих влияние каждого из коэффициентов  $\mu_{\text{ВН}}, \mu_{\Pi}, \mu_3, \mu_{\text{ЛЕН}}, \mu_{\text{ВН.ПЛ}}$  на декремент колебаний.

Наличие описанных выше составляющих весьма усложняет экспериментальное определение логарифмического декремента колебаний, при расчете коэффициента демпфирования. Для решения поставленной задачи был проведен специальный эксперимент при сверлении спиральным сверлом. В ходе эксперимента режущий инструмент выводили из состояния равновесия. Для этого были изготовлены специальные образцы из серого чугуна СЧ-20, при обработке которых происходит переход от рассверливания к сверлению сплошного материала (рисунок 1). Переход от рассверливания к сверлению эмитирует удар, в результате чего система инструмента выводится из состояния равновесия (установившегося процесса резания). Далее спиральное сверло совершает затухающие колебания, пока не вернется в состояние равновесия. Колебания инструмента можно зафиксировать с помощью пьезокерамического датчика, установленного у поверхности сверла. При проведении экспериментов, сверло закреплялось неподвижно в патроне токарного станка с целью обеспечения контакта с датчиком. Регистрация сигнала осуществлялась посредством аналого-цифрового преобразователя L-Card L-780M.

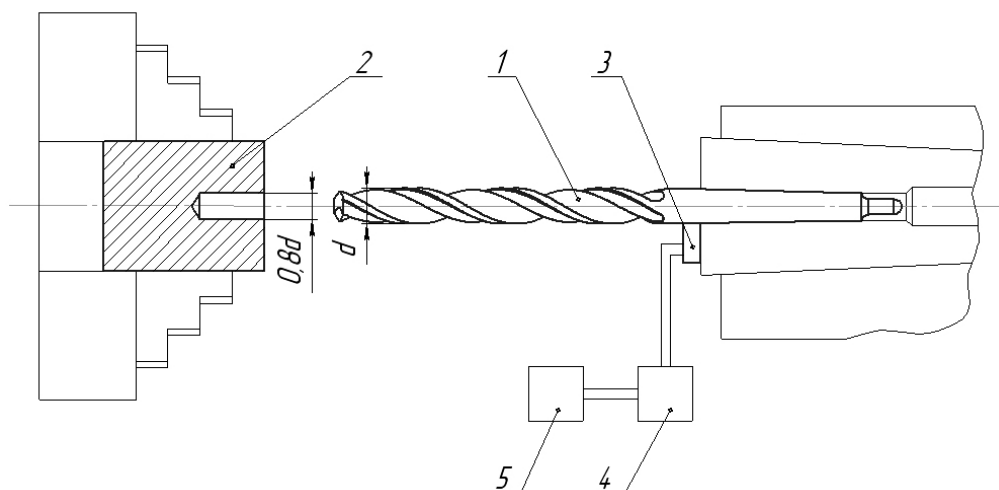


Рисунок 1. Схема экспериментальной установки: 1 – спиральное сверло, 2 – образец для сверления, 3 – пьезокерамический датчик, 4 – усилитель, 5 – аналого-цифровой преобразователь

По затухающим колебаниям, зафиксированным с помощью пьезокерамического датчика, установленного у поверхности сверла, можно определить логарифмический декремент колебаний [3]:

$$\delta = nT = \ln \frac{A_i}{A_{i+1}} \quad (3)$$

где  $A$  – амплитуда колебаний, дБ;

$n$  – коэффициент, характеризующий вязкость системы;

$T$  – длительность одного колебательного цикла, с.

Погрешность между расчетным, полученным по формуле (3) и экспериментально определенным логарифмическим декрементом колебаний составила 3,07%. Таким образом, решение задачи по оценке демпфирующей способности колебательной системы может быть получено путем расчета обобщенного логарифмического декремента колебаний.

## Литература

1. Леонов, С. Л. Основы создания имитационных технологий прецизионного формообразования [Текст] / С. Л. Леонов, А. Т. Зиновьев. – Барнаул : Изд-во АлтГТУ, 2006. – 198 с.
2. Жарков, И. Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом [Текст] / И. Г. Жарков. – Л. : Машиностроение, 1986. – 184 с. : ил.
3. Пановко, Я. Г. Основы прикладной теории колебаний и удара [Текст] / Я. Г. Пановко – 4-е изд., перераб. и доп. – Л. : Политехника, 1990. – 272 с. : ил.

## МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ВОЛНООБРАЗОВАНИЯ НА ДЕТАЛИ ПРИ ПЛОСКОМ ШЛИФОВАНИИ КРУГАМИ С ПРЕРЫВИСТОЙ ПЕРИФЕРИЕЙ

Терентьев В.А. - магистрант, Дианов А.А. - аспирант,  
Татаркин Е.Ю. - д.т.н, профессор,  
Алтайский государственный технический университет (г. Барнаул)

Образование волнистой поверхности при обработке заготовок на операциях плоского прерывистого шлифования может быть обусловлен многими факторами, в том числе геометрической неточностью шлифовального круга, погрешностью его установки на станке, прерывистость рабочей поверхности круга, динамической неуравновешенность станка, вибрацией и т.п.

Основная задача авторов – создание и обоснование математической модели, описывающей профиль обработанной поверхности с учётом колебаний шлифовального круга, вызванных погрешностью его установки на станке и с учётом прерывистости процесса формообразования. Каждый фактор описывается математическими зависимостями, которые суммируются в общую формулу, описывающую профиль волнистости обработанной поверхности. Данная математическая модель описывает влияние на волнообразование двух приведённых выше факторов, для упрощения модели обрабатываемую заготовку принимаем за абсолютно твердое тело.

Согласно [1] влияние дисбаланса шлифовального круга на профиль обработанной поверхности описывается математической зависимостью:

$$x_b = A_1 \cdot \sin \varphi + B \cdot \varphi + R \cdot \sin \varphi / (\cos \varphi + B), \quad y_b = A_1 \cdot (1 - \cos \varphi) \quad (1),$$

где  $x_b$  и  $y_b$  – координаты профиля обработанной поверхности в системе координат XOY;

$\varphi$  – угол поворота шлифовального круга;

$A_1$  – амплитуда колебаний центра шлифовального круга относительно оси вращения, гармоника первого порядка;

$R$  – радиус шлифовального круга;

$$B = V_d \cdot R / (60 \cdot V_k) \quad (2),$$

где  $V_k$  – скорость вращения шлифовального круга, м/с;

$V_d$  – скорость перемещения детали, м/мин.

Высота отклонения профиля обработанной поверхности вследствие прерывистости процесса шлифования представлена в [1] как:

$$y_b = R \cdot (1 - \cos(S_n / (2 \cdot R))) \quad (3), \quad \text{где } S_n - \text{расстояние, которое пройдёт деталь за время}$$

прохождения впадины шлифовального круга в зоне резания (для прерывистого круга).

Кривую профиля обработанной поверхности при прерывистом шлифовании можно описать с помощью кусочно-непрерывной функции, выразив  $S_n$  через  $\varphi$ :  $x_{вп} = B \cdot \varphi$ ,  $y_{вп} = R \cdot (1 - \cos(\varphi_n \cdot B / R))$  (4),

где  $x_{вп}$  и  $y_{вп}$  – координаты профиля обработанной поверхности в системе координат XOY;

$\varphi_n$  – угол поворота впадины шлифовального круга, равный 0, когда  $\varphi$  соответствует выступу круга, прирастающий от начала впадины до ее середины, а затем убывающий до 0.

Для получения математического описания образуемой сложной поверхности сложим для каждого  $y_b$  и  $y_{вп}$  для каждого  $x$  в плоскости XOY, для этого выразим из (4)  $y_{вп}$  от  $x_{вп}$ :

$$\Phi = x / B, \quad y(x)_{вп} = R \cdot (1 - \cos(x / R)) \quad (5).$$

Теперь, сложив  $y_b$  в (1) и  $y_{вп}$  в (5) получим математическую модель волнистости поверхности, учитывающую как дисбаланс круга, так и прерывистость его рабочей поверхности:  $x_b = A_1 \cdot \sin \varphi + B \cdot \varphi + R \cdot \sin \varphi / (\cos \varphi + B)$ ,  $y_b = A_1 \cdot (1 - \cos \varphi) + y(x_b)_{вп}$ , (6).

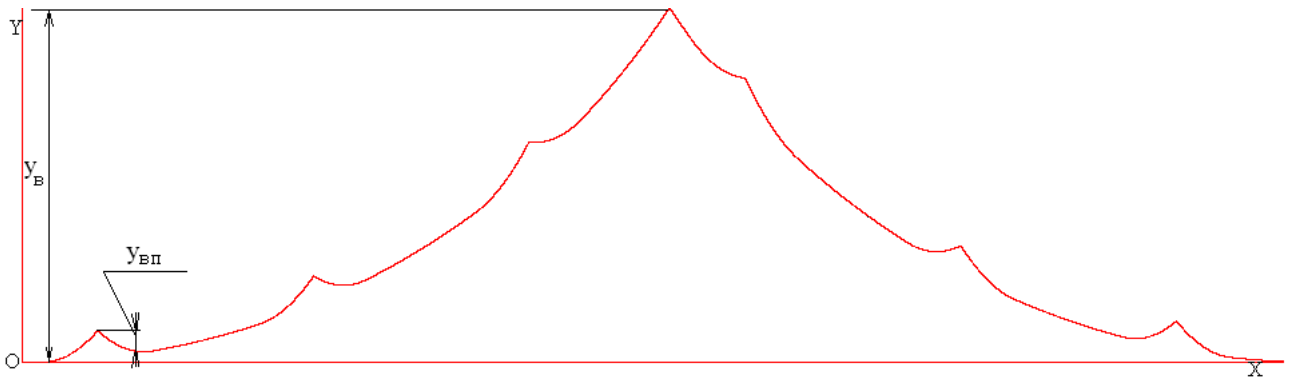


Рисунок 1 – Профиль волнистой поверхности, описанной математической моделью (6)

Для расчета высоты волнистости при многопроходной обработке исходя из (4) были разработаны следующие зависимости:

$$y_B = R * (1 - \cos(B * \varphi_{\max} * (1 - \varphi_0 / 2\pi) / R)), \text{ при } \varphi_0 = [0; \pi],$$

$$y_B = R * (1 - \cos(B * \varphi_{\max} * \varphi_0 / 2\pi R)), \text{ при } \varphi_0 = [\pi; 2\pi] \quad (7),$$

где  $\varphi_0$  – разность фаз между первым и вторым проходом,

$\varphi_{\max}$  – угол, при котором функция  $y_B$  достигает максимального значения (в точке «самоперерезания» волны).

Проведем математический эксперимент, используя полученную математическую модель и ЭВМ. Исходными данными

Будем использовать следующие исходные данные:

$N$  – количество выхаживающих проходов,

$\varphi_{\text{впад.}}$  - угловой размер впадины круга,  $\varphi_{\text{выст.}}$  - угловой размер выступа круга,

$A_1, R, V_K, V_D$ .

В результате эксперимента получим следующие величины:

$U_{\text{ср}}$  – среднестатистическая величина высоты волнистости обработанной поверхности,

$U_{\text{мин}}$  - минимальная величина высоты волнистости,

$U_{\text{макс}}$  - максимальная величина высоты волнистости.

Результаты эксперимента занесены в таблицу 1, 2.

Таблица 1 – Результаты математического эксперимента, проведенного для нескольких выхаживающих проходов.

	$A_1$ , МКМ.	$R$ , мм.	$V_K$ , м/с.	$V_D$ , м/мин.	$\varphi_{\text{впад.}}$ , град.	$\varphi_{\text{выст.}}$ , град.	$U_{\text{ср}}$ $D_2$ МКМ.	$U_{\text{вми}}$ $H_2$ МКМ.
	5	10	30	5	30	30	6,9	6,9
	5	0	30	5	30	30	4,9	2,1
	5	0	30	5	30	30	3,3	1,1
	5	0	30	5	30	30	1,1	0,7

Таблица 2 – Результаты математического эксперимента, проведенного для различных геометрических конфигураций круга.

	$A_1$ , МКМ.	$R$ , мм.	$V_K$ м/с.	$V_D$ д, м/мин.	$\varphi_{\text{впад.}}$ град.	$\varphi_{\text{выст.}}$ град.	$U_{\text{макс}}$ МКМ.
	1	2	20	5	15	15	2,03
	1	00	20	5	30	30	2,12
	1	00	20	5	60	60	2,47
	1	00	20	5	90	90	3,07

## Литература

1. Прилуцкий, В.А. Технологические методы снижения волнистости поверхностей. / В.А. Прилуцкий. – М.: Машиностроение, 1978. – 136 с.

### ХОЛОДНОЕ НАКАТЫВАНИЕ ШЛИЦЕВОГО ПРОФИЛЯ НА ВАЛАХ МЕТОДОМ КОПИРОВАНИЯ

Сапрыкин В.Ю. – студент, Дятчин Н.И. – к.т.н., доцент  
Алтайский государственный технический университет (г. Барнаул)

В последние десятилетия в промышленности освоен ряд высокопроизводительных методов накатывания шлицев на валах, новые способы их формирования в холодном состоянии заготовки. Холодное формирование шлицевых профилей осуществляется по двум кинематическим схемам: методу копирования и методу огибания (обкатки) профиля. Однако, метод обкатки с успехом применяется лишь для накатывания мелких шлицев, поэтому в дальнейшем более подробно будет рассмотрен метод копирования. Метод копирования применяется для образования прямобочных, треугольных и эвольвентных шлицев со значительной высотой профиля (до 6 мм) и при небольшом количестве зубьев обрабатываемых деталей. При накатывании по методу копирования профиль впадин получаемых шлицев полностью копирует профиль формообразующей части накатного инструмента.

При накатывании шлицевых валов процесс осуществляется за счет силы  $P_x$ , перемещающей накатной ролик вдоль оси заготовки, рис. 1. При этом деформация осуществляется по сложному незамкнутому контуру, вследствие чего уширение металла заготовки при внедрении ролика затруднено и является не свободным, как при простой прокатке на гладких валках, а вынужденным. Особенности механики процесса обуславливают и существенное отличие по величине и распределению сил внешнего трения и удельных сил на контактной поверхности очага деформации. Причем максимум сил трения находится вблизи входа металла в очаг деформации и перед плоскостью выхода из него.

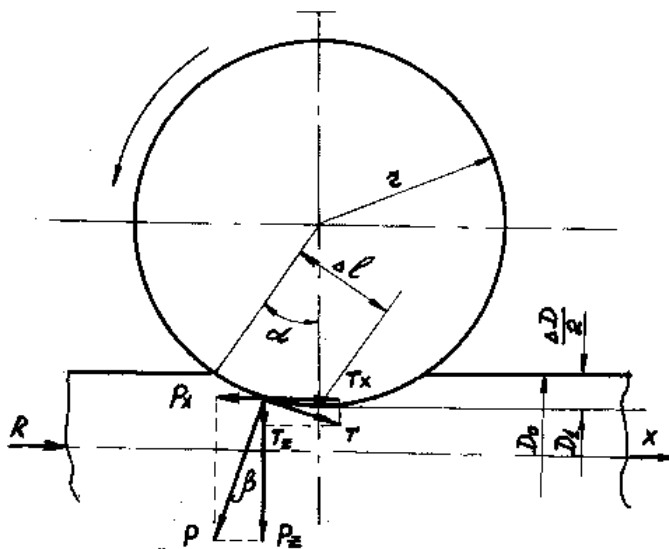


Рис. 1. Схема сил, действующих на накатной ролик при накатывании шлица методом копирования

Вследствие высоких контактных нагрузок и значительных сил трения на контактных поверхностях инструмента при деформировании исходного материала высокой прочности из сталей 45, 18 ХГТ и др. происходит разрушение рабочих поверхностей накатных роликов. Основные их виды: 1 – усталостное разрушение в виде кольцевых усталостных трещин по рабочему профилю ролика на глубине порядка 1 мм от поверхности; 2 – сквозные радиальные трещины; 3 – угловые поперечные трещины; 4 – выкрашивания по рабочему профилю.

Кольцевые усталостные трещины обусловлены энерго-силовой схемой процесса накатки шлицев и возникают независимо от марки инструментальной стали, из которой изготавливаются ролики. Они появляются симметрично на боковых поверхностях рабочего профиля на расстоянии, примерно равным половине высоты шлица. По мере прокатки эти трещины развиваются по длине и ширине и соединяются в одну общую кольцевую трещину, концентричную наружной поверхности ролика и его посадочного отверстия. Их развитие активизируется попаданием в них смазки и твердых частиц износа, взвешенных в ней, и сопровождается появлением по всей длине мелких выкрашиваний в виде точечного отшелушивания нагартованного слоя металла.

Сквозные радиальные трещины появляются вследствие возникновения в ролике рабочих напряжений, превышающих предел прочности материала, а также его неудовлетворительной структуры в виде карбидной неоднородности, низкого качестваковки и термической обработки. Характер излома от радиальной трещины является свидетельством того, что она образуется на поверхностях рабочего профиля в местах концентрации напряжений в зонах выкрашиваний, вмятин, рисок, прижогов и распространяется вглубь в направлении посадочного отверстия. В некоторых случаях радиальные трещины возникают из-за прогиба оси ролика, если она имеет низкую жесткость.

Работоспособность роликов в условиях эксплуатации характеризуют следующие критерии прочности: твердость, прочность при изгибе, ударная вязкость, которые определяют допустимые рабочие напряжения. Вместе с тем долговечность инструмента и его износостойкость определяются циклической прочностью (малоцикловой усталостью). Очевидно, чтобы повысить стойкость роликов необходимо обеспечить максимальные значения малоцикловой усталости при сохранении достаточно высоких показателей прочности и вязкости материала, из которого они изготовлены.

На практике накатные ролики чаще всего изготавливаются из быстрорежущей стали Р6М5, причем повышение их стойкости достигается снижением твердости закалки до 56–59 HRC при пониженных температурах 1140–1160°C, за счет чего достигается увеличение прочности, ударной вязкости и снижение малоцикловой усталости.

Известно, что поверхностное упрочнение повышает выносливость рабочих частей инструмента и обеспечивает минимальный механический износ их контактных поверхностей. В частности, применение поверхностного упрочнения в виде азотирования и карбонитрирования повышает усталостную прочность и эксплуатационную стойкость роликов в 2–4 раза.

## КАЧЕСТВО ВНУТРЕННИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ СВЕРТНЫХ ВТУЛОК, ОБРАБОТАННЫХ ДОРНОВАНИЕМ

Роговой В.М. – к.т.н., доцент, Осипов Ю.К. – к.т.н.

Алтайский государственный технический университет (г. Барнаул)

Для проверки результатов теоретических исследований дорнования прессовых соединений с тонкостенными свертными втулками проведены экспериментальные исследования, основной задачей которых являлось:

1. Исследование влияния натяга дорнования и геометрических параметров дорнов на качество прессовых соединений с тонкостенными свертными втулками после дорнования.
2. Установление зависимости влияния натяга дорнования и геометрических параметров дорнов на качество прессовых соединений с тонкостенными свертными втулками после обработки дорнованием.

Экспериментальные исследования по запрессовке тонкостенных свертных втулок дорнованием проводились на прессе модели PVE-100 с максимальным усилием 100 тонн. В качестве инструментов для упрочняюще-калибрующей обработки использовались дорны из Р6М5. В качестве приспособления применялась разрезная обойма из стали 40Х. В качестве образцов для экспериментальных исследований применяли свертные втулки из бронзы БрОЦС 4-4-2,5.

Для контроля прессовых соединений с тонкостенными свертными втулками на усилие распрессовки использовались: специальное контрольное приспособление и разрывная испытательная машина типа ЦДМ–10/91 (Германия).

Геометрические макро - и микроотклонения внутренней поверхности тонкостенных свертных втулок, запрессованных в обойму и обработанных дорнованием, контролировались с помощью кругломера Talyond 5 (рис. 1), а шероховатость поверхности измерялась с

помощью профилографа-профилометра модели 201 завода “Калибр” (рис. 2). Перед измерениями проводилась обязательная проверка перечисленных приборов на эталонных образцах.

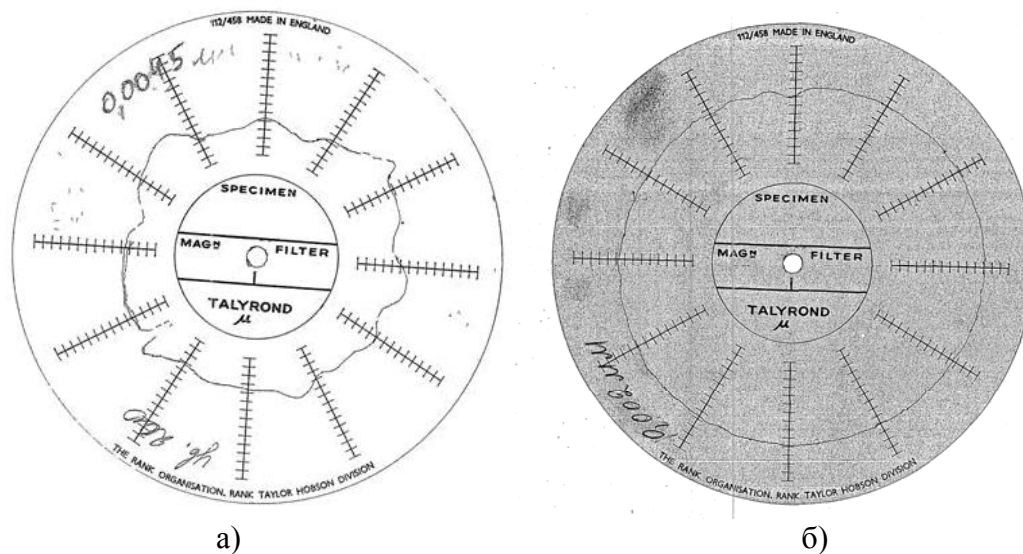


Рисунок 1 – Круглограммы отверстий: а – до обработки дорнованием, б – после обработки.

Статистическая обработка результатов экспериментальных исследований осуществлялась на ЭВМ. Для распространения результатов экспериментальных исследований на общие случаи обработки тонкостенных свертных втулок дорнованием, удобно воспользоваться величиной относительного натяга дорнования  $\lambda$ , то есть величиной натяга приходящейся на единицу диаметра отверстия.

Анализ результатов исследований свидетельствует о том, что максимальная прочность прессового соединения и минимальная шероховатость поверхности обрабатываемого отверстия тонкостенной свертной втулки достигается при величине относительного натяга дорнования 0,0085.

С увеличением величины натяга дорнования улучшается геометрия внутреннего диаметра свертной втулки, что является следствием глубины протекания пластических деформаций. Для исследованных величин углов заборного конуса, наибольшая глубина протекания пластических деформаций наблюдается при величине относительного натяга 0,0035-0,0105.

С помощью аппроксимации результатов исследований получены формулы для определения влияния технологических режимов и геометрических параметров дорна на усилие распрессовки, шероховатость поверхности и отклонение от круглости.

Разработана методика и программа расчета исполнительных размеров деформирующего инструмента-дорна для обработки дорнованием и свертных втулок, запрессованных в корпуса прессовых соединений узлов подшипников скольжения.

Методика была положена в основу программы расчета исполнительных размеров дорна, разработанной в среде Microsoft Excel. Программа включает в себя базу данных физико-механических свойств материала тонкостенной свертной втулки и рабочей программы. Для обработки прессовых узлов с тонкостенными свертными втулками, после запрессовки в корпуса, края замков которых загибаются, в направлении центра отверстия, предложена конструкция дорна (патент № 2258591).

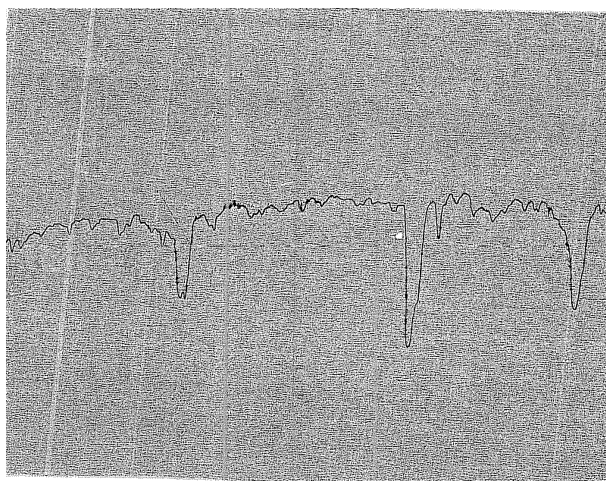


Рисунок 2 – Профилограмма дорнованного отверстия

### ПОЛУЧЕНИЕ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ СТАЛЕЙ ПО ТЕХНОЛОГИИ САМОРАСПРОСТРАНЯЮЩЕГОСЯ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОГО СИНТЕЗА

Ломакин А.В. – студент, Пчелинцев П.А. – студент, Гончаров В.Д. – к.т.н., профессор,  
Евтушенко А.Т. – к.т.н., профессор.

Алтайский государственный технический университет (г. Барнаул)

В современных условиях промышленного производства к металлорежущему лезвийному инструменту предъявляются не только высокие требования по их качеству, но и по снижению стоимости. Так, например, инструмент из стали марки Р18 весьма дорогой из-за высокой стоимости и дефицита вольфрама. Поэтому появление стали марки Р6М5 на много удешевило режущий инструмент, т.к. содержание в ней вольфрама уменьшилось в три раза.

Изучив возможности метода самораспространяющегося температурного синтеза (СВС), открытого академиком Мержановым А.Г., получения новых композиционных материалов, была поставлена задача получить инструментальную карбидосодержащую безвольфрамовую сталь. В кратце изложим преимущества этого метода.

Имея ряд общих черт с технологическими процессами традиционной порошковой металлургии СВ - синтез характеризуется такой уникальной особенностью, как существование высокотемпературной твердо - жидкой среды в течении протекания процесса синтеза.

Если для синтеза продуктов сгорания традиционным печным методом требуются часы, то волна горения протекает за считанные секунды. При этом не требуется ни больших электро - энергетических затрат, ни очень дорогостоящих электропечей и другого металлургического оборудования. СВС – процесс характеризуется высокой температурой (1500-4000 °С) и протекает с большой скоростью распространения фронта горения (0,5 - 15·10<sup>-2</sup> м/с) и, что очень важно, новый продукт синтеза более чистый, практически без примесей, т.к. они “выгорают” в волне горения.

Решая вышепоставленную задачу, наши исследования были направлены на то, чтобы путем СВС – процесса окисла железа из окалина, (которая является отходами в кузнечно – штамповом производстве машиностроительных заводов) с соответствующими добавками получать в литом виде инструментальную сталь. В наших экспериментах в качестве окисла металла использовалась окалина легированной стали 18Х2Н4МА в виде порошка фракции до 120 мкм., из окислов железа Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, Fe<sub>2</sub>O<sub>4</sub>, FeO. Реагентами шихты были порошки окалина алюминия, карбида, титана, а также легирующих элементов Cr, Mo, CrB<sub>2</sub>, TiB<sub>2</sub>. Эксперименты и математический расчет показали, что оптимальным составом шихты для получения реакции СВ – синтеза является соотношение 80% Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>+20% Al. После завершения реакции синтеза получается новый продукт – слиток железа [3]. В результате введения в эту шихту карбида титана (TiC) в сплаве появляется свободный углерод. Углерод



появляется вследствие распада TiC в волне горения при СВ – синтезе, а также при плавке происходит частичное растворение NiC в металлической связке.

Увеличение в шихте карбида титана от 10% до 20% массы, показывает изменение содержания углерода в сплаве от 04% до 07% (см. таблицу 1). В результате высокой скорости охлаждения сплава в процессе СВ – синтеза происходит самозакалка и из жидкого состояния образуется структура мартенсита.

Таблица 1.

Мех. свойства стали в зависимости от содерж. TiC в шихте			
№ оп.	%TiC в ших.	%C в сплаве	Твердость стали HRC
1	5	0,2	12
2	10	0,4	48
3	15	0,6	56
4	20	0,7	60

Химический состав сплавов (сталей) показывает, что в процессе СВС легирующие элементы выгорают, но во время реакции оказывают определенную роль в интенсивности протекания синтеза и структурообразовании конечного продукта.

Введение в шихту сормаита до 20% массы (сормайт – это легированный чугуи, содержащий углерода – С 4,0 – 5,7%) и хрома Cr до 36%, дает более интенсивное горение по сравнению с карбидом титана.

После СВС – процесса в сплаве остается 0,5 – 0,7% углерода и хрома 1,3 – 2,0%. Твердость матрицы 60HRC, а твердость оставшихся карбидов 1159HV – 1513HV.

Добавление в шихту до 5% TiC (15% сормайт + 5% TiC) дает увеличение твердости стали после СВС процесса до 62 HRC, это объясняется более повышенным содержанием углерода до 0,8%. Введение в шихту сормаита и деборида хрома (CrB<sub>2</sub>) в соотношении 15% сормайт + 5% CrB<sub>2</sub> повышает твердость после СВС до 64 HRC, а наиболее заметное влияние деборида хрома проявляется при отпуске слитка.

После отпуска при 750 °С все сплавы, за исключением с деборидами имели твердость 28 – 36 HRC, т.к. структура выравнивалась и в – основном была перлитной с ферритными включениями .

Выводы:

1. Для получения инструментальных сталей методом СВ – синтеза составлена шихта с добавками, которые не должны превышать 20% массы.

2. Установлено, что введение деборидов в шихту увеличивает твердость стали. Все сплавы, за исключением с Мо имеют после СВ – синтеза 0,5÷0,7% С, т.е. относятся к доэвтектоидным и эвтектоидным инструментальным как штамповым сталям, так и для лезвийного режущего инструмента. Они могут заменять режущий инструмент, изготовленный из быстрорежущих дорогостоящих сталей при работе с небольшими скоростями резания.

Литература.

1. Евтушенко А.Т., Лебедева О.А., Торбунов С.С. Определение компонентного состава шихты в самораспространяющемся высокотемпературном синтезе интерметаллических соединений. Ми – ТОМ. 2005 – С.30.

2. Евтушенко А.Т., Лебедева О.А., Торбунов С.С. Способ получения легированного сплава железа из отходов производства. Патент RU 2262405 опубл. 20.10.2005. Бюл.29.

3. Евтушенко А.Т., Торбунов С.С., Пазаре С. Способ получения легированной карбидостали. – Патент 2301721 опубл. 27.06.2007. Бюл. №18.

# ТОЧНОСТЬ ОБРАБОТКИ ПРИ ТОЧЕНИИ ТОРЦОВЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДИСКОВ

Пахомов Е.В. – студент, Гончаров В.Д. – к.т.н., профессор  
Алтайский государственный технический университет (г. Барнаул)

Обеспечение точности обработки всегда является одной из главных задач при проектировании технологического процесса. При точении деталей, у которых обрабатываемыми поверхностями являются торцы, например у дисков, перед инженером-технологом встает вопрос о выборе направления подачи и начальной точки, от которой начинается обработка. Это важно, так как направление поперечной подачи влияет на форму торцов диска при точении.

Существует два варианта: от периферии и от центра к периферии. При точении от периферии - износ реза будет происходить по мере приближения к центру; при точении от центра – по мере приближения к периферии, следовательно плоскость торца будет выпуклой или вогнутой.

Произведем расчеты, с помощью которых установим форму торцевой плоскости диска при точении, с постоянным значением износа реза на определенное количество метров.

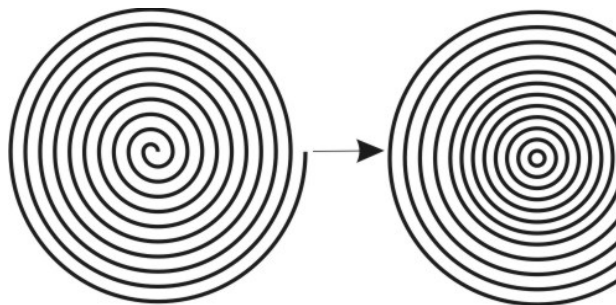


Рисунок 1 – Траектория пути реза при точении  
Сплошной торцевой поверхности.

Для определения общей длины пути заменим длину спирали, проходимую резцом при реальной обработке, на сумму длин окружностей (рисунок 1). Так как длина каждой окружности  $L$  равна  $PD=2\pi R$ , то длина всех окружностей составит:

$$\sum_{R_{\min}}^{R_{\max}} L = \sum_{R_{\min}}^{R_{\max}} 2\pi R_i = 2\pi \sum_{R_{\min}}^{R_{\max}} R_i \quad (1)$$

где  $R_i$  – радиус  $i$ -ой окружности.

Полученное неизвестное –  $\sum_{R_{\min}}^{R_{\max}} R_i$  есть ни

что иное, как сумма  $n$  членов арифметической прогрессии, поэтому запишем формулу для ее суммы:

$$\sum_{i=1}^n a_i = \frac{a_1 + a_n}{2} n \quad (2)$$

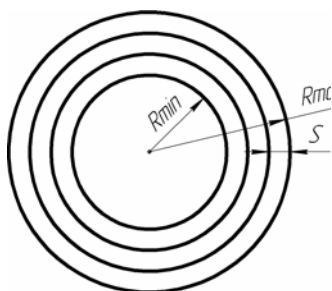


Рисунок 2 – Схема пути проходимого резцом за один оборот детали

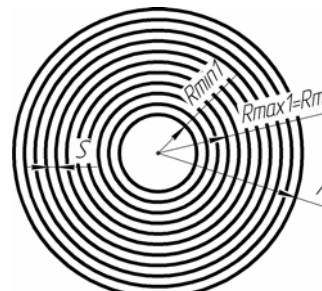


Рисунок 3 – Схема деления торцевой

где  $a_1$  - первый член прогрессии,  $a_n$  - последний,  $n$  - число элементов в прогрессии.

Зная радиусы диска и отверстия в нем, подачу (шаг прогрессии) определим число окружностей в диске:

$$n = \frac{R_{\max} - R_{\min}}{S} \quad (3)$$

где  $R_{\max}$  – диаметр диска,

$R_{\min}$  – диаметр отверстия,  $S$  – подача.

Заменяя в формуле (2)  $a_1$  на  $R_{\min}$ ,  $a_n$  на  $R_{\max}$  и  $n$  на формулу (3), получим:

$$\sum_{R_{\min}}^{R_{\max}} R_i = \frac{R_{\min} + R_{\max}}{2} \cdot \frac{R_{\max} - R_{\min}}{S} = \frac{R_{\max}^2 + R_{\min}^2}{2S} \quad (4)$$

В итоге, подставляя (4) в (1) определим путь реза:  $\sum_{R_{\min}}^{R_{\max}} L = 2\pi \left( \frac{R_{\max}^2 + R_{\min}^2}{2S} \right) \quad (5)$

Зная форму, размер и погрешность торца диска рассчитываем количество обработанных торцевых поверхностей. Предположим что допустимый износ реза до перезаточки равен  $\Delta'_{рез} = 120 \mu\text{м}$ , тогда можно посчитать общий путь резания:

$$L_p = \frac{\Delta'_{рез} \cdot 1000}{\Delta'} \quad (6)$$

где  $\Delta'_{рез}$  - заданный износ резца до переточки,  $\Delta'$  - износ резца на 1000 м пути.

Зная путь пробега резца до критического износа, определяем количество обработанных торцев:

$$N = \frac{L_p}{L_d} \quad (7)$$

Где  $L_d$  - путь резца при обработке одного торца диска, N – число обработанных торцев.

Проведем теоретические эксперименты, показывающие влияние обработки от края и от центра. Разбивая диск на сегменты (рисунок 3) появляется возможность узнать: путь пройденный резцом в любой точке, износ резца (зависит от пути), форму торцевой поверхности диска (зависит от износа).

За исходные данные, для теоретических расчетов пути резца и износа принимаем:

Обработка №1	Обработка №2
Материал заготовки – серый чугун.	Материал заготовки – сталь 45.
Материал режущей части – ВК6.	Материал режущей части – Т15К6.
Радиус заготовки – $R_{max}=250$ мм, $R_{min}=0$ мм.	Радиус заготовки – $R=300$ мм, $R_{min}=0$ мм.
Подача – $S=0,1$ мм/об.	Подача – $S=0,5$ мм/об.
Глубина резания – $t=0,3$ мм.	Глубина резания – $t=0,3$ мм.
Скорость резания – $V=190$ м/мин.	Скорость резания – $V=250$ м/мин.
Износ резца на 1000 метров – $\Delta'=3,0$ мкм	Износ резца на 1000 метров – $\Delta'=5,0$ мкм

Проведем 2 эксперимента обработки:

1. Обработка ведется от центра. Рассчитаем с помощью (5) путь инструмента.

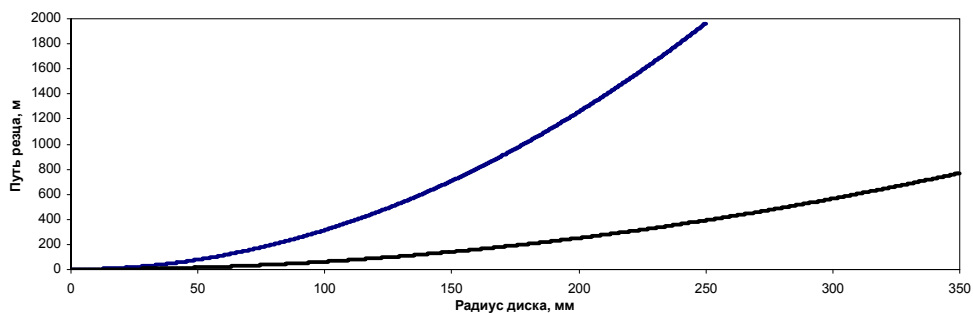


Рисунок 4 – График зависимости пути инструмента от увеличения радиуса диска.

Рассчитаем износ по формуле:  $\Delta = \Delta' \cdot L$

(8)

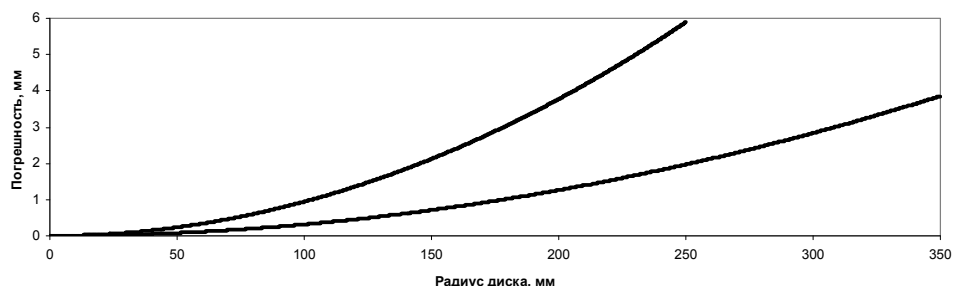


Рисунок 5 – График зависимости погрешности обработки от увеличения радиуса диска

2. Обработка ведется от края.

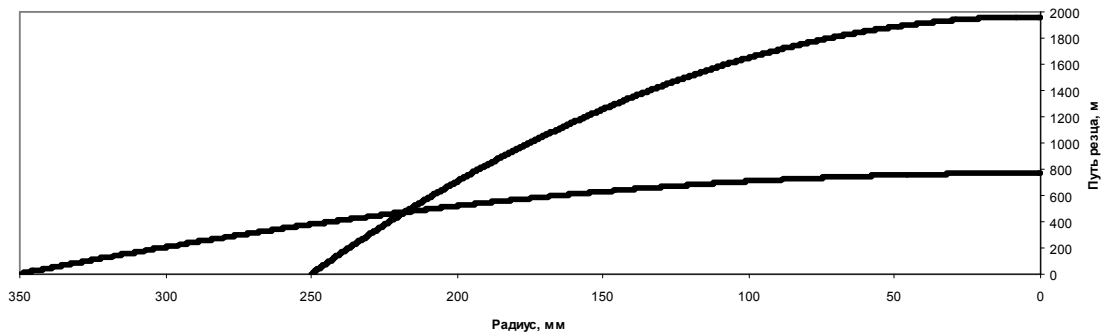


Рисунок 6 – График зависимости пути инструмента от уменьшения радиуса диска

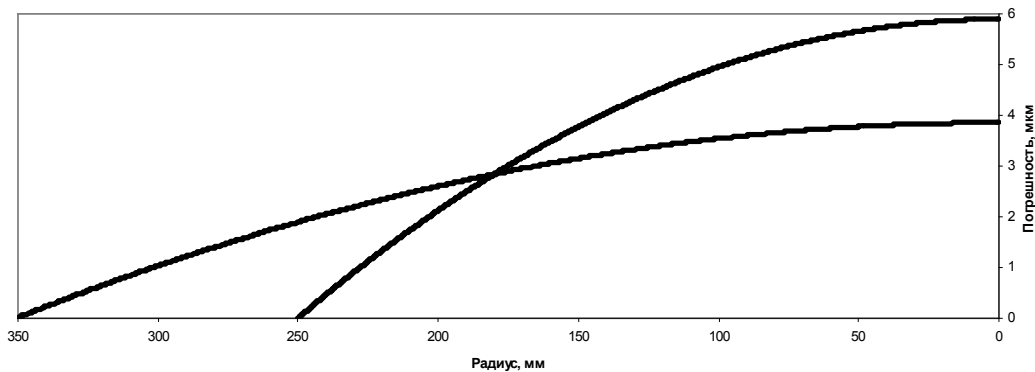


Рисунок 7 – График зависимости погрешности обработки от увеличения радиуса диска

Произведен расчет числа обработанных торцов для опыта №1:

$$L_p = \frac{\Delta'_{рез} \cdot 1000}{\Delta'} = \frac{120 \cdot 1000}{3} = 40000 \text{ м}, N = \frac{L_p}{L_d} = \frac{40000}{1937} = 21 \text{ шт.}$$

Аналогично рассчитаем для опыта №2:

$$L_p = \frac{120 \cdot 1000}{5} = 24000 \text{ м}, N = \frac{L_p}{L_d} = \frac{24000}{770} = 31 \text{ шт.}$$

Вывод:

1. Построение математическая модель расчёта пути пройденного резцом при точении торцовых поверхностей дисков большого диаметра  $D \geq 500$  мм.
2. Установлена зависимость изменения плоскости при чистовом точении торцов дисков большого диаметра  $D \geq 500$  мм от степени износа резца и от направления поперечной подачи. Так при обработке от центра диска к периферии получается выпуклой формы, а при обработке от периферии к центру вогнутой формы.
3. Взяв из справочников или установив экспериментальным путём величину износа резца на 1000 м пройденного пути резания в зоне нормального износа, а так же зная допустимую величину износа резца, мы можем при помощи математической модели рассчитать количество обработанных дисков до перезаточки резца.

Литература:

1. Справочник по математике, издательство Наука, Москва, 1974г.

## ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ПОКРЫТИЙ ИЗ НАНОСТРУКТУРИРОВАННЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Гончаров В.Д. – к.т.н., профессор, Некрасов В.Н. – к.т.н, Пантыкин Д.В. – аспирант, Скаков Д.М. – аспирант, Терехин С.В. – лаборант – исследователь  
Алтайский государственный технический университет (г. Барнаул)

Большинство машин (85...90%) выходит из строя по причине износа деталей. Расходы на ремонт машин, оборудования и транспортных средств составляют в нашей стране десятки млрд. руб. в год. Исходя из этого, очень важно повысить надежность и безыносность машин и узлов трения.

Увеличение ресурса работы машины достигается нанесением покрытий различными способами, например, гальвано-химическим, детонационно-газовым и др. способами.

Основное назначение покрытий, увеличение износостойкости рабочих поверхностей поршневых колец, шеек коленчатых валов, втулок шатунов, кулачков и клапанов газораспределительного механизма и других деталей двигателей внутреннего сгорания работающих в сложных условиях трения.

В работе представлены результаты исследования износостойкости двух видов покрытий из наноструктурированных композиционных материалов, полученных методом детонационного напыления:

- TiC + NiCr
- TiC + УДА + NiCr

В качестве испытательного оборудования использовалась машина для испытания материалов на трение модели 2168УМТ. Она предназначена для испытаний различных фрикционных и смазочных материалов на трение и износ с максимальным моментом трения 40 Н•м и максимальной частотой вращения шпинделя 3000 мин<sup>-1</sup>.

Исследования проводились с использованием специально изготовленных образцов представляющих собой пару «вал – втулка». Роль втулки исполняла колодка (рисунок 1), роль вала – диск.

Покрытие толщиной 0,5 мм наносилось на колодку изготовленную из стали 40Х. На нерабочей поверхности колодка имеет паз для базирования в приспособлении машины трения. Перед нанесением покрытия колодка притиралась по диску до формирования пятна контакта по всей площади колодки. Для снижения шероховатости поверхностей полученных напылением и достижения внутреннего диаметра равного диаметру диска, выполнялась их предварительная алмазно-абразивная обработка до значения Ra = 1,25 мкм. Диск изготовлен из стали 40Х. Перед каждым циклом испытаний выполнялась промывка и просушка образца для удаления пыли и продуктов износа. Рабочие условия проведения эксперимента достигались на машине трения, путем сообщения втулке вращательного движения вокруг собственной оси, а колодке давления на диск соответствующего удельному давлению согласно программе испытаний. Для определения весового износа использовались аналитические весы АДВ – 200.



Рисунок 1 – Схема испытаний и конструктивно-геометрические параметры образцов

В качестве изменяемых параметров при испытаниях выступают:

- окружная скорость вращения на поверхности диска (V), м/с;
- усилие прижима колодки к диску (P), Н;
- длина пути пройденного диском относительно поверхности колодки (L), м.

Для выбора параметров испытаний, опираемся на аналогичные испытания проведенные различными авторами с другими износостойкими покрытиями. [1, 2]. Путь для каждого образца составляет 1000 м. Параметры испытаний приведены в таблицах 1; 2. Также были проведены испытания для определения зависимости износа покрытия от длины пути с параметрами испытаний: скорость вращения диска  $V = 1\text{ м/с}$ , нагрузка на колодке  $P = 760\text{ Н}$ , диапазон изменения длины пути от 400 до 3200 м, с контрольными точками через 400 м.

Таблица 1 – Нагрузка создаваемая на колодке

$P$ , МПа					
$P$ , Н	90	80	70	60	50

Таблица 2 – Скорость создаваемая на диске

$V$ , м/с	,2	,5	
$n$ , об/мин	00	50	00

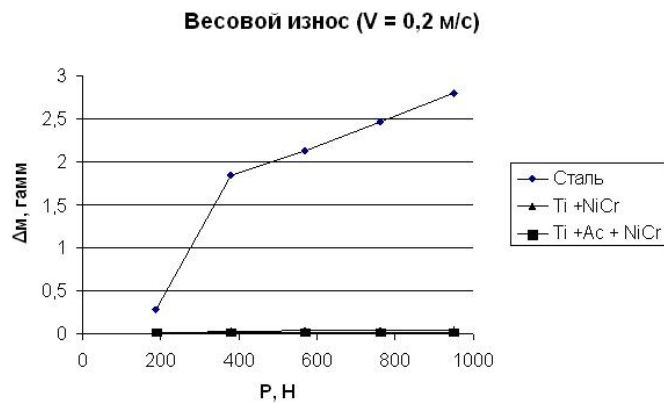


Рисунок 2 – Весовой износ образцов при скорости трения  $V=0,2\text{ м/с}$

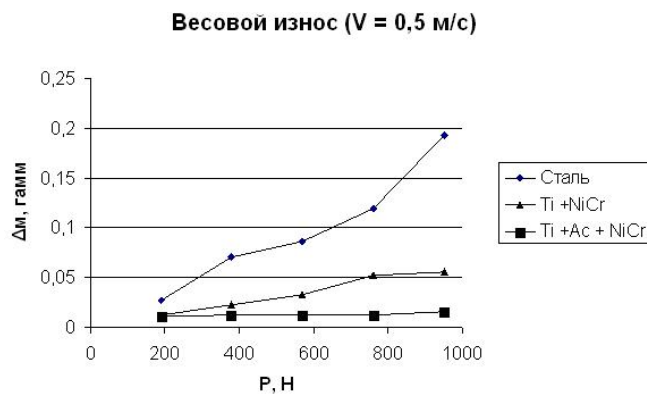


Рисунок 3 – Весовой износ образцов при скорости трения  $V=0,5\text{ м/с}$

Весовой износ ( $V = 1 \text{ м/с}$ )

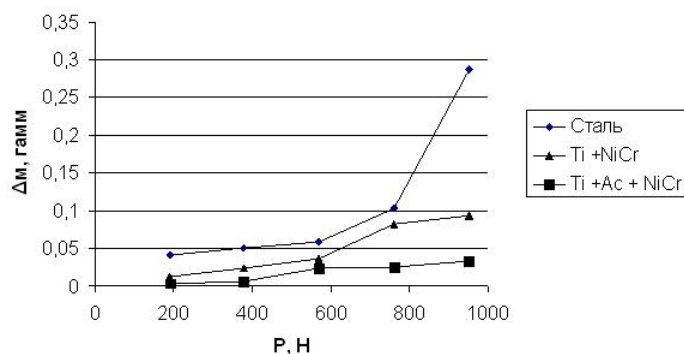


Рисунок 4 – Весовой износ образцов при скорости трения  $V=1 \text{ м/с}$

Весовой износ ( $P = 760 \text{ Н}$ ,  $V = 1 \text{ м/с}$ )

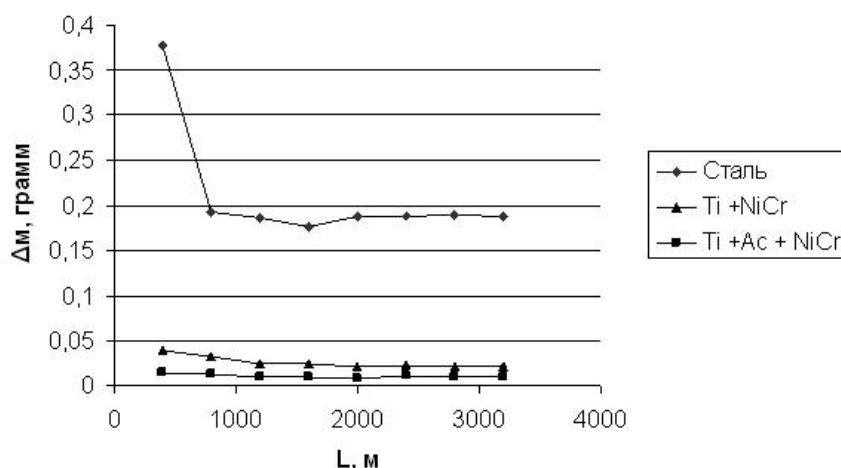


Рисунок 5 – Весовой износ образцов в зависимости от длины пути при скорости трения  $V = 1 \text{ м/с}$ , нагрузке  $P = 760 \text{ Н}$

Анализ полученных данных показывает значительное снижение износа поверхностей полученных напылением износостойких материалов по отношению к поверхностям без напыления. Особенно заметна разница при низких скоростях скольжения (рисунок 2). Износ покрытия в зависимости от длины пути характеризуется быстрым износом в начале пути трения и дальнейшей стабилизацией, что соответствует теории износа.

#### Литература

1. Дизели. Справочник. Изд. 3-е, перераб. И доп. Под общей редакцией В.А. Ваншейдта, Н.Н. Иванченко, Л.К. Коллерова, «Машиностроение» (Ленингр. отд-ние), 1977. 480 с.
2. Тушинский Л.И., Плохов А.В. Исследование структуры и физико-механических свойств покрытий. – Новосибирск: Наука, 1986.

### ПРОЕКТИРОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ И ИНСТРУМЕНТА ДЛЯ (ВИХРЕВОГО) КОНТУРНОГО ФРЕЗЕРОВАНИЯ

Осипов Ю.К., Пантыкин Д.В.  
ОАО ХК «Барнаултрансмаш» (г. Барнаул)

Вихревое (контурное) фрезерование коленчатых валов является наиболее производительным способом обработки, успешно заменяющим обработку точением на токарных станках. Фрезерование производится внутренним касанием обрабатываемой поверхности полый фрезерной головкой. В этом случае имеется возможность обрабатывать и всю поверхность детали по периметру, и последовательно несколькими врезаниями.

Обработка фрезерованием на станке «Бёрингер» коленчатого вала на двигатель УТД-29, вместо точения на токарных станках, позволит избавиться от «узкого места» на площадях Опытно-промышленного производства, и, кроме того, снизить большую трудоёмкость на токарных операциях, что является актуальным в настоящее время.

Однако, чтобы снизить затраты на подготовку производства необходимо использовать применяемую оснастку при проектировании технологии обработки коленчатого вала на двигатель УТД-29 на фрезерном станке «Бёрингер», а если это не получается, то при проектировании инструментов и приспособлений – максимально использовать унифицированные элементы.

#### *1 Порядок работы на станке «Бёрингер»*

##### **1 Условные обозначения.**

ПСГ – силовая головка для обработки коренных опор, соединенная жестко с люнетом, перемещается между обрабатываемыми коренными опорами (2, 3, 4, 5, 6, см. схему на рис.1) с шагом 175 мм, находится справа от рабочего места оператора.

ЛСГ – силовая головка для обработки шатунных шеек, находится слева от оператора.

РП – рабочее положение коленчатого вала относительно силовых головок: плоскость, проходящая через ось шатунной шейки и ось коленчатого вала, должна быть горизонтальной при каждой установке коленчатого вала для фрезерования очередной шатунной шейки и коренной опоры.

НП – начало программы обработки, определяется положением коленчатого вала, устанавливаемого в патронах.

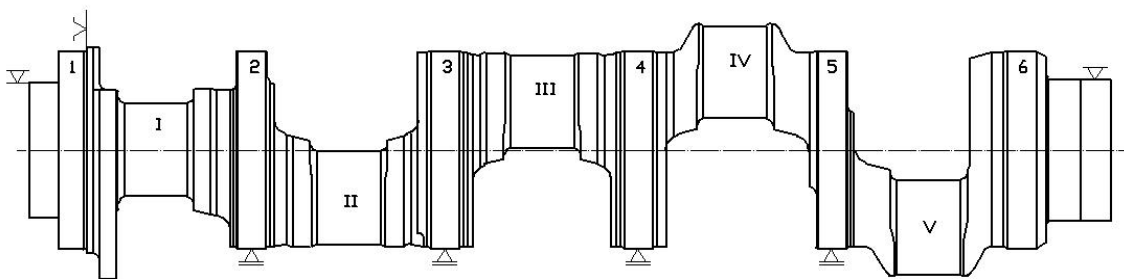


Рисунок 1 – Схема расположения шеек коленчатого вала при фрезерной обработке на станке «Бёрингер»

##### **2 Разметка.**

Установить на коленчатый вал центросместительные муфты и установить в центрах.

Найти положение I-й и V-й шатунных шеек, при котором сначала обработки коленчатого вала по шатунным шейкам на I-й шейке, и завершением обработки на V-й шейке, не образовывались черноты.

Закрепить муфты и нанести на I-й и V-й шатунных шейках метки кернением, указывающие оптимальное положение коленчатого вала относительно патронов станка при обработке.

Горизонтальная прямая линия, проходящая через ось коленчатого вала и метку на I-й шейке при положении коленчатого вала I-й шатунной шейке в сторону оператора, является «0» программы обработки – НП.

##### **3 Установка коленчатого вала.**

Установить коленчатый вал на станок с помощью специального загрузочного крюка, которым он поднимается за II-ю и III-ю шатунные шейки, с ориентированием по скосам 1-й щеки коленчатого вала.

Выставить коленчатый вал винтами поводков, находящимися на патроне, с помощью шаблонов, ориентируясь по кернению на I-й и V-й шатунных шейках.

Зажать коленчатый вал в патронах, повернуть его в НП – и включить станок. Угол поворота с позиции загрузки до положения НП составляет  $270^{\circ}$ .

##### **4 Работа по программе (вариант обработки – аналогично серийному).**



4.1 Перемещение ПСГ на 2-ю коренную опору. Включение вращения фрезерной головки. Обработка 2-й коренной опоры до диаметра 186-0,72 мм.

4.2 Перемещение ПСГ на 3-ю коренную опору. Люнет на 2-й коренной опоре. I-я шатунная шейка в РП. ЛСГ в положении начала фрезерования врезанием левой щеки I-й шатунной шейки. Включение вращения фрезерных головок, фрезерование 3-й коренной опоры до диаметра 186-0,72 мм, фрезерование щеки I-й шатунной шейки, включение вертлюга и фрезерование I-й шатунной шейки до диаметра 100-0,87 мм (интерполяция). Силовые головки возвращаются в исходное положение.

4.3 Перемещение ПСГ на 4-ю коренную опору. Перемещение люнета на 3-ю коренную опору. ЛСГ на II-й шатунной шейки. Коленчатый вал поворачивается на  $144^0$  в РП II-й шатунной шейки. Включение вращения фрезерных головок, фрезерование 4-й коренной опоры, включение вертлюга и фрезерование II-й шатунной шейки. Силовые головки возвращаются в исходное положение.

Дальнейшая обработка по следующей схеме:

4.4 Коленчатый вал поворачивается на  $72^0$  в РП III-й шатунной шейки. Фрезерование 5-й коренной опоры, III-й шатунной шейки. Люнет на 4-й коренной опоре.

4.5 Коленчатый вал поворачивается на  $72^0$  в РП IV-й шатунной шейки. Фрезерование 6-й коренной опоры и IV-й шатунной шейки. Люнет на 5-й коренной опоре.

4.6 Коленчатый вал поворачивается на  $144^0$  в РП V-й шатунной шейки. Фрезерование V-й шатунной шейки. Люнет на 6-й коренной опоре.

*II Расчет головок вихревого фрезерования на станок «Бёрингер»*

Расчет головок вихревого фрезерования ведётся по формуле (1):

$$D_{фр} = 2 * E + d_{шейки}, \quad (1)$$

где  $E$  – эксцентриситет (по паспорту станка).

1 Головка вихревого фрезерования для обработки шатунных шеек.

Диаметр обработки 100 h14 (-0, 87) мм, расчетный диаметр  $100 - 0,43 = 99,57$  мм, ширина  $56 + 0,4$  мм, по паспортным данным:  $E = 125 \pm 8$  мм.

$$D_{фр max} = 2 * (125 + 8) + 99,57 = 365,57 \text{ мм},$$

$$D_{фр min} = 2 * (125 - 8) + 99,57 = 333,57 \text{ мм},$$

$$D_{фр ср} = 349,57 \text{ мм}, D_{фр ном.} = 350 \text{ мм}.$$

Применяемая головка для вихревого фрезерования с шириной  $45 \pm 0,03$  мм и внутренним диаметром  $336,82 \pm 0,03$  мм входит в указанный выше диапазон размеров, её можно использовать для данной детали, но только обработку необходимо производить 2-мя врезаниями. Необходимо проектировать головку для вихревого фрезерования коренных опор.

2 Головка вихревого фрезерования для обработки коренных опор.

Диаметр обработки 186h13 (-0,72) мм, расчетный  $\phi 186 - 0,36 = 185,64$  мм, ширина 45 мм, по паспортным данным  $E = 117...133$  мм.

$$D_{фр max} = 2 * 133 + 185,64 = 451,64 \text{ мм},$$

$$D_{фр min} = 2 * 117 + 185,64 = 419,64 \text{ мм},$$

$$D_{фр ср.} = 435,64 \text{ мм}, D_{фр ном.} = 436 \text{ мм}.$$

Головка вихревого фрезерования (рис.2) для обработки коренных опор была спроектирована с применением программ AutoCAD 2005 и Компас 8. При проектировании, за основу брались уже применяемые в серийном производстве на ОАО ХК «Барнаултрансмаш» унифицированные элементы: корпус фрезерной головки, режущие пластины, стружколомы и крепеж.

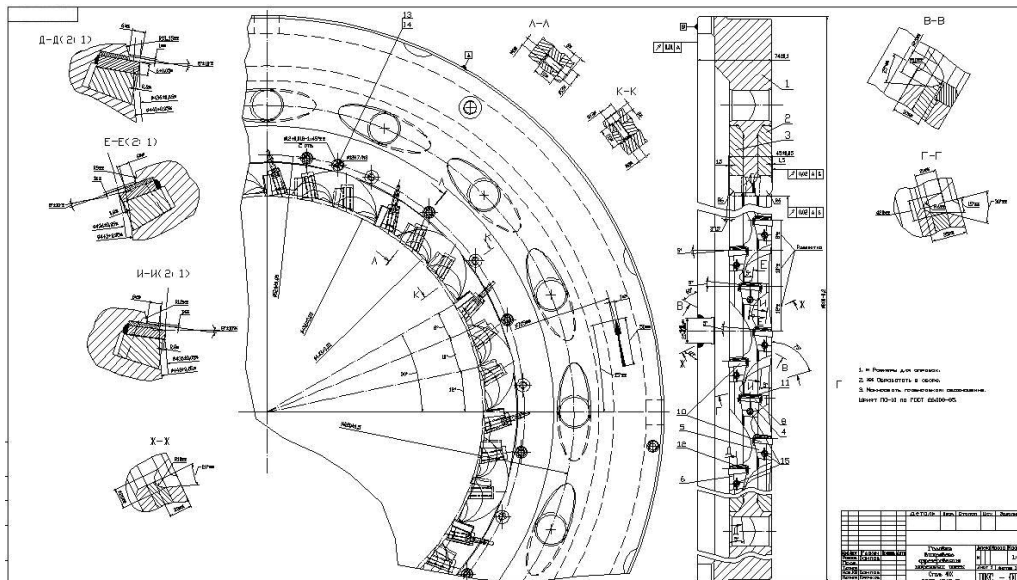


Рисунок 2 – Чертеж головки для вихревого фрезерования коренных опор.

### Выводы.

Таким образом, применение станка «Бёрингер» для фрезерования шатунных шеек и коренных опор коленчатого вала на УГД-29 приводит к преобразованию технологии его обработки, «разгрузке» токарного оборудования и обеспечению последовательности технологического потока обработки в цехе.

Использование применяемой оснастки и ее унифицированных частей, позволяет уменьшить затраты на технологическую подготовку производства в целом.

### РАЗРАБОТКА ИМИТАЦИОННОЙ МОДЕЛИ ПРОЦЕССА ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ПРИ ОБРАБОТКЕ ОТВЕРСТИЙ СПИРАЛЬНЫМИ СВЕРЛАМИ

Огневенко Е.С. - аспирант, Леонов С.Л. - к.т.н., профессор, Кряжев Ю.А. - к.т.н., доцент, Титова Е.В. – магистрант

Алтайский государственный технический университет (г. Барнаул)

На сегодняшний день в машиностроении остаются недостаточно изученными вопросы, касающиеся динамических процессов, происходящих в упругих замкнутых технологических системах. Прежде всего, это автоколебания, возникающие при резании материалов. Управление этими процессами является одним из резервов повышения производительности обработки и качества изделий [1].

Для изучения колебательных процессов, возникающих при обработке отверстий спиральными сверлами, была составлена расчетная схема (рисунок 1).

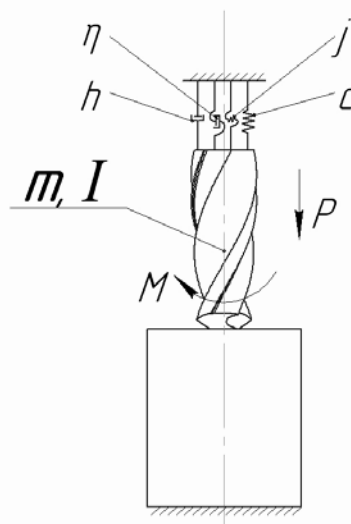


Рисунок 1. Расчетная схема процесса сверления

Для описания формообразующего движения спирального сверла была использована система дифференциальных уравнений:

$$\begin{cases} I\ddot{\varphi}(t) + \eta\dot{\varphi}(t) + j\varphi(t) - j_{x\varphi}x(t) = M(\omega) + j(\varphi(t - \tau) + \varphi(t - T/2 - \tau)) \\ m\ddot{x}(t) + h\dot{x}(t) + cx(t) - c_{\varphi x}\varphi(t) = P(S) + c(x(t - \tau) + x(t - T/2 - \tau)) \end{cases} \quad (1)$$

где  $m$ ,  $I$  – соответственно приведенная масса (кг) и приведенный момент инерции (кг·м<sup>2</sup>) колебательной системы;

$h$ ,  $\eta$  – обобщенные коэффициенты демпфирования в продольном (Н·с/м) и крутильном (Нм·с/рад) направлении;

$c$ ,  $j$  – коэффициенты суммарной жесткости в продольном (Н/м) и крутильном (Нм/рад) направлении;

$c_{\varphi x}$ ,  $j_{x\varphi}$  – коэффициенты координатной связи в продольном (Н/рад) и крутильном (Нм/м) направлении, учитывающие взаимное влияние осевой силы и крутящего момента;

$x$ ,  $\varphi$  – осевое смещение (м), вызванное приложением осевой силы и крутильное смещение (угол раскручивания спирального сверла), вызванное приложением крутящего момента;

$P(S)$  – осевая сила (Н), как функция от подачи  $S$  (мм/об);

$M(\omega)$  – крутящий момент (Нм), как функция от угловой скорости резания  $\omega$  (рад/с);

$t$  – время (с);

$\tau$  – фазовая характеристика силы резания (с), т. е. отставание изменения силы резания от изменения толщины срезаемого слоя;

$T$  – время одного оборота сверла (с), учитывает резание «по следу» второй режущей кромки.

Рассматриваемая система дифференциальных уравнений позволяет учесть основные факторы, способствующие появлению автоколебаний. К таковым, в первую очередь, относятся: отставание изменения силы резания от изменения толщины срезаемого слоя и падающая характеристика силы резания от скорости [1, 2, и др.]. В случае обработки отверстий спиральным сверлом также необходимо учесть вторичное возбуждение автоколебаний при работе «по следу», оставленному на поверхности резания при проходе предыдущего зуба инструмента.

Левые части уравнений системы представляют собой сумму возмущающих сил (в крутильном направлении крутящий момент является функцией от угловой скорости, учитывающей падающую характеристику силы резания от скорости) и упругих составляющей осевой силы и крутящего момента, вызванных отставанием изменения силы резания от изменения толщины срезаемого слоя и резанием «по следу».

Исследование математической модели показали ее качественную адекватность исследуемой колебательной системе. Решение системы дифференциальных уравнений выполнялось по методу Рунге-Кутты в среде Mathcad. Результаты расчета показали, что весьма существенным фактором, влияющим на уровень автоколебаний, является фазовая характеристика силы резания. Аналогичные выводы приводятся в работе И. Г. Жаркова [1]. В диапазоне угловых скоростей от 5 до 20 рад/с, где крутящий момент имеет ярко выраженную падающую характеристику (рисунок 2) также отмечено значительное увеличение амплитуды колебаний.

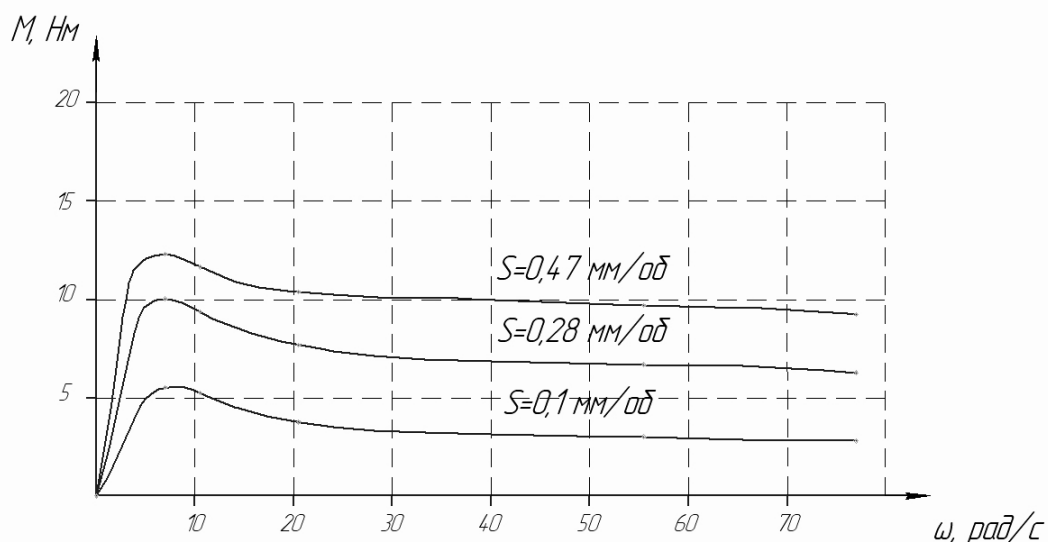


Рисунок 2. Зависимость крутящего момента от угловой скорости при обработке чугуна СЧ-20 (сверло из быстрорежущей стали Р6М5 диаметром 10 мм по ГОСТ 10903-77)

Анализ разработанной математической модели показал существенное отклонение между расчетной и экспериментально определенной частотой автоколебаний. Данное обстоятельство, по-видимому, является следствием использования в расчете статических коэффициентов жесткости. Таким образом, для достижения количественной адекватности математической модели необходимо исследование динамической жесткости колебательной системы.

#### Литература

1. Жарков, И. Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом [Текст] / И. Г. Жарков. – Л. : Машиностроение, 1986. – 184 с. : ил.
2. Леонов, С. Л. Основы создания имитационных технологий прецизионного формообразования [Текст] / С. Л. Леонов, А. Т. Зиновьев. – Барнаул : Изд-во АлтГТУ, 2006. – 198 с.

### МОДЕЛИРОВАНИЕ ПОГРЕШНОСТИ ФОРМЫ ОТВЕРСТИЯ ПОЛУЧАЕМОГО ПРИ РАСТАЧИВАНИИ В НЕЖЕСТКИХ ДЕТАЛЯХ

Назарова Е.Д. – магистрант, Балашов А.В. – к.т.н., доцент  
Алтайский государственный технический университет (г. Барнаул)

Актуальность темы предлагаемой работы обусловлена существующими тенденциями к снижению материалоемкости изделий машиностроения и повышением производительности их изготовления. Одним из путей снижения материалоемкости служит использование в конструкциях нежестких деталей. В тезисах доклада рассматриваются вопросы, связанные с особенностями обработки корпусных деталей пониженной жесткости на станках.

Обработка резанием нежестких деталей характеризуется трудностями обеспечения заданных размеров и формы детали. Основной причиной технологических трудностей является высокая податливость заготовки, которая вызывает упругие деформации. Отрицательное действие данного фактора приводит к ограничению режимов резания, снижению точностных показателей технологической системы, необходимости применения сложной технологической оснастки и др. Так же при растачивании, в следствии упругих деформаций детали, наблюдается некруглость получаемого отверстия.

В целях выявления некруглости отверстия при обработке нежестких деталей в среде Microsoft Office Excel 2007, была разработана программа позволяющая установить зависимость между углом поворота оправки и радиусом получаемого отверстия.

Рабочая область программы представлена на рисунке 1. В левом верхнем углу размещена таблица ввода исходных данных.

Исходными данными для реализации программы являются: подача, скорость резания, радиус консольной части оправки, размер стат. настройки оправки, длина консольной части оправки от резца до торца шпинделя, модуль упругости для материала оправки, модуль упругости для материала заготовки, минимальный радиус заготовки, толщина стенки заготовки, ширина стенки заготовки, расстояние от базы до оси отверстия в заготовке, допуски на размеры, координирующие ось отверстия в заготовке, погрешность позиционирования рабочего органа станка, погрешность установки заготовки, погрешность установки инструмента.

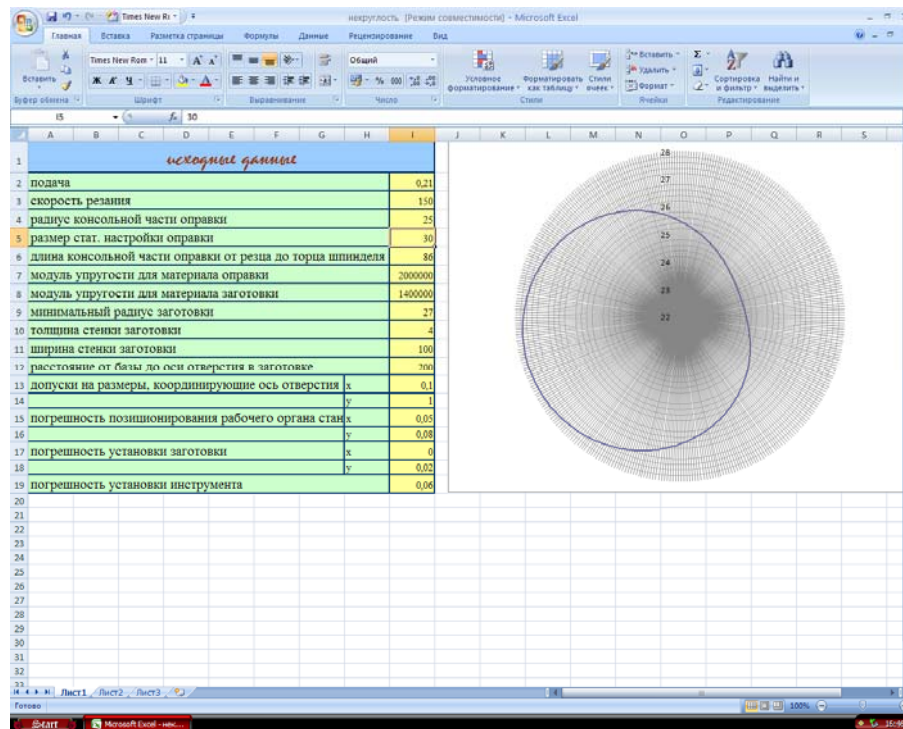


Рисунок 1-Общий вид программы

После ввода исходных данных на листе 2 производится расчет формул и формирование массива радиуса-вектора в зависимости от угла поворота расточной борштанги.

Радиус-вектор описывающий отверстие:

$$r(\varphi) = r_{cm} - \omega(\varphi), \text{ где}$$

$r_{cm}$  - радиус статической настройки расточной борштанги,  $\omega(\varphi)$  - упругие отжатия расточной борштанги,  $\varphi$  - угол поворота радиус-вектора.

Зависимость упругих отжатий расточной борштанги от угла поворота радиус-вектора:

$$\omega(\varphi) = \frac{P_y(t_\varphi(\varphi))L_0^2}{3EI} + \frac{P_x(t_\varphi(\varphi))(r_{cm} + r_p)L_0^3}{2EI} + \frac{P_z(t_\varphi(\varphi))L_0^2}{3EI}, \text{ где}$$

$P_x(t_\varphi(\varphi))$ ,  $P_y(t_\varphi(\varphi))$ ,  $P_z(t_\varphi(\varphi))$ , -зависимость осевой, радиальной и тангенциальной

сил резания от угла поворота радиуса-вектора, соответственно;  $r_p$  - вылет резца;  $L_0$  – длина консольной части оправки от вершины резца до торца шпинделя;  $E$  – модуль упругости материала расточной борштанги;  $I$  – момент инерции расточной борштанги.

Фактическая глубина резания:

$$t_\varphi(\varphi) = \sqrt{(x(\varphi) - x_1(\varphi))^2 + (y(\varphi) - y_1(\varphi))^2}, \text{ где}$$

$$x(\varphi) = r_{cm} \cdot \cos(\varphi) \quad x_1(\varphi) = r_3 \cdot \cos(\varphi) - \Delta x$$

$$y(\varphi) = r_{cm} \cdot \sin(\varphi) \quad y_1(\varphi) = r_3 \cdot \sin(\varphi) \cdot \cos(\alpha(\varphi)) - \Delta y, \quad \text{где}$$

$\alpha$  – угол наклона нежесткой поверхности заготовки с отверстием;

$\Delta x, \Delta y$  – величина несовпадения положений оси отверстия в заготовке и оси вращения расточной борштанги по осям X и Y, соответственно.

Величина угла наклона:

$$\alpha(\varphi) = \frac{P_x(t_\phi(\varphi))(L + y_1(\varphi))^2}{2EI} \text{ рад}$$

L – расстояние от базы до оси отверстия в заготовке; E – модуль упругости материала заготовки.

$$\Delta x = \omega_{noz_x} + \omega_{уст.ПИ} + \omega_{\delta} + \omega_{уст.заг.x}$$

$$\Delta y = \omega_{noz_y} + \omega_{уст.ПИ} + \omega_{\delta} + \omega_{уст.заг.y}, \text{ где}$$

$\omega_{noz_x}, \omega_{noz_y}$  – погрешность позиционирования рабочего органа станка по осям X и Y, соответственно;  $\omega_{уст.ПИ}$  – погрешность шпинделя станка установки расточной борштанги в шпиндель станка;  $\omega_{\delta}$  – биение оси посадочного отверстия под расточную борштангу относительно оси вращения;  $\omega_{уст.заг.x}, \omega_{уст.заг.y}$  – погрешность установки заготовки по осям X и Y, соответственно.

Результаты расчета представлены на листе 1 приложения Excel 2007, в виде графика зависимости радиуса обрабатываемого отверстия от угла поворота расточной борштанги.

Данная программа позволяет успешно назначать режимы резания на операцию, основываясь на данных о геометрических характеристиках профиля отверстия. Позволяет прогнозировать результаты обработки отверстия.

## ОПРЕДЕЛЕНИЕ РЕЖУЩИХ СВОЙСТВ РЕЗЦОВ, ПРИ СУХОМ ТОЧЕНИИ ИЗГОТОВЛЕННЫХ МЕТОДОМ СВ-СИНТЕЗА

Пчелинцев П.А. – студент, Ломакин А.В. – студент, Гончаров В.Д. – к.т.н., проф.,  
Евтушенко А.Т. – к.т.н., проф

Алтайский государственный технический университет. (г. Барнаул)

В период интенсивного развития научно-технического прогресса, совершенствуется не только техника, но и технологии производства деталей и машин. Согласно волновой теории Кондратьева, о технологических укладах развития человеческой цивилизации наиболее развитые промышленные страны мира, в том числе и Россия, находятся в настоящее время во второй половине и начале шестого технологического уклада.

Научно-технические революции и прогрессы в машиностроении всегда зависимы от источников энергии приводящие в движение орудия труда и от качества металлорежущего инструмента.

Если рассматривать совершенствование лезвийного инструмента в ретроспективе. Начнем с 1800 года, когда после изобретения и широкого внедрения в производство улеродистой инструментальной стали, которая позволила изготовить режущий инструмент, способный повысить скорость резания металлов до 1,6 м/с, т.е до скорости движения пешехода. Спустя двести лет, уже к 2000 году материалы металлорежущих инструментов прошли путь совершенствования, а именно таких свойств, как увеличение твердости и красностойкости. Путь развития-углеродистые инструментальные, легированные и

быстрорежущие стали, твердые сплавы и режущая керамика, твердые сплавы с нанесенными износостойкими покрытиями и наконец синтетические сверхтвердые материалы: синтетические алмазы, сапфиры, кубический нитрид бора. Качество режущей части материалобрабатывающего инструмента к настоящему времени позволили повысить производительность и при обработке цветного металла, скорость резания достигла 340 м/с, что соответствует скорости звука. Не смотря на такие достижения в области резания металлов и производства материалов для режущего лезвийного инструмента стоит вопрос о снижении себестоимости инструментальных сталей, которые целесообразно применять в технологических процессах обработки с небольшими скоростями резания, где не эффективно применять дорогостоящий твердый сплав.

Создание более дешевых, чем быстрорежущие стали марки P18, P6M5 и т. п., но не уступающие им по режущим свойствам является актуальной задачей.

Под руководством профессора АлтГТУ Евтушенко Алексея Трофимовича были созданы новые инструментальные стали относящиеся к классу карбидосталей. Эти стали получены очень прогрессивным, без энергозатратным и не трудоемким методом и главное из отходов машиностроительной промышленности, из окалина кузнечно-штамповочного производства.

Нами были проведены экспериментальные исследования режущих свойств этих сталей, полученных методом самораспорстраняющегося высокотемпературного синтеза (СВС). В лабораторных условиях были получены слитки сталей, изготовленные из разных составов шихты.

Из этих слитков нарежались заготовки для резцов размером 6×6×50 мм. Затем затачивались резцы с заданной геометрией задний угол  $\alpha=8^\circ$ , передний угол  $\beta=3^\circ$ , главный угол в плане  $\gamma=90^\circ$ , вспомогательный угол в плане  $\gamma'=10^\circ$ . Этот резец вставляется в державку 16×25×140 мм. И закрепляется в резцедержателе токарного станка.

Резец. №1 Твердость HRC=60. Химический состав: шихта (80% Fe<sub>2</sub>+20%Al+20% сормайтa).

После процесса СВС: 0,9% - С (углерод) основа; 1,3% - Cr (хром); 1,6% - Si (кремний); 0,4% - Ti (титан); остальное Fe.

Резец. №2 Твердость HRC=62. Химический состав: шихта (80% Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>+20% Al+10% TiC+5% Mo+5% CrB<sub>2</sub>).

После процесса СВС: 1,5 – С (углерода); 1,5 – Мо (молибдена); 0,4 – Ti (титан); 0,1 – CrB<sub>2</sub> (борит хрома); 86,5% - Fe (железо).

Резец. №3 Твердость HRC=58. Химический состав: шихта (80% Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>+20% Al+15% TiC).

После процесса СВС: 0,6 – С (углерода); 0,4% - Ti (титана); 99% - Fe (железо).

Резец. №4 P6M5 (эталон). Твердость HRC=63. Химический состав: 0,85% - С (углерод); 4% - Cr (хром); 6% - W (вольфрам); 2% - V (ванадий); 0,5% - Co (кобальт); 5% - Mo (молибден); остальное Fe.

Опыт. №1 Обрабатываемый материал Сталь 40X – вал твердостью HRC=32. D<sub>в</sub>= 45мм – диаметр обработки вала; l<sub>в</sub>= 120 мм – длина обработки общая; t= 0,10 мм – глубина резания; S= 0,08 мм/об – подача; n<sub>д</sub>= 140 об/мин – число оборотов детали.

$$\text{Скорость резания } V = \frac{\pi \cdot D \cdot n}{1000} \text{ м/мин} = \frac{3,14 \cdot 45 \cdot 140}{1000} = 19,6 \frac{\text{м}}{\text{мин}}$$

Износ резца Δмм измеряется по расстоянию вершины резца от базовой метки на передней поверхности. Измерения проводились после каждых 65 метров пути пройденных резцом l<sub>0</sub>=65 м. С целью ускорения определения экспериментальных исследований точение образцов проводилось в сухую, без применения СОЖ.

Результаты исследований приведены в таблице 1 и на графике Рис 1.

Таблица 1.

Длина обрабатываемой поверхности, L м.	65	130	195	260
--	----	-----	-----	-----

Износ резца №1, Δмм.	0,025	0,05	0,08	0,12
Износ резца №2, Δмм.	0,01	0,02	0,03	0,05
Износ резца №3, Δмм.	0,13	0,15	0,18	0,21
Износ резца №4, Δмм.(эталон)	0	0,005	0,007	0,01

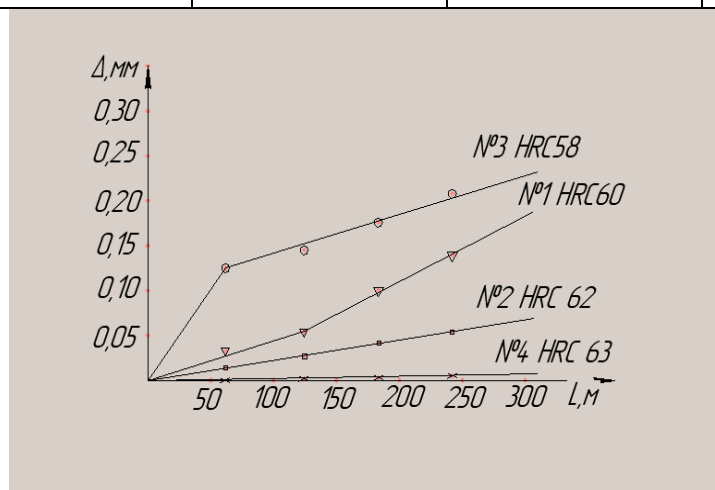


Рисунок 1. Зависимость величины износа резца то пути резания, пройденного резцом при скорости резания  $V=19$  м/мин, обрабатываемый образец сталь 40X, твердостью HRC=32.

Опыт. №2 Следующая серия экспериментов проводилась при сухом точении образца из стали 3, твердостью HRC=20, при скорости  $V=55$  м/мин.

Результаты исследований приведены в таблице 2 и на графике Рис 2.

Таблица 2.

Длина обрабатываемой поверхности, L м	65	130	195	260
Износ резца №1, Δмм.	0,035	0,055	0,075	0,09
Износ резца №2, Δмм.	0,025	0,05	0,070	0,085
Износ резца №3, Δмм.	0,05	0,09	0,15	0,2
Износ резца №4, Δмм.(эталон)	0,002	0,025	0,05	0,07



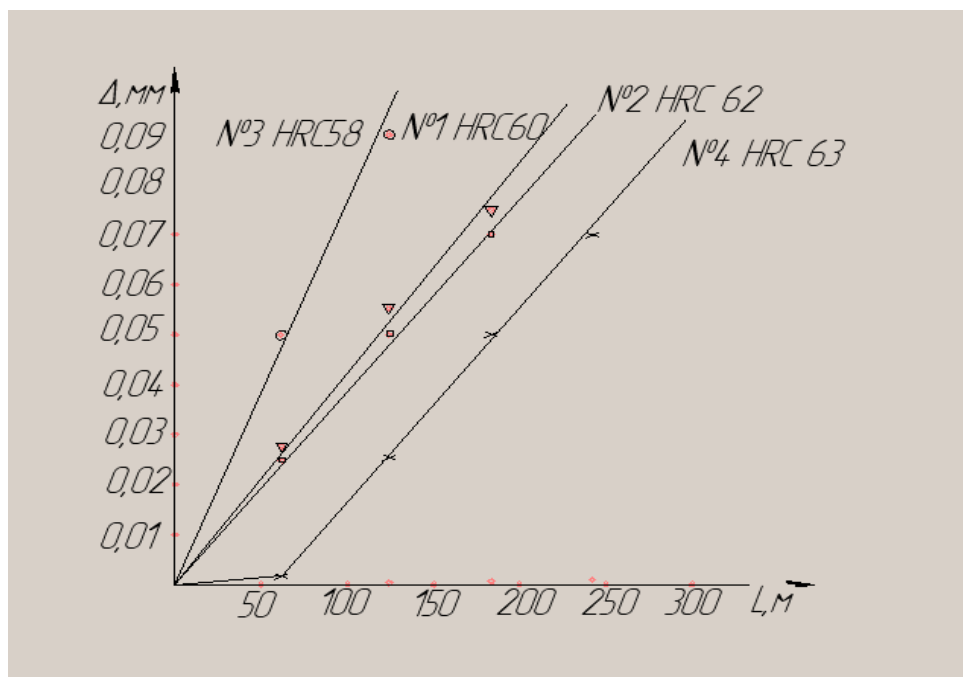


Рисунок 2. Зависимость износа от пути реза при скорости резания  $V = 55$  м/мин, обрабатываемый образец сталь 3.

При обработке материала сталь 3 со скоростью резания  $V = 37$  м/мин износ всех испытуемых резцов до 200 метров не наблюдался. Начало износа резцов фиксировалось после 300 метров пути пробег.

Выводы:

1. В результате экспериментальных исследований установлено, что интенсивность износа резцов из сталей, получаемых СВ-синтезом несколько выше, чем стали Р6М5, особенно при точении стали твердостью HRC32 и при скорости резания более 55 м/мин.

2. При скоростях резания 35 м/мин и менее при обработке серых нелегированных сталей износ экспериментальных резцов сопоставим с износом резцов из быстрорежущей стали Р6М5.

3. Лезвийный режущий инструмент из сталей, получаемых процессом СВС можно рекомендовать в замен более дорогостоящих быстрорежущих сталей Р18, Р6М5, на технологических операциях обработки сырых сталей, где скорость резания рекомендуется менее 35 м/мин.

Литература:

Евтушенко А. Т., Торбунов С. С., Пазарэ С. Способ получения легированной карбидостали. – Патент 2301721 опубл. 27.06.2007 Бюл. №18.

## АНАЛИЗ ТЕХНИЧЕСКИХ И ФИЗИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ТВЕРДОГО ТОЧЕНИЯ

Ламов П.В. – ассистент, Гончаров В.Д. - к.т.н. профессор  
Алтайский государственный технический университет (г. Барнаул)

Среди новых технологий обработки материалов следует, несомненно, отметить твердое точение. Область применения этого технологического процесса — замена точением операций шлифования закаленных деталей с твердостью от HRC > 47..65.

Физика процесса твердого точения заключается в том, что благодаря специально подобранной геометрии инструмента и режиму обработки в зоне контакта с режущей кромкой материал нагревается практически до состояния расплава (температура в точке контакта до 1500 градусов), что приводит к отпуску материала до твердости около 25 HRC. После отделения стружки происходит быстрое охлаждение материала. В результате

твердость детали уменьшается не более чем на 2 единицы, а полученная стружка имеет твердость около 45 единиц. Деталь же в своей массе практически не нагревается.

Целью замены шлифования твердым точением является уменьшение трудоемкости изготовления деталей и, как следствие, увеличение экономичности процесса обработки.

Увеличение экономичности определяется следующими факторами:

- Съем материала при твердом точении в три раза меньше чем при шлифовании.
- Точность обработки идентична как при твердом точении, так и при шлифовании.
- Время обработки при твердом точении в несколько раз меньше чем при шлифовании.
- СОЖ не применяется.

Твердое точение имеет намного более высокую гибкость - возможна обработка сложнопрофильных деталей, в то время как на шлифовальном станке такая обработка требует замены кругов и подналадки станка.

Процесс твердого точения происходит на том же станке, на котором осуществляется и обычная токарная обработка незакаленных деталей, что тоже повышает гибкость и универсальность процесса.

Более дешевый процесс утилизации стружки по сравнению с отходами после шлифования.

Все вышеперечисленное позволяет говорить о том, что твердое точение практически всегда на 30-50% экономичнее шлифования.

Твердое точение позволяет в несколько раз снизить время обработки за счет снижения основного и вспомогательного времени.

Из всего многообразия современных инструментальных материалов данным требованиям удовлетворяют только материалы на основе кубического нитрида бора (КНБ) и режущая керамика. Каждый из них имеет свои преимущества и недостатки. Керамика существенно дешевле, но плохо воспринимает ударные нагрузки. Кубический нитрид бора менее восприимчив к ударным нагрузкам, но обладает более высокой стоимостью. Использование пластин на основе КНБ при точении заготовки с твердостью меньше 40-42 HRC приведет к разрушению пластины, поэтому использование КНБ ограничено на заготовках с переменной твердостью.

В отличие от токарных сменных неперетачиваемых пластин (СНП) из твердого сплава для общего применения варианты исполнения (геометрия передней поверхности, покрытия и пр.) пластин из КНБ гораздо более ограничены. Типовые виды пластин для СТ и ТТ приведены на рисунке 1.

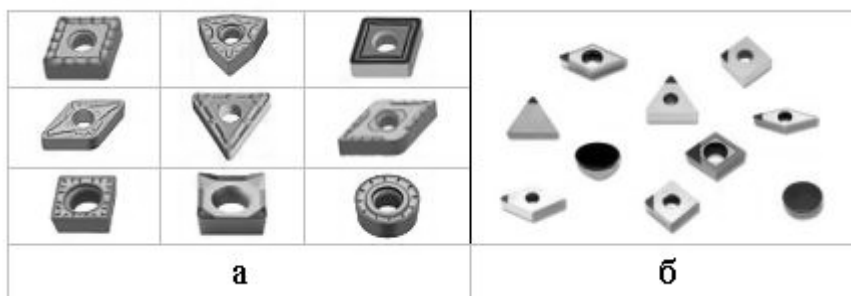


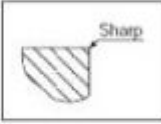
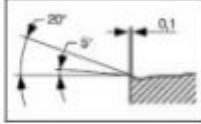
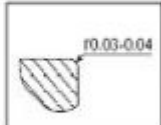
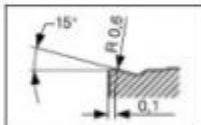
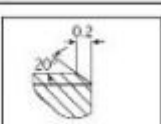
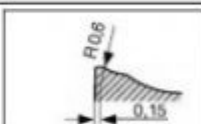
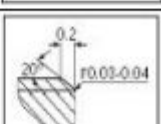
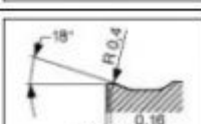
Рисунок 1- Виды пластин:

а - пластины общего применения; б –пластины для твердого точения

Как видно из рисунка, геометрия передней поверхности пластин, влияющая на процесс стружкодробления, для сырой и твердой обработки различна. Это обусловлено тем, что, во-первых, прочность вершин инструмента для ТТ должна быть выше, чем для СТ. Это достигается при значениях заднего и переднего углов равных нулю ( $\alpha=0^\circ$ ,  $\gamma=0^\circ$ ). Во-вторых, в процессе точения закаленных материалов, как правило, образуется стружка скалывания (конструкционный материал не обладает достаточной пластичностью), которая свободно транспортируется и не оказывает влияние на заготовку и инструмент. При работе с небольшой глубиной резания  $t_p$  стружка внешне похожа на сливную, однако при ближайшем

рассмотрении оказывается, что она также не имеет «однородной» структуры. Конструктивные различия пластин для СТ и ТТ приведены в таблице 1. Сравнение процесса шлифования с твердым точением приведено в таблице 2, а режимы твердого точения в - таблице 3.

Таблица 1 - Различия в стружколомающей геометрии пластин из КНБ и ТС для стали.

ТТ		СТ		Вид обработки
Обозначение	Эскиз передней поверхности	Обозначение	Эскиз передней поверхности	
F		F		Суперфиниш, чистовая
E		M		Получистовая, чистовая
T		R		Получерновая, черновая
S		HR		Черновая прерывистая

В связи с очевидным преимуществом метода твердого точения перед обычным шлифованием, в скором времени потребуются более глубокие научные сведения о данном процессе, поэтому необходим дополнительный анализ этого вида механической обработки.

Таблица 2 - Схема ТП при шлифовании и твердом точении

№ пп	Твердое точение	Классическая схема обработки
1	Предварительное точение	Предварительное точение
2	Закаливание	Термообработка
3	Твердое точение	Окончательное точение
4	<i>Возможно шлифование</i>	Закаливание
5		Предварительное шлифование
6		Окончательное шлифование
Итого		
3(4) операции		6 операций

Таблица 3 - Технические данные по режимам твердого точения

Твёрдость обрабатыв. материала (HRC)	Условия резания	Подача $f$ (мм/об)	Глубина резания $a_p$ (мм)	Скорость резания $V_c$ (м/мин)					
				VX310	VX330	VX360	VXC50	VX380	LX11
55-60	Без удара	0,03-0,25	0,05-0,15-0,30 (макс = 0,5 мм)	180-250-300	180-200-220	–	150-180-200	–	100-140-180
	Легкий удар			–	–	–	150-180-200	–	100-140-180
	Тяжёлый удар			–	150-180-220	120-160-200	120-160-200	120-140-160	–
	Очень тяж. удар			–	–	120-160-200	120-160-200	120-140-160	–
60-65	Без удара	0,03-0,25		160-220-250	150-180-220	–	140-160-180	–	100-120-150
	Легкий удар			–	130-160-180	–	140-160-180	–	100-120-150
	Тяжёлый удар			–	130-160-180	120-140-160	120-140-160	120-140-160	–
	Очень тяж. удар			–	–	120-140-160	120-140-160	120-140-160	–

#### Литература

1. Залого В.А. Материалы для металлорежущих лезвийных инструментов: учебное пособие/ В.А. Залого, В.Д. Гончаров. – Барнаул: Изд-во АлтГТУ им. И.И. Ползунова, 2009. – 299 с. Ил.
2. Материалы сайта <http://www.mmsv.ru>. Автор статьи: А.Ю. Жилин
3. Материалы сайта <http://www.aokp.ru/tt.html>
4. Материалы сайта <http://www.abrasiv-promin.r52.ru>

#### ИЗГОТОВЛЕНИЕ ИНСТРУМЕНТОВ ДЛЯ ДОРНОВАНИЯ ОТВЕРСТИЙ ИЗ НОВЫХ КАРБИДОСТАЛЕЙ, ПОЛУЧЕННЫХ СВ-СИНТЕЗОМ.

Ковылин Р.Д. – магистрант, Гончаров В.Д. – к.т.н., проф.  
Алтайский государственный технический университет (г. Барнаул)

Известно, что с целью повышения качества прессовых соединений в технологических процессах обработки отверстий используется метод дорнования. Для этого в отверстие проталкивается стальной закаленный шарик или используется специальный инструмент – дорн и процесс калибрования отверстия называется дорнованием. В качестве материала для дорнов применяют высоколегированные и быстрорежущие стали марок P18, P6M5 и других.

Исходя из экспериментальных исследований, проведенных профессором АлтГТУ Евтушенко А.Т. и его коллегами, мы исследовали возможность путем СВС процесса получить в литом виде инструментальную сталь для изготовления дорнов. Для проведения СВ-синтеза приготавливалась шихта, в состав которой входили порошки алюминия, карбида, титана, а также порошки легирующих элементов Cr, Mo, CrB<sub>2</sub>, TiB<sub>2</sub>. Чтобы получить стержень как заготовку для дорна, мы использовали кварцевую трубку диаметром 10 мм. и высотой 100 мм. Эта трубка являлась одновременно и оснасткой и реактором, в которую засыпалась шихта. Последовательность проведения эксперимента была следующая: все порошки компонентов шихты просушивались, дозировались, тщательно перемешивались, засыпались в реактор и уплотнялись. Затем реакционная смесь поджигалась раскаленной

вольфрамовой спиралью и шла реакция СВ-синтеза в течении 5-8 секунд. После окончательного остывания стальной столбик (стержень) извлекался из трубки.

В качестве окисла металла применялась окалина из высоколегированных сталей – отходов при кузнечно-штамповочного производства. В результате экспериментальных опытов было установлено, что оптимальным составом шихты для осуществления реакции СВ-синтеза является соотношение 80% Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>+20%Al.

Введение в состав этой шихты карбида титана (TiC) позволило обнаружить в составе наличие углерода. Это объясняется тем, что при СВС-процессе карбид титана распадается на Ti и углерод. Процентное соотношение углерода в такой стали зависит от процентного содержания карбида титана по массе в шихте.

Добавление в шихту от 5 до 20% массы TiC показывает, что содержание углерода в сплаве стальных образцов увеличивается от 0,4 до 0,7%. Такая закономерность увеличения углерода в сплаве, объясняется тем, что при плавке происходит частичное растворение карбида титана в металлической связке, а частично TiC распадается и появляется свободный углерод. Но как установлено экспериментально, введение TiC более 20% по массе увеличение углерода при синтезе не происходит.

Рост количества углерода в указанных выше процентах положительно влияет на прочностные свойства и твердость стали получаемой по технологии СВ-синтеза. Так, например, при введении в шихту 5% TiC по массе углерода(C) будет 0,2%, а твердость сплава 12HRC, если добавить 10% TiC, то углерода будет 0,4%, а твердость будет 48HRC, при 15% TiC углерода будет 0,6%, а твердость 56HRC и, наконец, при 20% TiC – углерод увеличится до 0,7%, а твердость возрастет до 60HRC. Учитывая, что формирование структуры стали этим методом происходит при высоких скоростях охлаждения, то происходит самозакалка сплава.

Добавление в состав указанной шихты кроме карбида титана еще и деборида титана (TiB<sub>2</sub>) повышает твердость сплава после СВ-синтеза.

Это наглядно показано в таблице 1.

№	Состав шихты сплавов (80%Fe+20%Al)	Твердость сплава после СВС, HRC	Твердость сплавов HRC после отпуска температуры °С			
			200	400	600	700
1	15%TiC	58	52	44	43	28
2	10%TiC+10%MoB <sub>2</sub>	65	64	62	56	46
3	10%TiC+10%CrB <sub>2</sub>	68	66	64	56	45
4	10%TiC+10%TiB <sub>2</sub>	64	61	62	57	45

Инструментальные стали содержащие карбиды и дебориды металлов получили название карбидостали. Эти стали по своим механическим свойствам и качествам, в частности по твердости сопоставимы и даже превосходят быстрорежущие инструментальные стали P18 и P6M5. Но получение их методом СВС особенно если окислы железа брать из окалины обходится значительно дешевле из-за отсутствия в них дорогостоящего и дефицитного вольфрама.

Поэтому изготовление таких инструментов как дорн, сверла, развертки, которые при обработке работают на низших скоростях весьма перспективно.

Выводы:

1. В результате исследований был составлен состав шихты для получения методом СВС литых сталей.
2. Добавление карбидов титана, деборидов титана и хрома в шихту, позволило получить карбидостали для изготовления дорнов.

Литература.

Евтушенко А.Т., Горбунов С.С., Пазар Э.С. Способ получения легированной карбидостали. – патент 2301721опубл.27.06.2007. бюл.№18

ВЛИЯНИЕ МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ МАТЕРИАЛОВ ДЕТАЛЕЙ НА  
НАГРУЗОЧНУЮ СПОСОБНОСТЬ НЕПОДВИЖНЫХ СОЕДИНЕНИЙ ТИПА  
«КОРПУС - ВТУЛКА», ПОЛУЧЕННЫХ ДОРНОВАНИЕМ

Тузовский М.А. – магистрант, Гавриленко Д.С. – аспирант, Ятло И.И. – к.т.н., доцент  
Алтайский государственный технический университет (г. Барнаул)

Механические свойства материалов влияют на качество неподвижных соединений. Основной характеристикой материала при дорновании является его сопротивление деформированию. С увеличением сопротивления металла деформированию, которое в некоторой степени связано с твердостью, прочность неподвижного соединения увеличивается во всем диапазоне принятых натягов дорнования.

Из графика, приведенного на рисунке 1, видно, что усилие распрессовки  $P_p$  больше у соединений сталь – сталь (кривая 3), чем у соединений латунь – сталь (кривая 2), так как сопротивление деформированию у стали больше, чем у латуни.

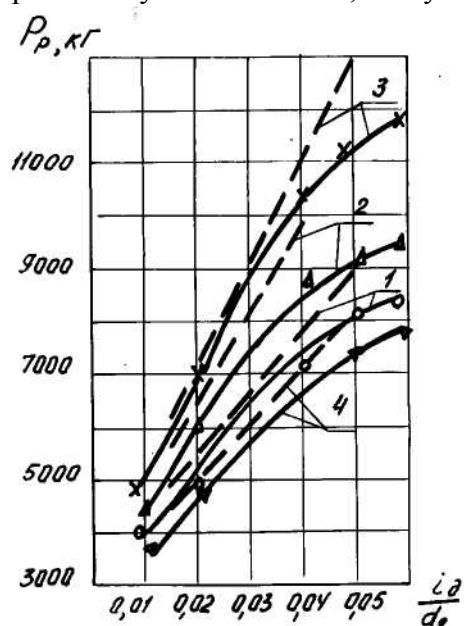


Рисунок 1 – Зависимость усилий распрессовки  $P_p$   
от относительного натяга дорнования

Сплошные линии – экспериментальные данные, пунктирные – расчетные данные

Материалы: 1 – втулка – латунь ЛС59-1, корпус – сталь 45;

2 – втулка – сталь 40Х, корпус – серый чугун СЧ21-4С;

3 – втулка и корпус – сталь 40Х;

4 – втулка – латунь ЛС59-1, корпус – серый чугун СЧ21-4С.

( $d_0=20$  мм;  $d_1/d_2=1,6$ ;  $D_1/D_2=2,0$ )

Для соединений, состоящих из латунной втулки и чугунного корпуса и обработанных с теми же натягами дорнования, кривая зависимости  $P_p$  от натяга (кривая 4) имеет меньший угол наклона к оси абсцисс, что можно объяснить меньшим значением коэффициента трения чугуна при распрессовке соединений и слабыми упругими свойствами этого материала. Отмечено, что рост прочности неподвижного соединения в разных диапазонах относительных натягов не одинаков. Интенсивный рост величины  $P_p$ , как показывает график на рисунке 1, происходит до величины относительного натяга  $i_d/d_0=0,035$ , а затем заметно снижается. Очевидно, эта величина относительного натяга дорнования соответствует состоянию конца полупругого периода материала втулки. С дальнейшим повышением

натяга дорнования наступает период полной перегрузки материала втулки. Однако рост величины  $P_p$  продолжается в связи с тем, что пластичный материал втулки заполняет микровпадины корпуса.

Нижнюю границу применяемых величин натяга дорнования можно считать независимой от истинного сопротивления металла пластическому деформированию и принимать её равной  $i_\delta/d_0=0,015$ . Исходя из практической целесообразности, верхней границей диапазона применения относительных натягов для материалов с большим сопротивлением деформированию можно рекомендовать величину  $i_\delta/d_0=0,035$ , а для материалов с меньшим сопротивлением -  $i_\delta/d_0=0,03$ .

При дорновании неподвижных соединений, состоящих из одинаковых материалов, но в разных термических состояниях (закаленных, нормализованных и т.д.) можно получить различные результаты прочности соединений. Для подтверждения этого были изготовлены втулки и корпуса из стали 40Х. Исследованиям были подвергнуты 4 варианта термического состояния корпусов: 1 - материал в состоянии поставки (НВ 165);

2- нормализованные ( $t_{зак}=860^0C$ , выдержка 5мин., НВ 170); 3 – закаленные с отпуском ( $t_{зак}=860^0C$ , выдержка 5мин., охлаждение в масле, отпуск в течение 1 часа, НВ 400);

4 – закаленные ( $t_{зак}=860^0C$ , выдержка 5мин., охлаждение в масле, НВ 475). Материал втулок во всех случаях принимался в состоянии поставки (НВ 165). Шероховатость сопрягаемых поверхностей соответствовала  $R_a=2,0$  мкм для внутренней поверхности обоймы и  $R_a=1,25$  мкм – для наружной поверхности втулки. Натяг дорнования  $i_\delta=0,5$  мм, натяг или зазор между сопрягаемыми поверхностями составлял 0,02-0,04 мм.

Величина распрессовочных усилий  $P_p$  в зависимости от характера термообработки сопрягаемых деталей приведена в таблице 1, из которой видно, что наибольшее  $P_p$  имеют неподвижные соединения с закаленными (НВ 475) корпусами, несколько меньшее усилие распрессовки  $P_p$  имеют соединения, состоящие из закаленных и подвергнутых отпуску (НВ 400) корпусов и втулок в состоянии поставки. Наименьшее усилие  $P_p$  - у соединений, состоящих из деталей, изготовленных из материала в состоянии поставки (НВ 165). Это объясняется тем, что с повышением твердости корпуса увеличивается сопротивление деформированию, которое оказывает непосредственное влияние на прочность неподвижных соединений, обработанных дорнованием.

Таким образом, с целью повышения показателей прочности неподвижных соединений, охватывающую деталь, по возможности, следует брать с повышенной твердостью.

Таблица 1 - Усилия распрессовки в зависимости от режима и метода термообработки образцов из стали 45

Вид термообработки	Твердость (НВ)	Способ получения соединения	Усилие распрессовки, $P_p$ , кН
Состояние поставки	165	с натягом	80,0
		с зазором	34,0
Нормализация	170	с натягом	127,0
		с зазором	120,0
Закалка с отпуском	400	с натягом	129,0
		с зазором	122,0
Закалка	475	с натягом	134,0
		с зазором	126,0

#### ФИЗИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА ПЛАСТИЧЕСКОГО СВЕРЛЕНИЯ

Хоменко В.В. – к.т.н., ст. преподаватель, Тузовский М.А. – магистрант гр.МТАП-42  
Алтайский государственный технический университет (г. Барнаул)

Процесс пластического сверления базируется на способности металла, детали пластически деформироваться под воздействием осевой нагрузки и температуры. Осевую нагрузку обеспечивают механизмы станка, источником возникновения температуры является контактное трение между пуансоном и материалом детали.

Вопросами контактного трения при пластическом деформировании металлов посвящены работы исследователей М.В. Сторожева, Е.А. Попова, И.М. Павлова, В.П. Сверденко, С.И. Губкина, М.В. Врацкого, А.П. Семенова и др. [1, 2, 3, 4] В этих работах сформулированы особенности пластического трения и определены факторы, влияющие на величину сил контактного трения. В частности, И.М. Павлов указывает, что при пластическом деформировании поверхность инструмента деформирована упруго, а обрабатываемое тело деформируется пластически, его поверхность подвергается смятию и стремится принять форму поверхности инструмента. В результате действительная, (фактическая) площадь контакта пластически деформируемой заготовки с инструментом увеличивается с повышением степени деформации, при этом действительная площадь контакта необратимо приближается к номинальной, т.е. к геометрической площади трущихся поверхностей.

В качестве факторов влияющих на величину сил контактного трения, исследователи отмечают: состояние поверхности рабочего инструмента, вид обработки контактной поверхности деформируемого тела, физико-химическое состояние поверхности, химический состав деформируемого сплава, характер нагрузки и температура деформации.

В процессе пластического сверления тонкостенной заготовки толщина стенки  $H$  гораздо меньше любого габаритного размера заготовки. Кроме того, считаем, что жесткость заготовки исключает пластический изгиб ее стенки.

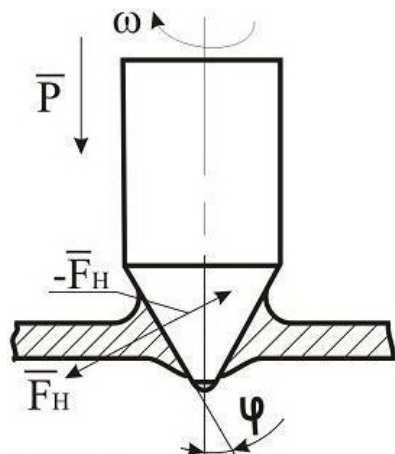


Рис.1. Схема взаимодействия инструмента с заготовкой при пластическом сверлении

При взаимодействии пуансон-сверла с заготовкой (Рис.1.), работу, затрачиваемую на вращение инструмента, прижимаемого осевой силой  $P$  и вращающегося с частотой вращения  $\omega$ , представим, как:  $A = M \cdot \omega t$  (1), где  $M$  – момент сил трения,  $H/M$ ,  $\omega$  – угловая скорость вращения,  $c^{-1}$ ,  $t$  – время, сек.

Силу трения, возникающую при вращении пуансон-сверла, выразим, как:  $F_{mp} = \mu_{mp} P_n$  (2), где  $\mu_{mp}$  – коэффициент трения,  $P_n$  – нормальная сила, действующая на боковую поверхность конуса пуансон-сверла,  $H$ ;  $P_n = P/\sin \varphi$  (3), где:

$P$  – осевая сила, действующая на пуансон-

сверло (Рис. 1),  $H$ ,  $\varphi$  – половина угла конусной части пуансон-сверла, град;

Подставив (3) в (2), получим:  $F_{mp} = \mu_{mp} \cdot P/\sin \varphi$  (4)

Момент сил трения можно выразить, как:  $M = F_{mp} r_{cp}$  (5), где:  $r_{cp}$  – радиус сечения средней части конуса пуансон-сверла, взаимодействующего с металлом заготовки, м.

Подставив значение  $F_{mp}$  (4) в (5), получим:  $M = \mu_{mp} \frac{P}{\sin \varphi} r_{cp}$  (6).

Решая совместно (1) в (6), имеем:  $A = \mu_{mp} \frac{P \cdot r_{cp}}{\sin \varphi} \omega t$  (7)

Уравнение (7) дает возможность определить работу, затрачиваемую на преодоление сил трения, при взаимодействии пуансон-сверла с заготовкой.



Значительная часть работы сил трения переходит в тепловую энергию, идущую на нагрев заготовки, инструмента и в окружающую среду. Исследования показывают [5, 6], что основная часть энергии затрачивается на нагрев заготовки и инструмента, причем на нагрев заготовки 20 – 40 % в зависимости от условий работы.

Представим, тепловую энергию, затрачиваемую на нагрев заготовки, как:  $Q = k A$  (8),

где:  $Q$  – количество тепла, идущего на нагрев заготовки,  $\frac{\text{Дж}}{\text{кг} \cdot \text{град}}$ ,  $k$  – коэффициент  $k < 1$ ,

$A$  – работа, затрачиваемая на преодоление сил трения, при взаимодействии пуансон–сверла с заготовкой,  $\frac{\text{Н}}{\text{м}}$ .

С другой стороны, количество тепла, идущего на нагрев заготовки, можно представить, как:  $Q = c m (T_2 - T_1)$  (9), где:  $c$  – удельная теплоемкость материала заготовки,  $\frac{\text{Дж}}{\text{кг} \cdot \text{град}}$ ,

$m$  – масса узла крепления, формообразуемого в заготовке, с помощью пластического сверления,  $\text{кг}$ ,  $T_1$  – начальная температура заготовки,  $\text{град}$ ,  $T_2$  – максимальная температура заготовки в процессе сверления,  $\text{град}$ . Представим массу узла крепления, как:  $m = V \rho$  (10),

где:  $V$  – объем узла крепления,  $\text{м}^3$ ,  $\rho$  – плотность металла,  $\text{кг}/\text{м}^3$ , получим:  $Q = V \rho c (T_2 - T_1)$  (11). Решая совместно уравнение (8) и (11) с учетом уравнения (7),

получим выражение:  $Q = k A = k \mu_{mp} \frac{P r_{cp}}{\sin \varphi} \omega t$  (12),  $V \rho c (T_2 - T_1) = k \mu_{mp} \frac{P r_{cp}}{\sin \varphi} \omega t$  (13).

Преобразуя уравнение (13), окончательно имеем:  $P = \frac{V \rho c (T_2 - T_1) \sin \varphi}{k \mu_{mp} r_{cp} \omega t}$  (14).

Таким образом, формула (14) позволяет определить осевое усилие, необходимое для осуществления процесса пластического сверления с учетом геометрических параметров инструмента, условий его работы, теплофизических свойств материала и размеров формообразуемого узла крепления в тонкостенной заготовке.

#### Литература

1. Губкин С.И. Пластическая деформация металлов. В 3-х т. М., Metallurgizdat, 1960, т.1. - 376 с., т.2. – 416 с., т.3. – 306 с.
2. Павлов И.М. Теория прокатки. М., Metallurgizdat, 1950. – 610 с.
3. Семенов А.П. Схватывание металлов. М., Машгиз, 1958.
4. Сторожев М.В., Попов Е.А. Теория обработки металлов давлением. М., Машиностроение, 1971. – 424 с.
5. Метод пластического соединения металлических деталей. Stevenson B. Securing together metal components. Англ. пат., кл В 3 R, (В 23 Р 11/00? В 23 К 19/02), № 1567135, заявл. 18.03.78, № 10823/78, опубл. 14.05.80.
6. Verbindungsbuchsen durch neuartige FlieBbohrtechnik/ "Metallhandwerk+Techn.", 1980, 82 № 3, (нем.).

#### ОСОБЕННОСТИ РАСЧЕТА ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ШЛИФОВАНИЯ ПРЕРЫВИСТЫМИ КРУГАМИ

Шишкин И.В. - магистрант, Татаркин Е.Ю. – д.т.н., профессор  
Алтайский государственный технический университет (г.Барнаул)

В настоящее время распространенной операцией окончательной обработки деталей с износостойкими покрытиями является шлифование. При шлифовании данных деталей возникают высокие температуры в зоне резания, происходит повышение химической активности обрабатываемого материала к кислороду, азоту и водороду. Это является причиной возникновения

прижогов и микротрещин на поверхности заготовки, что снижает эксплуатационные характеристики деталей: усталостную прочность, износостойкость.

Перспективным направлением в оптимизации процессов абразивной обработки деталей с износостойкими покрытиями целесообразно рассматривать прерывистое шлифование. Суть прерывистого шлифования заключается в периодическом прерывании контакта шлифовального круга с обрабатываемой деталью. Таким образом, по данным исследований [1], происходит снижение тепловой напряженности процесса шлифования, повышение качества обработки при одновременном повышении производительности шлифования. Причем эффект от прерывания контакта круга с заготовкой в ряде случаев выше, чем от оптимизации условий обычного шлифования.

Правильный выбор соотношения длин выступов и впадин шлифовального круга является залогом высокой производительности процесса шлифования без потери качества обработанных деталей.

Характерной особенностью прерывистого шлифования является то, что по мере износа круга происходит “самооформление” его профиля. На рабочих выступах круга образуются завалы. Завал представляет из себя фронтальную плоскость протяженностью  $a$ , расположенную под некоторым углом  $\beta$  к плоскости резания.

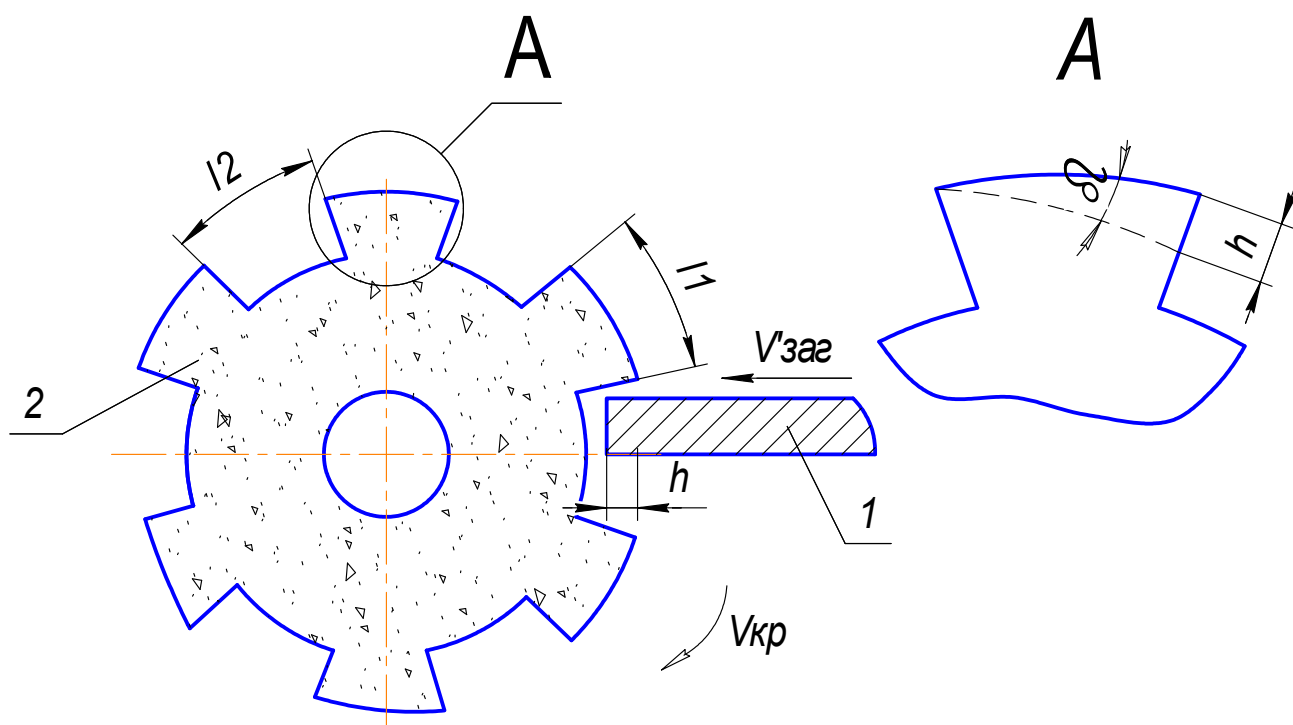


Рисунок 1 - Расчетная схема прерывистого шлифования

1 - Шлифовальный прерывистый круг

2 - Обрабатываемая заготовка

Из рисунка следует, что за период погружения впадины прерывистого круга, образец переместится в радиальном направлении на величину  $h$ . Съем набегающего припуска производят зерна, расположенные на передней кромке выступа. Т.к. данные зерна испытывают повышенную нагрузку, они будут выкрашиваться в первую очередь. Таким образом на рабочей поверхности круга образуются завалы. Они оказывают существенное влияние на процесс прерывистого шлифования.

Рассмотрим влияние завалов на производительность процесса шлифования. Исходя из [2], определим зависимость для расчета производительности  $Q$

$$Q = S \cdot V_{заг}, \quad (1)$$

где  $S$  – площадь поперечного сечения образца,  $m^2$

$V_{заг}$  – радиальная скорость внедрения образца в рабочую поверхность круга,  $m/c$

Данная зависимость справедлива для шлифования сплошными кругами. В случае прерывистого шлифования за период прохождения участка  $a$  необходимо учитывать возрастание  $V_{заг}$  на величину  $V_{кр}tg\beta$ . Значение  $V_{заг}$  для прерывистого шлифования будет иметь следующий вид:

$$V_{заг1} = V_{заг} + V_{кр} \times tg\beta, \quad (2)$$

где  $tg\beta = h/a$ .

Набегающий припуск пропорционален длине впадины  $l_2$ , тогда  $h = V_{заг} * t$ , где  $t = l_2/V_{кр}$  - время погружения образца во впадину. Таким образом,  $h$  и  $V_{заг}$  принимают следующий вид:

$$h = l_2 * \frac{V_{заг}}{V_{кр}} \quad (3)$$

$$V_{заг1} = V_{заг} * \left(1 + \frac{l_2}{a}\right) \quad (4)$$

Соответственно получаем следующую зависимость для расчета производительности прерывистого шлифования:

$$Q = S * V_{заг} * \left(1 + \frac{l_2}{a}\right) \quad (5)$$

При шлифовании сплошными кругами, когда  $l_2 = 0$ , зависимость приобретает вид 1.

Из зависимости (5) следует, что с увеличением протяженности фронтального участка  $a$  множитель  $\left(1 + \frac{l_2}{a}\right)$  уменьшается и снижает производительность.

Наименьшее значение производительности достигается при  $a = l_1$ , т.е. для установившейся формы профиля рабочего выступа круга. Итоговая зависимость для расчета производительности прерывистого шлифования будет иметь вид:

$$Q = S * V_{заг} * \left(1 + \frac{l_2}{l_1}\right) \quad (6)$$

Таким образом, из выведенной зависимости следует, что существует возможность управления производительностью прерывистого шлифования путем выбора оптимального соотношения  $\frac{l_2}{l_1}$ .

При этом необходимо учитывать тепловые и силовые характеристики шлифования.

Литература.

1. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 с.
2. Новиков Ф.В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования. – Автореф. Дис. ... докт. Техн. Наук. – Одесса, 1995. -36 с.

## АНАЛИЗ ИЗМЕНЕНИЯ ПРОФИЛЯ ПРЕРЫВИСТОГО ШЛИФОВАЛЬНОГО КРУГА В ТЕЧЕНИЕ ПЕРИОДА СТОЙКОСТИ

Дианов А.А. – аспирант, Татаркин Е.Ю. – д.т.н., профессор  
Алтайский государственный технический университет (г. Барнаул)

По мере износа прерывистого шлифовального круга происходит изменение профиля его выступов, на них образуются рабочие поверхности, имеющие некоторый угол наклона к плоскости резания (рисунок 1).

Если посмотреть на профиль выступа (торец круга), можно заметить, что часть его имеет спиральное очертание, часть – цилиндрическое. Точка раздела этих зон с течением времени шлифования перемещается от начала выступа к его концу. Условно профиль до точки

раздела можно назвать фронтальной зоной, после точки раздела – тыльной. Рабочие выступы приобретают установившуюся форму после некоторого времени приработки круга. С этого периода условия резания прерывистыми кругами сохраняются длительное время стабильными.

Характер формирования фронтальной поверхности зависит от множества факторов: жёсткости упругой системы станок приспособление инструмент деталь, глубины шлифования и конструкции прерывистых кругов [2], по этой причине теоретическое описание изменения профиля выступов прерывистого шлифовального круга затруднительно. Однако не учитывать этот процесс при моделировании плоского шлифования периферией круга и при проведении эксперимента недопустимо, так как даже незначительное изменение профиля выступов прерывистого шлифовального круга коренным образом изменяет схему удаления припуска.

При плоском прерывистом шлифовании периферией круга помимо прочих отклонений получаемого профиля детали, вызванных рассогласованием заданной и действительной траекторией относительного движения инструмента и детали, возникают отклонения профиля, вызванные прерывистостью процесса формообразования.

Эти отклонения возникают из-за того, что при движении шлифовального круга относительно детали, пока передняя кромка выступа, вступит в работу, деталь успеет пройти некоторое расстояние, которое тем больше, чем больше длина впадины шлифовального круга при прочих равных условиях, а длина впадины зависит от степени образования завала (длины фронтальной зоны).

Во время проведения экспериментальных исследований по плоскому прерывистому шлифованию возникает необходимость в определении отклонений профиля шлифовального круга образующегося в результате его износа. По данным [2] величина износа тыльных участков прерывистого шлифовального круга почти не отличается от сплошных, следовательно, на этих участках подход к определению отклонений профиля прерывистого шлифовального круга может быть такой же, как и для сплошного. Существует методика определения таких погрешностей как: радиальное биение, отклонение от концентричности, волнистость [1], в соответствии с которой круг разбивается на несколько поперечных сечений, для каждого сечения определяется радиус вектор круга, а затем рассчитываются параметры точности шлифовального круга.

Радиальное биение является результатом совместного проявления отклонения от круглости профиля и отклонения его центра от базовой оси. В рассматриваемых сечениях измеряются радиус-векторы  $R_{\delta}$  относительно оси вращения шлифовального круга, после чего из измеренных значений составляется массив. Разность наибольшего  $R_{\delta_{max}}$  и наименьшего  $R_{\delta_{min}}$  радиус-векторов из массива, является величиной радиального биения:

$$\Delta_p = R_{\delta_{max}} - R_{\delta_{min}}. \quad (1)$$

где  $R_{\delta_{max}}$  – наибольший радиус из массива радиус-векторов;  $R_{\delta_{min}}$  – наименьший радиус из массива радиус-векторов

При таком подходе к определению отклонений профиля шлифовального круга возникает вопрос, как оптимально расположить рассматриваемые сечения по поверхности круга? Если рассматривать шлифовальный круг с достаточно большими длинами выступов, то можно принять допущение о том, что в течение всего периода стойкости шлифовального круга на его выступах сохраняется тыльная зона, а фронтальная зона не занимает половины длины выступа. При таких условиях секущие плоскости для измерения текущих радиус-векторов  $R_{\delta}$  целесообразно провести через центры выступов и центр вращения круга, (рисунок 1, сечение А – А).

Сечение для определения отклонения профиля шлифовального круга в результате образования фронтальной зоны на выступах представляется возможным располагать в непосредственной близости от кромки выступа (рисунок 1, сечение Б – Б), с целью определения изменения профиля шлифовального круга уже в начальный период его износа, так как самозатачиваемость круга протекает равномерно по всему профилю от его кромки к середине с сохранением постоянного угла наклона фронтальной части. По данным [2] после

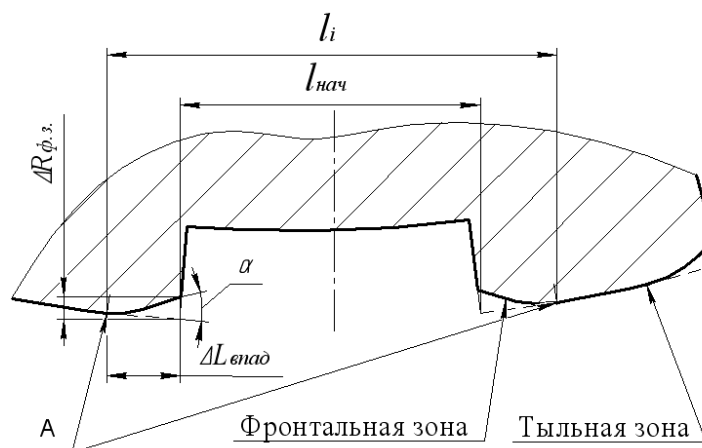


Рисунок 1. Увеличение длины впадины по мере изменения профиля прерывистого шлифовального круга

где:  $l_{нач}$  – длина впадины после правки круга;  $l_i$  –

где  $\Delta R_{ф.з.}$  – уменьшение радиус-вектора прерывистого шлифовального круга в результате образования фронтальной зоны на выступах;  $\alpha$  – угол наклона фронтальной зоны.

Приведённая методика определения отклонений профиля шлифовального круга несложна, её возможно осуществлять непосредственно на плоскошлифовальном станке при проведении эксперимента по плоскому шлифованию. Для этого на столе плоскошлифовального станка необходимо разместить и закрепить измерительный инструмент, например микрометрическую измерительную головку, настроенную на номинальный радиус шлифовального круга, который берётся за ноль.

В начале эксперимента измеряется биение проправленного круга, для этого измерительная головка подводится поочерёдно ко всем рассматриваемым сечениям шлифовального круга, в которых определяются радиус-векторы (рисунок 1, сечение А – А), затем по выражению (1) определяется величина радиального биения. Фронтальные поверхности на выступах шлифовального круга, при этом, должны отсутствовать. Измерительную головку отводят от круга. Затем производится необходимое количество рабочих проходов. После чего измерительная головка вновь подводится к тем же сечениям, в которых измерения проводились до шлифования, определяется величина радиального биения, а также величина изменения радиус-вектора шлифовального круга в результате образования фронтальных поверхностей  $\Delta R_{ф.з.}$  (рисунок 1, сечение Б – Б), по которой рассчитывается увеличение длины впадины по выражению (2).

При проведении эксперимента по плоскому шлифованию прерывистыми кругами актуальным является вопрос о том, какое влияние оказывает радиальное биение и самозатачивание прерывистого шлифовального круга (образование фронтальных поверхностей на его выступах) на волнистость обработанной поверхности. Волнистость возможно определить по профилограмме обработанной поверхности.

При проведении эксперимента по плоскому шлифованию прерывистыми кругами отдельные частные методики измерения отклонений профиля шлифовального круга и обрабатываемой детали могут быть заимствованы из известных и опубликованных методик проведения эксперимента по плоскому шлифованию сплошными кругами, но для

40-минутного шлифования твёрдого сплава ВК8 алмазным кругом АСП 125/100МС6 – 50% на выступах шлифовального круга сформировались фронтальные зоны, длина которых не превышает 0,2 – 0,25 длины режущего выступа.

Приняв допущение о том, что угол наклона фронтальной зоны в течение всего периода стойкости круга остаётся постоянным, при прочих равных условиях, представляется возможным рассчитать увеличение длины впадины в результате образования фронтальной зоны на выступах:  $\Delta L_{впад} = \Delta R_{ф.з.} / \text{tg} \alpha$  (2)

определения параметров профиля характерных для прерывистых шлифовальных кругов, например фронтальных зон на выступах, необходима разработка новых, более специализированных, методик.

#### Литература

1. Технологическое обеспечение качества изготовления деталей с износостойкими покрытиями / С.П. Кулагин, С.Л. Леонов, Е.Ю. Татаркин – Новосибирск: Изд-во Новосиб. ун-та, 1993. – 209 с.
2. Якимов, А.В. Оптимизация процесса шлифования / А.В. Якимов – М.: Машиностроение, 1975. – 176 с.

### ИССЛЕДОВАНИЕ КОНТАКТНЫХ ПРОЦЕССОВ НА ПЕРЕДНЕЙ ПОВЕРХНОСТИ СПИРАЛЬНОГО СВЕРЛА

Брызгалов Е.А. - магистрант, Кряжев Ю.А. - к.т.н., доцент, Огневенко Е.С. - аспирант  
Алтайский государственный технический университет (г. Барнаул)

Большой практический интерес в вопросах установления закономерностей износа рабочих поверхностей режущего инструмента представляют процессы, происходящие на поверхности контакта режущего инструмента со стружкой. Эти процессы во многом обуславливают стойкость инструмента, а также качество обработанной поверхности.

Важной контактной характеристикой, почти полностью определяющей контактные условия на передней поверхности, является средний коэффициент трения на передней поверхности. Основными факторами, влияющими на средний коэффициент трения являются скорость резания и передний угол [1].

При обработке отверстий спиральными сверлами задача определения коэффициента трения усложняется ввиду изменения геометрических параметров по длине главного режущего лезвия инструмента. Как известно, передний угол режущей кромки спирального сверла увеличивается по направлению от перемычки к периферии; задний угол, напротив, уменьшается. Изменение переднего угла оказывает непосредственное влияние на среднее контактное давление и величину усадки стружки, которая косвенно влияет на средний коэффициент трения по передней поверхности через длину и площадь контакта стружки с передней поверхностью [1].

С учетом сложной взаимосвязи факторов в процессе резания расчет коэффициента трения был произведен согласно работе С.С. Силина [2]. Коэффициент трения по передней поверхности может быть определен следующей формулой:

$$\mu = \frac{\cos \gamma + \sin \gamma - B(\cos \gamma - \sin \gamma)}{\cos \gamma - \sin \gamma + B(\cos \gamma + \sin \gamma)} \quad (1)$$

где  $B$  – величина, характеризующая степень пластических деформаций снимаемого припуска и поверхностного слоя обрабатываемой детали;

$\gamma$  – передний угол, рад.

Величина переднего угла в различных точках по длине режущей кромки спирального сверла была рассчитана по формуле [3]:

$$\operatorname{tg} \gamma = \frac{\operatorname{tg} \gamma_N}{\cos \lambda} \quad (2)$$

где  $\gamma_N$  – величина переднего угла в сечении, нормальном к главному лезвию, град;

$\lambda$  – угол наклона главного лезвия, град.

Для подтверждения расчетных данных были проведены эксперименты на установке трения для физического моделирования процесса резания, подробное описание которой приведено в работе [4]. Для определения среднего коэффициента трения на передней поверхности спирального сверла было рассчитано среднее контактное давление в различных точках режущей кромки инструмента [2]:

$$q_N = 0,6875 \cdot \tau_p \left( \frac{\cos \gamma - \sin \gamma + B(\cos \gamma + \sin \gamma)}{\cos \gamma + \sin \gamma - B(\cos \gamma - \sin \gamma)} \right) \quad (3)$$

где  $\tau_p$  – сопротивление обрабатываемого материала пластическому сдвигу, Н/м<sup>2</sup>

Расчетные и экспериментальные данные представлены на рисунке 1. Погрешность между расчетным и экспериментально определенным коэффициентом трения составила не более 10 %.

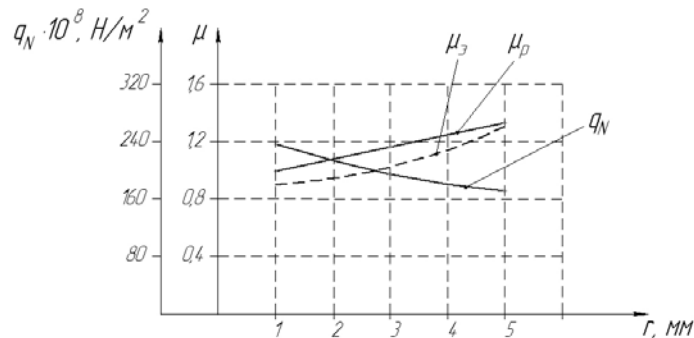


Рисунок 1. График изменения расчетного коэффициента трения  $\mu_p$ , коэффициента трения, определенного экспериментально  $\mu_э$ , среднего контактного давления  $q_N$  по длине режущей кромки спирального сверла (скорость резания  $V=0,277$ , м/с; подача  $S=0,28$  мм/об, сверло диаметром 10 мм по ГОСТ 10903-77)

Расчеты показали, что средний коэффициент трения уменьшается с увеличением скорости резания, т. е. имеет падающую характеристику. Это обстоятельство может быть одной из причин возникновения автоколебаний в процессе резания. Коэффициент трения увеличивается по направлению от перемычки к периферии. Эти данные находят экспериментальное подтверждение в работах других авторов [1, 5 и др.].

#### Литература

1. Полетика, М. Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструмента [Текст] / М. Ф. Полетика. – М. : Машиностроение, 1969. – 148 с.
2. Силин, С. С. Методы подбора при резании металлов [Текст] / С. С. Силин. – М. : Машиностроение, 1979. – 152 с. : ил.
3. Филоненко, С. Н. Резание металлов [Текст] / С. Н. Филоненко. – Киев : Техника, 1975. – 232 с.
4. Кряжев, Ю. А. Разработка и исследование способов повышения режущих свойств спиральных сверл, работающих в условиях автоматических линий [Текст] : дис. ... канд. тех. наук : 05.03.01. – М., 1988. – 277 с.
5. Розенберг, А. М. Резание металлов и инструмент [Текст] / А. М. Розенберг. – М. : Машиностроение, 1964. – 228 с.

#### КЛАССИФИКАЦИЯ ПРОЦЕССОВ ДОРНОВАНИЯ ОТВЕРСТИЙ

П.Д. Буканов – студент, Д.А. Холодов – студент, И.И. Ятло – к.т.н., доцент  
Алтайский государственный технический университет (г. Барнаул)

Среди упрочняюще-калибрующих и формообразующих методов обработки деталей машин важное место занимает дорнование отверстий с малыми и большими натягами.

Все известные процессы дорнования отверстий могут быть классифицированы по натягу дорнования и по применяемой схеме процесса (рисунок 1). Дорнование с малыми натягами, когда пластически деформированная зона металла не распространяется на всю толщину

стенки обрабатываемой детали, применяют для чистовой отделочной обработки отверстий; дорнование с большими натягами применяется чаще всего при изготовлении из грубо обработанных заготовок или трубного проката равностенных корпусов пневмо- и гидроцилиндров.

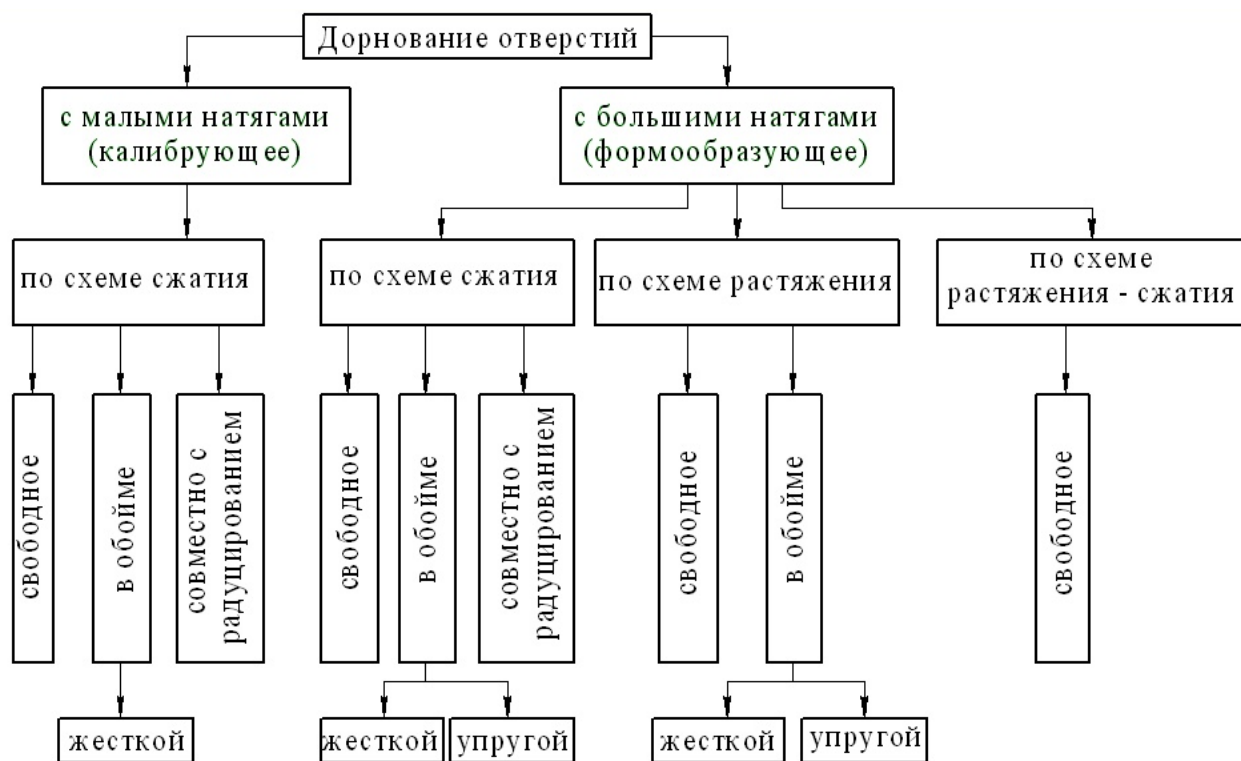


Рисунок 1 – Классификация процессов дорнования отверстий

Процессы дорнования с малыми натягами выполняются по схеме сжатия; для процессов дорнования с большими натягами в настоящее время основными являются схемы сжатия и растяжения; кроме того, принципиально возможна и схема растяжения-сжатия. Схема сжатия обычно применяется для обработки коротких втулок ( $l/d < 4$ ), схема растяжения - для обработки деталей типа длинных гильз и цилиндров ( $4 < l/d < 8$ ), схема растяжения-сжатия возможна при обработке длинных гильз с отношением  $l/d > 8$ . Процесс свободного дорнования отверстий по схеме сжатия пояснений не требует. При свободном дорновании отверстий по схеме растяжения заготовка по специально проточенной технологической канавке или технологическому бурту устанавливается в раздвижных кулачках опоры пресса (протяжного станка); при таком базировании удастся обеспечить требуемую прямолинейность образующей обратного отверстия в случае обработки длинных гильз.

При свободном дорновании отверстий, особенно в тонкостенных деталях, не всегда удастся резко повысить класс шероховатости обработанной поверхности ввиду малой собственной жесткости этих деталей; повышение же контактных давлений путем увеличения натяга дорнования может вызвать значительные искажения геометрических форм и даже разрушение деталей. В таких случаях применяют дорнование в жесткой обойме. В деталях с большей толщиной стенки, когда по условиям обработки контактные давления можно уменьшить, отверстия обрабатывают дорнованием в упругих обоймах, обеспечивающих упругий охват наружной поверхности детали с необходимым усилием.

Процесс дорнования отверстий можно эффективно совмещать с одновременным редуцированием наружной поверхности обрабатываемой втулки. Сравнительная характеристика рассмотренных процессов дорнования отверстий приведена в таблице 1.



Таблица 1 – Сравнительная характеристика процессов дорнования

Дорнование	Характеристика обрабатываемой детали		Параметры процесса деформирования	Стабильно обеспечиваемые: класс шероховатости поверхности	
	Класс шероховатости и исходная поверхность отверстия	Относительная толщина стенки D/d		квалитет	
				отверстия	наружной поверхн
С малыми натягами ( $i_{\max} \leq 0,5$ мм)	После получистовой	До 2	Относительный натяг $0,002 < i/d < 0,012$	$\frac{8-10}{7}$	–
	После чистовой обработки (6-7-й)	1,3-2		$\frac{10-12}{6}$	–
С большими натягами: свободное	Необработанная после прокатки	1,1-1,7	Деформация по наружному	$\frac{6-8}{11}$	–
	Грубообработанная		Относительный натяг	$\frac{8-10}{9}$	–
в жесткой обойме	После получистовой обработки (4-5-й)	1,1-1,5	Относительная деформация стенки $S_1/S_0$	$\frac{10-12}{7-9}$	$\frac{9-11}{7-9}$
в упругой обойме	Необработанная после прокатки и грубообработанная (1-3-й)	1,2-1,7	Деформация по наружному диаметру до 5%	$\frac{8-10}{9-10}$	–
Совместно с редуцированием	После получистовой обработки (4-5-й)	1,3-2	Относительная деформация стенки $S_1/S_0$	$\frac{10-12}{7-9}$	$\frac{9-11}{7-9}$

При дорновании в обойме в зоне обработки отверстия развиваются высокие контактные давления, происходит выдавливание смазки, что создает предпосылки для появления нароста на рабочей поверхности инструмента и ухудшения качества обработанной поверхности. Эти недостатки устраняются применением дорнования с гидравлическим противодавлением. Дорнование отверстий с гидравлическим противодавлением можно производить с течением (перемещением) металла в направлении движения дорна или в обратном направлении. В обоих случаях жидкость под высоким давлением проходит между рабочей поверхностью дорна и поверхностью обрабатываемого отверстия; этим достигается полное разделение контактирующих поверхностей и образование условий для жидкостного трения, что значительно повышает износостойкость инструмента и качество обработанной поверхности. Наличие редуцирующего клапана позволяет регулировать в необходимых пределах истечение жидкости через зону обработки.

Данная классификация позволяет определить области рационального применения различных процессов дорнования и дать рекомендации по назначению режимов деформирования (таблица 2)

Таблица 2 – Рекомендации по назначению режимов дорнования

Дорнование	Исходная поверхность	Рекомендуемые значения $i/d$ для деталей с отношением $D/d$				
		До 1,3	1,3-1,5	1,5-1,7	1,7-2	Более 2
С малыми натягами (калибрующее)	После получистовой обработки	0,06-0,08	0,03-0,06	0,01-0,03	0,005-0,008	0,005-0,008
	После чистовой обработки	0,009-0,03	0,008-	0,006-0,008	0,004-	0,002-0,005
С большими натягами: свободное	После черновой обработки	0,11-0,13	0,09-0,11	0,07-0,09	–	–
	Необработанная (после прокатки)	0,12-0,14	0,08-0,12	0,07-0,1	–	–
в упругой обойме	После черновой или получистовой обработки	0,05-0,1	0,06-0,1	0,04-0,08	–	–
в жесткой обойме	После получистовой обработки	0,03-0,18	0,008-	–	–	–
Совместно с редуцированием	После получистовой обработки	–	0,02-0,06	0,016-0,04	0,007-	0,004-0,007

#### Литература.

1. Проскуряков, Ю. Г. Дорнование отверстий. М., Машгиз, 1961, с. 190.
2. Проскуряков, Ю. Г., Попов, Л. В., Романов, В. Н. Чистовая обработка отверстий длинных гильз гидроцилиндров дорнованием с большими натягами по схеме растяжения. М., ОНТЭИ, НИИ тракторосельхозмаш, 1971, с. 32—37.
3. Проскуряков, Ю. Г., Акименко, Ю. А. Дорнование отверстий деталей в обоймах. — Сб. «Технология производства сельскохозяйственных машин». Вып. 2, РИСХМ, Ростов-на-Дону, 1969, с. 6—11.
4. Проскуряков, Ю. Г., Коваленко, Ю. К. Совместная обработка втулок по внутренней и наружной поверхностям пластическим деформированием.—«Вестник машиностроения», 1970, № 12, с. 48—50.
5. Проскуряков, Ю. Г., Федотов, В. И. Дорнование отверстий деталей. - «Машиностроитель», 1971, №7, с. 34.

#### ВЛИЯНИЕ СПОСОБА СБОРКИ НЕПОДВИЖНЫХ СОЕДИНЕНИЙ ТИПА «КОРПУС-ВТУЛКА» НА ВЕЛИЧИНУ ДЕФОРМАЦИИ ОТВЕРСТИЯ ОХВАТЫВАЕМОЙ ДЕТАЛИ

Ковылин Р.Д. – магистрант, И.С. Буканова - ст. преподаватель, И.И. Ятло – к.т.н., доцент  
Алтайский государственный технический университет (г. Барнаул)

Сопрягаемые поверхности деталей прессовых соединений изготавливаются в определённом интервале размеров в соответствии с допусками на принятую посадку. Поэтому при сборке монтажный натяг между деталями и связанное с ним давление посадки колеблется в довольно широких пределах. Процесс дорнования отверстий втулок прессовых соединений выравнивает и повышает контактные давления в стыке. Кроме того, как показали исследования, дорнование даёт возможность получения прессового соединения даже в том случае, если между сопрягаемыми деталями имеется зазор. В процессе дорнования отверстия втулки, установленной в корпус с зазором, втулка поджимается к корпусу и далее оба элемента деформируются упруго-пластически. После прохождения дорна полученное соединение деформируется только упруго, при этом качество стыка соединения определяется в зависимости от соотношения размеров элементов соединения, величины натяга дорнования и образующихся в стенках корпуса и втулки остаточных напряжений (в основном окружных). Между втулкой и корпусом образуются силовые связи,

качественно подобные тем, которые имеют место в результате запрессовки. Силовые связи между элементами соединения поддерживаются благодаря напряжениям, возникающим при деформировании, а полученный в соединении натяг является следствием перераспределения внутренних напряжений в процессе упруго-пластической деформации. Величина образующегося натяга в этом случае не зависит от исходной точности элементов соединения, поэтому образующийся натяг в сущности является не геометрическим, определяемым как разность размеров предварительно подготовленных под запрессовку сопрягаемых поверхностей, а деформационным. На величину деформационного натяга наибольшее влияние оказывают физико-механические свойства составляющих элементов (пластичность, прочность), режимы дорнования (схема дорнования, общий натяг и его распределение по отдельным деформирующим элементам), соотношение толщин стенок поперечных сечений втулки и корпуса.

В отличие от монолитных деталей деформирование составного цилиндра, каковым является соединение типа «корпус - втулка», происходит на совершенно иных принципах. Во – первых, между элементами соединения нет жесткой связи в продольном направлении и они могут деформироваться независимо друг от друга. Во – вторых давление на поверхности контакта элементов соединения существенно меньше, чем на поверхности контакта втулки с дорном, поэтому корпус в большинстве случаев получает довольно незначительные пластические деформации. Внешний элемент соединения испытывает окружное растяжение по всему сечению, радиальное сжатие плавно изменяется от некоторого максимального напряжения на поверхности отверстия до нуля на наружной, поэтому после снятия нагрузки диаметральный размер корпуса уменьшаются. Стенка втулки, испытывая всестороннее сжатие, после снятия нагрузки расширяется в обе стороны от нейтрального слоя деформации, проходящего примерно по среднему диаметру поперечного сечения, при этом происходит увеличение наружного и уменьшение внутреннего диаметров. Общим в процессах деформирования элементов является то, что контактирующие поверхности получают одинаковые радиальные смещения. Авторами проведены исследования по определению влияния натяга и зазора между сопрягаемыми поверхностями деталей на величину деформации отверстия втулки.

В экспериментальных исследованиях использовались втулки из латуни ЛС59-1 и корпуса из стали марки 40Х. Дорнование производилось с натягом  $I_0 = 0,6$  мм.

При запрессовке в корпус внутренний диаметр втулки уменьшается и тем значительнее, чем больше величина натяга запрессовки. График, представленный на рисунке 1 показывает (для принятых при исследовании размеров сопрягаемых деталей), что при увеличении натяга запрессовки в 11 раз (с 0.02 мм до 0.22 мм) диаметральная остаточная деформация по внутреннему диаметру втулки после её запрессовки увеличилась в 6 раз (отверстие втулки уменьшилось на 0.12 мм).

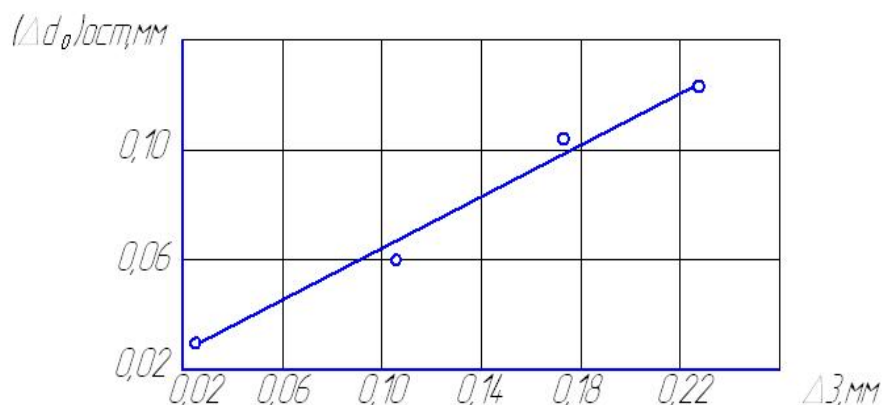


Рисунок 1 - Зависимость диаметральной усадки внутреннего диаметра втулки  $(\Delta d_0)_{ост}$  от натяга запрессовки  $\Delta_3$ . Материалы: втулка – латунь ЛС59-1, корпус – сталь 40Х. ( $d_0=20$  мм;  $d_1/d_0=1,6$ )

При дорновании втулок, установленных с зазором, происходит деформация стенок до тех пор, пока микронеровности наружной поверхности втулки не придут в контакт с микронеровностями внутренней поверхности корпуса (зазор выбран). До этого момента изменение  $(\delta d_o)_{ост}$  происходит аналогично процессу дорнования цельной втулки (левая ветвь рисунка 2).

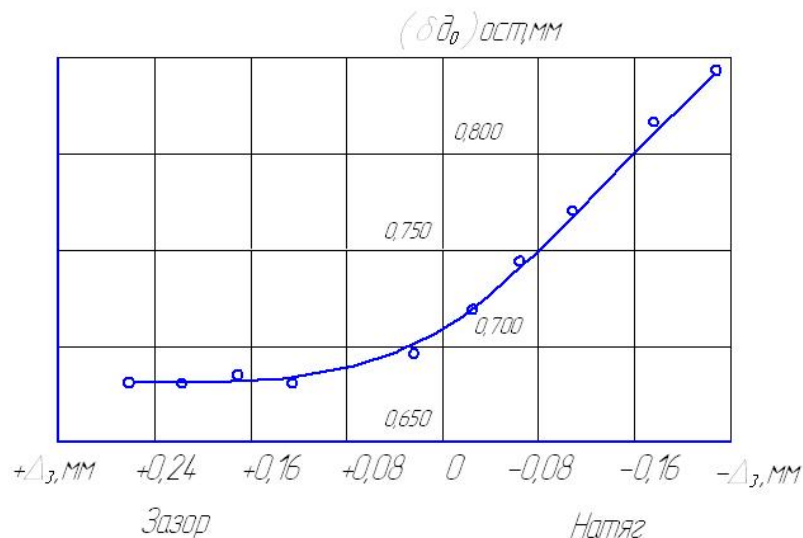


Рисунок 2 - Зависимость остаточной деформации  $(\delta d_o)_{ост}$  по отверстию втулок, установленных в корпусе с гарантированным натягом и зазором после их дорнования. Материалы: втулка – латунь ЛС59-1, корпус – сталь 40Х. ( $d_0=20\text{мм}$ ;  $d_1/d_0=1,6$ )

После контакта микронеровностей с дальнейшим уменьшением зазора происходит процесс их смятия и взаимовнедрения, что создает плотное прилегание сопрягаемых поверхностей (рисунок 3). Они начинают деформироваться: стенки втулки - упруго-пластически, корпуса – упруго. За счет этого уменьшается  $d_0$ , увеличивая натяг дорнования. Поэтому на практике это изменение должно учитываться.

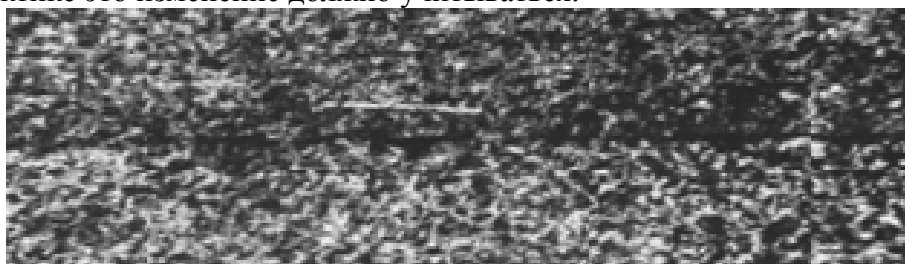


Рисунок 3 - Зона стыка сопрягаемых поверхностей при установке втулки в корпус с зазором и последующим дорнованием (x100)

При проведении экспериментов фактический натяг дорнования увеличился в 1,14 раза. Это, в свою очередь, привело к увеличению диаметральной остаточной деформации по отверстию втулки почти в 1,07 раза (рисунок 2, правая ветвь кривой)

Изменение зазора между сопрягаемыми поверхностями приводит к изменению величин  $(\delta d_o)_{ост}$ . Так увеличение зазора от нуля до 0,12 мм уменьшает величины остаточных деформаций по отверстию в 1,4 раза. Дальнейшее увеличение зазора от 0,12 мм до 0,27 мм не вызывает изменения величин  $(\delta d_o)_{ост}$ .

Уменьшение диаметральных остаточных деформаций по отверстию втулки в связи с увеличением зазора между втулкой и корпусом вызывается уменьшением эффективности натяга дорнования за счёт выбора зазоров в процессе деформирования стенки втулки.

О большей величине остаточных деформаций по отверстию запрессованных и обработанных дорнованием втулок по сравнению с остаточными деформациями по отверстию втулок, установленных с зазором, можно судить по графику, приведённому на рисунке 4.

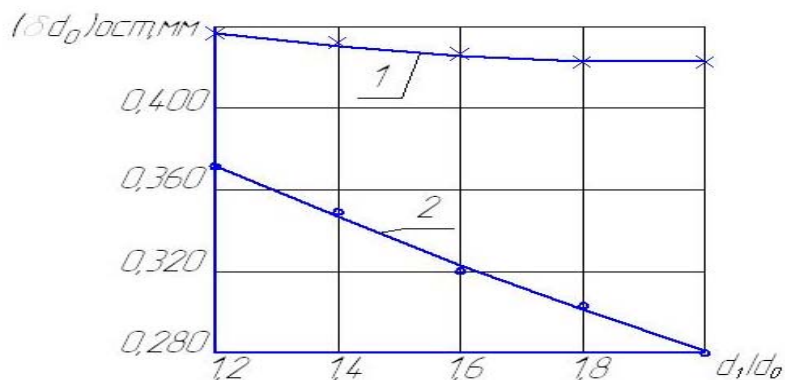


Рисунок 4 – Зависимость диаметральной остаточной деформации по отверстию  $(\delta d_o)_{ocm}$  от толщины стенки втулки после дорнования с относительным натягом  $I = 0,6$  (1-втулка запрессована, 2-установлена с зазором)

Эти графики также свидетельствуют о влиянии дополнительного натяга дорнования, образующегося от величины натяга запрессовки и упругого воздействия корпуса на остаточные деформации по отверстию  $(\delta d_o)_{ocm}$ . Именно поэтому кривая 1, показывающая изменение величины  $(\delta d_o)_{ocm}$  при дорновании запрессованных втулок, на графике располагается выше кривой 2, отражающей изменение этих величин для втулок, установленных в корпуса с зазором. Величины диаметральных остаточных деформаций по отверстию втулок, установленных с натягом или зазором, при дорновании уменьшаются с увеличением относительной толщины стенки.

Таким образом проведенные исследования показали, что процесс дорнования можно использовать не только для упрочнения, но и для создания неподвижных соединений типа «корпус-втулка», устанавливая втулку с зазором.

### УСТАНОВКА ДЛЯ ОЧИСТКИ СОЖ С ФИЛЬТРАМИ, ИЗГОТОВЛЕННЫМИ ПО ТЕХНОЛОГИИ СВ-СИНТЕЗА

Асканаков М.С. – студент, Гончаров В.Д. – к.т.н., проф.  
Алтайский государственный технический университет (г. Барнаул)

Нами была модернизирована конструкция установки для очистки жидкостей. Конструкция установки представлена на рисунке 1:

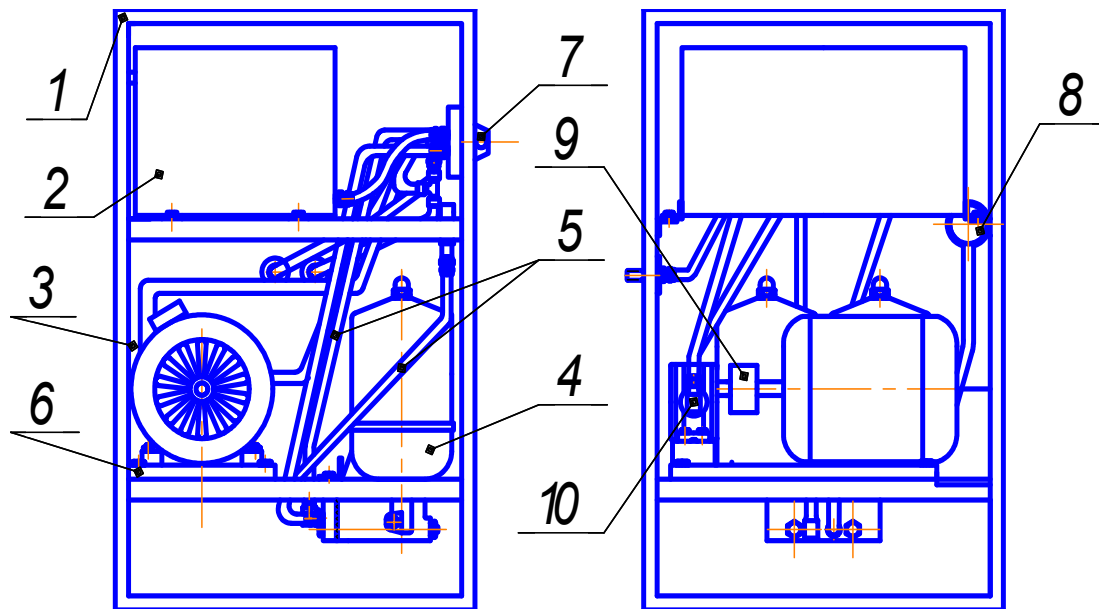


Рисунок 1. Установка по очистке СОЖ.

1 – корпус, 2 – бак, 3 – электродвигатель, 4 – блок фильтров, 5 – гибкие шланги, 6 – плита, 7 – переключатель, 8 – индикатор, 9 – муфта, 10 – масляный насос.

Конструкция блока приведена на рисунке 2:

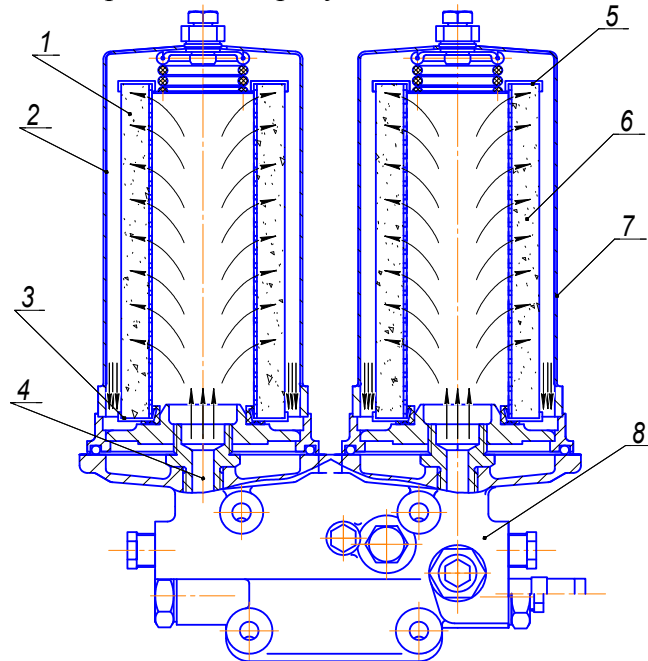


Рисунок 2. Блок с фильтрующими элементами изготовленными методом СВ - синтеза.

1, 6 – металлические фильтрующие элементы; 2, 7 – корпуса фильтрующих элементов; 3, 5 – верхние, нижние крышки с герметичными уплотнителями; 4 – канал подачи СОЖ; 8 – корпус блока.

Установка работает по следующей схеме. В корпус 1 крепится бак 2, в который поступает смазывающе-охлаждающая жидкость (СОЖ), идущая из зоны обработки детали, через бак – отстойник и магнитный сепаратор. Электродвигатель 3, установленный на плите 6, через муфту 9 передает вращение на масляный насос 10. Жидкость через гибкие шланги 5 поступает из бака в масляный насос, который перекачивает ее в блок с фильтрующими элементами 4. Переключатель 7 служит для изменения движения СОЖ по шлангам. Индикатор 8 показывает давление, с которым жидкость через систему клапанов поступает сначала в первый фильтр предварительной очистки, а затем во второй фильтр тонкой очистки.

Основным узлом установки является блок с фильтрующими элементами для предварительной и тонкой очистки жидкостей от твердых частиц.

Конструкция блока фильтров состоит из корпуса 8, на котором крепятся две камеры очистки. В этих камерах, через герметичные крышки 3, 5 крепятся фильтрующие элементы 1, 6. Очистка осуществляется следующим образом: очищаемая жидкость под давлением до 4 атмосфер подается через канал 4 во внутреннюю полость первого фильтрующего элемента. Пройдя фильтр первой очистки, СОЖ поступает во второй фильтр тонкой очистки, из которого через шланги может заполнять отдельную емкость или подаваться в зону обработки.

Новизна модернизации конструкции установки заключается в том, что мы установили вместо бумажных фильтров металлокерамические, изготовленные из металлических порошков по технологии самораспространяющегося высокотемпературного синтеза (СВ-синтеза). Для изготовления фильтров применялась шихта из порошков в соотношении 80%

$\text{Fe}_2\text{O}_3 + 20\% \text{Al}_2\text{O}_3$  с добавками Ti и Ni. Фракции порошков для фильтров первичной очистки брали 200 – 160 мкм., а для изготовления фильтров тонкой очистки фракции порошков были 50 – 40 мкм.

Нами разрабатывались конструкция оснастки, в которую засыпалась шихта, определялись размеры фильтрующих элементов и толщина стенок фильтров цилиндрической формы.

Следующим этапом наших исследований планируется провести экспериментальные исследования по изучению качества очистки жидкостей, производительности экспериментальной установки. Также планируется провести эксперименты по регенерации фильтрующих элементов с целью их многократного, эффективного и долговечного использования. Это позволит добиться значительного экономического эффекта при очистке любых жидкостей.