

МИНИСТЕРСТВО ВЫСШЕГО И СРЕДНЕГО
СПЕЦИАЛЬНОГО ОБРАЗОВАНИЯ БССР
БЕЛОРУССКИЙ ОРДЕНА ТРУДОВОГО КРАСНОГО ЗНАМЕНИ
ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

Республиканские межведомственные
сборники

МАШИНОСТРОЕНИЕ

выпуск 1

МИНСК
"ВЫШЭЙШАЯ ШКОЛА"
1978

621.7
М38

Главный редактор акад. АН БССР П.И. Ящерицын

Редакционная коллегия:

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

В сборнике приведены результаты исследований, выполненных на кафедрах машиностроительного профиля вузов республики совместно с лабораториями СКБ и заводов. В статьях рассматриваются вопросы совершенствования и создания прогрессивных технологических процессов, повышения долговечности и надежности работы металлорежущих инструментов и станков, а также увеличения их точности. Большое внимание уделяется проблеме улучшения качественных показателей поверхностного слоя при помощи дополнительного покрытия его специальными твердыми сплавами и облагораживания различными химико-термическими методами.

Включены работы по исследованию обрабатываемости жаропрочных и других труднообрабатываемых материалов такими прогрессивными методами, как скоростное и ротационное протягивание, тонкое и скоростное шлифование и полирование, сверление глубоких отверстий и т.д.

Сборник предназначен для широкого круга научных и инженерно-технических работников научно-исследовательских институтов, СКБ, заводов, связанных с технологией машиностроения и обработкой металлов резанием. Материалы сборника могут быть использованы преподавателями, аспирантами, студентами старших курсов вузов машиностроительного профиля.

М $\frac{31300-074}{М304(05) - 78}$ 95 - 78

© Издательство
"Высшая школа", 1978

П.И. Ящерицын, докт.техн.наук,
Э.С. Бранкевич, В.Д. Тимашков

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ФИНИШНОЙ АБРАЗИВНО-АЛМАЗНОЙ ОБРАБОТКИ

Для увеличения точности работы машин и механизмов, а также их надежности и долговечности, необходимо повышать износостойкость, усталостную прочность, контактную жесткость, улучшать антикоррозионные свойства и другие эксплуатационные характеристики деталей. Поэтому следует назначать технологические операции и рассчитывать режимы обработки так, чтобы получать детали с заранее заданной точностью и соответствующими физико-механическими свойствами их рабочих поверхностей.

Для обеспечения необходимых физико-механических свойств тонкого поверхностного слоя деталей финишные операции должны осуществляться с наименьшим тепловыделением в зоне обработки. Это требует углубленного исследования температурных явлений, влияющих также на точность деталей, износ абразивных инструментов и определяющих оптимальные режимы обработки. Как известно, теплота, выделяемая в зоне обработки, зависит от работы, затрачиваемой на упругую и пластическую деформации металла, искажение кристаллической решетки, диспергирование поверхности, срезание стружки и трение.

Исследованию проблемы теплообразования при абразивно-алмазной обработке было посвящено большое число работ советских и зарубежных ученых. Однако до сих пор одним из наименее изученных является вопрос влияния связки абразивных инструментов на этот процесс. В частности, не было дано количественной оценки доли тепла, образующегося за счет трения материала связки об обрабатываемую поверхность, в общем количестве тепла в процессе шлифования. Частичное решение этой задачи было получено в работе [5].

Расчетно-экспериментальным путем было определено, что доля тепла, приходящегося на связку в теплообразовании, может доходить до 40%. Это указывает на необходимость создания и использования связок с низким коэффициентом трения и

высоким коэффициентом теплопроводности, а также разработки таких процессов, в которых связка, как физическое тело, отсутствует, например при ферромагнитной обработке.

Прошлифованная поверхность часто структурно неоднородна, что вызвано неодинаковым тепловым воздействием шлифовального круга на отдельные участки обрабатываемой поверхности. На границах участков с различной структурой, а следовательно, и с различной микротвердостью, возникают повышенные напряжения. Эти границы являются структурными концентраторами напряжений. Во время эксплуатации в этих местах могут образовываться микротрещины, а затем и питтинги. Структурная неоднородность обработанной поверхности может быть следствием недостаточной уравниваемости шлифовального круга, при этом происходят периодические мгновенные врезания круга в обрабатываемую поверхность, при которых резко возрастает контактная температура.

Для фиксации колебаний контактной температуры в исследовании [2] использовался способ, основанный на применении приемника инфракрасного излучения. В торце круга формы ПП на одинаковом расстоянии от центра и под одинаковым углом к оси были просверлены два отверстия, ведущие в зону резания. Одно из отверстий располагалось в месте наибольшего дисбаланса круга, а второе — диаметрально противоположно. Колебания контактной температуры измерялись при различной неуравновешенности абразивного круга. Было установлено, что неуравновешенность круга, приводящая к образованию волнистости шлифованной поверхности с высотой волны 3 мкм, в условиях тонкого шлифования вызывает разность значений контактной температуры на гребне и во впадине волны, достигающую до 170°С. Если значение контактной температуры находится вблизи границы структурных превращений, такой прирост температуры неизбежно приводит к образованию различных структур (расположенных циклически соответственно шагу волны) обработанной поверхности и к снижению ее эксплуатационных характеристик.

Очень важно найти способы ослабления теплового воздействия абразивного инструмента на шлифуемую поверхность. Для эффективного решения этой задачи необходимо создать абразивные инструменты с оптимальным расположением зерен в связке путем геометрической ориентации каждого зерна относительно плоскости резания. Ориентирование зерен позволяет лучше использовать их режущие свойства. Испытания абразив-

ных кругов с ориентированными металлизированными зернами иглообразной формы на пористой металлической связке показали возможность использования этих кругов при отделочной обработке стали, сплавов титана, керамики, стекла со скоростью до 60 м/с с повышенными глубинами резания [4]. При этом было получено высокое качество обработанной поверхности, что объясняется повышенной режущей способностью круга и отсутствием его засаливания. Применение металлической пористой связки обеспечивает надежное удержание зерен и лучшую теплопроводность инструмента, а также позволяет осуществлять подвод СОЖ в зону резания через поры шлифовального круга, что существенно снижает температуру в зоне резания, повышает производительность обработки и качество поверхности деталей.

Исследования [8] подтвердили высокую эффективность охлаждения при подводе СОЖ через поры шлифовального круга в сравнении с обычным способом подвода СОЖ. Охлаждение через поры круга позволяет повысить производительность шлифования в 1,3 – 1,5 раза при отделочной обработке деталей из конструкционных сталей и в 1,5 – 1,8 раза при обработке деталей подшипников.

Для совершенствования финишной обработки следует изучить кинематику и динамику процессов отделочной обработки. При обработке поверхностей тел вращения абразивными брусками возникает сложное рабочее движение, суть которого – вращение детали и возвратно–поступательные движения инструмента. Варьируя соотношения между скоростями детали и бруска, можно изменять угол атаки зерна и угол использования режущего сектора зерна и тем самым управлять процессом обработки.

В работе [9] указывается, что процесс суперфиниширования протекает наиболее эффективно при угле атаки зерна $40^\circ - 50^\circ$ в связи с тем, что в данном случае брусок работает с большим углом использования режущего сектора каждого зерна и хорошо самозатачивается. Установлено также, что распределение нагрузки на режущие кромки зерна в течение периода колебания бруска неодинаково. Основную работу выполняют крайние зоны режущего контура зерна, которые работают с максимальными скоростями. Средняя зона работает с меньшей скоростью. Такой характер распределения нагрузки приводит к быстрому разрушению режущего контура. Нагрузка на крайние зоны является минимальной при угле атаки зерна 42° и угле использования режущего сектора 120° , что соответствует наиболее

эффективному резанию. Введение в зону резания ультразвуковых колебаний способствует более равномерному использованию режущего сектора зерна и повышению производительности обработки. Установлено [1], что введение в зону обработки оптимальных по направлению и интенсивности ультразвуковых колебаний позволяет снизить силы резания, увеличить скорость съема металла и уменьшить шероховатость обработанных поверхностей. Теоретические и экспериментальные исследования [7] кинематики и динамики процесса вибрационного хонингования в области колебаний звуковых частот ($N_z \geq 35$ Гц) показали, что наложение колебаний на систему инструмент – деталь увеличивает скорость микрорезания в десятки раз, уменьшает осевое усилие в 3 раза, а крутящий момент в 2,5 раза по сравнению с обычным хонингованием. Производительность обработки повышается в 5 – 6 раз.

В последнее время широко применяются спеченные из порошков тугоплавких металлов детали с особыми физико-механическими свойствами и высоким качеством поверхностей. Их отделочная обработка обычными методами в связи со значительным тепловыделением и износом абразивных инструментов трудоемка, что вызывает необходимость изыскивать новые технологические процессы. К таким процессам относится способ шлифования с использованием электрической и химической энергий. Отделочная обработка спеченных цилиндрических деталей из вольфрама, молибдена выполнялась [2] по схеме врезного алмазно-электрохимического шлифования с глубиной врезания круга до 1 мм и по обычной схеме круглого наружного шлифования с подводом электрического тока и без тока. Установлено [2], что производительность процесса повышается при врезном шлифовании в 2,5 – 3 раза и при шлифовании по обычной схеме в 1,5 – 1,7 раза. Шероховатость обработанной поверхности находится в пределах 7 – 9 классов.

Характер протекания процесса съема металла и качество поверхностного слоя зависят в основном от технологических факторов и жесткости системы СПИД. При указанном методе обработки большая часть припуска удаляется за счет электрохимического растворения, а процесс микрорезания осуществляется при ослабленных межзатомных связях структуры металла. При этом на формирование поверхностного слоя большее влияние оказывает процесс электрохимического растворения. Наличие на границах зерен неметаллических примесей и включений, неоднородность структуры спеченных деталей, остаточная пори-

стость приводят к растравливанию границ зерен и неравномерному протеканию электрохимического растворения, а следовательно, к повышению шероховатости [10]. В связи с большей долей в снятии припуска процесса электрохимического растворения и облегчением условий микрорезания, снижением усилий резания указанный технологический процесс оказался эффективным при отделочной обработке высокопористых (с пористостью до 25 – 30%) деталей типа фильтров из сферических порошков хрома и никеля с размером частиц до 0,5 – 1 мм.

При отделочной обработке сложнофасонного инструмента из твердых сплавов весьма эффективно профильное алмазное шлифование. Однако использование этого метода сдерживается в связи с трудностями изготовления и профилирования фасонных алмазных кругов. Исследования [3] электроэрозионного и электрохимического профилирования алмазных кругов показали, что формируемый микропрофиль режущей поверхности зависит от нагрузки, приходящейся на каждое алмазное зерно при контакте его с электродом-инструментом. При электрических методах профилирования токопроводящих кругов усилия, действующие на алмазные зерна, меньше, чем при методах, основанных на механическом сьеме, в связи с чем больше и высота обнажения алмазных зерен. Длительность теплового воздействия на каждое алмазное зерно может составлять 2 – 5 с при температуре до 1000°C . Однако за время обнажения зерна до рабочей высоты не происходит существенного изменения его структуры и режущих свойств. Установлено, что при электроэрозионном профилировании режущая способность круга в широком диапазоне зернистостей в два раза выше, чем при абразивном.

Относительно новым методом отделочной обработки является магнитно-абразивная обработка. Отличительной ее особенностью является то, что обрабатываемые детали помещают между полюсами электромагнитов. Пространство между обрабатываемой поверхностью и полюсами заполняется абразивным порошком, обладающим магнитными свойствами. В качестве "связки" порошка, удерживающей его в рабочей зоне и создающей необходимые усилия резания, выступает энергия магнитного поля, которая ориентирует зерна в направлении магнитных силовых линий. При этом способе обработки отсутствие связи предотвращает большие контактные давления на единичное зерно и высокие мгновенные температуры в локальных зонах обрабатываемой поверхности, чем исключается возможность по-

явления прижогов, трещин, остаточных растягивающих напряжений и других дефектов.

Магнитно-абразивная обработка позволяет не только повысить качество поверхности деталей, но и управлять величиной съема металла. На операциях финишной обработки высокоточных деталей типа валов, колец подшипников и втулок магнитно-абразивное полирование способно конкурировать с известными и широко распространенными абразивными процессами. Данный метод позволяет за 10 - 40 с осуществить значительный для финишной операции размерный съем металла (0,02 - 0,04 мм), снизить шероховатость поверхности, существенно уменьшить волнистость и гранность, увеличить в 2 - 3 раза износостойкость и повысить физико-механические свойства поверхности.

Резюме. Рассмотренные пути совершенствования финишной абразивно-алмазной обработки вскрывают резервы повышения производительности труда и улучшения качества деталей. Дальнейшие исследования физической сущности процессов, внедрение прогрессивных абразивных инструментов, методов их правки и профилирования, совершенствование методов подвода СОЖ и использование прогрессивных схем резания абразивными зернами будут способствовать интенсификации финишных процессов обработки.

Л и т е р а т у р а

1. Киселев М.Г., Соломахо В.Л., Бордзевички А.Е. Эффективность использования ультразвука в процессах абразивной притирки и доводки поверхностей. - В сб.: Материалы первой Всесоюз. науч. техн. конф. "Совершенствование финишной обработки в машиностроении". Минск, 1975.
2. Тимашков В.Д. Отделочная обработка шлифованием спеченных изделий из тугоплавких металлов. - В сб.: Материалы первой Всесоюз. науч.-техн. конф. "Совершенствование финишной обработки в машиностроении". Минск, 1975.
3. Чачин В.Н., Дорофеев В.Д. Профилирование алмазных шлифовальных кругов. Минск, 1974.
4. Ящерицын П.И. и др. Инструмент с ориентированными алмазными зернами на пористой металлической связке. - В сб.: Материалы первой Всесоюз. науч.-техн. конф. "Совершенствование финишной обработки в машиностроении". Минск, 1975.
5. Ящерицын П.И., Бранкевич Э.С. Роль связки шлифовального круга в работе сил трения и в теплообразовании. - В сб.: Магнитно-абразивное полирование деталей. Минск, 1976.
6. Ящерицын П.И., Бранкевич Э.С., Шкагуло Г.Г. Исследование колебаний контактной температуры при дисбалансе

шлифовального круга. - "Абразивы", 1976, №2 (76). 7. Яшеричын П.И., Еременко М.Л. Новое в изучении процесса абразивно-алмазной отделочной обработки и качество поверхностного слоя. - В сб.: Прогрессивная технология машиностроения. Вып. 5. Минск, 1974. 8. Яшеричын П.И., Караим Н.П. Шлифование с подачей СОЖ через поры круга. Минск, 1974. 9. Яшеричын П.И., Рожанский Г.А. Исследование кинематики обработки деталей абразивными брусками. - "Весці АН БССР. Сер. физ.-техн. наук", 1974, №1. 10. Timaschkov V.D. Jascheritsin P.I. Feinbearbeitung von Werkstücken aus Hochtemperaturwerkstoffen mit dem elektrochemischen Schleifen. - In: Vorabdrucke des Viertes Europäisches Symposium für Pulvermetallurgie. Grenoble, 1975.

УДК 621.919.1

П.С. Чистосердов, канд.техн.наук, В.П. Бельский,
А.П. Сахаров, канд.техн.наук

ТОЧНОСТЬ ОБРАБОТКИ КОМБИНИРОВАННЫМ ИНСТРУМЕНТОМ

Для выявления точностных возможностей совмещенной обработки наружных цилиндрических поверхностей резанием и ППД, осуществляемой комбинированным инструментом (КИ), были проведены исследования точности диаметральных размеров и геометрической формы в продольном направлении образцов диаметром 55 мм и длиной 500 мм из стали 40Х, обработанных КИ, которые были выполнены по схемам, показанным на рис. 1.

Комбинированный инструмент - это сочетание призматического резца с механическим креплением трехгранной неперетачиваемой пластинки твердого сплава Т15К6 и деформирующих шаров диаметром 9,6 мм, установленных посредством специальных вставок в корпусе КИ.

Исследования точности диаметральных размеров проводились на двух партиях валиков (по 50 штук каждая), из которых одна была обработана настроенным на размер призматическим резцом, а другая - комбинированным инструментом, выполненным по четвертой схеме (рис. 1). Обработка валиков осуществлялась на токарно-винторезном станке модели 1К625. Предварительно все валики были обработаны по 5-му классу точности.

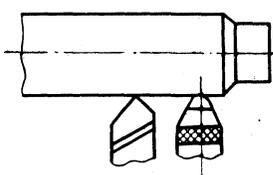
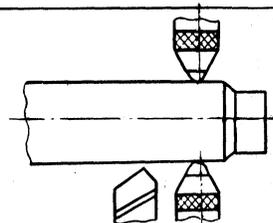
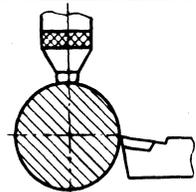
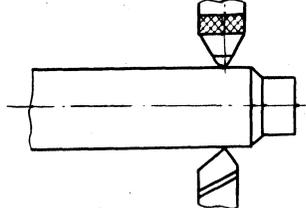
Номер схемы	Схема обработки	Номер схемы	Схема обработки
1		2	
3		4	

Рис. 1. Схемы комбинированных инструментов.

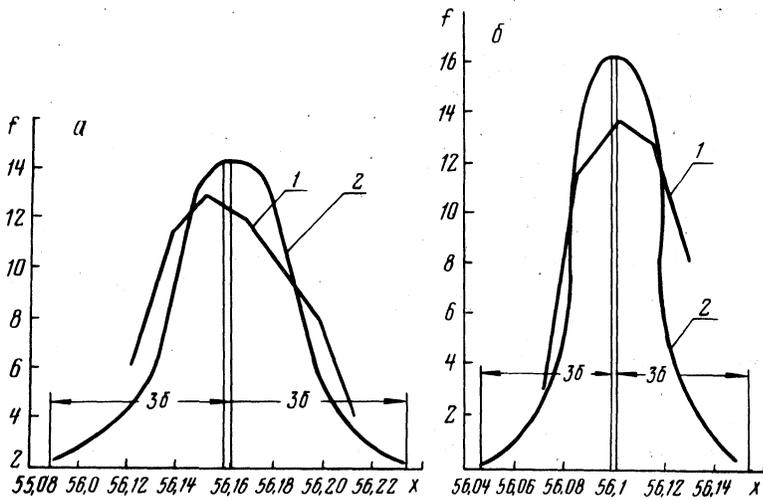


Рис. 2. Эмпирические (1) и теоретические (2) кривые распределения диаметральных размеров, полученных при обработке призматическим резцом (а) и комбинированным инструментом (б).

На основании положения математической статистики, а именно закона нормального распределения случайной величины непрерывного типа, были построены эмпирические кривые распределения размеров для обеих партий валиков и определены их статистические характеристики. По полученным значениям строились теоретические кривые распределения диаметральных размеров валиков, обработанных резцом и КИ.

На рис. 2 показаны полигоны рассеяния (кривые 1) действительных диаметральных размеров образцов, обработанных двумя способами, и соответствующие им теоретические кривые (кривые 2). Как видно, для образцов, обработанных призматическим резцом методом автоматического получения размеров, средне-квадратичная величина отклонения $\sigma = 0,024$ мм, а поле рассеяния $6\sigma = 0,144$ мм, что соответствует 4-му классу точности, допуск на диаметр которого равен 0,2 мм. Образцы, обработанные КИ, имеют среднеквадратичную величину отклонения размеров $\sigma = 0,018$ мм, а поле рассеяния $6\sigma = 0,108$ мм, что соответствует 3-му классу точности, допуск которого равен 0,12 мм. Таким образом, точность образцов, полученных после обработки КИ, выше точности образцов, обработанных призматическим резцом, при одной и той же исходной точности заготовок.

Известно, что экономическая точность обработки на настроенном на размер токарном станке соответствует 4-му классу точности (о чем свидетельствуют полученные результаты наших исследований). Следовательно, можно ожидать, что при обработке заготовок 4-го класса точности комбинированным инструментом будет получен 2-й - 3-й класс точности.

Установлено, что при обработке вала в центрах, имеющего равномерно расположенный припуск, нельзя получить правильную цилиндрическую поверхность. Вследствие податливости технологической системы СПИД произойдет относительное отжатие инструмента и детали. Величина такого отжатия определится как сумма отжатий суппорта, передней бабки, задней бабки, инструмента и детали. Величина суммарного отжатия зависит от усилия, действующего при обработке заготовки, жесткости отдельных звеньев системы СПИД и места приложения действующего усилия.

Для выявления влияния схемы КИ на геометрическую точность в продольном направлении были проведены эксперименты с валками диаметром 50 мм и длиной 500 мм, которые обрабатывались в центрах КИ, выполненном по четырем схемам

(рис. 1). Эксперименты проводились при режимах обработки, обеспечивающих наименьшую шероховатость обработанной поверхности.

Для построения действительного профиля образцов в продольном направлении при обработке их КИ, выполненным по различным схемам, производилось измерение каждого вала в восьми сечениях (через 50 мм) в двух взаимно перпендикулярных плоскостях. Измерение осуществлялось с помощью скобы, снабженной индикатором с ценой деления 0,001 мм. После измерений строились кривые профиля валиков в продольном направлении для всех четырех схем (рис. 3). Как видно, наибольшее отклонение от геометрической формы цилиндра имеет вал, обработанный КИ, выполненным по первой схеме (кривая 1). В этом случае суммарное усилие имеет наибольшую величину, так как радиальные составляющие силы резания и усилие деформирования направлены в одну сторону. Поэтому КИ, выполненный по первой схеме, может найти применение для обработки лишь достаточно жестких деталей.

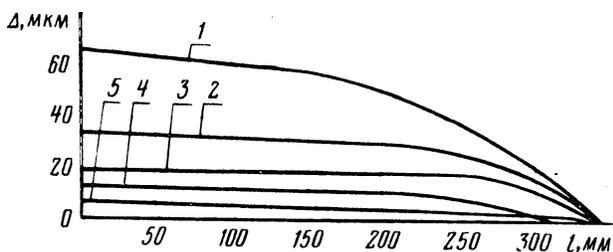


Рис. 3. Изменение профиля валов, обработанных комбинированным инструментом, выполненным по различным схемам.

У КИ, выполненного по второй схеме (рис. 3), радиальная сила резания и усилия деформирования частично уравновешиваются. Поэтому погрешность геометрической формы валика, обработанного этим инструментом, значительно меньше погрешности, полученной при обработке по первой схеме (кривая 3). Кривая 2 соответствует погрешности, получаемой при обработке КИ, выполненным по третьей схеме.

Наименьшую величину отклонения от правильной геометрической формы имеют валики, обработанные КИ, построенным по четвертой схеме. В этом случае усилие деформирования в значительной степени уравновешивается радиальной составляющей силы резания, а деформирующие элементы играют роль люнета, что приводит к незначительным суммарным отжатиям (кривая 5).

На рис. 3 для сравнения приведена кривая 4, которая характеризует отклонение от геометрической формы в продольном направлении валиков, обработанных одним резцом.

Резюме. Погрешность формы валиков, обработанных по четвертой схеме в 8 раз меньше погрешности, полученной при обработке по первой и в 4 раза – по второй схемам.

УДК 621.919.1

Н.И. Жигалко, канд.техн.наук,
Е.С. Викулов

УРОВЕНЬ ТЕМПЕРАТУРЫ РЕЗАНИЯ ПРИ ПРОТЯГИВАНИИ ЖАРОПРОЧНЫХ СПЛАВОВ С ПОВЫШЕННЫМИ СКОРОСТЯМИ РЕЗАНИЯ

Температура в зоне резания является одним из основных физических факторов процесса протягивания, определяющих уровень скоростей резания, износостойкость зубьев протяжек и оказывающих влияние на состояние протянутой поверхности и долговечность работы деталей машин.

Опыты по измерению температуры резания производились при протягивании образцов из жаропрочной аустенитно-карбидной стали ЗИ-572 (ЗХН19Н9МВТ) НВ = 290...355 и сплавов на никелевой основе АНВ-300 и ЖСК-К с НВ = 375...400, а также для сравнения конструкционной стали 40СНВ 185...200. Обработка осуществлялась незатупленной протяжкой из быстрорежущей стали Р18 или из твердого сплава ВК6М на поперечно-строгальном станке 7Б36. Образцы устанавливались на столе станка, а протяжка – на резцедержателе суппорта. Измерение температуры резания производилось методом естественной термомпары. Режимы протягивания были следующие: скорость резания $v = 0,5 \dots 30$ м/мин, а толщина среза (подъем на зуб) $S_z = 0,01 - 0,2$ мм. Передний угол зуба протяжки $\gamma = 0 \dots 20^\circ$.

Условия протягивания при проведении основных опытов устанавливались с учетом многофакторного эксперимента (табл.1), когда одновременно изменялись режимы протягивания и геометрические параметры протяжек, т.е. протягивание производилось в условиях, близких к реальным. Часть опытов также выполнялась по классической методике, когда один из параметров протягивания изменялся, а все остальные оставались постоянными.

Таблица 1

Номер п/п	v , м/мин	S_z , мм	γ°	T , $^\circ\text{C}$, для стали ЭЧ572	T , $^\circ\text{C}$, для сплава АНВ-300	Для сплава ЖСВ-К			
						v , м/мин	S_z , мм	γ°	\bar{T} , $^\circ\text{C}$
1	4,5	0,03	1,8	310	430	2,25	0,03	1,8	570
2	27,5	0,03	1,8	380	1000	18,25	0,03	1,8	880
3	4,5	0,18	1,8	340	580	2,25	0,18	1,8	570
4	27,5	0,18	1,8	590	870	18,25	0,18	1,8	880
5	4,5	0,03	18,2	240	490	2,25	0,03	18,2	620
6	27,5	0,03	18,2	500	580	18,25	0,03	18,2	120
7	4,5	0,18	18,2	370	750	2,25	0,18	18,2	680
8	27,5	0,18	18,2	590	750	18,25	0,18	18,2	280
9	18	0,1	10	480	870	10,25	0,1	10	680
10	30	0,1	10	500	870	20	0,1	10	380
11	2	0,1	10	290	430	0,5	0,1	10	280
12	18	0,2	10	240	950	10,25	0,2	10	800
13	18	0,01	10	460	460	10,25	0,01	10	570
14	18	0,1	20	500	950	10,25	0,1	20	940
15	18	0,1	0	590	870	10,25	0,1	0	740

Примечание. Значения T даны усредненные.

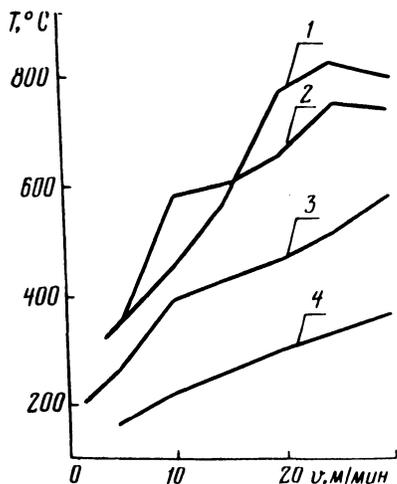


Рис. 1. Влияние скорости протягивания на температуру резания при обработке сталей и сплавов 1, 2, 3, 4 - марок 40, ЭИ-572, АНВ-300 и ЖСВ-К протяжкой с $S_z = 0,06$ мм: 1 - сплав ЖСВ-К; 2 - сплав АНВ-300; 3 - сталь ЭИ-572; 4 - сталь 40.

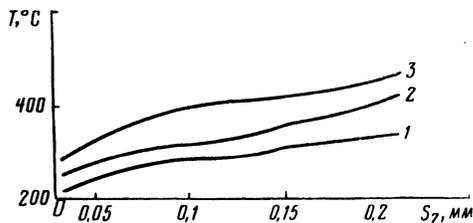


Рис. 2. Зависимость температуры резания от подъема на зуб при протягивании сплавов со скоростью резания $v = 4$ м/мин. Обозначения такие же, как на рис. 1.

Зависимости температуры резания от скорости протягивания $T = f(v)$ (рис. 1) и от толщины среза (подъем на зуб) $T = f(S_z)$ (рис. 2), построенные на основании опытов, когда изменялся один из параметров, а другие оставались постоянными, показывают, что с повышением подъема на зуб темпера-

тура резания увеличивается в меньшей степени, чем при повышении скоростей резания. Кроме того, температура резания при протягивании сплавов на никелевой основе АНВ-300 и ЖС6-К значительно выше, чем при протягивании жаропрочной стали ЭИ-572 и тем более конструкционной стали 40. Это связано с повышенными физико-механическими характеристиками перечисленных сталей по сравнению со сталями марок ЭИ-572 и 40. К тому же, чем тверже материал и чем меньше площадь соприкосновения сходящей стружки с передней поверхностью зуба протяжки, тем больше выделяется тепла и тем менее интенсивно оно отводится из зоны резания. Теплопроводность жаропрочных сплавов значительно ниже, чем сталей, а поэтому образуемая теплота в большей степени концентрируется в режущем инструменте.

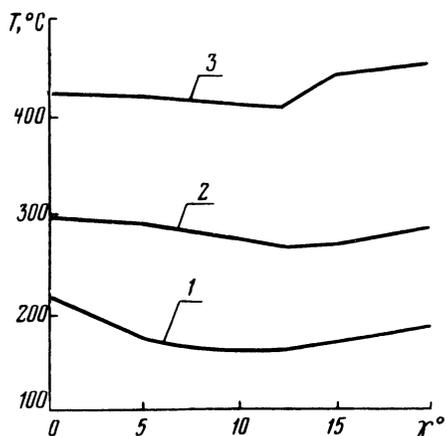


Рис. 3. Влияние переднего угла зуба протяжки на температуру резания при обработке сплавов с $v = 4$ м/мин и $S_z = 0,08$ мм. Обозначения такие же, как на рис. 1.

Изменение переднего угла в пределах от 0 до 20° оказывает значительное влияние на температуру в зоне резания (рис. 3). Наименьшая температура резания установлена при $\gamma = 10 - 12^\circ$. Обычно с увеличением переднего угла γ от 0 до 12° температура в зоне резания снижается, что связано с уменьшением степени деформации срезаемого слоя. При дальнейшем увеличении переднего угла γ до 20° температура резания повышается, что объясняется уменьшением угла заострения зуба протяжки и снижением интенсивности отвода тепла в инструмент из зоны резания.

Как указывалось, наряду с проведением опытов по классической методике по установлению зависимостей $T = f(v, S_z, \gamma)$ были также выполнены исследования по методике планируемого эксперимента, т.е. методом центрального композиционного пла-

Таблица 2

Марка стали	Номер опыта	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
ЭИ-572	T ^o , C (измер.)	310	380	340	590	240	500	370	590	460	500	290	240	460	500	590
	T ^o , C (вычисл.)	275,6	337,3	318,4	450,1	264,1	405,1	296,8	508,5	435,4	601,4	249,6	338	434,8	463,8	483,7

Марка сплава	T ^o , C	430	1000	580	870	490	580	750	750	870	870	430	950	460	950	870
АНВ-300	T ^o , C (вычисл.)	375,7	834,3	583,1	836,5	517,7	591,1	910,3	798,5	776,4	987,0	573,8	813,6	677,9	741,0	844,8

Марка сплава	T ^o , C (измер.)	570	860	570	680	620	120	680	280	680	380	280	800	570	940	740
ЖСВ-К	T ^o , C (вычисл.)	486	673,2	428,6	657,8	614,2	151,4	858	354	634,8	460	475,8	622,8	833	715	698,8

пирования. В результате математической обработки опытных данных (табл. 1) получены следующие уравнения регрессии:

1) при протягивании сплава ЖС6-К

$$T = 698,8 - 78,9X_1 + 61,3X_2 - 48,4X_3 - 10X_1X_2 - 162,5X_1X_3 + 50X_2X_3 - 106,6X_1^2 - 99,7X_2^2 + 50,04X_3^2; \quad (1)$$

2) при протягивании стали ЭИ-572

$$T = 483,7 + 68,3X_1 + 36,4X_2 + 11,7X_3 + 17,5X_1X_2 + 20X_1X_3 - 2,5X_2X_3 + 23,1X_1^2 - 126,6X_2^2 - 23,1X_3^2; \quad (2)$$

3) при протягивании сплава АНВ-300

$$T = 844,8 + 86,7X_1 + 98,7X_2 + 26,04X_3 - 46,25X_1X_2 - 96,25X_1X_3 + 51,25X_2X_3 + 24,6X_1^2 - 100,7X_2^2 - 90,3X_3^2. \quad (3)$$

Результаты сравнения измеренных ($T, ^\circ\text{C}$) и вычисленных ($\hat{T}, ^\circ\text{C}$) по формулам (1) - (3) значений температур представлены в табл. 2. Для определения коэффициентов множест-

Таблица 3

Номер опыта	ЭИ-572		АНВ-300		ЖС6-К	
	$T - \hat{T}, ^\circ\text{C}$	$T - \bar{T}, ^\circ\text{C}$	$T - \hat{T}, ^\circ\text{C}$	$T - \bar{T}, ^\circ\text{C}$	$T - \hat{T}, ^\circ\text{C}$	$T - \bar{T}, ^\circ\text{C}$
1	1183,0	13000	2959,0	85850	7058	216,1
2	1823,0	1938	27450,0	78730	34970	75790,1
3	468,8	7058	285,8	20450	18994	216,1
4	19600,0	27560	11222,0	21610	17,8	9082,1
5	580,8	33860	787,3	54290	33,8	1248,1
6	8892,0	5778	123,2	20450	986	215948,1
7	5358,0	2918	25700,0	712,9	30980	9082,1
8	6642,0	275,0	2352,0	712,9	5478	82842,1
9	805,2	1298	8781,0	21610	2043	9082,1
10	10208,0	5778	13890,0	21610	6400	41902,1
11	1832,0	17960	20880,0	85850	38420	82842,1
12	9604,0	33860	18610,0	51530	31330	46354,1
13	635,0	1298	47430,0	69170	69170	216,1
14	1354,0	5778	23680,0	51530	50630	126238,1
15	11246,0	27560	6350,0	21610	1697	24118,1
	79829,8	213188	210060,1	603715,8	298203,2	745173,5

Таблица 4

Обрабатываемый материал	Коэффициент множественной корреляции R	Значение A $A = R \sqrt{N-1}$
ЭИ-572	0,79	2,95
АНВ-300	0,99	3,6
ЖС6-К	0,77	2,93

венной корреляции, характеризующих тесноту связи температуры резания с независимыми переменными v , S_z и γ , определены значения $(T \dots - \hat{T} \dots)$ и $(T, ^\circ\text{C} - T, ^\circ\text{C})$. По полученным данным табл. 1 и 2 составлена табл. 3. Значения найденных коэффициентов корреляции приводятся в табл. 4. На основании значений коэффициентов корреляции, а также отклонений расчетных и экспериментальных значений температуры резания можно считать с вероятностью 0,95 установленные связи реальными, а коэффициенты корреляции значимыми. Имеющиеся расхождения в расчетных и экспериментальных величинах температуры резания при различных опытах можно объяснить погрешностью экспериментов, а также нелинейным влиянием учтенных факторов.

Таким образом, температура резания является основным параметром при определении характера износа протяжек и установления уровня скоростей протягивания, а также оказывает влияние на состояние протянутых поверхностей. Температура резания повышается с увеличением скоростей протягивания и подъемов на зуб. При этом наибольшее увеличение температуры наблюдается при повышении скоростей протягивания.

Резюме. Температура резания при протягивании жаропрочного сплава ЖС6-К значительно выше ($T^0 = 600 \dots 1000^\circ\text{C}$), чем при обработке стали ЭИ-572 ($T = 250 \dots 600^\circ\text{C}$) и тем более стали 40. В связи с этим обработку стали ЭИ-572 следует производить быстрорежущими протяжками и протяжками, оснащенными твердым сплавом, на повышенных скоростях резания, а обработку сплава на никелевой основе ЖС6-К - только твердосплавными протяжками с невысокими скоростями резания (v до 10 - 15 м/мин). Промежуточным по уровню температур резания является сплав на никелевой основе АНВ-300, обработку которого можно осуществлять на промежуточных режимах резания быстрорежущими и твердосплавными протяжками. Указанный сплав можно рекомендовать вместо дорогостоящего сплава ЖС6-К.

ТОЧНОСТНЫЕ ВОЗМОЖНОСТИ АВТОМАТИЧЕСКИХ ЛИНИЙ
ИЗ АГРЕГАТНЫХ СТАНКОВ

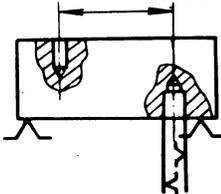
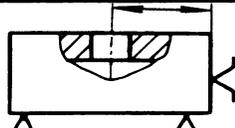
Задача количественной оценки точности обработки детали на автоматических линиях из агрегатных станков может быть решена двумя методами: расчетно-аналитическим и статистическим.

При первом методе, как известно, раздельно учитывается очень малая группа погрешностей или каждая производственная погрешность. Для определения последней необходимо установить математическую зависимость между данной погрешностью и факторами, от которых она зависит. Статистический метод основан на одновременном учете большой группы погрешностей или всех производственных погрешностей, возникающих в данных конкретных условиях обработки деталей. При этом методе значение ожидаемой погрешности не рассчитывается, а определяется путем сравнения условий, характерных для рассматриваемой ситуации, с теми условиями, для которых величина действительной погрешности обработки уже известна. Статистический метод уступает по точности решения расчетно-аналитическому (при условии, что имеется математическое описание влияния всех факторов на точность обработки деталей), но превосходит последний по скорости получения результирующих данных.

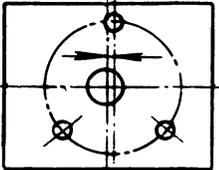
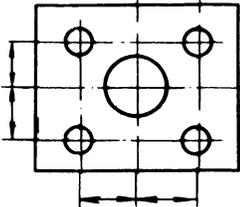
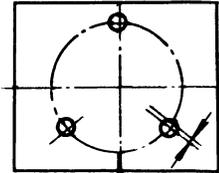
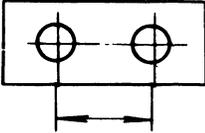
Заметим, что рассматриваемые методы не исключают, а дополняют друг друга. На первом этапе проектирования линий, когда необходимо выбрать возможные компоновки и установить, способна ли та или иная компоновка обеспечить обработку детали в соответствии с оговоренными техническими требованиями, вполне достаточна информация, предоставляемая статистическим методом. На последнем же этапе, когда оптимальный вариант компоновки автоматической линии уже выбран и требуется достаточно точно оценить его точностные возможности, целесообразно применять расчетно-аналитический метод. При этом значительно снижается трудоемкость расчетов.

Применительно к особенностям автоматических линий из агрегатных станков расчетно-аналитический метод рассмотрен в работе А.Г. Косиловой [1]. Основные положения оценки точностных возможностей агрегатных станков статистическим ме-

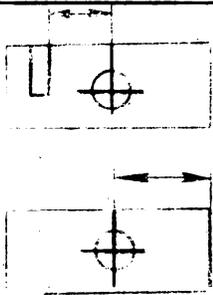
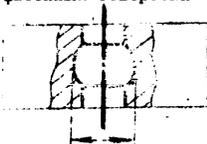
Таблица 1

Номер операции	Размер	Способ достижения	Тип линии и материал детали	Точностная характеристика	
				после допуска δ	% брака q
1	2	3	4	5	6
 <p>Расстояние между осями базовых и обрабатываемых отверстий</p>	а) сверление	спутниковая; чугун	0,1	19,75	
			0,2	4,45	
				0,3	0,5
				0,4	0,05
		б) растачивание жестким шпинделем		0,1	8,4
				0,2	0,3
				0,3	0,1
 <p>Расстояние между базовой опорной плоскостью и осью обрабатываемого отверстия</p>	а) сверление	беспутниковая; чугун	0,2	14,25	
			0,3	5,35	
				0,4	1,6
				0,5	0,35
				0,6	0,07
		б) сверление, зенкерование	беспутниковая; чугун, сталь	0,1	18,85
				0,15	9,2
				0,2	3,75
				0,3	0,4
				0,4	0,05
		в) растачивание жестким шпинделем	спутниковая; чугун	0,1	5,05
				0,15	0,7
				0,2	0,07
 <p>Расстояние от базовой опорной плоскости до оси обрабатываемого отверстия</p>	а) сверление, зенкерование	беспутниковая; сталь	0,1	18,85	
			0,15	7,5	
				0,2	2,75
				0,3	0,2
		б) растачивание жестким шпинделем		0,1	20,6
				0,15	10,95
				0,2	5,05
				0,3	0,7
 <p>Расстояние от базовой опорной плоскости до обрабатываемого торца</p>	расточивание жестким шпинделем на упоре силового ствoла	спутниковая; чугун	0,1	22,35	
			0,2	6,45	
				0,3	1,15
				0,4	0,14

Продолжение

1	2	3	4	5	6
5	 <p>Несоосность системы обработанных отверстий относительно центрального обработанного отверстия</p>	отверстия системы - сверление; центральное отверстие - растачивание по 3а классу точности; обработка системы отверстий и центрального отверстия ведется на разных позициях	спутниковая; чугун	0,1 0,2 0,3	11,7 0,75 0,05
6	 <p>Смещение осей обработанных отверстий относительно центрального обработанного отверстия</p>	центральное отверстие - растачивание, остальные - сверление; обработка ведется на разных позициях	спутниковая; алюминий	0,2 0,3 0,4 0,6 0,8	22,05 12,5 6,2 1,05 0,14
7	 <p>Смещение осей отверстий от номинального расположения в системе отверстий</p>	сверление на одной позиции	спутниковая; чугун	0,1 0,2 0,3	5,25 0,07 0,01
8	 <p>Межосевое расстояние</p>	а) сверление	спутниковая; чугун, сталь	0,2 0,3 0,4 0,5	9 2,25 0,35 0,05
			беспутниковая; сталь	0,2 0,3 0,4 0,5	11,3 3,5 0,8 0,14
		б) сверление, земкерование	спутниковая; сталь	0,1 0,15 0,2	3,85 0,35 0,05
			беспутниковая; чугун	0,1 0,15 0,2	4,74 0,95 0,06

Продолжение

1	2	3	4	5	6
		в) сверление, зенкерование, развертывание	спутниковая, сталь; бесспутнико- вая, сталь	0,08 0,1 0,15	8,05 0,5 0,1
9	 <p>Расстояние от оси обработанного отверстия до обработанной плоскости или до края обработанной канавки</p>	отверстие - зенкерование F, плоскость или канавка - фре- зерование; об- работка ведет- ся на разных позициях	бесспутниковая, чугун; спутниковая, сталь	0,1 0,2 0,3 0,4	20,35 4,74 0,6 0,05
10	 <p>Точность выполнения отверстий</p>	а) сверление, зенкерование	бесспутниковая, чугун	0,04 0,06 0,08 0,10 0,12	18,95 9,5 3,9 1,4 0,3
		б) сверление, зенкерование, развертывание		0,02 0,03 0,04 0,06 0,08	20,05 10,55 4,74 0,6 0,08
		в) получисто- вое растачива- ние жестким шпинделем	спутниковая, чугун	0,03 0,05 0,08 0,1	17,8 8,2 0,7 0,14
		г) чистовое растачивание (обтачивание) жестким шпин- делем	спутниковая, алюминий	0,03 0,04 0,05	3,2 0,7 0,14
11	<p>Точность выполнения фасонных отверстий</p> 	растачивание широким фа- сонным резцом	спутниковая, чугун	0,05 0,08 0,1 0,12 0,15	15,4 5,05 2,0 0,7 0,14

тодом были впервые освещены в работе [2] и сводятся они к следующему.

В результате измерений по малым выборкам действительных размеров деталей, обработанных на отлаженных станках, устанавливаются меры рассеивания. Так как число наблюдений по каждой выборке мало ($n \leq 10$), то в качестве меры рассеивания используется размах распределения, т.е. разность между наибольшим и наименьшим наблюдаемыми значениями случайной величины. Зная размахи по каждой выборке, можно определить среднее арифметическое значение размахов $\bar{\omega}$. Как известно из теории малых выборок, $\bar{\omega} = d_n \sigma_0$, где σ_0 - среднее квадратическое отклонение генеральной совокупности; d_n - коэффициент, зависящий от объема выборки. Из теории выборки применительно к металлорежущему оборудованию известна зависимость между средним квадратическим отклонением σ_0 , требуемой точностью обработки δ , величиной смещения центра настройки E и процентом брака q :

$$q = \left[\left(0,5 - \Phi \frac{0,5\delta \pm E}{\sigma_0} \right) \right] 100\%, \quad (1)$$

где $\Phi \left(\frac{0,5\delta \pm E}{\sigma_0} \right)$ - нормированная функция Лапласа, которая определяется по таблицам. Подставляя в формулу (1) значения δ , находим величину q . Зависимость между величинами δ и q выражает точностные возможности оборудования при определенных условиях.

В соответствии с изложенными положениями были обследованы 17 автоматических линий агрегатных станков производства МЗАЛ. Результаты исследования, а именно количественная зависимость между величинами δ и q , характеризующими соответственно поле допуска на обрабатываемый размер и получаемый при этом вероятный процент брака, представлены в табл. 1. Эти данные позволяют в определенной степени уже сейчас прогнозировать точностные возможности автоматических линий МЗАЛ.

Резюме. Дальнейшее накопление и обобщение результатов аналогичных исследований (включая исследование линий, проектируемых и изготавливаемых другими организациями и предприятиями) позволит получить исчерпывающие данные для проектирования автоматических линий.

Л и т е р а т у р а

1. Косилова А.Г. Точность обработки деталей в машиностроении на автоматических линиях. М., 1976. 2. Меламед Г.И. и др. Агрегатные станки. М., 1964.

УДК 621.9.01

А.И. Кочергин, канд.техн.наук

МЕТОДИКА ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО ОПРЕДЕЛЕНИЯ СТОЙКОСТНЫХ ЗАВИСИМОСТЕЙ ПРИ ИЗМЕНЕНИИ ЭЛЕМЕНТОВ РЕЖИМА РЕЗАНИЯ В БОЛЬШИХ ИНТЕРВАЛАХ

Если элементы режима резания (глубина резания t , подача s и скорость резания v) изменяются в больших интервалах, то применение методов полного факторного эксперимента и центрального композиционного планирования [1] для получения стойкостных зависимостей может привести к напрасным затратам времени и средств. Это объясняется необходимостью выполнения опытов в строго определенных точках факторного пространства, в том числе и в той, где t , s , v одновременно находятся на нижних уровнях, а стойкость инструмента может быть очень высокой. В результате стойкостные исследования могут оказаться длительными даже при небольшом числе экспериментальных точек.

Предлагаемая методика получения стойкостных зависимостей позволит поддерживать минимальным время на экспериментирование. Прежде всего необходимо правильно выбрать пределы изменения глубины резания и подачи. Практического значения не имеют следующие сочетания элементов режима: а) большая глубина резания и очень малая подача; б) малая глубина резания и очень большая подача. В этом можно убедиться, если перевести в графики таблицы режимов резания. На рис. 1 графически показана карта 19 из справочника [2] (точение резцами из сплава Т5К10 конструкционных углеродистых и хромистых сталей; $\varphi = 30^\circ$, $\varphi_1 = 10^\circ$).

На рис. 2 в логарифмических координатах изображены поверхности равной стойкости T для уравнения

$$T = \frac{C}{t^x s^y v^z} \quad (1)$$

Таким образом, область разумных сочетаний глубины резания и подачи находится между отрезками АВ и CD, а для составления таблиц режимов резания необходимо исследовать точки пространства $K = AMNPCA_1M_1N_1P_1C_1$.

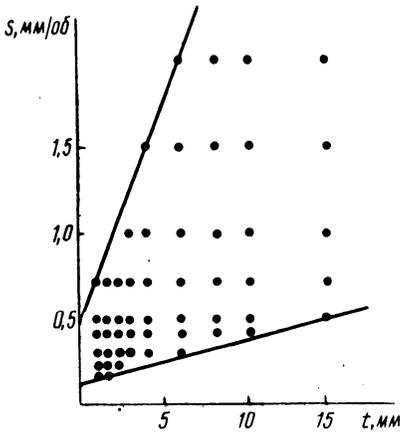


Рис. 1. Пример применяемых сочетаний глубины резания и подачи.

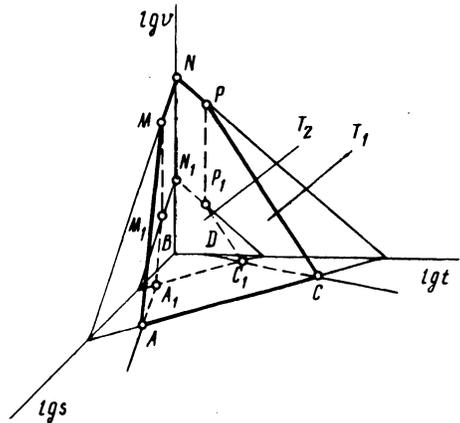


Рис. 2. Поверхности равной стойкости.

На основании проведенного анализа предлагается следующая методика определения стойкостных зависимостей.

1. Задаемся пределами изменения глубины резания t_1, t_2 и подачами s_1, s_2 , исходя из рекомендаций для аналогичных инструментов и обрабатываемых материалов, прочности инструмента, результатов предварительных опытов.

2. Ограничиваем область допустимых сочетаний величин глубины резания и подачи (на рис.3 эта область заштрихована).

3. Разбиваем названную область на две-три части, в каждой из которых будем искать зависимость стойкости от элементов режима резания. Эти частичные области могут пересекаться.

4. Для каждой из частичных областей необходимо установить пределы изменения скорости резания v так, чтобы величины стойкости инструмента во всех точках плана находились в интервале между T_1 и T_2 , выбранными по экономическим соображениям. Предположим, что начинаем исследования в области I (рис. 3). Наиболее вероятно, что стойкость будет максимальной, когда глубина резания t и подача s находятся на нижних уровнях. Поэтому для оценки предельных значений v находим зависимость стойкости от v с исполь-

зованием какого-либо метода ускоренных испытаний при минимальных значениях t и s .

В этом эксперименте v изменяется в относительно узком интервале, и можно получить одну из зависимостей, изображенных на рис. 4. По кривым 2, 3 и 4, варьируя скорость резания, находим ее значения, которые обеспечивают заданные уровни стойкости инструмента. При этом необходимо следить, чтобы в точках, где v обуславливает наименьшую стойкость, а t и s одновременно или порознь находятся на верхнем уровне, стойкость не получалась слишком малой. По-иному выбираются пределы изменения v по кривой вида I. Как и в предыдущих случаях, корректируем предельные значения v , чтобы в крайних точках стойкость не была слишком малой или слишком большой. Для снижения слишком большой стойкости при среднем уровне v увеличиваем первоначально принятые нижние уровни t и s .

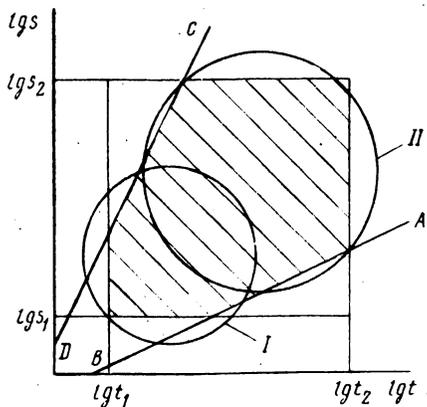


Рис. 3. Разбиение области изменения глубины резания и подачи.

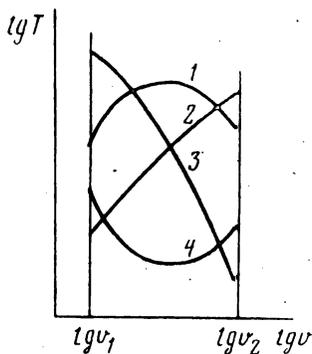


Рис. 4. Возможные зависимости между скоростью резания и стойкостью инструмента.

5. По методу полного факторного эксперимента или центрального композиционного планирования выполняем стойкостные опыты в области I (рис. 3).

6. Пользуясь ускоренными методами стойкостных исследований и экстраполяцией стойкостного уравнения, полученного в области I, определяем нижний и верхний уровни скорости резания для области II.

7. По изложенной методике выводим стойкостное уравнение для области II и для других областей.

Резюме. По предложенной методике стойкостных зависимостей находят область разумных сочетаний величины глубины резания и подачи, разбивают ее на две-три части. Затем в каждой из них с помощью ускоренного метода следует установить пределы изменения скорости резания и найти стойкостную зависимость.

Л и т е р а т у р а

1. Налимов В.В., Чернова Н.А. Статистические методы планирования экстремальных экспериментов. М., 1965. 2. Справочник нормировщика-машиностроителя. Т. 2. Техническое нормирование станочных работ. М., 1961.

УДК 621.951.4

Ю.А. Новоселов, канд.техн.наук,
В.А. Терентьев

ПРОЧНОСТНОЙ РАСЧЕТ СБОРНЫХ РЕЗЦОВ

Работоспособность того или иного резца зависит от значений и распределений напряжений, развиваемых в элементах его конструкции, особенно в режущей пластинке, как после сборки резца, так и в процессе его работы.

Определим напряженное состояние двух конструкций сборных токарных резцов, разработанных в ВНИИ и Новополоцком политехническом институте (НПИ). Рассмотрим напряжения после сборки.

Резец ВНИИ. Схема крепления режущей пластинки этого резца, а также схема статического равновесия представлены на рис. 1. Осевая сила P_B винта, возникающая при его затяжке, вызывает между клином и скосом державки нормальную силу реакции F_N и силу трения F_{TB} , условно сосредоточенные в средней точке В контактной площадки (рис. 1, б). Подобные силы реакции действуют и с другой стороны клина в точке А (силы R и F_{TA}).

Приняв $F_{TB} = F_N \cdot f_{TP,B}$, $F_{TA} = R \cdot f_{TP,A}$, $f_{TP,B} = f$, после преобразований получим выражение для определения нормальной реакции опоры между клином и режущей пластинкой

$$R = \frac{P_B (1 - f \operatorname{tg} \psi)}{\operatorname{tg} \psi (1 - f^2) + 2f} \quad (1)$$

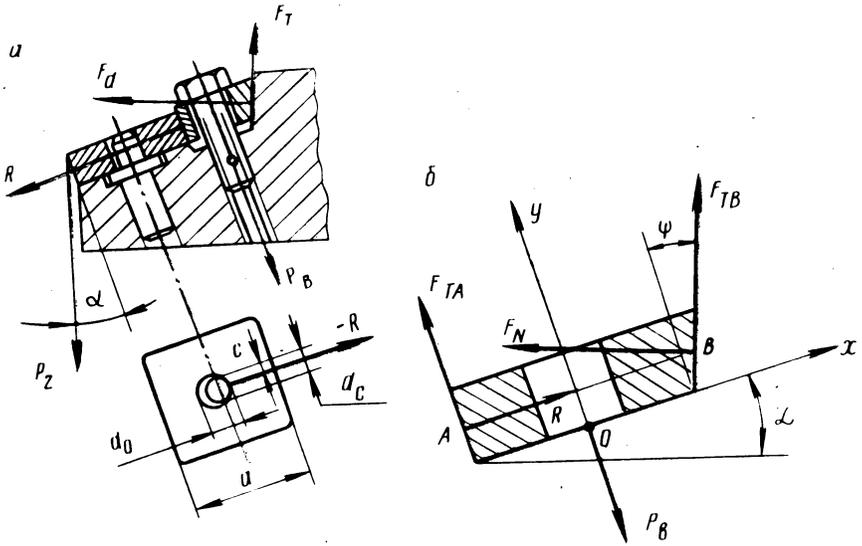


Рис. 1. Схема сил, действующих на элементы реза ВНИИ: а - общая схема реза; б - система сил, приложенных к клину.

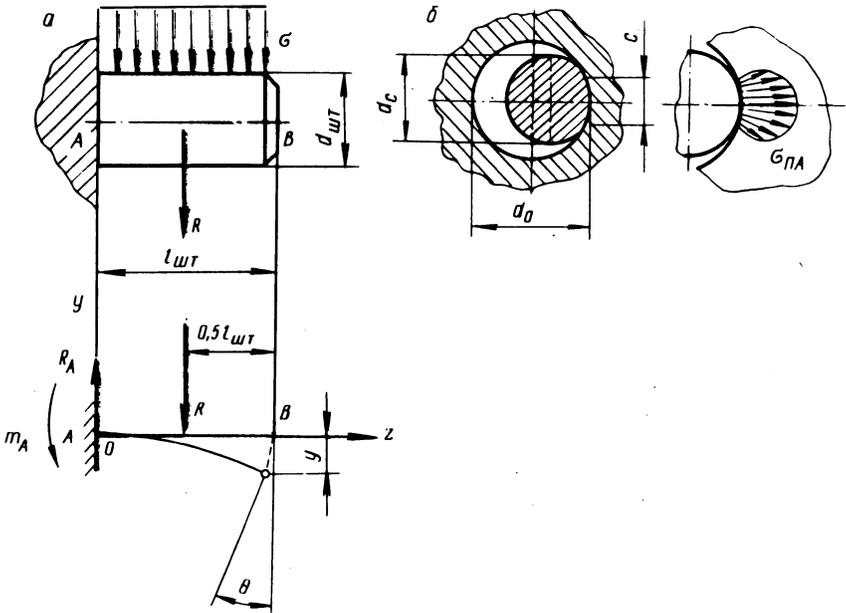


Рис. 2. Схема расчета напряжений в консольной части штфта реза ВНИИ: от деформации изгиба (а) и смятия (б).

Штифт, как основной крепежный элемент реза, испытывает сложную деформацию изгиба, среза и смятия. Оценим степень его деформации. На рис. 2 приведена расчетная схема, на которой выступающая часть штифта принята за консольную балку с равномерным распределением удельной нагрузки ζ от силы R вдоль оси штифта. Сила R , как показано на рис.1, приложена к средней части консоли штифта.

Исходя из известных формул сопротивления материалов, можно записать уравнения прогиба и угла поворота сечения при изгибе штифта:

$$y = \frac{5}{48} \frac{R l^3}{E J} \text{ шт}^3, \quad (2) \quad \theta = \frac{1}{8} \frac{R l^2}{E I} \text{ шт}^2, \quad (3)$$

где E - модуль упругости; I - момент инерции сечения штифта.

Поскольку диаметр отверстия режущей пластинки несколько больше диаметра штифта, расчет на смятие следует произвести по формуле Герца для случая контактного взаимодействия вогнутой и выпуклой цилиндрических поверхностей:

$$\sigma_{\text{см}} = 0,418 \sqrt{\frac{R E}{h \rho}}, \quad (4)$$

где R - усилие контактного взаимодействия двух тел/сила реакции; E - приведенный модуль упругости, $E = 2 E_1 E_2 / (E_1 + E_2)$; h - длина участка контакта (ширина пластинки); ρ - приведенный радиус кривизны контактных поверхностей, $\frac{1}{\rho} = \frac{1}{R_1} - \frac{1}{R_2}$ или $\rho = 2 \frac{d_o d_c}{d_o + d_c}$ (d_o - диаметр отверстия в пластинке, d_c - диаметр штифта).

Напряжения, вызывающие деформацию среза штифта, находим по формуле

$$\tau_{\text{ср}} = \frac{4 R}{\pi d^2}. \quad (5)$$

Расчет, выполненный по приведенным формулам для конкретного реза средних размеров, позволил установить следующее.

1. Линейные и угловые деформации изгиба штифта предельно малы ($y = 0,005$ мм, $\theta = 4,2^{\circ}$), не являются лимитирующими и не могут служить сигналом к изменению размеров или конструкции штифта.

2. Контактные напряжения, развиваемые на штифте в результате его взаимодействия с твердосплавной пластинкой, достигают критических разрушающих значений ($\sigma_{\text{см}} = 127 \text{ кгс/мм}^2$), в несколько раз превышающих допускаемое напряжение на смятие материала штифта ($[\sigma_{\text{см}}] = 29 \text{ кгс/мм}^2$). Кроме того, найденные контактные напряжения сравнительно близки (по крайней мере имеют тот же порядок) напряжениям сжатия, допускаемым твердосплавной пластинкой ($\sigma_{\text{сж}} = 370 \text{ кгс/мм}^2$). Все это указывает на то, что штифт в конструкции резца с клиновым распором является ненадежным элементом. Высокие же контактные напряжения при наличии в твердом сплаве определенных дефектов могут вызвать поломку режущей пластинки в момент ее закрепления, что нередко и наблюдается на практике.

3. Вызываемые при зажатии режущей пластинки касательные напряжения среза консольной части штифта ($\tau_{\text{сд}} = 12 \text{ кгс/мм}^2$) могут быть соизмеримы с допускаемым напряжением на срез материала штифта ($[\tau_{\text{сд}}] = 11 \text{ кгс/мм}^2$). Это также указывает на ненадежность штифта, работающего в клиновом распоре.

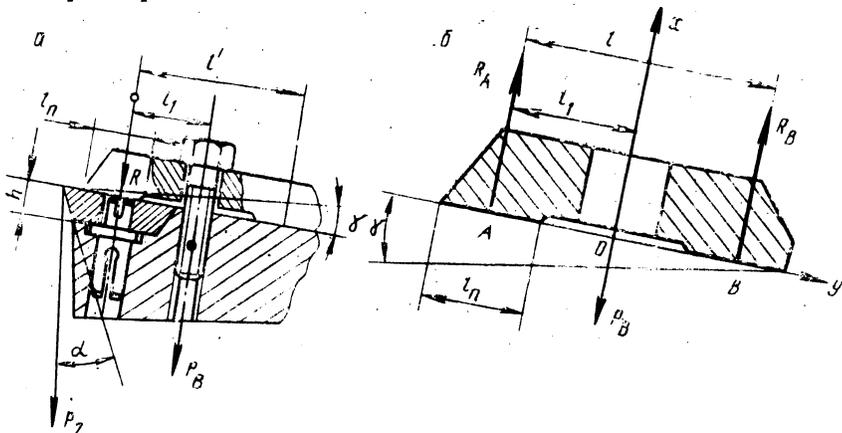


Рис. 3. Схема сил, действующих на элементы резца НПИ: а - общая схема резца; б - силы, действующие на прихват.

Таким образом, расчеты показали несовершенство метода крепления режущей пластинки в резцах конструкции ВНИИ. По этим причинам резцы не имеют необходимой жесткости и в условиях производства не используются на силовых режимах и при снятии больших припусков.

Резец НПИ. Из приведенных на рис. 3 схем головной части резца, а также силового равновесия прихвата видно, что в данном случае имеет место более простая ситуация нагружения прихвата и режущей пластинки. Под действием развиваемого винтом усилия P_B на опорных площадках прихвата (рис. 3, а) возникают силы реакции R_A и R_B . Нормальные контактные напряжения на опорных площадках определяются из выражений

$$\sigma_A = \frac{P_B}{a l_n} \left(1 - \frac{l}{l} \right), \quad \sigma_B = \frac{P_B}{a l_n} \frac{l}{l} \quad (6)$$

Расчеты, выполненные для того же среднего резца, показали что нормальные напряжения в режущей пластинке от зажима ее прихватом малы ($\sigma = 0,44 \text{ кгс/мм}^2$), что указывает на высокую жесткость, надежность и большую работоспособность предложенных резцов.

Рассмотрим напряжения при резании.

Резец ВНИИ. Схема нагружения режущей пластинки в процессе резания приведена на рис. 4, а. На пластинку действует главная составляющая силы резания P_Z и нормальная составляющая P_n , нормальная N и касательная F силы реакции на опорной площадке державки, нормальная сила на грани пластинки R'' и соответствующая ей касательная сила T'' , а также двойная сила трения $2T$ от статического зажима режущей пластинки. Силы N и R'' , учитывая, что $F = fN$, $T'' = fR''$, $T' = fR$, $P_n = 0,3P_Z$, определяют из уравнений равновесия:

$$N = \frac{P_Z [\sin \alpha (0,3 - f) + \cos \alpha (1 + 0,3f)] + 2f \cdot R}{1 + f^2} \quad (7)$$

$$R'' = P_n \cos \alpha - P_Z \sin \alpha - fN \quad (8)$$

Расчеты, выполненные по формулам (7) и (8) для обычного и силового режимов, показали следующее.

1. Нормальные силы N реакции в обоих случаях пропорциональны действующей силе резания P_Z и оказывают на режущую пластинку значительное давление. При недостаточной плотности опорного контакта, при перекосах пластинки, что часто имеет место, это давление может привести режущую пластинку к поломке.

2. Дополнительная распорная нагрузка R'' , действующая на режущую пластинку между штифтом и клином в процессе реза-

ния, не выходит за пределы 20–30 кгс даже в случае сверхтяжелых режимов и составляет 10% от силы зажима R . Это означает, что силы резания не улучшают условий закрепления режущей пластинки, а также несколько повышают контактные напряжения смятия и среза. Эти напряжения могут также увеличиваться при температурном расширении твердого сплава в процессе резания. Таким образом, расчеты показали, что резец конструкции ВНИИ является относительно непрочным.

Резец НПИ. Схема действия сил на режущую пластинку, находящуюся в равновесном состоянии, приведена на рис. 4, б. К пластинке приложены силы резания P_z и P_n , нормальная реакция N на опорной плоскости пластины, сила трения F от нормальной реакции N , двойная сила трения $2F_1$ статического зажима, нормальная Q и касательная S силы реакции на боковой базовой грани пластинки.

Приняв во внимание $F = fN$, $F_1 = fR_A$, $S = fQ$, $P_n = 0,3P_z$, можно записать

$$N = \frac{1}{f}(P_n \cos \gamma + P_z \sin \gamma) - 2R_A - \frac{Q}{f} [c \cos(\gamma + \alpha) + f \sin(\gamma + \alpha)], \quad (9)$$

$$Q = \frac{P_z [\sin \gamma (1 - 0,3f) - \cos \gamma (f - 0,3)] - 2fR_A}{(1 + f^2) \cos(\gamma + \alpha)}. \quad (10)$$

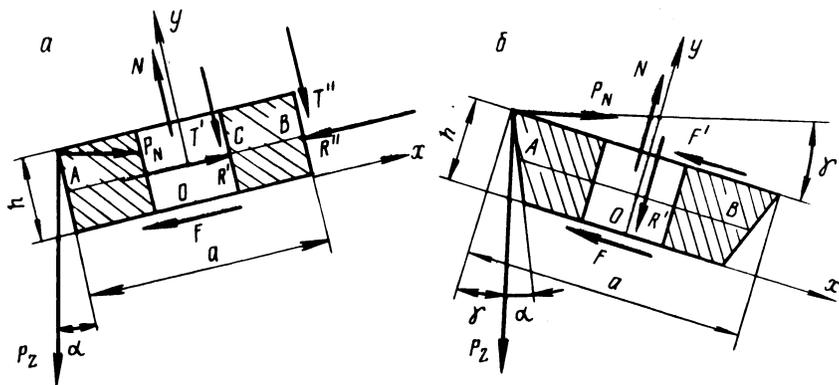


Рис. 4. Схема равновесия режущих пластинок в процессе резания: а - резца ВНИИ; б - резца НПИ.

Расчеты по формулам (9) и (10) для различных режимов резания показали, что силы реакции с увеличением силы резания пропорционально возрастают (как и в резцах ВНИИ). Однако режим режущей пластинки сверху обеспечивает (в отличие от резца ВНИИ) плотное прилегание пластинки к державке, в

результате чего контактные напряжения в области опоры пластинки остаются незначительными ($\sigma = 5 \dots 6$ кгс/мм²) и не вызывают очагов разрушения твердого сплава (рис. 4).

Резюме. Прочностный расчет сборных токарных резцов двух конструкций позволил установить их преимущества и недостатки и определить области использования резцов: резца ВНИИ – на чистовой обработке, резца НПИ – на обдирочных операциях с повышенными режимами резания и в других условиях.

УДК 621.9

Е.Э. Фельдштейн

ТОНКОЕ ТОЧЕНИЕ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ

При изготовлении матриц для холодного выдавливания широко используются закаленные стали типа 9ХС и Х12. Эти материалы характеризуются низкой обрабатываемостью и в то же время не обеспечивают высокую стойкость матриц. В связи с этим на основе железа и хрома разработаны материалы, полученные методом порошковой металлургии и обеспечивающие стойкость матриц в несколько раз большую, чем инструментальные стали.

Одним из способов формирования рабочих поверхностей матриц является тонкое точение. Так как материал матриц обладает высокой твердостью и истирающей способностью, для его обработки широко используются твердые сплавы и синтетические сверхтвердые материалы. В нашем случае тонкое точение осуществлялось резцами из Т30К4 и сверхтвердого материала гексанит-Р при скоростях резания 5-200 м/мин с подачей 0,05 мм/об и глубиной резания 0,1 мм. Исследовалась обрабатываемость сталей 9ХС HRC 55-58, Х12 HRC 58-62 и порошкового материала 70% Fe + 30% ПХ30, цементованного и закаленного до HRC 58-62.

В результате исследований установлен сложный характер зависимости $T - V$ для названных материалов (рис.1). Это связано с тем, что в зависимости от скорости резания преобладают различные причины износа режущих кромок резца. Использование синтетического сверхтвердого материала гексанит-Р обеспечивает резкое возрастание производительности и стойкости по сравнению с твердым сплавом Т30К4. Например, для стали 9ХС гексанит позволяет увеличить скорость реза-

ния до трех раз при одновременном увеличении стойкости реза также до трех раз. При обработке стали Х12 гексанит имеет двукратное преимущество по сравнению с Т30К4 (рис. 1).

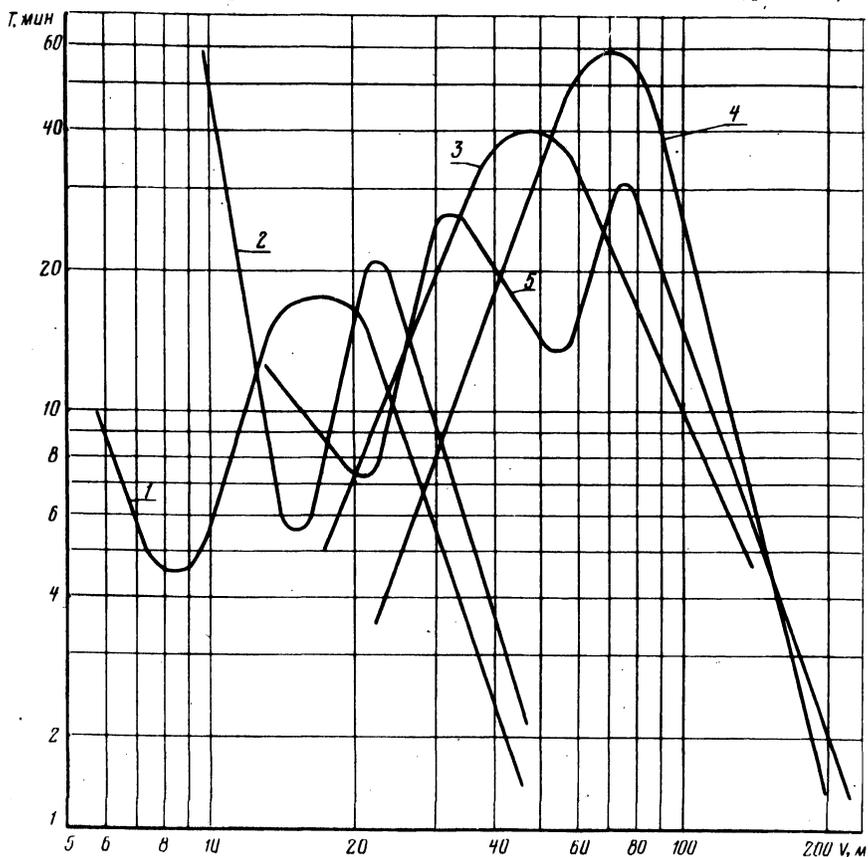


Рис. 1. Зависимости $T - V$ для сочетаний резец-деталь: 1 - Х12-Т30К4; 2 - ЭХС-Т30К4; 3 - Х12-гексанит-Р; 4 - 9ХС-гексанит-Р; 5 - 70%Fe+ 30% ПХ30-гексанит-Р.

Обрабатываемость порошкового материала при точении резцами из гексанита-Р в диапазоне скоростей резания 80... 200 м/мин можно считать аналогичной обрабатываемости сталей 9ХС и Х12. Это особенно важно в связи с тем, что стойкость матриц из этого материала выше стойкости матриц из инструментальных сталей.

Резюме. Результаты исследования процесса тонкого точения инструментальных сталей и материалов, полученных методом порошковой металлургии, позволяют рекомендовать для обработки матриц сверхтвёрдый материал гексанит-Р.

ТЕМПЕРАТУРА РЕЗАНИЯ ПРИ СВЕРЛЕНИИ МЕДИ

Температура резания измерялась методом полусинтетической термопары (рис. 1). Две половины заготовки тщательно обрабатывались и притирались по плоскости разреза. На одной из половин в канавки, параллельные оси отверстия, закладывались и приклеивались изолированные константановые проволоки диаметром 0,08 мм. Тщательная подгонка плоскостей разреза и сжатие половин заготовок болтами обеспечивали заземление проводников и безударную работу инструментов. При прохождении каждой кромки сверла константановая проволочка перерезалась и замыкалась с заготовкой. Образовывалась полусинтетическая термопара: константановая проволочка — медная заготовка. Включенный в цепь гальванометр регистрировал возникающую в момент перерезания проволочки термоЭДС. Сверло, заготовка и втулка кондуктора изолировались текстолитом. Сверло устанавливалось таким образом, чтобы перерезаемая проволочка находилась на расстоянии $0,7d$ от центра сверла, где, как известно, температура наиболее высокая.

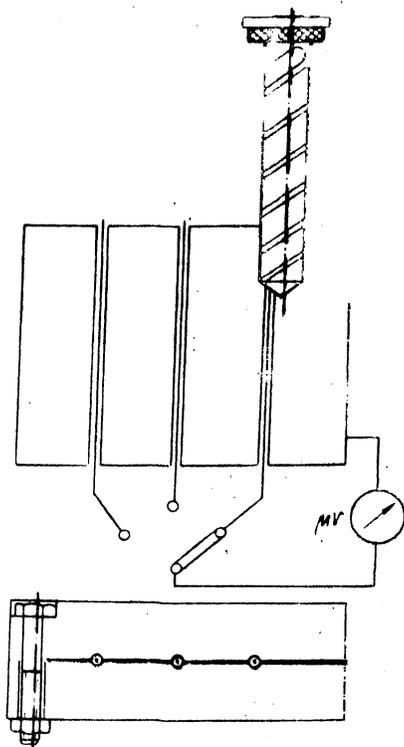


Рис. 1. Схема измерения температуры.

Сверление выполнялось удлиненными спиральными сверлами диаметром 12 мм из стали Р18 (ГОСТ 2092-60). Геометрические параметры сверл оптимальные, устанавливались предыдущими экспериментами: $2\psi = 116...118^\circ$, $\alpha = 12...14^\circ$. На передней поверхности с целью дробления стружки затачивался уступ с параметрами $h = 0,02 d$ мм, $l = 0,1 d$ мм, $\gamma = 12 - 14^\circ$. Зад-

няя поверхность сверла плоская. Горизонтальное сверление выполнялось по кондуктору в специальном приспособлении на токарно-винторезном станке модели 1К620 с бесступенчатым регулированием чисел оборотов шпинделя. Охлаждающая жидкость – смесь сульфозрезола с керосином (1:1). Влияние скорости резания на температуру резания исследовалось при скоростях резания $v = 15-50$ м/мин и постоянной подаче, равной 0,1 мм/об (рис. 2, а).

Изменение уровня температур в различных диапазонах скоростей резания объясняется тем, что при скоростях резания, превышающих оптимальную величину ($v = 30$ м/мин), ухудшаются условия резания: образуется сливная стружка и затрудняется подвод смазочно-охлаждающей жидкости.

В зависимости от скорости резания и вида стружки изменяются условия распределения тепла между сверлом, деталью и стружкой. Чем лучше условия удаления стружки из зоны резания, тем меньше тепла получает от стружки сверло. Так как значительное влияние на температуру резания оказывает теплопроводность обрабатываемого материала (у меди она равна 331 ккал/м·час·град), то количество тепла, которое отводится в единицу времени в заготовку и стружку, будет весьма большим. Этим объясняется относительно низкий уровень температур в зоне резания при сверлении меди МЗ.

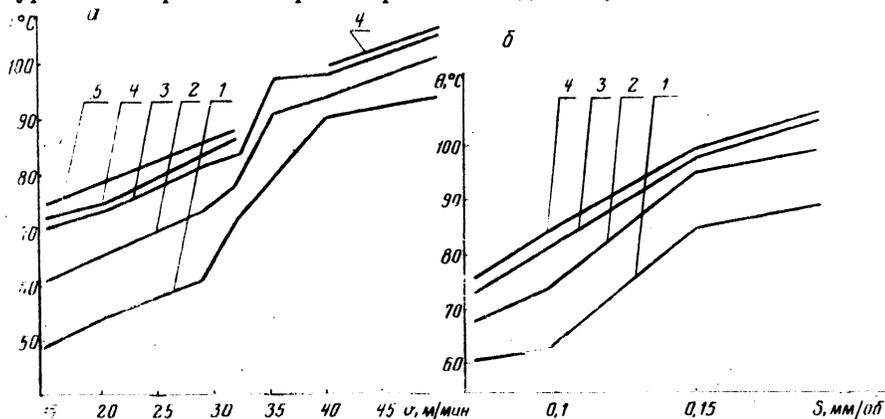


Рис. 2. Влияние скорости резания (а; сверла из стали P18, $d = 12$ мм; $S = 0,1$ мм/об) и подачи (б; сверла из стали P18, $d = 12$ мм, $v = 29$ м/мин) в зоне резания при сверлении деталей из меди МЗ: 1 - 1d; 2 - 3d; 3 - 5d; 4 - 6d; 5 - 7d.

Влияние подачи на температуру резания исследовалось при подачах 0,07...0,195 мм/об и скорости резания 29 м/мин (рис. 2, б). При подачах более 0,1 мм/об вид стружки изменяется. Среди коротких элементов стружки, свернутых конусом,

появляются куски сливной стружки, длина которых с увеличением подачи и глубины просверливаемого отверстия возрастает. При подачах 0,15 и 0,195 мм/об можно производить сверление только до глубины $l = 6d$. Уже на этой глубине отверстия сверло поскрипывало, появлялись вибрации, условия работы инструмента ухудшались.

Влияние глубины сверления на температуру в зоне резания исследовалось при скоростях резания 15...50 м/мин и подачах 0,07...0,195 мм/об. Установлено, что увеличение глубины сверления до 7 диаметров приводит к росту температуры в 1,2 раза при скорости резания 30 м/мин и подаче 0,1 мм/об. При сверлении на режимах, обеспечивающих стойкость сверла 90...100 мин, температура после врезания сверла в заготовку увеличивалась лишь на 15...17°C, вид стружки в процессе резания при этом не изменялся.

Расчет температуры резания в исследованном диапазоне скоростей может быть произведен по формуле

$$\theta^{\circ} = 42,5 v^{0,42} S^{0,36} K_1.$$

Коэффициент K_1 , учитывающий глубину сверления, можно определить по следующим данным:

l	3d	5l	6l	7l
K_1	1,0	1,1	1,13	1,14

Резюме. При сверлении меди М3 сверлами из быстрорежущей стали со специальной заточкой в зоне скоростей 30-35 м/мин наблюдается подъем температур в 1,2-1,3 раза. Увеличение глубины сверления до 7d приводит к росту температуры в 1,2 раза. Приведена расчетная зависимость для определения температуры резания при сверлении меди М3.

УДК 621.993.015

В.И. Шагун, канд.техн.наук

ВЛИЯНИЕ КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ МАШИНЫХ МЕТЧИКОВ НА ШЕРОХОВАТОСТЬ ПОВЕРХНОСТЕЙ РЕЗЬБЫ, НАРЕЗАННОЙ В СТАЛИ

Резьбу нарезали в стали 45 методом самозатягивания четырехканавочными метчиками двух типов: типа А (затылованы по профилю на всей ширине пера) и типа Б (затылованы по профилю на 2/3 ширины пера). Исходные параметры метчиков:

задний угол 5° ; передний угол 10° ; угол заборного конуса - $14^{\circ}50'$; обратная конусность - $0,1:100$ мм, стружечная канавка прямая; величина затылования по профилю на угловом шаге перьев $0,135$ мм для метчиков типа А; $0,4$ мм для метчиков типа Б. Исследовалось влияние на шероховатость поверхности резьбы радиального биения перьев метчика на заборной части, ширины незатылованной части пера метчиков типа Б, длины калибрующей части метчиков, а также направления стружечной канавки.

Поперечную шероховатость резьбы измеряли на микроскопе МИС-11 в разных сечениях по длине резьбы и с разных сторон. Относительная погрешность результатов эксперимента от ± 15 до $\pm 25\%$ при уровне надежности $0,95$. Анализ результатов эксперимента позволяет полагать, что на шероховатость поверхностей нарезаемой резьбы заметно влияют силы резания, которые следующим образом сказываются на формировании микрорельефа.

Под действием осевой составляющей силы резания метчик прижимается к одной из сторон витков нарезаемой резьбы и срезает с этих сторон дополнительную стружку. На сторонах, противоположных опорным, остаются ступеньки, увеличивающие их шероховатость. По мере продвижения метчика в отверстие подрезание каждого последующего витка резьбы уменьшается, так как уменьшаются удельные давления от осевой силы на опорных сторонах витков резьбы в связи с увеличением числа лезвий метчика, участвующих в резании.

В соответствии с изложенным шероховатость опорных сторон витков резьбы меньше, чем противоположных, и по мере захода метчика в отверстие шероховатость опорных поверхностей увеличивается, а противоположных уменьшается. Изменение шероховатости по длине отверстия и разница в шероховатости опорных и противоположных сторон тем больше, чем сильнее подрезание резьбы под действием осевых сил: на заходе метчика высота R_z микронеровностей на опорных сторонах витков резьбы, нарезанной метчиками типа А, на $9 \dots 13$ мкм меньше, чем на противоположных сторонах, а у нарезанных метчиками типа Б - всего лишь на $4 \dots 9$ мкм. По мере захода метчика R_z опорных поверхностей резьбы увеличивается от 5 до 7 мкм, а противоположных уменьшается от 17 до 13 мкм при работе метчиками типа А, а при работе метчиками типа Б указанные изменения находятся в пределах $6 \dots 13$ и от $14 \dots 11$ мкм соответственно.

Таблица 1

Тип метчика	Конструктивные особенности метчика	Шероховатость R_z , мкм						
		на опорной стороне в сечениях			на противоположной стороне в сечениях			
		1	2	3	1	2	3	
А	Длина калибрующей части в шагах, мм	5 S	4,4	5,1	5,7	17,2	15,0	13,9
		10 S	5,2	6,2	4,3	14,9	13,0	16,1
		15 S	5,0	5,0	5,0	16,0	15,0	13,0
Б		5 S	9,7	10,9	11,7	14,0	13,9	10,9
		15 S	3,9	8,5	11,1	12,5	13,3	13,3
Б	Ширина незатылованной части пера, мм	0,7	5,1	6,3	15,0	14,7	12,8	13,0
		1,1	4,3	10,4	9,2	9,1	17,0	11,9
		1,5	5,6	11,9	13,0	11,7	11,9	12,8
А	Радиальное биение перьев на заборной части, мм	0	5,0	5,0	5,0	16,0	16,0	13,0
		0,06	5,3	6,2	4,4	16,2	15,6	14,5
		0,20	4,6	4,9	5,1	13,2	13,1	13,2
		0,37	5,4	5,7	6,8	14,1	12,9	15,0
Б		0	5,0	9,0	9,0	16,0	16,0	15,0
		0,06	5,5	8,3	14,3	17,2	14,8	15,8
		0,21	5,2	5,6	7,3	17,3	12,4	14,8
		0,43	5,0	7,0	8,6	27,0	17,7	16,9
А	Угол наклона стружечной канавки, град	0	5,0	5,0	5,0	16,0	15,0	13,0
Б		0	5,0	9,0	9,0	16,0	16,0	15,0
А		30	9,8	8,8	10,7	7,5	9,4	8,4
Б		30	12,0	11,9	11,2	10,9	10,3	13,3
А	Опорные боковые лезвия не завалены		4,4	4,6	4,6	16,0	15,0	13,0
А	То же завалены		6,2	12,9	16,4	15,4	11,5	8,5

Математически значимо влияние только типа метчика (затылованный по профилю на всей ширине пера или только по части, с прямой или винтовой стружечной канавкой). Влияние других факторов математически неопределенно, однако повторяемость характера изменения шероховатости в разных сечениях по длине отверстия позволяет отметить влияние осевых и радиальных сил посредством изменения длины калибрующей части, ширины незатылованной по профилю части пера и радиального биения перьев метчика на заборной части.

Влияние осевых сил на шероховатость поверхностей нарезаемой резьбы подтверждается работой метчиков с ограниченной режущей способностью боковых опорных лезвий на калибрующей части в результате их искусственного притупления. После притупления опорных лезвий изменение шероховатости по длине отверстия стало меньшим, а шероховатость опорных сторон и противоположных - приблизительно одинаковой.

Конкретные значения шероховатости поверхностей резьбы в зависимости от исследованных факторов приведены в табл. 1, где первое сечение – начало резьбы, второе – середина длины нарезки и третье – конец (на выходе метчика).

Резюме. Результаты опытов обнаружили влияние осевых сил на формирование микрорельефа поверхности резьбы, что позволяет управлять шероховатостью этих поверхностей соответствующим выбором параметров метчика и условий нарезания.

УДК 621.95

Е.Э. Фельдштейн

ВЛИЯНИЕ ГЕОМЕТРИИ СВЕРЛА НА УСАДКУ СТРУЖКИ

Деформация стружки в процессе резания оказывает влияние на силы резания, температуру в зоне резания, интенсивность износа сверла. Наиболее простой и распространенной оценкой деформации стружки является ее усадка. Исследование влияния, оказываемого на усадку стружки различными параметрами процесса резания, дает возможность выбрать оптимальные условия протекания процесса резания.

Существенную роль в оптимизации процесса резания играют геометрические параметры сверла. Они определяют ширину и толщину срезаемого слоя, условия дробления и отвода стружки, условия наростообразования на режущих лезвиях сверла. Выбор оптимальных углов заточки обеспечивает высокую стойкость сверла и требуемое качество детали. Оптимизация геометрических параметров сверла по усадке стружки осуществлялась при сверлении стали 45 шнековыми сверлами диаметром 12 мм с подачей 0,17 мм/об и скоростью резания 17 м/мин. Усадка определялась весовым методом при рассверливании трубок. Шнековые сверла имели трапециевидальный порожек для дробления стружки. Геометрические параметры сверла выбирались на основании имеющихся данных о процессе сверления стали 45 [1] и изменялись в следующих пределах: угол при вершине $2\varphi = 90^\circ - 120^\circ$, задний угол $\alpha = 6^\circ - 18^\circ$, передний угол $\gamma = 4^\circ - 20^\circ$, угол наклона стружколомающего порожка $\tau_1 = 2^\circ - 12^\circ$.

Исследования проводились методом центрального композиционного планирования. На основании проведенных экспериментов было получено уравнение для определения усадки стружки: $\xi_s = 0,0004(2\varphi)^2 + 0,0035\gamma^2 + 0,0048\tau_1^2 - 0,084(2\varphi) - 0,102\gamma - 0,067\tau_1 +$

+ $0,037\alpha + 7,07$ и определена геометрия шнекового сверла, обеспечивающего минимальную усадку стружки: $2\varphi = 105^\circ$, $\chi = 15^\circ$, $\tau = 7^\circ$, $\alpha = 6^\circ$.

Минимальная усадка стружки наблюдается для наименьшего заднего угла. Это свидетельствует об уменьшении нормальной силы, повышении коэффициента трения на задней поверхности и приводит к выделению большего количества теплоты и увеличению износа сверла. Поэтому для обеспечения высокой стойкости следует принимать в качестве оптимального противоположное значение заднего угла, т.е. величину 18° . Это совпадает с результатами стойкостных испытаний этих сверл [1].

Передний угол, обеспечивающий минимальную усадку стружки и являющийся оптимальным с точки зрения сил резания, совпадает с оптимальным значением, полученным при проведении стойкостных испытаний. Разные величины углов при вершине, оптимальные для стойкости и усадки, связаны с тем, что усадка стружки определялась для случая свободного резания, а при сверлении осуществляется несвободное резание.

Резюме. Коэффициент усадки стружки может быть использован для оптимизации углов заточки сверла.

Л и т е р а т у р а

1. Ящерицын П.И. и др. Закономерности процесса резания стальных шнековыми сверлами. Вильнюс, 1974.

УДК 621.951.4

Ю.А. Новоселов, канд.техн.наук,
Г.М. Мешеряков

РЕЗЕЦ С ПИРАМИДАЛЬНОЙ РЕЖУЩЕЙ ПЛАСТИНКОЙ

Анализ конструкций существующих сборных резцов с многогранными режущими пластинками показывает, что в их основе лежит одно из двух принципиальных технических решений.

Первое техническое решение (рис. 1, а) состоит в том, что режущая пластинка 2 базируется, например у резцов конструкции ВНИИ, по центрирующему штифту 3 и плоскому скосу сквозного паза державки 1 и крепится винтом 5 посредством внешнего или внутреннего клина 4. К преимуществам данного технического решения относится простота режущей пластинки, имеющей призматическую форму, и простота головной части

державки – пазы под режущую пластинку и клин в державке выполняются на практике путем фрезерования напроход, что обеспечивает возможность изготовления таких резцов в условиях любого инструментального цеха.

Недостатки данного типа резцов состоят в следующем: 1) клиновой зажим твердосплавной пластинки в связи с неблагоприятным распределением усилий приводит режущую пластинку к перекосу и вызывает ее поломку на повышенных режимах; 2) при зажиме твердосплавной пластинки распорным клином усилие зажима воспринимается штифтом по узкой площадке, в результате чего на контактном участке пластинки возникают при зажиме весьма высокие внутренние напряжения, приводящие нередко к растрескиванию пластинки; 3) отрицательный передний угол, численно равный заднему углу; 4) невозможность при необходимости применить надежные устройства для ломания стружки.

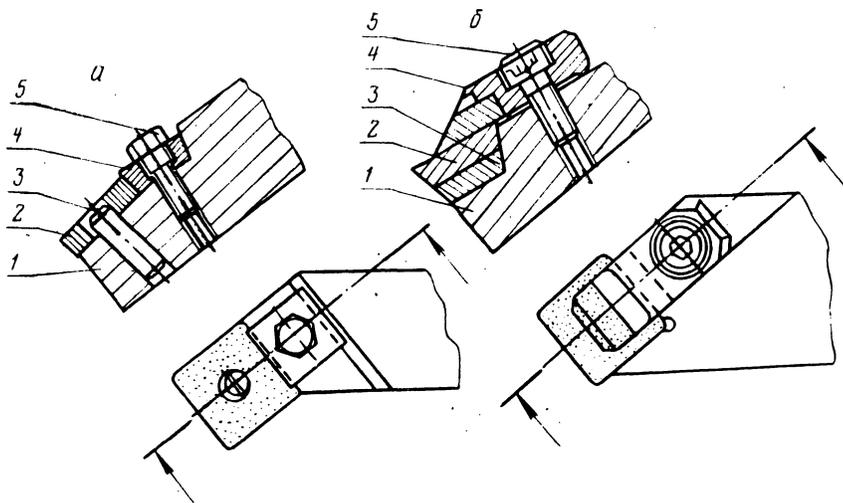


Рис. 1. Сборные резцы разных конструкций: а – резец ВНИИ; б – резец фирмы Сандвик Кормант.

Второе техническое решение (рис. 1,б) основано на том, что режущая пластинка 2 в форме усеченной пирамиды без отверстия базируется по основанию и боковым сторонам (две стороны) точного углового гнезда державки 1 резца и крепится прихватом 4 посредством винта 5. Резец снабжается подкладной пластинкой 3 из инструментального материала. Образцом такого типа резцов является резец фирмы Сандвик Кормант. Преимущества этих резцов заключаются в следующем: 1) прихват,

зажимающий режущую пластинку сверху, обеспечивает надежное прижатие ее к опорной пластинке державки, не вызывает больших внутренних напряжений; 2) пирамидальная форма режущей пластинки дает возможность выполнить положительный передний угол, причем на всех трех одновременно используемых режущих кромках; 3) резец снабжен стружколомом.

Вместе с тем и эти резцы не свободны от недостатков. Они состоят в следующем: 1) при отсутствии базирования пластинки на центральной штифт предъявляются весьма высокие требования к точности угловых размеров закрытого гнезда под режущую пластинку. Эту точность очень трудно получить на практике, так как гнездо под пластинку не может быть обработано напроход; 2) отсутствие регулировки стружколома.

На основании дифференцированного анализа резцов двух рассмотренных технических решений авторами была усовершенствована конструкция сборного резца с механическим креплением режущей пластинки. При этом была одновременно реализована большая часть преимуществ обоих технических решений и устранены многие их недостатки.

Резец (рис.2) состоит из державки 1, режущей пластинки 2, подкладки 3, прихвата - стружколома 4, специального штифта 6, крепежного 5 и регулировочного винтов 7. Гнездо под режущую пластинку и подкладку в державке резца выполняется в виде сквозного паза методом фрезерования напроход, чем обеспечивается высокая технологичность изготовления. За счет наклона режущей пластинки вниз от режущей кромки резцу обеспечивается оптимальный положительный передний угол. Поэтому для выполнения заднего угла затачиваются боковые грани режущей пластинки и подкладки. Наклон боковых граней определяется суммой переднего и заднего углов.

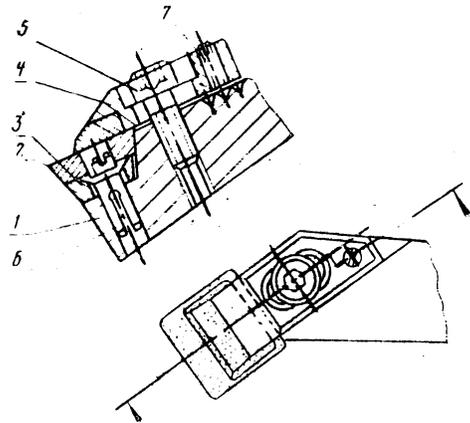


Рис. 2. Резец НПИ.

Базирование режущей пластинки 2 осуществляется боковым скосом державки с углом, равным углу заточки боковых граней пластинки, и эксцентричным штифтом 6 с разрезным пружинным посадочным концом. Выбор зазора между скосом дер-

жавки и базовой режущей пластинкой с одновременным предварительным закреплением последней производят поворотом эксцентричного штифта вокруг оси с помощью отвертки. Окончательное закрепление пластинки осуществляется сверху прихватом – стружколомом, оснащенным твердым сплавом.

Резюме. Предлагаемый резец был испытан в производственных условиях и показал высокую жесткость и высокую экономическую эффективность. Производительность обработки повышалась на 30 – 40%.

УДК 621.919.025

Н.И. Жигалко, канд.техн.наук,
А.К. Савченко

ОБРАБАТЫВАЕМОСТЬ ПЛАСТМАСС ПРОТЯГИВАНИЕМ

Многие детали из пластмасс требуют дополнительной обработки резанием. Особенности структуры и физико-механических свойств пластмасс существенно отличают их механическую обработку от обработки металлов резанием. Различие структуры пластмасс и металлов определяет процесс стружкообразования, который протекает иначе, чем у металлов. Можно считать, что все материалы с кристаллическим строением имеют практически одинаковые свойства в различных направлениях. Механические же свойства пластмасс и других слоистых материалов различны в различных направлениях.

Низкая теплопроводность пластмасс, в сотни раз меньшая, чем у металлов, обуславливает слабый отвод теплоты в обрабатываемую деталь и с образуемой стружкой. Возникшая теплота концентрируется в поверхностном слое обрабатываемой детали на глубине не более 0,15...0,3 мм [1,2]. В силу этого процесс образования стружки при обработке пластмасс происходит в основном за счет упругих деформаций. Несмотря на то, что общее количество выделенной теплоты при резании пластмасс обычно значительно меньше, чем при обработке металлов, температура поверхностного слоя детали может быть довольно высокой, и под действием резких динамических нагрузок при резании происходит разложение поверхностного слоя пластмассы, что служит причиной образования расслоений, задиров, вырывов на обработанной поверхности и других видов брака.

При обработке пластмасс зубья режущего инструмента из-за упругого восстановления обработанной поверхности изнашиваются преимущественно по задней поверхности с одновременным округлением режущего лезвия. Следовательно, в процессе резания в основном происходит преодоление трения и упругих деформаций. В связи с этим рекомендуется вести обработку пластмасс только острозаточенными зубьями с малыми углами заострения β , без ленточек, с небольшим радиусом округления режущих лезвий ρ , что способствует снижению деформаций детали, уменьшению износа инструмента, а также повышению точности и качества обработки.

Материал режущей части инструмента для обработки пластмасс должен обладать высокой способностью противостоять абразивному износу и иметь большую теплопроводность [2-4]. Обработка пластмасс режущими инструментами из различных инструментальных материалов показала, что инструмент, изготовленный из быстрорежущих сталей, может быть применен при непродолжительной обработке термопластичных материалов. В свою очередь режущий инструмент, оснащенный пластинками твердого сплава, значительно лучше противостоит абразивному износу.

Исследуемая нами пластмасса является термопластичным листовым винилпластом белого цвета. Получена она методом прессования. Состав ее следующий: на 100 весовых частей полихлорвинила приходится 3 части основного карбоната свинца, 1,5 части двухосновного стеарина свинца, 0,5 части стеарина, 10 частей двуокиси титана.

В технической литературе имеются некоторые сведения по обработке пластмасс точением, фрезерованием, сверлением и весьма ограниченные данные по обрабатываемости деталей из винилпласта быстрорежущими протяжками [3, 4], а по вопросу обработки винилпласта твердосплавными протяжками сведений не имеется. Нами были проведены исследования основных характеристик процесса протягивания винилпласта и даны рекомендации по установлению геометрических параметров и конструктивных элементов протяжек из твердого сплава. Для сравнения проводились исследования также быстрорежущими протяжками. Использовались поперечно-строгальный станок модели 7М37, вертикально-протяжной станок модели МП228, а также горизонтально-протяжные станки моделей 8МП460 и 8МП496, которые специально разработаны в СКБ протяжных станков для обработки деталей логарифмической линейки из винилпласта. В процессе исследований также разрабатывалась конструкция протяжек с целью размещения и отвода стружки из зоны резания, так как детали имели сравнительно большую длину ($L = 350\text{мм}$),

Применялись как одно-, так и многозубые протяжки из быстрорежущей стали Р18 и твердого сплава марок ВК8, ВК6М, ВК100М, Т14К8 и ТТ10К8Б. Геометрические параметры зубьев протяжек изменялись в пределах $\gamma = 7 \dots 18^\circ$ и $\alpha = 5 \dots 10^\circ$, подъемы на зуб составляли 0,04...0,37 мм. Обработка производилась охлаждением 5%-ным раствором эмульсола в воде, веретенным маслом и без охлаждения.

Изучались характер износа и стойкость протяжек, силы резания и температура в зоне резания, процесс стружкообразования и другие характеристики процесса протягивания винипласта. Станок для исследований снабжался специальным приспособлением с автоматической подачей и зажимом заготовок большой длины. При проведении этой серии опытов изучалось влияние углов заточки γ и α на линейную стойкость зубьев быстрорежущих протяжек из Р18. Стойкостные испытания носили сравнительный характер, а потому за критерий оценки была принята ширина ленточки износа по задней поверхности зубьев протяжки ($h_3 = 0,2$ мм). Таким образом, критерий затупления протяжек устанавливался исходя из требуемой малой шероховатости поверхности и величины износа зубьев протяжек.

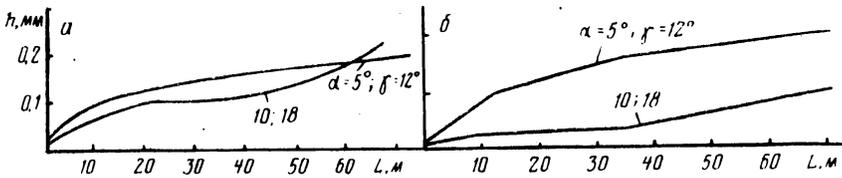


Рис. 1. Нарастание износа h_3 в зависимости от суммарной длины протягивания при работе быстрорежущими протяжками из Р18 для передних (а) и для задних (б) углов.

Из рис. 1 видно, что линейная стойкость протяжек при обработке винипласта во многом зависит от величины углов γ и α . С увеличением переднего и заднего углов стойкость протяжек возрастает. При выборе оптимальной величины угла α решающее значение имела стойкость, а выбор γ определялся не только стойкостью, но и требуемой величиной шероховатости обработанной поверхности. К тому же угол α оказывает большее влияние на стойкость протяжек, чем угол γ . С увеличением заднего угла α с 5 до 10° стойкость зубьев протяжек повышается почти в 2 раза. Однако применение больших углов α и γ , т.е. малых углов заострения β зубьев протяжки, приводит к быстрому радиальному (размерному) износу зубьев протяжек и увеличению погрешности обработки. При пэ-

речочках такие протяжки быстро теряют свои рабочие размеры. Кроме того, применение протяжек с большими углами γ нежелательно, так как может произойти затягивание детали на протяжку.

Результаты исследований показывают, что стойкость протяжек из быстрорежущей стали при обработке винипласта сравнительно невелика. Это подтверждает опыт работы Киевского завода счетных приборов, где использовались спроектированные протяжки при обработке деталей логарифмической линейки из винипласта.

Следует указать, что быстрый износ протяжек из Р18 объясняется не концентрацией температуры на режущих зубьях, а в основном абразивным износом. При обработке винипласта температура в зоне резания не превышает 80°C и является критической, так как повышение температуры свыше 80°C приводит к размягчению винипласта, образованию прижогов и различного рода дефектов на обработанной поверхности. При выполнении опытов не наблюдалось подобных дефектов на обработанной поверхности. Характер износа зубьев протяжек из Р18 показывает, что на задней поверхности имеются ярко выраженные риски износа в направлении вектора скорости резания. Это свидетельствует о сильном абразивном воздействии на протяжку двуокиси титана, входящей в состав пластмассы. Кроме того, способность титана к контактному налипанию и холодному привариванию при трении обуславливает сильное округление лезвий зубьев протяжек. Применяемые СОЖ оказывают незначительное влияние на изменение коэффициента трения титана о различные материалы.

В настоящей работе исследовался также характер износа зубьев протяжек из твердых сплавов групп ВК, ТК и ТТК. Испытывались в основном острозаточенные протяжки с $\gamma = 15^{\circ}$ и $\alpha = 5^{\circ}$. Подъем на зуб составлял $S_z = 0,08$ мм, скорость протягивания $v = 6$ м/мин. Обработка велась без применения СОЖ.

На рис. 2 представлены зависимости нарастания площадки износа по задней поверхности зубьев твердосплавных протяжек по мере увеличения суммарной длины протягивания. Анализ стойкостных испытаний показывает, что линейная стойкость твердосплавных протяжек в десятки раз выше стойкости зубьев протяжек из Р18. При этом твердосплавные зубья протяжек из ВК обладают лучшими режущими свойствами по сравнению с зубьями протяжек из сплавов групп ТК и ТТК. Следует указать, что при протягивании винипласта сплавами ТК и ТТК

фрикционные свойства из-за наличия титана в сплаве не проявились.

Несмотря на различные твердость и прочностные показатели обрабатываемых пластмасс и твердого сплава, износ режущих зубьев твердосплавных протяжек происходит довольно интенсивно. В процессе износа твердосплавных протяжек при обработке винипласта наблюдался сначала период приработки, а затем – нормального износа протяжного инструмента. Для первого характерно образование довольно большого количества мелких выкрашиваний и сравнительно малого количества крупных сколов режущего лезвия зуба протяжки. С появлением ленточки износа по задней поверхности h_3 зубьям порядка $0,05 \dots 0,07$ мм скалывание режущей кромки h_3 зубьев протяжек прекращается. Второй период работы инструмента характеризуется плавным нарастанием износа во времени.

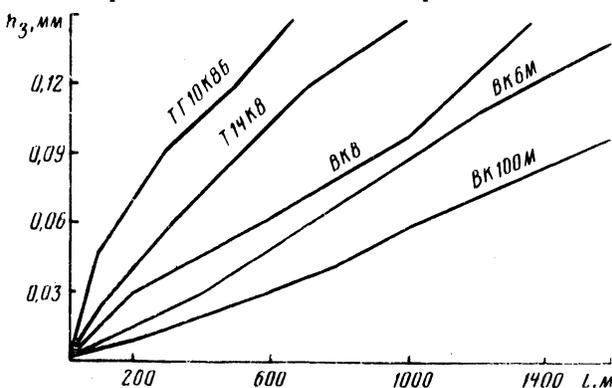


Рис. 2. Сравнительные величины суммарных длин протягивания при обработке винипласта твердосплавными протяжками из различных сплавов.

Из рис. 2 также видно, что характер кривых нарастания износа зубьев протяжек для всех марок твердых сплавов почти одинаковый. Более интенсивное нарастание изнашивания имеют зубья протяжек из сплавов ТК и ТТК. Наоборот, протяжки из особомелкозернистого сплава ВК100М не имеют выраженных переходов от участка приработки к участку нормального изнашивания и характеризуются плавным нарастанием износа зубьев протяжек. Аналогичный износ, больший по абсолютной величине, характерен и для сплавов ВК6М и ВК8. Однако можно считать, что участок кривой нормального изнашивания для сплавов ВК8 состоит из двух кривых с различными углами на-

клона. Первый участок, наиболее пологий, характеризует нормальное изгачивание сплава и продолжается до 1000 м протянутого пути. Второй же имеет наклон более крутой, чем у сплавов ВК100М и ВК6М.

Проведенные опыты по сравнительной износостойкости различных марок твердых сплавов свидетельствуют о целесообразности применения твердого сплава группы ВК в качестве инструментального материала для оснащения протяжек при обработке винипласта. При этом в производственных условиях при работе на протяжных станках моделей 8МП460 и 8МП496 большую стойкость должны иметь протяжки, оснащенные сплавами ВК100М и ВК6М (по сравнению с ВК8). Например, при величине износа по задней поверхности зуба протяжек из ВК100М $h_3 \approx 0,1$ мм можно обработать около 4000 деталей логарифмических линейек из винипласта. Суммарная же стойкость протяжек составит около 40 000 протянутых деталей логарифмической линейки.

Резюме. На основе проведенных опытов даны рекомендации по режимам протягивания винипласта, конструктивным элементам и геометрическим параметрам твердосплавных протяжек. Кроме того, полученные результаты учтены СКБ ПС при разработке конструкции протяжного инструмента и специальных горизонтально-протяжных станков моделей 8МП460 и 8МП496 для обработки деталей логарифмической линейки из винипласта.

Л и т е р а т у р а

1. Ведмедовский В.А. Некоторые вопросы протягивания пластмассы на основе полихлорвинила. - В сб.: Некоторые вопросы протягивания. Рига, 1971. 2. Маркитанова В.А. Стойкость инструмента при протягивании пластмасс на основе полихлорвинила. - В сб.: Образование поверхностного слоя при протягивании. Рига, 1975. 3. Резников А.Н., Цирулина Е.А. Силы резания и чистота обработки поверхности при точении пластмассовых изделий повышенной точности. - В сб.: Пластические массы. Вып. 5. М., 1963, № 5. 4. Тихомиров Р.А., Николаев В.И. Механическая обработка пластмасс. Л., 1975.

К ВОПРОСУ ШЛИФОВАНИЯ ПОРИСТОЙ МЕТАЛЛОКЕРАМИКИ ЭЛЬБОРОВЫМИ КРУГАМИ НА КЕРАМИЧЕСКОЙ СВЯЗКЕ

Как известно, эльборовые круги на керамической связке при шлифовании компактных материалов в режиме самозатачивания даже без использования СОЖ обеспечивают невысокие контактные температуры, высокое качество поверхности и позволяют исключить проходы выхаживания. Аналогичные рекомендации по шлифованию пористых металлокерамических материалов в технической литературе почти отсутствуют.

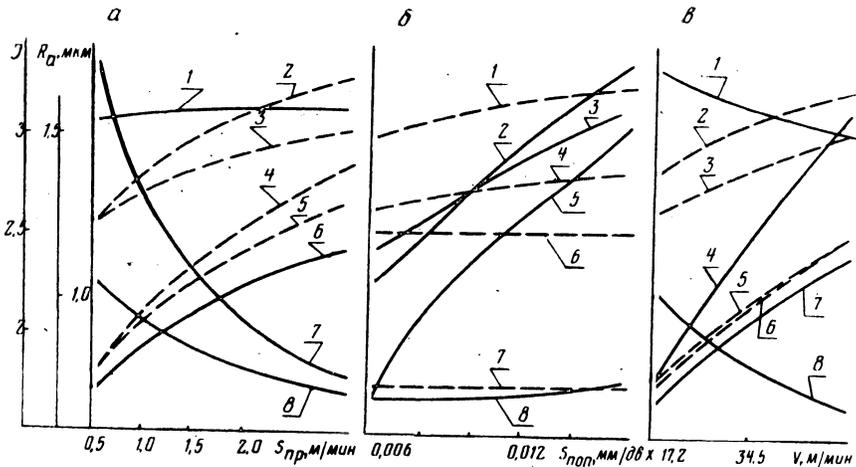


Рис. 1. Влияние продольной (а), поперечной (б) подач и окружной скорости изделия (в) на газопроницаемость (сплошные линии) и шероховатость (штриховые) шлифовальной поверхности: для а : 1, 2 - $S_{пр} = 0,016$ мм/дв.х, $v = 51,8$ м/мин; 3, 6 - 0,008; 51,8; 4, 8 - 0,008; 17,2; 5, 7 - 0,016; 17,2; для б : 1, 3 - $S_{поп} = 3$ м/мин; $v = 51,8$ м/мин; 2, 7 - 0,5; 17,2; 4, 8 - 3; 17,2; 5, 6 - 0,5; 51,8; для в : 1, 6 - $S_{пр} = 0,5$ м/мин; $S_{поп} = 0,016$ мм/дв.х; 2, 4 - 3; 0,016; 3, 7 - 3; 0,008; 5, 8 - 0,5; 0,008.

Нами были проведены исследования по изучению влияния режимов резания при наружном круглом шлифовании эльборовыми кругами (ПП300х25х127х5 Л25СМ1К7 100-517) на шероховатость и пористость-сплошность поверхности пористых металлокерамических материалов. Получены функциональные зависимости и построены графики (рис. 1) влияния режимов резания на параметр R_a и сплошность поверхности деталей из пористых металлокерамических материалов. Изменение сплошности поверхности выражалось через коэффициент J сопротивления газопроницаемости. С целью выявления физической сущности

явлений, сопровождающих процесс образования шлифованной эльборовыми кругами поверхности пористых металлокерамических материалов, проводился замер температуры и сил резания, а также вибраций, сопутствующих процессу шлифования.

Из рис. 1 видно, что относительно одинаковые значения R_a (0,75...0,76 мкм) могут быть получены при минимальных значениях продольной $S = 0,5$ м/мин, поперечной $S_{\text{поп}} = 0,006$ мм/дв.ход и круговой $v = 17,2$ м/мин подачи, а также и при максимальном значении поперечной и минимальных значениях двух других подач. При указанных режимах резания величины I соответственно равны 2,2 и 3,4. Максимальной величине соответствуют минимальные значения R_a , силы резания P_z и амплитуд шлифовальной $A_{\text{ш}}$ и передней $A_{\text{п}}$ бабок. При максимальных значениях подач, когда амплитуды передней, задней и шлифовальной бабок, а также радиальная сила P имеют максимальные значения, величина R_a достигает максимума, равного 1,67 мкм. Несмотря на значительное уплотнение пористого каркаса силой P_y , величина I несколько ниже своего максимального значения, так как вырываемые с поверхности "блоки" материала способствуют увеличению газопроницаемости [1].

Максимальная величина R_a соответствует максимальным значениям продольной и круговой подач и минимальному значению поперечной подачи. В данном случае наблюдается и минимальная температура резания, которая не способствует замазыванию поверхностных устьев пор. Исследования показали, что при шлифовании эльборовыми кругами обеспечиваемый интервал I значительно уже (1,4...3,4), а R_a больше (0,75...1,7 мкм), чем при шлифовании кругами из карбида кремния зеленого (соответственно 2...14, и 0,1...0,8) [2].

Резюме. Введение проходов выхаживания способствует некоторому снижению R_a , но вызывает увеличение J . Кроме того, оно рационально при повышенных требованиях к шероховатости, а также и к сплошности поверхности деталей.

Л и т е р а т у р а

1. Киселев В.В. К вопросу образования поверхности деталей из пористой металлокерамики при наружном круглом шлифовании. - В сб.: Машиностроение и приборостроение. Вып.7. Минск, 1975.
2. Ящерицын П.И., Киселев В.В. Влияние процесса выхаживания на шероховатость и пористость деталей из металлокерамики. - В сб.: Машиностроение и приборостроение. Вып. 9. Минск, 1977.

В.Н. Комаров, канд.техн.наук,
С.И. Миткевич, канд.техн.наук,
Л.С. Овчинников

ИССЛЕДОВАНИЕ СИЛ РЕЗАНИЯ ПРИ ОБРАБОТКЕ ОТВЕРСТИЙ МЕТОДОМ СИЛОВОГО РАЗВЕРТЫВАНИЯ

Целью настоящей работы явилось определение закономерностей изменения сил резания в процессе обработки сквозных цилиндрических отверстий силовыми развертками. Зная величину и характер изменения усилий, можно вести расчет режущих инструментов и станков, работающих по методу силового развертывания.

Эксперименты проводились на токарно-винторезном станке мод. VDF с наибольшей подачей 27,6 мм/об и мощностью электродвигателя главного привода 10 квт. Для достижения наибольшей жесткости системы СПИД была принята схема, обеспечивающая главное движение жесткозакрепленным в шпинделе инструментом. Движение подачи осуществлялось заготовкой, закрепленной в приспособлении на суппорте станка. Приспособление одновременно служило динамометром для определения сил резания. В качестве основного размера был принят диаметр обработки отверстий 24 мм.

Экспериментальные инструменты изготавливались из быстрорежущей стали Р12. В качестве материалов заготовок в основной серии опытов использовались сталь 45 и чугун СЧ 18-36. Стальные образцы изготавливались из прутков одной плавки и проката и перед чистой обработкой подвергались нормализации при температурах 930°... 950°С. При изготовлении образцов из чугуна использовались отожженные отливки также одной плавки.

Для сравнительной характеристики в дополнительной (контрольной) серии опытов были проведены испытания на образцах из сталей 18ХГТ, 20, 40Х и меди М1. Для одновременного измерения двух составляющих усилия резания (осевого и окружного) был спроектирован динамометр, работающий по принципу преобразования упругих деформаций, возникающих в процессе резания, в электрические сигналы, которые регистрировались осциллографом Н-700.

Влияние на силы резания каждого из исследуемых параметров определялось при постоянстве следующих факторов: толщины среза - 0,06 мм; скорости резания 5,1 м/мин для стали 45 ,

14,5 м/мин для чугуна СЧ18-36 ; угла $\varphi = 1^\circ$; угла наклона зубьев $\omega = 30^\circ$ (левого); переднего угла $\gamma_T = 15^\circ$; заднего угла режущей части $\alpha_p = 6^\circ$; заднего угла калибрующей части $\alpha_k = 1^\circ$.

Анализ полученных зависимостей (рис. 1, а) позволяет заключить, что окружная сила $P_{окр}$ отстает от роста толщины среза, а осевая $P_{ос}$ пропорциональна толщине среза (значения сил резания для удобства дальнейших расчетов переведены в удельные значения на единицу длины отверстия (мм) при условии резания одним зубом). Это объясняется тем, что при изменении подачи наряду с увеличением толщины среза изменяет свое направление вектор действительной скорости резания. Данное явление особенно характерно для силового развертывания, что вызвано значительным увеличением осевых подач по сравнению с общеизвестными методами обработки (сверлением, зенкерованием и т.д.). Вектор действительной скорости резания отклоняется больше в направлении осевого перемещения, в результате чего изменяется соотношение составляющих силы резания: осевая составляющая увеличивается, окружная уменьшается. Вместе с этим изменяются значения кинематических параметров зубьев (переднего и заднего углов), что влечет за собой изменение характера зависимости усилий от подачи. Чувствительность усилий резания к величинам подач сохраняет свой характер и при других геометрических параметрах инструмента.

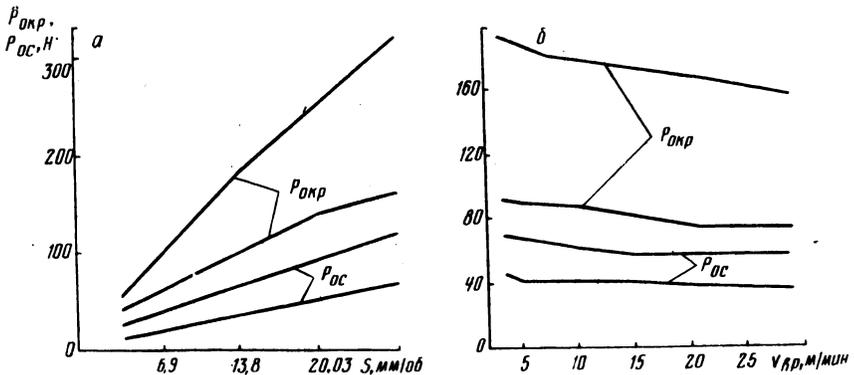


Рис. 1. Влияние подачи (а) и скорости резания (б) на составляющие усилия резания: 1 и 2 - $P_{окр}$; 3 и 4 - $P_{ос}$; для стали 45 (сплошные линии) и чугуна СЧ18-36 (штриховые).

С возрастанием скорости резания (рис. 1, б) в диапазоне экспериментальных значений наблюдается некоторое снижение усилий резания для обоих исследуемых материалов.

Таблица 1

Угол, град	Направление зубьев						
	правое				левое		
δ	46	35,5	23	16,5	15,5	20	28
ω	40	30	15	0	15	30	40

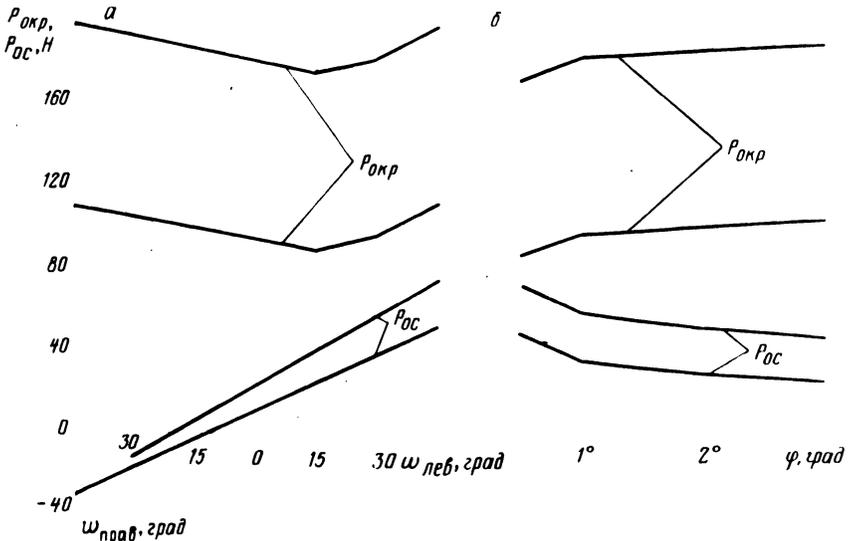


Рис. 2. Влияние направления, угла наклона (а) и главного угла в плане (б) на составляющие усилия резания.

Изменение угла ω наклона зубьев вызывает изменение длины контакта лезвий с обрабатываемым материалом, характера косоугольного резания, а также условий свертывания, вывода и размещения стружки в стружечных канавках. При увеличении угла ω возрастает суммарная длина контакта зубьев с материалом заготовки, что увеличивает силу резания. С другой стороны, с возрастанием угла ω и изменением направления винтовых зубьев увеличивается значение действительного переднего угла. В табл. 1 приведены значения переднего угла при $\delta_T = 15^\circ$, что свидетельствует о наибольших значениях кинематического (действительного) переднего угла при работе инструментов с правым наклоном зубьев.

Полученные экспериментальные зависимости (рис. 2, а) объясняются результирующим влиянием изложенных факторов на силу резания. Наиболее заметно влияние на осевую составляющую. При определенных условиях (геометрия инструмента, режимы и др.) осевая сила равна нулю. В этом случае осевая

Таблица 2

Значения коэффициента	Марка стали					Медь М 1	Чугун СЧ18-36
	18ХГТ	20	45	40Х	33ХГС		
$K_{P_{окр}}$	1,17	1,08	1,00	0,95	0,91	0,89	0,56
$K_{P_{ос}}$	1,05	1,01	1,00	0,93	0,91	0,76	0,87

сила, возникающая от угла наклона режущего лезвия, равна осевой силе, необходимой для внедрения зубьев в металл при снятии слоя определенной толщины.

Как указывалось, исследования проводились при соблюдении постоянной толщины среза. Таким образом, каждому значению угла φ соответствовало определенное значение подачи:

φ , град	0,5	1	2	3
S , мм/об	27,6	13,8	6,9	4,6

Известно, что изменение подачи вызывает изменение направления вектора действительной скорости резания, что влияет на соотношение составляющих силы резания.

При увеличении подачи (т.е. при уменьшении угла φ) доля осевой силы возрастает, а окружной уменьшается. Наряду с перераспределением составляющих силы резания с изменением скорости подачи изменяются кинематические углы γ и α . Совместное воздействие перечисленных факторов позволяет заключить, что наибольшее влияние угла φ сказывается на осевой составляющей. Эксперименты (рис. 2,б) подтверждают данное положение.

Марка обрабатываемого материала оказывает весьма существенное влияние на силы резания и затраты мощности. В табл. 2 приведена пропорция усилий $P_{окр}$ и $P_{ос}$ для различных марок, при этом коэффициент $K=1$ принят для стали 45. Эмпирические зависимости окружной $P_{окр}$ и осевой $P_{ос}$ сил от подачи S , числа зубьев z , углов γ_r , φ , ω , диаметра D и длины отверстия l_o следующие:

а) при обработке стали 45

$$P_{ос} = 432 \left(\frac{S \sin \varphi}{z} \right)^{1,05} \left(\frac{S}{\pi D} \right)^{0,26} \omega^{0,56} \frac{1}{\gamma^{0,19}} l_o z, \quad (1)$$

$$P_{\text{окр}} = 2580 \left(\frac{S \sin \varphi}{z} \right)^{0,82} \omega^{0,11} \frac{1}{\gamma^{0,25}} l_0 z; \quad (2)$$

б) при обработке чугуна СЧ18-36

$$P_{\text{ос}} = 173 \left(\frac{S \sin \varphi}{z} \right)^{0,95} \left(\frac{S}{\pi D} \right)^{0,33} \omega^{0,65} \frac{1}{\gamma^{0,17}} l_0 z, \quad (3)$$

$$P_{\text{окр}} = 725 \left(\frac{S \sin \varphi}{z} \right)^{0,68} \omega^{0,13} \frac{1}{\gamma^{0,2}} l_0 z. \quad (4)$$

Полученные формулы справедливы для инструментов с левым наклоном зубьев и углом ω от 15 до 40°, как наиболее приемлемых.

Резюме. При силовом разворачивании с увеличением подачи обе составляющие силы резания возрастают не в одинаковой степени: окружная сила отстает от роста S , осевая почти пропорциональна ей. Направление и угол наклона зубьев оказывают значительное влияние на осевую составляющую. При правом наклоне зубьев, начиная с определенного для данных условий работы значения угла ω , вектор осевой силы совпадает с направлением подачи, что требует восприятия станком двусторонней осевой нагрузки (беззазорного привода подачи). Угол φ влияет на соотношение величин составляющих силы резания. При уменьшении φ осевая сила увеличивается, а окружная уменьшается.

УДК 621.787.4.04

П.И. Ящерицын, акад. АН БССР,
И.П. Филонов, канд. техн. наук, А.П. Минаков

ОСОБЕННОСТИ ФОРМИРОВАНИЯ МИКРОРЕЛЬЕФА В ПРОЦЕССЕ ПНЕВМОЦЕНТРОБЕЖНОЙ ОТДЕЛОЧНО-УПРОЧНЯЮЩЕЙ ОБРАБОТКИ

Новые конструкции инструментов, предложенные в [1, 4], предназначены для отделочно-упрочняющей обработки внутренних поверхностей вращения. Теоретические и экспериментальные исследования [2, 3] позволили выявить особенности изменения исходного микрорельефа и формирования некоторых других характеристик качества обработанной поверхности.

Разработанный метод поверхностного упрочнения отличается от традиционного раскатывания характером силового воздействия деформирующих элементов за счет усложнения их кинематики относительно обрабатываемой поверхности. Кинематические характеристики деформирующих элементов зависят не только от конструкции инструментов, но и от параметров исходных микронеровностей, их упругих свойств, шага, степени упрочнения исходной поверхности и др. На качество обработанной поверхности влияют условия предшествующей обработки. Технологическая наследственность в данном случае в большей степени предопределяет физико-механические свойства окончательно обработанной поверхности.

Качение шариков, находящихся под действием воздушного потока, односторонняя нежесткая связь их с обрабатываемой поверхностью и неустойчивое положение при контактировании с различными выступами микронеровностей, обусловленное действием центробежной силы при отсутствии взаимодействия деформирующих элементов друг с другом создают благоприятные условия для изменения исходного микрорельефа и упрочнения поверхностного слоя. Регулируя расход воздуха за счет изменения размеров канавки инструмента, можно обеспечить режим автоколебаний шариков в направлении нормали к траектории центра. Такое усложнение кинематики деформирующих элементов обеспечивает протекание процесса упрочнения в условиях ударно-динамического разнонаправленного силового воздействия на исходный микрорельеф.

На рис. 1 представлена схема пневмоцентробежной обработки шариками внутренней цилиндрической поверхности. Существенное отличие инструмента от традиционных раскатников заключается в том, что деформирующие элементы воздействуют на обрабатываемую поверхность в условиях изменения кинетической энергии поступательного и вращательного движений. Шарик, приводимые в движение сжатым воздухом, прижимаются к внутренней поверхности обрабатываемой детали центробежной силой. Раскатывание происходит при наличии проскальзывания в зонах контакта шариков с исходным микрорельефом и при их вращении. При наличии осевого перемещения инструмента (подачи) траектория центра шариков – винтовая линия.

Как видно из рис. 1, составляющие вектора абсолютной угловой скорости меняются по направлению и несущественно изменяются по величине. Проекция вектора угловой скорости на бинормаль $\vec{\omega}_b$ остается значительно больше векторов $\vec{\omega}_n$ и

$\bar{\omega}_\tau$. Значение проекции вектора угловой скорости на касательную $\bar{\omega}_\tau$ и нормаль $\bar{\omega}_n$ зависят от состояния обрабатываемой поверхности.

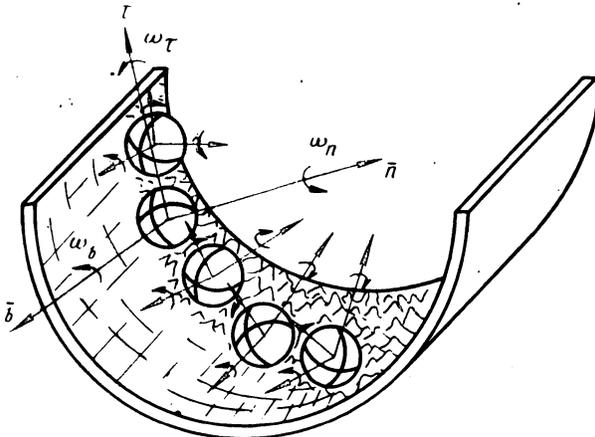


Рис. 1. Схема пневмоцентробежной обработки и основные движения деформирующих элементов.

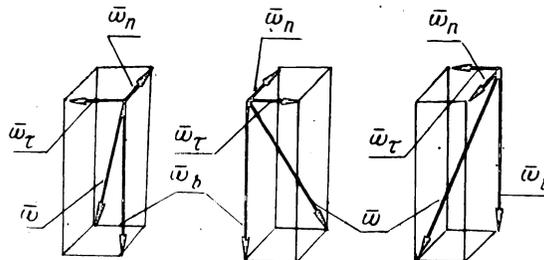


Рис. 2. Изменение направления вектора абсолютной угловой скорости шарика при изменении его составляющих.

Как показали экспериментальные исследования, углы поворота шариков вокруг осей \bar{n} и $\bar{\tau}$ за время одного прохода изменяются на угол менее 2π . Шарик, вращаясь вокруг бинормали, в процессе обкатки совершает возвратно вращательные движения вокруг нормали и касательной. Это приводит к изменению положения в пространстве вектора абсолютной угловой скорости $\bar{\omega}$ (рис.2). Ввиду того, что $\omega_b \gg \bar{\omega}_n$ ($\bar{\omega}_\tau$), т.е. $\varphi_b \gg \varphi_n$ (φ_τ), поверхность шариков, контактирующих с обрабатываемой поверхностью за время одного прохода имеет площадь, меньшую πd^2 , где d - диаметр шарика. Возможные положения точек контакта на поверхности шарика будут находиться в кольцевой зоне.

Наличие микронеровностей и дополнительных степеней свободы (в пределах кольцевой канавки инструмента) приводят к усложнению характера движения деформирующих элементов. Изменяя зазоры, регулирующие расход воздуха, можно упорядочить движение шариков и обеспечить автоколебательное движение их в направлении нормали к траектории центра. В этом случае эффективность вращательных движений вокруг осей \bar{n} и $\bar{\tau}$ возрастает. Смятие микровыступов обрабатываемой поверхности происходит в различных направлениях за счет изменения кинетической энергии деформирующих элементов при постоянном изменении направления вращения.

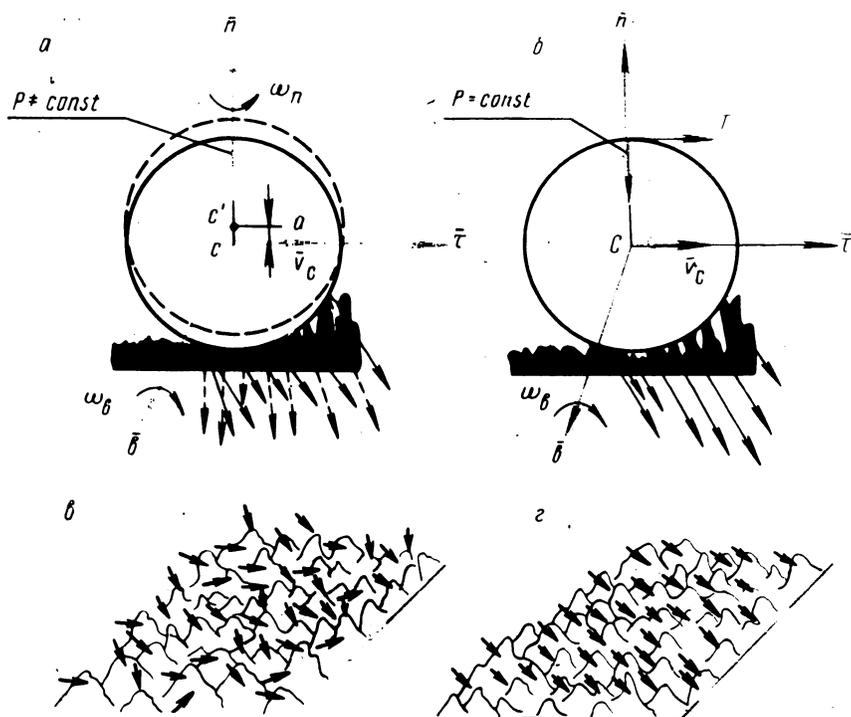


Рис. 3. Схема силового воздействия деформирующих элементов на исходный микрорельеф: а, в - в процессе пневмоцентробежной обработки; б, г - в процессе обработки традиционными методами ППД.

Локальное кратковременное воздействие на микронеровности в различных направлениях способствует частичному механическому разрушению дефектного слоя, сконцентрированного в зоне микровыступов. Обильный приток воздуха обеспечивает интенсивное удаление продуктов износа.

Силовое воздействие на микрорельеф обрабатываемой поверхности в условиях пневмоцентробежной обработки (рис.3,а,в)

отличается от традиционной обработки пластическим деформированием. Механизм формирования микрорельефа приближается к виброобкатыванию с преобладающим направлением возвратно-поступательного движения по нормали к обрабатываемой поверхности. Изменение траектории центров шариков (например, по эллипсу), достигаемое за счет конструкции инструмента, позволяет изменять величину усилия деформирования. Это обеспечивает возможность формирования трехмерного "регулярного" микрорельефа.

Накопление пластической деформации в процессе обработки традиционными методами ППД отличается неоднородностью на отдельных участках обрабатываемой поверхности в основном за счет постоянного по величине и направлению силового воздействия на микронеровности, имеющие различные характеристики (рис. 3, б, г). Кратковременность, разнонаправленность и периодичность силового воздействия, значительные давления в зонах контакта при наличии обильного охлаждения воздухом способствуют образованию качественного и равномерного по физико-механическим свойствам деформированного поверхностного слоя. Экспериментальные исследования показали, что шероховатость внутренних цилиндрических поверхностей, обработанных пневмоцентробежным способом, изменяется с шестого класса (после механической обработки) до одиннадцатого. Величина остаточной деформации на сторону находится в пределах 0,002...0,015 мм.

Резюме. Пневмоцентробежная обработка обеспечивает образование качественного и равномерного по физико-механическим свойствам поверхностного слоя. Величина остаточной деформации незначительна.

Л и г е р а т у р а

1. Патент США № 3911707 от 14.10.1975. 2. Ящерицын П.И. и др. Улучшение качества внутренних поверхностей деталей машин пневмодинамическим раскатыванием. - В сб.: Тезисы докл. Всесоюз. науч.-техн. конф. "Жесткость машиностроительных конструкций". Брянск, 1976. 3. Ящерицын П.И. и др. Новые конструкции инструментов для поверхностно-упрочняющей обработки - "Изв. АН БССР, сер. физ.-техн. наук", 1977, №1. 4. Ящерицын П.И. и др. Инструмент для поверхностно-упрочняющей обработки внутренних поверхностей вращения. - "Бюл. изобр.", 1977, №1.

ШЛИФОВАНИЕ ЖЕЛОБОВ КОЛЕЦ ШАРИКОПОДШИПНИКОВ С ЗАМЕДЛЕНИЕМ СКОРОСТИ ВРАЩЕНИЯ КРУГА

На основании анализа динамической системы шлифовальных станков было получено уравнение

$$R_B = \frac{2B \omega^2 r_{кр}}{m(\omega_c^2 - \omega^2)} \quad (1)$$

где R_B - высота волн на обработанной поверхности; B - дисбаланс шлифовального круга; $r_{кр}$ - радиус шлифовального круга; m - масса системы инструмента; ω - круговая частота возмущающей силы, вызванной дисбалансом; ω_c - собственная частота колебаний системы инструмента.

Из формулы (1) следует, что эффективным методом снижения высоты волнистости шлифованной поверхности является уменьшение скорости вращения круга. Этот путь является наиболее простым, не требующим сложной модернизации существующих станков. Чтоб не снижать производительность шлифования, следует притормаживать круг только на этапе выхаживания. Торможение приводит к уменьшению амплитуды и частоты возмущающей силы, а следовательно, и высоты волнистости. Волнистость при этом должна также снизиться из-за изменения соотношения скорости детали и круга и наложения волн.

Как указывается в работе [6], с уменьшением скорости резания падает температура резания и сила трения, что должно вызвать снижение шероховатости обработанной поверхности, так как большие силы трения обычно вызывают на поверхности детали надиры и наплывы. Шероховатость должна снизиться при этом и за счет падения интенсивности колебаний.

Подобные выводы содержатся в работе [3], однако здесь предлагается полностью прекращать вращение шлифовального круга на этапе выхаживания при внутреннем сферошлифовании на желобошлифовальном полуавтомате модели ЛЗ-8. Нам представляется нерациональным полностью останавливать шлифовальный круг, так как это технически трудно осуществить и может привести к неравномерному износу круга. Мы предлагаем снижать число оборотов круга примерно вдвое.

Предлагаемый цикл шлифования был проверен экспериментально на ГПЗ-11. Шлифовались желобки внутренних колец шарикоподшипников типа 312. Обработка производилась на автомате модели ЛЗ-192А методом врезания на неподвижных опорах с базированием по внутреннему диаметру. Цикл шлифования состоял из следующих этапов: врезание ($s_{\text{поп}} = 3,0$ мм/мин), черновое шлифование ($s_{\text{поп}} = 1,5$ мм/мин), чистовое шлифование ($s_{\text{поп}} = 0,3$ мм/мин) и выхаживание в течение 6 с. Использовался поп шлифовальный круг ПП 500x20x305 24А16СМ1К8, Число оборотов круга на этапах шлифования с подачей $n_{\text{кр}} = 1950$ об/мин ($v_{\text{кр}} \approx 50$ м/с). Число оборотов изделия $n_{\text{и}}^{\text{кр}} = 276$ об/мин ($v_{\text{и}} \approx 77$ м/мин).

Для осуществления торможения круга станок оснащался специальной несложной приставкой, состоящей из трансформатора, выпрямителя, реле включения торможения и реле времени торможения. После окончания чистового шлифования срабатывало реле включения торможения. При этом главный двигатель отключался от сети и в обмотку статора подавался постоянный ток. Поскольку ротор продолжал вращаться, в его обмотке индуцировался ток. В результате взаимодействия этого тока с неподвижным магнитным полем, создаваемым в статоре постоянным током, возникало торможение. Приставка позволяла снижать число оборотов шлифовального круга до 950 об/мин ($v_{\text{кр}} \approx 25$ м/с).

На автомате ЛЗ-192А не предусмотрено устройство для балансировки круга на станке, а статическая балансировка вне станка трудоемка. Поэтому на практике круги балансируются только перед установкой на станок. В процессе шлифования происходит нарушение балансировки. По этой причине обработка колец подшипников производилась по четырем вариантам: по заводскому и предложенному циклам тщательно сбалансированным кругом и по этим же циклам кругом с дисбалансом, возникшим в процессе шлифования.

Средние результаты измерения волнистости, гранности, овальности и шероховатости желобков колец сведены в табл. 1. Как видно, при шлифовании сбалансированным кругом по предложенному циклу высота волнистости снизилась на 14%, гранность и овальность практически не изменились. При шлифовании разбалансированным кругом высота волнистости уменьшилась на 32%, гранность - на 30%; овальность - почти в три раза. Во всех случаях при применении нового цикла шероховатость снизилась на один разряд.

Таблица 1. Результаты измерения параметров желобов колец шарикоподшипников

Круг	Циклы шлифования	Параметр			
		волнистость, мкм	гранность, мкм	овальность, мкм	шероховатость, класс
Сбалансированный	заводской предложенный	0,85	0,72	2,2	8а
		0,73	0,70	2,1	8б
Разбалансированный	заводской предложенный	1,53	1,7	9,0	7в
		1,03	1,2	3,1	8а

Уменьшение гранности и овальности колец можно объяснить следующим. В работах [1, 2, 4] установлено, что со снижением скорости шлифовального круга силы резания возрастают. Так, Е.Г. Коноваловым [1] получено увеличение силы P_z в 4,5 раза при изменении скорости от 34 до 27 м/с. Как указывает П.И. Ящерицын [5], шлифованию присуща тенденция к автоматическому исправлению исходных погрешностей формы обрабатываемых деталей. Когда в зоне резания находится участок с повышенным припуском, в системе СПИД создается повышенный натяг. Это вызывает возрастание интенсивности съема металла. Наоборот, при входе в зону резания участка детали с меньшим припуском соответственно уменьшаются натяг, количество режущих зерен и интенсивность съема металла. В результате форма поверхности детали приближается к правильной. Такой процесс будет протекать более эффективно при большем натяге, т.е. при более высоких силах резания.

Незначительное падение производительности шлифования при использовании предложенного цикла можно компенсировать увеличением черновой подачи.

Резюме. Снижение скорости вращения шлифовального круга на операции выхаживания с 50 до 25 м/с позволяет уменьшить величину волнистости, гранности, овальности и шероховатости беговых дорожек колец шарикоподшипников при обработке их на врезных автоматах.

Л и т е р а т у р а

1. Коновалов Е.Г. Основы новых способов металлообработки. Минск, 1961.
2. Наерман М.С., Попов С.А. Прецизионная обработка деталей алмазными и абразивными брусками. М., 1971.
3. Прилуцкий В.А. Исследование образования волнистости при шлифовании. Автореф. канд. дис. Куйбышев, 1970.
4. Шальнов В.А. Шлифование и полирование высоко-

прочных материалов. М., 1972. 5. Ящерицын П.И. Технологическая наследственность и эксплуатационные свойства шлифованных деталей. Минск, 1971. 6. Ящерицын П.И., Зайцев А.Г. Повышение качества шлифованных поверхностей и режущих свойств абразивно-алмазного инструмента. Минск, 1972.

УДК 65-752

О.В. Берестнев, канд.техн.наук,
В.М. Врублевский, С.К. Скороходов,
Е.С. Яцура, канд.техн.наук

НЕКОТОРЫЕ МЕТОДИЧЕСКИЕ ВОПРОСЫ ИССЛЕДОВАНИЯ ВИБРОАКТИВНОСТИ ЗУБЧАТЫХ ПЕРЕДАЧ

В настоящее время установлены причины вибраций и шума зубчатых колес и выявлены технологические факторы, играющие основную роль в их возникновении, а именно: кинематическая погрешность, различие в фактических размерах основных шагов у ведущего и ведомого колес, мгновенное изменение жесткости зубчатого зацепления при переходе от двухпарного зацепления зубьев к однопарному, погрешности профилей зубьев и некоторые другие.

Как известно, параметрами, характеризующими вибрацию, являются смещение, скорость, ускорение и частота. Поскольку значения смещения, скорости и ускорения взаимосвязаны посредством простых операций (дифференцирования и интегрирования), то можно измерять любой из этих параметров. Однако в настоящее время обычно определяют величину виброускорения, так как полезный частотный диапазон датчиков ускорения значительно шире по сравнению с датчиками скорости и смещения.

Уровень вибраций зависит от действующего, среднего и амплитудного значений виброускорений (m/s^2). В процессе экспериментов необходим контроль вибраций и шума, предусматривающий определение общего уровня и спектрального состава шума и вибраций, возникающих в процессе вращения во взаимном зацеплении проверяемого и образцового зубчатых колес.

Для исследования виброактивности зубчатых передач в Институте проблем надежности и долговечности машин (ИНДМАШ) АН БССР спроектированы и изготовлены испытательные стенды по разомкнутой динамометрической схеме. Стенды с разомкнутым контуром предпочтительнее стендов, вы-

полненных по схеме с замкнутым силовым контуром: они имеют более простую кинематическую схему и создают меньше помех, искажающих результаты измерений виброакустических характеристик.

Стенд, выполненный по разомкнутой схеме, включает электродвигатель постоянного тока, испытательную коробку с испытываемыми зубчатыми колесами, нагружающее устройство, а также системы смазки, охлаждения, защиты, управления и контроля. Вместо испытательной коробки может быть установлен исследуемый рабочий узел машины. Валы механизмов соединены втулочно-пальцевыми муфтами, а механизмы установлены на массивной цельнолитой фундаментной плите.

Испытательная коробка состоит из двух полукорпусов, причем один из них имеет возможность поворота в горизонтальной плоскости для создания требуемого перекаса валов и закрепляется неподвижно, а другой может быть передвинут по направляющим плиты до требуемого межцентрового расстояния при помощи дифференциального винтового устройства. В качестве нагружателей используются электромагнитные порошковые тормоза серии ПТ...М, обеспечивающие тормозные моменты от 0 до 250 кгс·м. Вследствие низкого уровня собственного шума и вибраций тормоза этой серии являются весьма совершенным средством для виброакустических испытаний машин и их элементов под нагрузкой. Все узлы и детали стенда надежны в работе, достаточно просты по конструкции и могут быть изготовлены без значительных затрат по чертежам ИНДМАШ АН БССР.

Для исследования виброакустических характеристик зубчатых передач наиболее широко стали использоваться электрические приборы для измерения механических колебаний. В общем случае такие приборы для вибрационного анализа состоят из четырех основных блоков: вибродатчика (акселерометра), предусилителя, анализатора и прибора для считывания данных (самописца). Колебания непосредственно воспринимаются вибродатчиками. Наибольшее распространение получили вибродатчики с пьезоэлектрическими преобразователями вследствие их простоты, надежности, удовлетворительной стабильности и относительно высокой чувствительности малых габаритов и веса.

Из отечественной аппаратуры, отличающейся универсальностью и возможностью подключения различного рода регистрирующих приборов, наиболее совершенным, по нашему мнению, является спектрометр СИ-1 с приставкой-индикатором пределов уровней (Таганрогского завода "Виброприбор"). Спектрометр

СИ-1 позволяет измерять электрические сигналы, виброускорение, виброскорость, вибросмещение, уровень звукового давления по общему уровню (в октавных и третьооктавных полосах частот) и производить ряд других операций. В качестве вибрационного пьезоэлектрического датчика применяется первичный измерительный вибропреобразователь типа Д28, с рабочим диапазоном от 2 до 45000 Гц (при измерении параметров вибраций в диапазоне от 2 до 10000 Гц датчик может работать в составе виброизмерительной аппаратуры, обеспечивающей линейную амплитудно-частотную характеристику).

Для исследований виброакустических характеристик может быть использован также переносной комплект аппаратуры ВА-2, состоящий из коммутатора с встроенным предусилителем, блока управления и измерительного усилителя. Аппаратура работает в комплекте с пьезоэлектрическими вибродатчиками Д13 и Д14. Измерения могут производиться одновременно в 10 точках. Датчики переключаются при помощи коммутатора и блока управления. Однако аппаратура ВА-2 имеет меньшую чувствительность и более узкий рабочий диапазон по сравнению со спектрометром-индикатором СИ-1.

Методика предусматривает два этапа сравнительных исследований виброактивности опытных и серийных зубчатых колес. Основные исследования проводятся в лабораторных условиях на испытательных стендах в широком диапазоне скоростей и нагрузок с измерением общего уровня и спектрального состава вибраций и шума. При этом программа испытаний включает проведение экспериментов в режимах, близких к эксплуатационным. На втором этапе исследования проводятся в сокращенном объеме непосредственно в условиях эксплуатации с определением только общих уровней вибраций.

При составлении программы стендовых испытаний весь диапазон возможных эксплуатационных скоростей и нагрузок в пределах $1,2M_{кмах}$ разбивается по возможности на 5...6 интервалов. Режимы испытаний задаются сочетаниями граничных значений скоростей и нагружающих крутящих моментов. На каждом из режимов измеряются общие уровни вибраций и анализируется их спектральный состав по величинам действующих и амплитудных значений виброускорения в пределах спектра частот 100...12500 Гц с интервалами в 1 или 1/3 октавы. Обязательным является измерение виброускорения зубчатых пар на частотах, близких к расчетным значениям собственных, зубцовых и кратных им. Длительность испытаний на каждом режиме

определяется временем проведения всех измерений при установленном режиме работы.

На основании полученных данных строятся графики в координатах "частота - виброускорение" для каждой ступени частот вращения и нагрузки, что позволяет определить пиковые значения виброускорений на резонансных частотах и экспериментально проверить значения собственных частот, полученных расчетным путем.

Для исследования характера зависимости общего уровня виброускорения от нагрузки на определенных частотах вращения, а также от скорости при определенных ступенях нагрузок строятся графики в координатах "крутящий момент - виброускорение" и "частота вращения - виброускорение". Для удобства сравнения результатов на одном и том же графике строятся кривые для серийного и опытных образцов зубчатых пар.

Резюме. Предлагаемые основные методические положения были проверены в ИНДМАШ АН БССР при проведении сравнительных испытаний виброактивности серийных зубчатых колес и колес с пониженной виброактивностью.

УДК 621.836.2:621.9.06-529

В.Ф. Горошко, канд. техн. наук,
В.О. Ситов, А.М. Зиндер

РЕЦИРКУЛЯЦИОННАЯ НАПРАВЛЯЮЩАЯ

Дискретный характер перемещений, необходимость высокой жесткости и чувствительности к линейным перемещениям исполнительных органов (столов) станков с числовым программным управлением (ЧПУ), а также наличие рабочих ходов, превышающих длину исполнительных органов, качественно изменили традиционные конструкции направляющих для линейных перемещений. Известные конструкции направляющих с размещенными в сепараторах телами качения не удовлетворяют предъявляемым к ним требованиям, так как при дискретных (прерывистых) перемещениях стол проскальзывает относительно тел качения, что снижает чувствительность к перемещениям и приводит к его сходу с направляющих. Кроме того, конструктору трудно совместить длину стола и рабочий ход, превышающий ее по длине.

Поэтому все шире в станках с ЧПУ находят применение конструкции с использованием рециркуляционных бессепаратор-

ных направляющих линейного перемещения (танкеток), содержащих непрерывную цепь тел качения, которые катятся по прямолинейному рабочему участку и равному ему по длине прямолинейному участку возврата, соединяющему прямолинейные участки двух круговых участков возврата. Среди большого разнообразия конструкций наиболее часто в станках с ЧПУ применяются роликовые танкетки. Однако конструкции роликовых танкеток могут воспринимать нагрузку только в плоскости, перпендикулярной плоскости циркуляции роликов, поэтому для обеспечения восприятия нагрузки, наклонной к плоскости циркуляции роликов, или при создании жесткой системы замкнутых направляющих, собранных с предварительным натягом, необходимо устанавливать в поперечном сечении системы направляющих стола большое количество танкеток, что приводит к усложнению конструкции и снижению чувствительности к перемещениям. Кроме того, конструкция танкеток содержит высокоточные ролики сложной конфигурации, серийно не выпускаемые. Все это значительно повышает стоимость изготовления как самих танкеток, так и системы направляющих станка.

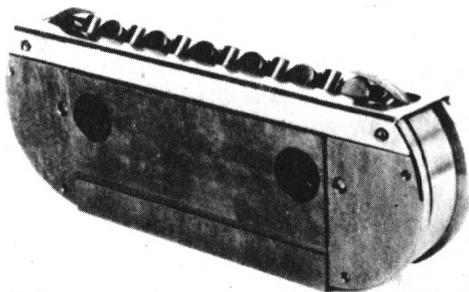


Рис. 1. Рециркуляционная направляющая.

Для решения данной задачи авторами была разработана, изготовлена и испытана конструкция рециркуляционной направляющей качения модели РН-5 (рис. 1) с бессепараторной непрерывной цепью перекрещивающихся роликов. В качестве тел качения в ней применены цилиндрические ролики из выпускаемых подшипниковой промышленностью ролико-подшипниковых цепей (РПЦ). Кроме того, конструкция этой рециркуляционной направляющей проста, не требует для изготовления специального оборудования и обеспечивает восприятие нагрузки в двух взаимноперпендикулярных плоскостях. Все это уменьшает стоимость ее изготовления, а также упрощает конструкцию и снижает необходимое число танкеток в поперечном сечении замкнутой системы направляющих.

Испытания проводились по методике ЭНИМСа, предусматривающей: а) проверку сопротивления движению танкеток в за-

зависимости от нагрузки при их свободном движении по наклонной плоскости; б) проверку зависимости силы трения от нагрузки и величины постоянной составляющей силы трения в танкетках, обусловленной наличием в них трения скольжения роликов между собой и их торцов о замки на круговых участках возврата.

Первая проверка сводится к определению коэффициента трения в танкетке, величина которого характеризуется зависимостью

$$f = \operatorname{tg} \rho, \quad (1)$$

где ρ – угол наклона плоскости, при котором танкетка свободно скатывается. Вторая проверка состоит в определении силы, величина которой характеризуется зависимостью

$$F = F_0 + \frac{f}{r} G, \quad (2)$$

где F_0 – сила, необходимая для перемещения по горизонтальной плоскости ненагруженной танкетки; f – коэффициент трения качения; r – радиус тел качения; G^k – нагрузка на танкетку.

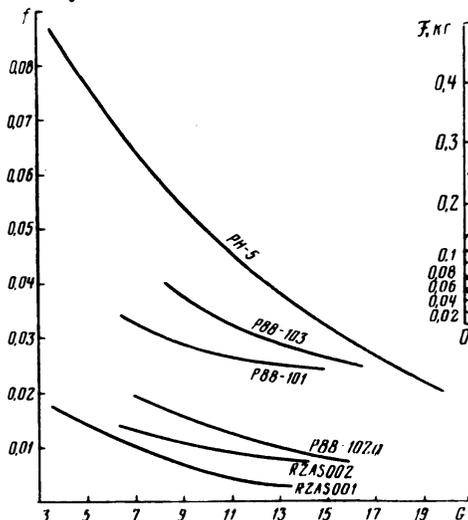


Рис. 2. Зависимость коэффициента трения f в направляющих от нагрузки G .

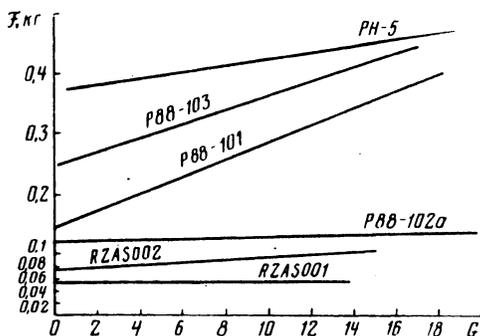


Рис. 3. Зависимость силы трения F от нагрузки G и величины постоянной составляющей силы трения F_0 .

По результатам проверок и на основании зависимостей (1) и (2) построены графики (рис. 2, 3), где основные характеристики танкеток модели РН-5 даны в сравнении с характеристиками отечественных и зарубежных танкеток. Как видно, ре-

циркуляционная направляющая модели РН-5 работоспособна и по основным характеристикам отвечает современным требованиям станкостроения. Кроме того, коэффициент трения в ней с увеличением нагрузки резко уменьшается, поэтому рециркуляционные направляющие модели РН-5 целесообразно применять в направляющих тяжело нагруженных столов. Несколько большая по сравнению с направляющими модели Р88-101±103 величина силы F вызвана тем, что сравниваемые рециркуляционные направляющие имеют различный вес и габариты. С увеличением нагрузки в направляющей РН-5 сила F возрастает медленнее, чем у других направляющих, что также подтверждает целесообразность ее применения в направляющих тяжело нагруженных столов.

Резюме. Рециркуляционная направляющая с бессепараторной цепью переключивающихся роликов модели РН-5 работоспособна и по своим технико-экономическим параметрам находится на уровне лучших образцов отечественного и зарубежного производства. Разработанная направляющая целесообразна для использования в направляющих тяжело нагруженных столов.

УДК 62.231.223

Л.Ф. Путрикевич, канд.техн.наук

ИССЛЕДОВАНИЕ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ВИНТОВЫХ ПАР КАЧЕНИЯ

Долговечность, как и жесткость, является одной из наиболее важных характеристик не только отдельных механизмов, но и всего станка в целом. Знание ресурса работоспособности пары для конструктора-проектировщика позволяет создать надежный станок.

Основной причиной, влияющей на долговечность винтовой пары качения, является усталостная и статическая прочности поверхностных слоев материала винта и гайки. Повысить усталостную и статическую прочности можно, увеличив твердость контактирующих поверхностей. С этой целью для изготовления винтов была принята сталь 38ХМЮА, а в качестве термической обработки - процесс азотирования.

Исследования винтов на долговечность проводились на специально спроектированном и изготовленном стенде [1]. Испытуемая шариковая винтовая пара качения закреплялась в ползуне и вместе с ним совершала под нагрузкой возвратно-поступательные движения. Максимально допустимая для данной

пары величина осевой нагрузки определялась путем расчета, а на стенде создавалась с помощью гидравлического цилиндра и дросселя. Величина нагрузки определялась с помощью двух манометров, установленных в правой и левой полостях цилиндра.

Во время приработки элементов винтовой пары в масле появлялись частички металла (блестки), которые после 20... 30 ч работы исчезали и были замечены снова лишь за 30..40 ч до выхода пары из строя.

Момент выхода пары из строя фиксировался визуально и выражался в том, что на поверхности винта появлялись следы скалывания металла (особенно в месте перехода от цилиндрической части к фасонному профилю резьбы), а также отмечался осповидный износ шариков. На резьбовой поверхности гайки следов износа не зафиксировано. Это можно объяснить тем, что гайка (сталь ХВГ) обладала более высокой поверхностной твердостью и была изготовлена более точно (шлифование).

Результаты исследования долговечности улучшенных, азотированных и шлифованных винтов из стали 38ХМЮА, приведены в табл. 1. (диаметр винта 50 мм, шарика - 55 мм, число оборотов винта в минуту - 18). Можно отметить, что полученные данные соответствуют максимально допустимой расчетной нагрузке (1800 даН) при числе оборотов винта, равном 210 об/мин. Если учесть, что в металлорежущих станках подача осуществляется со значительно меньшей скоростью, то азотированные винты в механизмах подачи будут иметь еще большую долговечность по сравнению со временем работы испытываемых винтов (650... 800 ч). Произведя перерасчет на число оборотов, применяемых в металлорежущих станках для осуществления подачи, можно получить таблицы долговечности винтов, установленных на станках различных групп.

Таблица 1

Шаг винта, мм	Твердость	Нагрузка, даН	Число оборотов в минуту винта (дейст.), об/мин	Время работы, ч	Число циклов, дв.ход	Число реверсов	Число циклов нагружения, $N \cdot 10^7$	Количество хода, мм, $N \cdot 10^7$	Время цикла, с
20	62	1000	100	595	116000	232000	3,85	51,9	13,5
12	63	1800	210	610	219600	439200	12,2	9,2	10
20	62	1500	180	684	121000	242000	11,2	13,1	18
12	63	1400	210	720	132000	264000	13,1	9,8	10
12	63	1700	210	694	211300	422600	11,4	11,4	8
12	62	1800	210	680	13600	27200	13,4	12,8	8
12	61	2000	180	530	93400	186800	8,3	8,4	21

Необходимо отметить, что увеличение долговечности (по сравнению с полученными экспериментальными данными) зависит не только от разности скоростей, но также и от разности нагрузок и времени работы механизма подачи в общем цикле работы станка. Так, для продольно-фрезерных станков и силовых столов нагрузка превышает 1000 даН, а для расточных и фрезерных станков она составляет 700 даН, для шлифовальных и зуборезных станков она равна 400 даН и менее. В токарно-карусельных и других станках для осуществления подачи имеется несколько винтов, которые одновременно не включаются. Так как при максимальной подаче осевая нагрузка очень редко достигает максимального значения, то долговечность винтовых пар качения достаточно высокая и винтовые пары качения, полученные методом азотирования, могут найти применение в различных металлорежущих станках для осуществления подачи.

Резюме. Для главного движения рекомендовать азотированные винты пока нельзя, ибо в этом случае винт работает, как правило, постоянно при большом числе оборотов и при максимальной нагрузке. Для применения азотированных винтовых пар качения в приводе главного движения необходимо провести дополнительные исследования по выявлению наиболее оптимального профиля винта и гайки, разработке методики расчета грузовых винтов с последующей экспериментальной проверкой на испытательном стенде основных эксплуатационных показателей.

Л и т е р а т у р а

1. Путрикевич Л.Ф., Пикус М.Ю. Испытательный стенд для винтовых пар качения. - "Промышленность Белоруссии", 1964, № 10.

УДК 621.9

Е.С. Артюхов, М.Ю. Пикус, канд.техн.наук

ПРИМЕНЕНИЕ ЧЕРВЯЧНО-РЕЕЧНЫХ ПЕРЕДАЧ С ГИДРОСТАТИЧЕСКОЙ СМАЗКОЙ В ПРИВОДАХ ПОДАЧ ПРОДОЛЬНО-ОБРАБАТЫВАЮЩИХ ТЯЖЕЛЫХ И УНИКАЛЬНЫХ СТАНКОВ

Современный уровень станкостроения характеризуется высокой степенью автоматизации основных и вспомогательных операций, наличием в металлорежущих станках систем ЧПУ. Взе-

дениз систем ЧПУ в продольно-обрабатывающие станки тяжелых и уникальных типоразмеров обуславливает необходимость совершенствования существующих приводов подач и установочных перемещений за счет оснащения их элементами, отличающимися высокой жесткостью и нагрузочной способностью, а также отсутствием зазоров.

Для продольно-обрабатывающих станков характерна большая длина хода подвижных узлов, например стола. Широко используемые в приводах подач таких станков передачи винт - гайка скольжения, червяк - рейка скольжения и шестерня - рейка с механизмом выборки зазоров и другие обладают недостатками и в большинстве случаев не отвечают требованиям, предъявляемым к станкам такого типа. Оснащение металлорежущих станков с контурными системами ЧПУ потребовало применения безазорного привода подач и установочных перемещений, для которого передачи трения скольжения, вследствие наличия в них зазоров, оказались непригодными. Для шариковых и гидростатических передач винт - гайка свойственны такие недостатки, как трудность изготовления, низкая жесткость длинных винтов, невозможность применения этих передач в приводах подач тяжелых станков с большой длиной хода стола. Применение же передачи шестерня - рейка с механизмом выборки зазоров потребовало использования громоздкого редуктора. Редукция осуществляется длинной кинематической цепью с многочисленными податливыми элементами, что снижает жесткость привода и ограничивает применение передач этого типа в тяжелых станках.

Создание червячно-реечной передачи с гидростатической смазкой было предопределено поисками новых конструкций и совершенствованием приводов подач и установочных перемещений. Такая передача наиболее полно отвечает требованиям, предъявляемым в настоящее время к приводам подач указанных станков. На рис. 1 приведены данные по жесткости различных типов приводов. Если жесткость передачи винт - гайка при длине винта 3000 мм равна 15 кгс/мкм, то в передаче червяк - рейка с гидростатической смазкой и роликовыми упорными подшипниками вала червяка она составляет около 250 кгс/мкм.

Известно, что передачи винт - гайка и червяк - рейка с гидростатической смазкой работают в условиях жидкостного трения. Это предопределяет их основные преимущества: а) безазорность в зацеплении за счет масла, подаваемого под до-

статочно высоким давлением; б) отсутствие износа, так как рабочие поверхности постоянно разделены слоем масла; в) высокий к.п.д. (около 98 - 99%); г) высокое демпфирование; д) способность длительно сохранять первоначальную точность; е) высокая плавность и точность относительных перемещений и др. Однако эти передачи требуют создания замкнутой системы смазки, применения высококачественного масла, его надежной фильтрации и охлаждения.

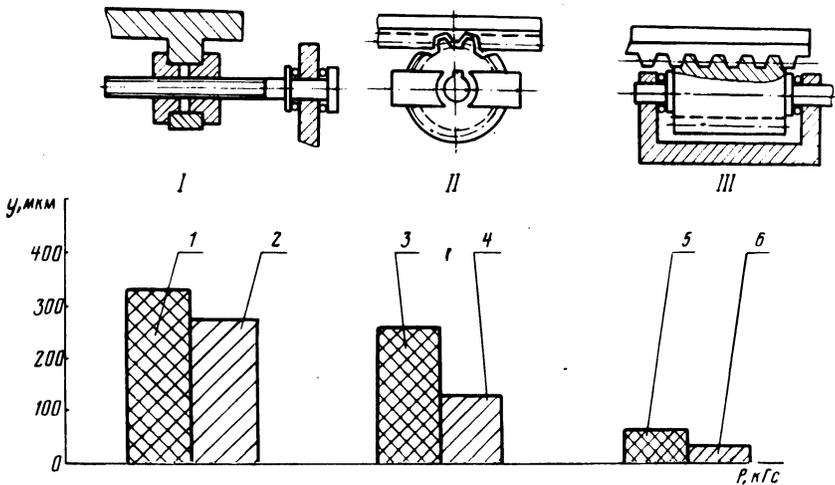


Рис. 1. Жесткость различных механизмов приводов подач при нагрузке $P = 5000$ кгс: I - винт-гайка; II - винт-рейка; III - червяк-рейка с гидростатической смазкой: 1 - винт-гайка длиной 3000 мм; 2 - винт-гайка длиной 2000 мм; 3 - шестерня-рейка с промежуточным колесом; 4 - шестерня-рейка без промежуточного колеса; 5 - червяк-рейка с гидростатической смазкой с шариковыми упорными подшипниками; 6 - червяк-рейка с гидростатической смазкой с роликовыми упорными подшипниками; y - деформация, мкм; P - нагрузка, кгс.

В результате теоретических и экспериментальных исследований передачи червяк - рейка с гидростатической смазкой на стенде [1 - 3] с различными системами питания (насос - карман, с мембранным делителем потока, с мембранным регулятором) были получены данные по расчету и проектированию этих передач. Был освоен промышленный способ изготовления высокоточных червячных реек с применением полимерных материалов на базе эпоксидных смол холодного отверждения в сочетании с металлическим наполнителем, что позволило существенно упростить технологию изготовления этих реек.

Высокая нагрузочная способность и жесткость передач червяк - рейка с гидростатической смазкой может быть обеспечена лишь при строгом совпадении углов профиля витков червяка

и зубьев рейки, высокой точности шага и чистоте несущих поверхностей. Эти требования вытекают из необходимости обеспечения зазоров в передаче 30 – 70 мкм на сторону. Рационально также использовать червячно-реечные передачи с гидростатической смазкой в сочетании с гидростатическими направляющими, поскольку такая система обеспечивает плавность и точность перемещений во всем диапазоне скоростей, длительное сохранение точности и значительное снижение потерь, вызванных трением взаимодействующих элементов.

Впервые в СССР в 1976 г. на Минском станкостроительном заводе им. Октябрьской революции был изготовлен и сдан в эксплуатацию продольный многооперационный фрезерно-расточный станок модели 6М610Ф3, в котором в приводе подач стола применена червячно-реечная передача с гидростатической смазкой в сочетании с гидростатическими направляющими стола.

Резюме. Впервые в отечественном станкостроении внедрена в производство червячно-реечная передача с гидростатической смазкой, являющаяся на данном этапе оптимальной конструкцией последней пары кинематической цепи привода подач и установочных перемещений тяжелых и уникальных металлорежущих станков с ЧПУ. Эта передача при диаметре червяка 200 мм с шестью рабочими витками с нагрузочной способностью 5000 кгс позволяет получить осевую жесткость 100 – 120 $\frac{\text{кгс}}{\text{мкм}}$.

Л и т е р а т у р а

1. Герасимов А.Д. Разработка и исследование гидростатических элементов с несущими поверхностями сложной формы (эвольвентными и винтовыми) для металлорежущих станков. Автореф.канд.дис. М., 1976.
2. Герасимов А.Д., Чурин И.Н. Гидростатические червячно-реечные передачи. – В сб.: Металлорежущие станки и автоматические линии. М., 1974.
3. Чурин И.Н., Герасимов А.Д. Расчет и проектирование гидростатической передачи червяк – червячная рейка (рекомендации). М., 1974.

ВЛИЯНИЕ НЕСООСНОСТИ ВИНТА И ГАЙКИ НА ДЕФОРМАЦИЮ РЕЗЬБОВОГО СОЕДИНЕНИЯ ШАРИКОВИНТОВЫХ МЕХАНИЗМОВ

При проведении экспериментальных исследований жесткости шариковинтовых механизмов (ШВМ) было замечено, что на деформацию их резьбового соединения значительное влияние оказывают погрешности относительного расположения осей винта и гайки. При числе рабочих витков $i = 3$ и $Q = 1000$ даН деформации δ до регулировки соосности составляли 35 мкм, после регулировки - 18 мкм (рис. 1), при числе витков $i = 5$ и $Q = 2600$ даН до регулировки - 53 мкм, после регулировки - 27 мкм.

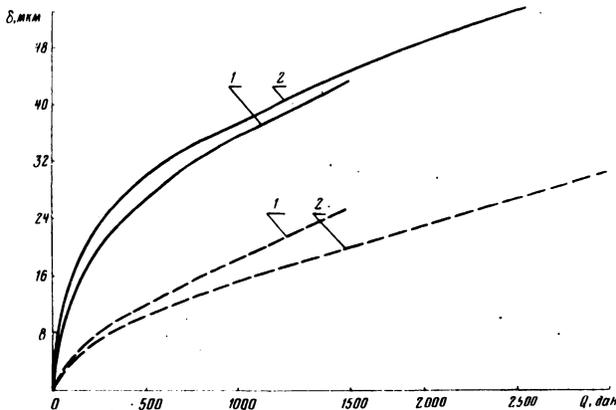


Рис. 1. Зависимость деформации от осевой нагрузки ($d_0 = 80$ мм) без регулировки соосности (сплошные линии) и после регулировки (штриховые): 1 - $i = 3$; 2 - $i = 5$.

Для комплексной оценки правильности взаимного расположения осей винта и гайки целесообразно использовать осевой зазор в резьбовом соединении (рис. 2). При совпадении осей винта и гайки осевой зазор ϵ_0 будет иметь максимальное значение, при несовпадении он будет меньше, а при отклонении оси винта от оси гайки на максимальную величину, допускаемую размерами гайки (рис. 2, б), ϵ_0 равен нулю.

Для того чтобы оси винта и гайки совпадали при закреплении их в узлах станка, необходимо получить максимальный осевой зазор в резьбовом соединении, соответствующий данно-

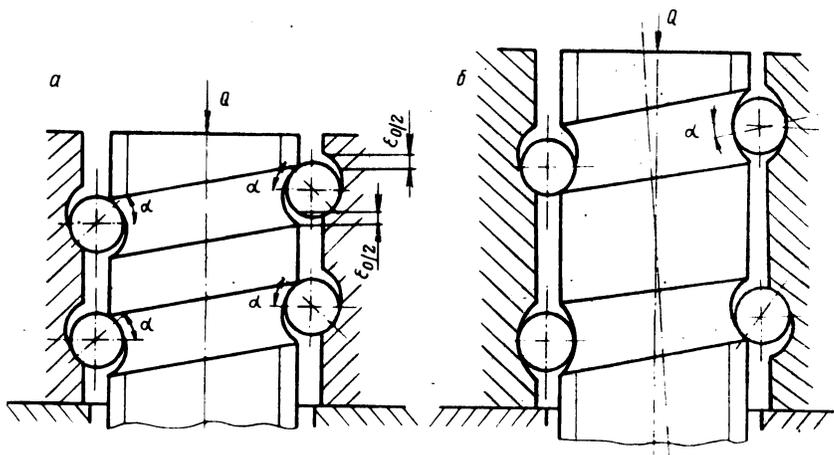


Рис. 2. Определение влияния несоосности винта и гайки на величину осевого зазора и угла контакта: при совпадении (а) и несовпадении (б) осей.

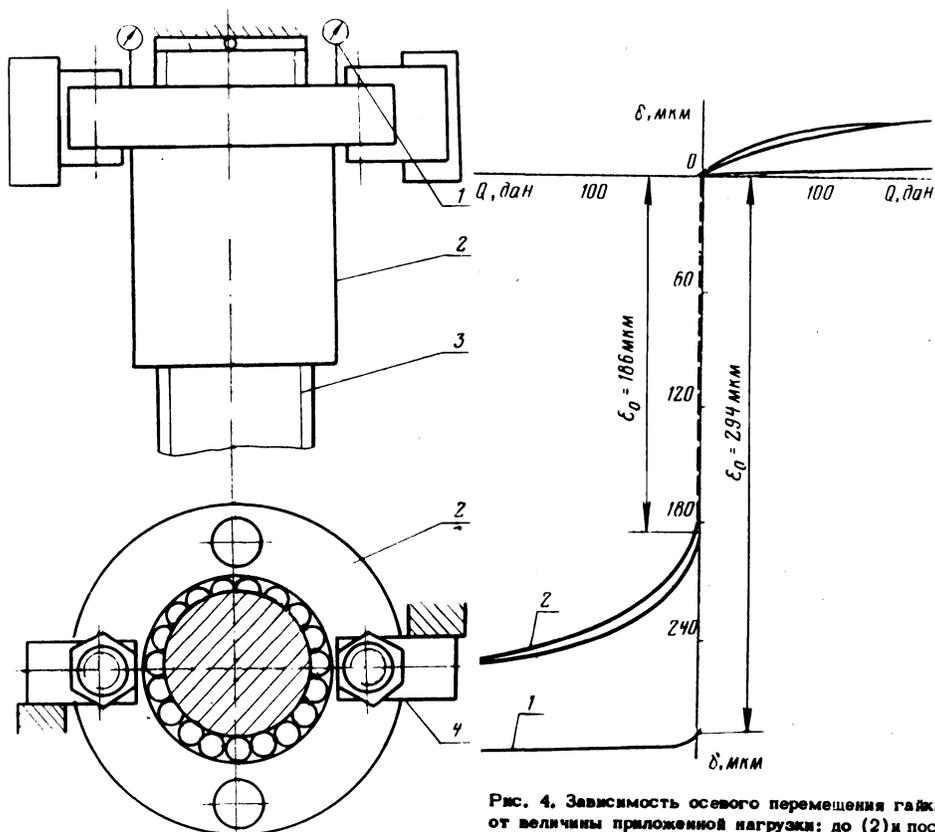


Рис. 3. Определение осевого зазора.

Рис. 4. Зависимость осевого перемещения гайки от величины приложенной нагрузки: до (2) и после (1) регулирования.

му типоразмеру ШВМ, Это будет соответствовать максимальному совпадению осей вращения винта и гайки. Экспериментально максимальный осевой зазор определяли по следующей методике (рис. 3). Винт 3 закрепляли вертикально. На гайке 2 устанавливали два упора 4, которые предохраняли гайку от поворота (рис. 3). Под действием собственного веса гайки зазор в резьбовом соединении полностью устранялся. При перемещении гайки вверх появлялся контакт шариков с дорожками качения с противоположной стороны профиля резьбы. Разность показаний индикаторов 1 в верхнем и нижнем положении гайки давала осевой зазор в резьбовом соединении. Для исключения влияния разноразмерности шариков и ошибки шага резьбы определение осевого зазора производили для ШВМ с одним заполненным шариками рабочим витком.

Чтобы избежать влияния погрешностей расположения винта относительно гайки на осевую деформацию, необходимо устранить несоосность, т.е. определить положение винта и гайки, соответствующее максимальному осевому зазору. Для достижения этого ШВМ, установленный в приспособлении, нагружали в осевом направлении сверху вниз, затем разгружали. Далее изменяли направление действия силы. При нагружении и разгрузке ШВМ записывали показания индикаторов, регистрирующих осевое перемещение гайки относительно винта.

По полученным данным построена зависимость (рис. 4), исходя из которой находили осевой зазор: $\epsilon_{\circ} = 168 \text{ мкм}$. Так как полученный осевой зазор меньше зазора, определенного при незакрепленной гайке, установкой прокладок между фланцем гайки и опорной поверхностью добивались такого расположения винта и гайки, при котором зазор получал максимальное значение. Результаты определения осевого зазора после регулировки положения винта и гайки приведены на рис. 4. Как видно, осевой зазор $\epsilon_{\circ} = 294 \text{ мкм}$. Эта величина зазора отличается на 5 мкм от величины зазора, полученного при свободном расположении гайки и одном витке, заполненном шариками.

Несовпадение осей винта и гайки приводит к снижению жесткости, а также к резкому уменьшению величины начального угла контакта и числа тел качения, воспринимающих нагрузку. Поэтому увеличивается нормальная составляющая осевой нагрузки, приходящейся на один шарик, возрастают удельные давления в местах контакта с дорожками качения и снижается долговечность механизма.

Резюме. Полученные результаты позволяют сделать вывод, что для ШВМ необходимо проводить аттестацию не только винта, гайки, шариков и диаметрального зазора, но и осевого зазора пары в сборе, количественно определяющего несовпадения осей винта и гайки.

УДК 621.91,681.322

Э.М. Дечко, канд.техн.наук, М.М. Дечко

ОПТИМИЗАЦИЯ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ ПРИ ГЛУБОКОМ СВЕРЛЕНИИ

Установленные закономерности процесса резания при сверлении сталей и зависимости точностных параметров отверстий от различных факторов позволяют рассчитать такие численные значения режимов резания, при которых с наибольшей производительностью обеспечивается определенное качество обработки.

В качестве критериев оптимальности режимов резания чаще всего берется себестоимость или производительность операции. Трудоемкость расчетов значительно уменьшается при использовании штучного времени в качестве критерия оптимальности вариантов обработки. Известно, что в общем случае экономический режим по величине не совпадает с режимом максимальной производительности, который всегда выше режимов минимальных расходов на режущий инструмент. Однако чем меньше затраты, связанные с инструментом, тем ближе экономический режим к режиму максимальной производительности.

Для шнекового сверла дробление и отвод стружки из зоны резания осуществляется введением специальной трапецеидальной заточки режущей части с использованием увеличенного угла наклона винтовых (стружечных) канавок. Кроме того, сам процесс резания сопровождается низкочастотными колебаниями, способствующими дроблению и отводу стружки из зоны резания.

При сверлении стали 45 шнековые сверла имели следующие геометрические параметры: $2\varphi = 90^{\circ}$; $\alpha = \gamma = 14 - 16^{\circ}$; $\omega = 60^{\circ}$. Сверление выполнялось на станке 2A135 с использованием СОЖ. Метод линейного программирования позволяет учесть взаимосвязь переменных факторов с наложенными ограничениями.

В качестве оценочной функции принимается уравнение вида

$f = \frac{C}{v \cdot S}$, которое рекомендуется при использовании в ка-

честве критерия оптимальности максимальной производительности (f) процесса.

При разработке математической модели оптимального режима резания введен ряд ограничений: режущие возможности шнековых сверл из быстрорежущей стали; наименьшая скорость резания, учитывающая условия стружкообразования; наибольшая подача, допустимая жесткостью сверла и обеспечивающая стабильный отвод стружки из зоны резания; шероховатость поверхности не ниже 4-го класса (ОСТ 2789-73); точность диаметрального размера по 4 - 5 классам (ГОСТ 1015); погрешность расположения оси отверстия по X - XI степени точности (ГОСТ 10356-63).

Следующие уравнения представим в логарифмической форме (чтобы исключить отрицательные значения параметра $\lg s$, величина подачи умножается на 100):

$$0,4 \lg v + 0,15 \lg s \leq \lg \frac{0,03 \delta}{d^{0,3}}, \quad (1)$$

$$-0,25 \lg v + 0,11 \lg s \leq \lg 0,87 \cdot \Delta d^{0,3}, \quad (2)$$

$$0,4 \lg v + 0,25 \lg s \leq \lg \frac{1,42 R_a}{d^{0,5}}, \quad (3)$$

$$\lg v + 0,58 \lg s \leq \lg \frac{5,0 d^{0,4}}{T^{0,12}}; \quad (4) \quad \lg s \leq \lg 0,023 d^{0,8}, \quad (5)$$

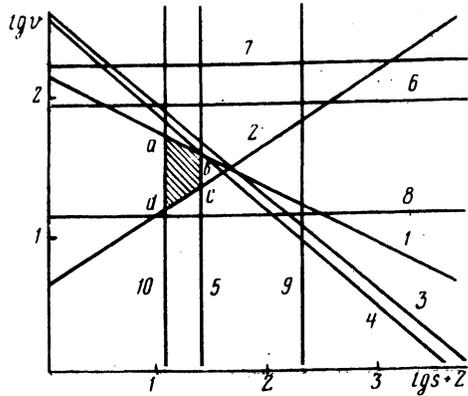
$$\lg v \leq \frac{\pi d n_{\max}}{1000}, \quad (6) \quad \lg v \leq \lg 35, \quad (7) \quad \lg v \geq \lg 5, \quad (8)$$

$$\lg s \leq \lg 1,4 \cdot 100, \quad (9) \quad \lg s \geq \lg 0,06 \cdot 100. \quad (10)$$

Максимальные и минимальные скорости резания и подачи приняты с учетом режущих свойств сверла из быстрорежущей стали Р18, условий стабильного дробления стружки и прочности инструмента. Данная математическая модель была реализована на ЭВМ "МИР-2" с отображением решения геометрической интерпретации оптимального режима резания на экране (рис. 1). Установлено, например, что при выбранных ограничениях максимальная производительность для сверла диаметром 10 мм и глубине сверления 200 мм обеспечивается при скорости реза-

ния 20,7 м/мин, подаче 0,14 мм/об. Стойкость сверла при данных условиях составляет 200 мин. Точностные параметры находятся в пределах: $R_a = 9,2$ мкм; $\delta = 0,15$ мм; $\Delta = 0,16$ мм.

Рис. 1. Геометрическая интерпретация математической модели оптимального режима резания для шнековых сверл $d = 10$ мм: $abcd$ - многоугольник возможных решений; ограничения: 1 - по отклонению размеров диаметра, δ ; 2 - по отклонению оси отверстия, Δ ; 3 - по шероховатости поверхности, R_a ; 4 - по стойкости сверла, T ; 5 - по максимально допустимой подаче, S_{max} ; 6 - по максимально допустимой скорости резания, v ; 7 - 8 - по максимальной и минимальной скорости вращения шпинделя, n ; 9 - 10 - по максимальной и минимальной подачам станка.



Резюме. Использование метода линейного программирования, установленных ранее закономерностей процесса резания и изменения точностных параметров отверстий позволяет разработать математически обоснованные рекомендации по рациональному применению шнековых сверл при сверлении сталей.

УДК 621.9.06-82

В.П. Леневиц

МАТЕМАТИЧЕСКИЕ МОДЕЛИ ГИДРОПРИВОДОВ С ОБЪЕМНЫМ РЕГУЛИРОВАНИЕМ

В металлорежущих станках широкое применение нашли гидроприводы с объемным регулированием, построенные на базе регулируемого насоса, гидроцилиндра и напорного золотника. Способность напорного золотника образовывать с гидроемкостями при определенных условиях неустойчивые контуры [2] и наличие такой возможности в рассматриваемых гидроприводах (рис. 1) обуславливают необходимость разработки математических моделей, позволяющих исследовать влияние напорного золотника на динамические характеристики гидроприводов.

При разработке математических моделей, общих для представленных на рис. 1 принципиальных схем гидроприводов, принимаем следующие допущения [2]: звенья систем представляем сосредоточенными параметрами; пренебрегаем волновыми процессами в предпосылке малой длины магистралей; рабочий

орган абсолютно жесткий; частота вращения насоса постоянна, а положение блока неизменно; влияние сил сухого трения в рабочем органе и напорном золотнике пренебрежимо мало; внутренние утечки в гидроцилиндре и насосе зависят линейно от перепада давлений в их полостях, а внешние утечки пренебрежимо малы; угол истечения струи и коэффициент расхода напорного золотника постоянны.

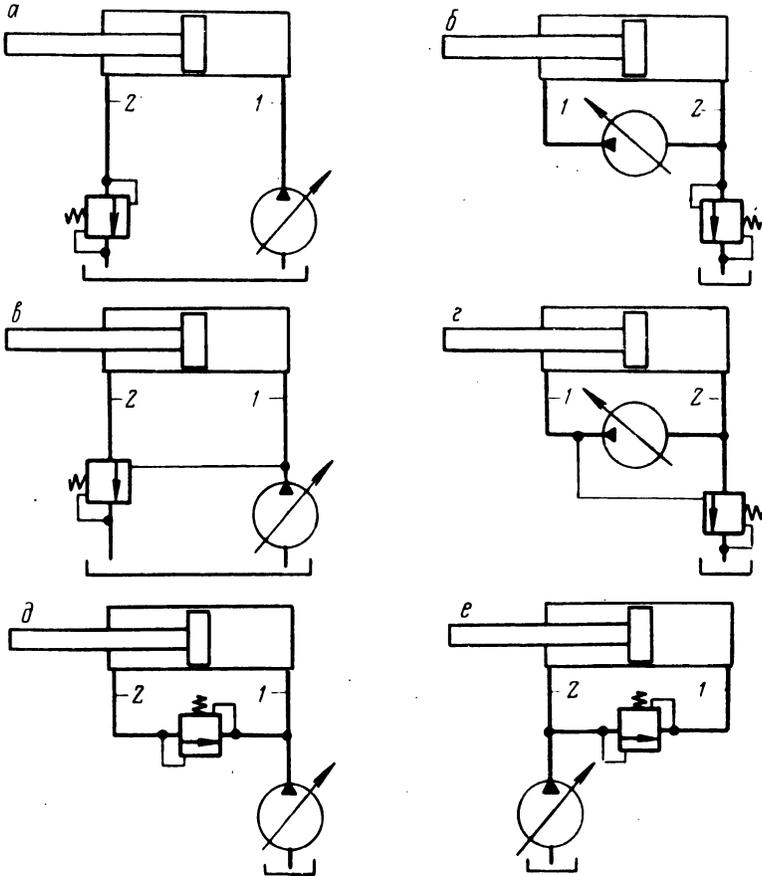


Рис. 1. Принципиальные схемы гидроприводов с объемным регулированием: 1 - напорная магистраль, 2 - сливная.

В качестве неизвестных величин принимаем приращение x_1 давления в напорной магистрали, приращение x_2 давления в сливной магистрали, приращение x_3 скорости рабочего органа, скорость x_4 золотника и приращение x_5 ширины щели напорного золотника. С учетом принятых допущений состояние всех пред-

ставленных на рис. 1 гидроцилиндров может быть описано (в предположении малых колебаний) одной системой линейных дифференциальных уравнений:

$$\left. \begin{aligned} \frac{dx_1}{dt} &= \frac{E_1}{v_1} (-k_{11}x_1 + k_{12}x_2 - F_1x_3 + \alpha_1 F_3x_4 + \alpha_3 Kx_4 + y_1(t)), \\ \frac{dx_2}{dt} &= \frac{E_2}{v_2} (k_{12}x_1 - k_{22}x_2 + F_2x_3 - \alpha_2 F_3x_4 - Kx_5 + y_2(t)), \\ \frac{dx_3}{dt} &= \frac{1}{m_1} (F_1x_1 - F_2x_2 - \beta_1x_3 + y_3(t)), \\ \frac{dx_4}{dt} &= \frac{1}{m_2} (-\alpha_1 F_{30}x_1 + \alpha_2 F_{30}x_2 - \beta_2x_4 - e_0x_5), \quad \frac{dx_5}{dt} = x_4, \end{aligned} \right\} (1)$$

где E_1, E_2 - приведенные модули упругости рабочей жидкости соответственно в напорной и сливной магистралях [2]; v_1, v_2 - объемы рабочей жидкости в напорной и сливной магистралях; F_1, F_2 - площади рабочей и обратной полостей цилиндра; m_1, m_2 - приведенные массы рабочего органа и золотника [2]; F_3 - площадь торца золотника; K - коэффициент усиления напорного золотника [2]; k_{11}, k_{22} - коэффициенты утечек из напорной и сливной магистралей; k_{12} - коэффициент внутренних утечек из напорной в сливную магистраль; F_{30}, e_0 - приведенная площадь торца и приведенная жесткость пружины напорного золотника с учетом гидродинамической силы струи [2]; β_1 - коэффициент вязкого трения рабочего органа; β_2 - приведенный коэффициент вязкого трения демпферного канала напорного золотника [2]; $y_1(t), y_2(t), y_3(t)$ - внешние воздействия; $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$ - коэффициенты, принимаемые в зависимости от принципиальной схемы гидропривода следующие значения:

Коэффициенты	Рис. 1, а, б	Рис. 1, в, г	Рис. 1, д, е
α_1	0	-1	1
α_2	1	0	1
α_3	0	0	1

Для исследования вынужденных колебаний гидроприводов (рис. 1) используем передаточные функции, получаемые как частные решения системы (1) в пространстве изображений [1]. В частности, если принять в качестве входной величины внешнее воздействие $Y_3(t)$ на рабочей орган, а в качестве выходной величины колебание x_3 скорости рабочего органа, соответствующую передаточную функцию получим в виде

$$G_{33}(s) = \frac{b_4 s^4 + b_3 s^3 + b_2 s^2 + b_1 s + b_0}{s^5 + a_4 s^4 + a_3 s^3 + a_2 s^2 + a_1 s + a_0}, \quad (2)$$

где s - оператор Лапласа.

Для оценки устойчивости гидроприводов (рис. 1) используем характеристическое уравнение, получаемое приравниванием нулю знаменателя передаточной функции (2):

$$s^5 + a_4 s^4 + a_3 s^3 + a_2 s^2 + a_1 s + a_0 = 0. \quad (3)$$

Согласно критерию Льенара - Шипара [1], гидроприводы (рис. 1), описываемые характеристическим уравнением (3), устойчивы, если выполняются условия: $a_4 > 0$, $a_3 > 0$, $a_2 > 0$, $a_1 > 0$, $a_0 > 0$, $a_4 a_3 - a_2 > 0$, $(a_4 a_3 - a_2)^3 (a_2 a_1 - a_3 a_0) - (a_4 a_1 - a_0)^2 > 0$.

Анализ показывает, что наряду с "падающей" ($\beta_1 < 0$) характеристикой силы трения в рабочем органе предпосылкой к неустойчивости гидроприводов (рис. 1) может быть также относительно большое значение коэффициента усиления K напорного золотника.

Разработанные математические модели позволяют исследовать различные динамические характеристики гидроприводов с объемным регулированием (рис. 1), а именно переходные процессы, частотные характеристики, устойчивость и др. Как пример, на рис. 2 приведены результаты моделирования переходных процессов на основе решения системы (1), а на рис. 3 - результаты расчета амплитудно-частотных характеристик на основе передаточной функции (2) гидропривода (рис. 1,б) протяжного станка 7Б75, причем кривые 2 получены при условии, что напорный золотник сильно демпфирован и работает, как дроссель.

Анализ приведенных на рис. 2 и 3 результатов показывает, что напорный золотник способствует не только улучшению качества переходного процесса, но и снижению резонансных явлений в гидроприводе.

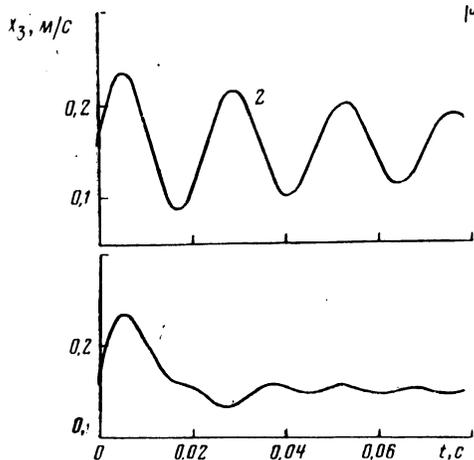


Рис. 2. Переходные процессы в гидроприводе протяжного станка 7Б75.

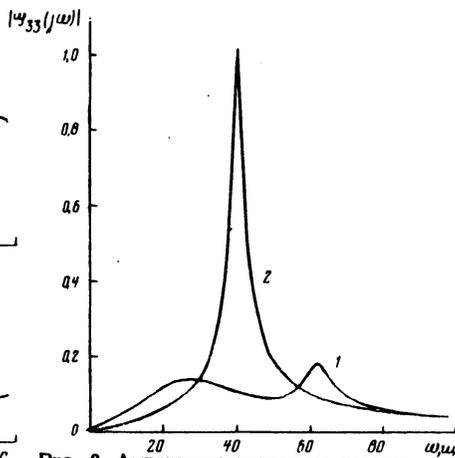


Рис. 3. Амплитудно-частотные характеристики гидропривода протяжного станка 7Б75 (ω - частота).

Резюме. Разработаны общие линейные математические модели для шести схем гидроприводов с объемным регулированием, выявлена возможность существенного повышения демпфирования и снижения уровня вынужденных колебаний в гидроприводах за счет выбора оптимальных параметров напорного золотника.

Л и т е р а т у р а

1. Корн Г., Корн Т. Справочник по математике для научных работников и инженеров. М., 1974.
2. Коробочкин Б.Л. Динамика гидравлических систем станков. М., 1976.

УДК 621.941.1.019

П.И. Ящерицын, докт.техн.наук,
А.Ф. Горбачевич, канд.техн.наук, Чан Ван Дик

ПОГРЕШНОСТИ БАЗОВЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ЗАГОТОВОК И ИХ ВЛИЯНИЕ НА ТОЧНОСТЬ ЗУБЧАТОГО ВЕНЦА ПРИ ЗУБОНАРЕЗАНИИ

При составлении пакетов заготовок зубчатых колес на операции зубофрезерования возникают дополнительные погрешности

расположения поверхностей. Нижняя заготовка пакета устанавливается базовым торцом непосредственно на опорную поверхность приспособления; вторая заготовка устанавливается на торец противоположной базовому нижней заготовки и т.д. Таким образом, погрешность расположения каждой последующей заготовки в пакете зависит от совокупности погрешностей находящихся ниже ее заготовок [1]. Поэтому вопрос о погрешностях базовых поверхностей, а именно центрального отверстия и торцов заготовок как базового, так и противоположного базовому при зубообработке пакетов заслуживает особого внимания.

Целью настоящей работы было исследовать в производственных условиях при обработке зубчатых колес: погрешности базовых отверстий, обработанных различными способами (тонкое растачивание, протягивание, алмазное растачивание, хонингование); закономерность изменения погрешности торцов заготовок в зависимости от наружного диаметра; влияние погрешностей базовых поверхностей на точностные параметры зубчатых колес.

В процессе проведения эксперимента было обработано и измерено 60 партий заготовок по 50...100 штук в каждой партии. Геометрические параметры зубчатых колес: модуль $m = 2,5$ мм; наружные диаметры $D = 100...260$ мм; отношение $d/L = 0,97...3,3$; $d/D = 0,33...0,97$ (d - диаметр отверстия, L - длина отверстия). Точность деталей оценивалась следующими показателями: отклонением размера и формы базовых отверстий, биением торцов базового и противоположного базовому, колебанием измерительного межцентрового расстояния за оборот колеса.

Был рассчитан ряд показателей точности: положение центра группирования в каждой партии \bar{X} , поле рассеивания 6σ , коэффициент точности K_T , фактический и допустимый коэффици-

Таблица 1

Станок	r_{xz}	$\gamma_{z/x}$	r_{yz}	$\gamma_{z/y}$	$z = a + bx + cx^2 + dy$
ВСБ121108	0,10	0,67	0,81	0,70	$z = 0,0581 + 0,883x + 1,16x^2 + 0,667y$
823	0,27	0,63	0,78	0,66	$z = 0,063 + 1,10x + 0,58x^2 + 2,12y$
ВСБ121108	0,31	0,65	0,81	0,68	$z = 0,0419 + 1,23x + 0,3x^2 + 1,36y$
824	0,33	0,68	0,66	0,72	$z = 0,0393 + 0,943x + 0,663x^2 + 0,368y$
ВСБ121108	0,34	0,70	0,67	0,75	$z = 0,057 + 0,813x + 0,97x^2 + 1,56y$
825	0,23	0,52	0,53	0,59	$z = 0,0693 + 0,612x + 0,522x^2 + 0,792y$

энты смещения процесса ϵ_{ϕ} , ϵ_D , технологический допуск δ_T , процент брака q и ресурс допуска Q . Все расчеты выполнялись с помощью ЭКВМ "Электроника С-50".

Для выявления взаимосвязи между величиной колебания измерительного межцентрового расстояния (z), биением базового торца (x) и погрешностью центрального отверстия (y) применялся корреляционный анализ. При этом исходили из предположения наличия криволинейной корреляционной связи между параметрами, т.е. $z = a + bx + cx^2 + dy$. Определение коэффициентов регрессии данного уравнения производилось методом наименьших квадратов.

Рис. 1. Погрешности центральных отверстий, обработанных различными методами: 1 - тонкое растачивание; 2 - протягивание; 3 - алмазное растачивание; 4 - хонингование; \bar{x} - центр группирования отклонения размера; R - центр группирования погрешности формы; s - среднее квадратическое отклонение размера; s_R - среднее квадратическое погрешности формы.

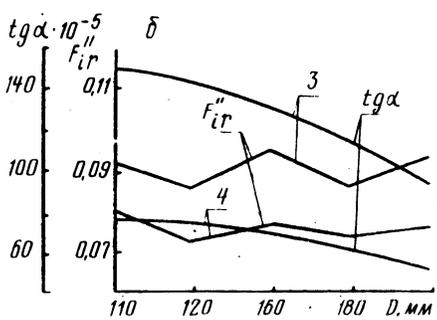
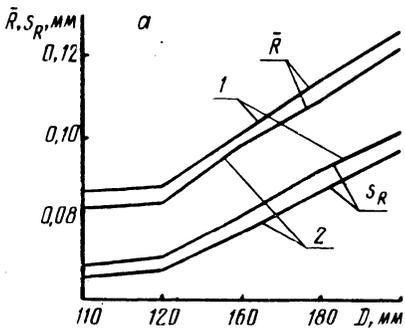
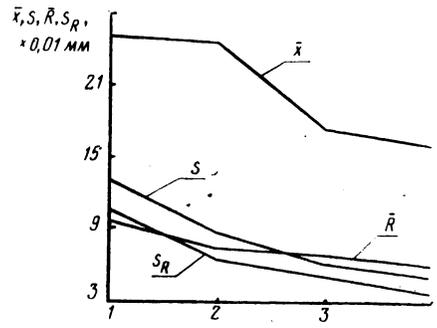


Рис. 2. Зависимость погрешностей торцов (а) и зубчатого венца (б) от наружного диаметра заготовки: 1 - базовый торец; 2 - противоположный базовому торец; 3 - верхняя заготовка пакета; 4 - нижняя заготовка пакета; \bar{R} - центр группирования биения торца; s_R - среднее квадратическое отклонение биения торца; F''_{ir} - колебание ИМР за оборот; $tg \alpha$ - тангенс угла поворота заготовки.

Наличие связей $z = f(x, y)$ и их теснота (сила) устанавливались с помощью частных коэффициентов корреляции r_{xz} , r_{yz} и корреляционных отношений $\eta_{z/x}$, $\eta_{z/y}$. Результаты расчетов представлены в табл. 1. На рис. 1 и 2 показаны исследованные точностные параметры зубчатых колес.

Резюме. Установлено, что хонингование отверстий обеспечивает значительно меньшую погрешность формы по сравнению с другими способами обработки; брак на операциях обработки центральных отверстий является неисправимым, так как центр группирования смещается в сторону, большую Δ_0 (середины поля допуска).

Л и т е р а т у р а

1. Горбачевич А.Ф. Выбор оптимального количества заготовок на операции зубофрезерования с учетом производительности и точности процесса. - В сб.: Прогрессивная технология машиностроения. Вып. 3. Минск, 1972.

УДК 621.9.016

В.В. Бабук, канд.техн.наук

ОБ УЧЕТЕ ВЛИЯНИЯ УПРУГИХ ДЕФОРМАЦИЙ ПРИ РАСЧЕТЕ УСИЛИЯ ОБКАТКИ ШАРИКАМИ

В работе [2] приведена методика расчета усилия обкатки и раскатки поверхностей шариками, в которой учитывается только пластическая деформация поверхностного слоя детали. Однако на преодоление упругой деформации также затрачивается некоторое усилие. Найдем соотношение между усилиями, необходимыми для осуществления этих деформаций. При этом допустим, что обкатка или раскатка поверхностей шариками представляет собой бесчисленное множество элементарных процессов вдавливания жесткого инструмента в упруго-пластическую поверхность.

Границу перехода от упругой деформации к пластической можно определить на основе уравнений Герца [4]. В общем случае наибольшее напряжение в центре площадки контакта, представляющей собой эллипс с полуосями a и b , равно

$$\sigma_{\max} = 1,5 \frac{P}{\pi ab}, \quad (1)$$

где P - нормальное усилие.

Выразив из условий упругости полуося эллипса, a также необходимые для их определения коэффициенты и решив это уравнение относительно P , получим

$$P = 9,187 \alpha^3 \beta^3 \frac{\delta^2}{k^2} \sigma_{\max}^3, \quad (2)$$

где α , β - коэффициенты, определяемые в зависимости от угла θ [2].

Для случая упругого контакта цилиндра и шара

$$\cos \theta = \frac{1}{2A+1}, \quad (3) \quad \mathcal{S} = 4r \frac{A}{2A+1}, \quad (4) \quad A = \frac{R_{\theta}}{r}, \quad (5)$$

где r и R_{θ} - радиусы шара и цилиндра соответственно.

Допуская, что значения модуля упругости E_1 , E_2 и коэффициента Пуассона μ_1 и μ_2 материалов деталей, контактирующих в холодном состоянии, отличаются незначительно, можно записать

$$k = \frac{4E}{3(1-\mu^2)}. \quad (6)$$

Критическое значение $\bar{\sigma}_{\max}$, при котором происходит переход от упругих к пластическим деформациям, зависит от вида напряженного состояния. В случае линейного напряженного состояния, например при растяжении стержня, не подвергающегося наклепу, $\bar{\sigma}_{\max} = \bar{\sigma}_s$ ($\bar{\sigma}_s$ - предел текучести) [3].

В условиях сложного напряженного состояния, каким является контактное сжатие шара и цилиндра, переход от упругости к пластичности затруднен вследствие дополнительных напряжений, действующих в перпендикулярных направлениях. Поэтому критическое значение максимальных напряжений, соответствующее этому переходу, может возрасти в несколько раз в зависимости от геометрических и других условий контакта, т.е.

$$\bar{\sigma}_{\max} = c \bar{\sigma}_s. \quad (7)$$

По данным [3], коэффициент c изменяется от 1 до 6. При отсутствии тангенциального перемещения $c = 3$ [1]. При наличии тангенциального перемещения коэффициент c уменьшается с увеличением коэффициента трения μ . При $\mu = 0,4$ $c = 1$ ввиду выхода точки с максимальными касательными напряжениями на поверхность [1]. Таким образом, для случая обкатки или раскатки цилиндрической детали шариком или роликом можно принять

$$\bar{\sigma}_{\max} \leq 3 \bar{\sigma}_s. \quad (8)$$

Тогда уравнение (2) для определения максимального усилия упругой деформации, при котором начинается пластическая деформация, принимает вид

$$P \leq 248 \alpha^3 \beta^3 \frac{\delta^2}{k^2} \sigma_s^3. \quad (9)$$

Усилие, необходимое для осуществления пластической деформации при обкатке или раскатке шариком, можно определить по формуле [2]

$$Q = 3,6 r^2 \sigma_s f(\gamma), \quad (10)$$

где $f(\gamma)$ определяется по графику (рис. 1); γ — угол вдавливания шарика при пластической деформации поверхности.

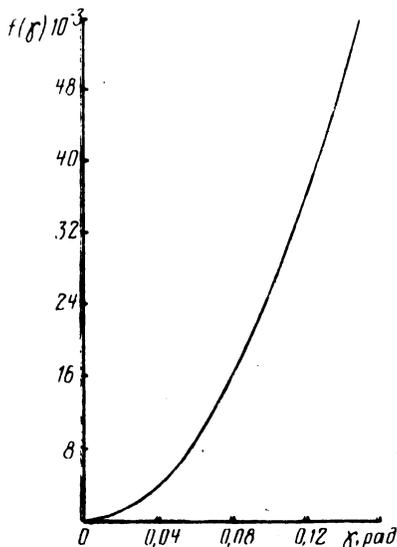


Рис. 1. Влияние угла вдавливания на величину нормального усилия.

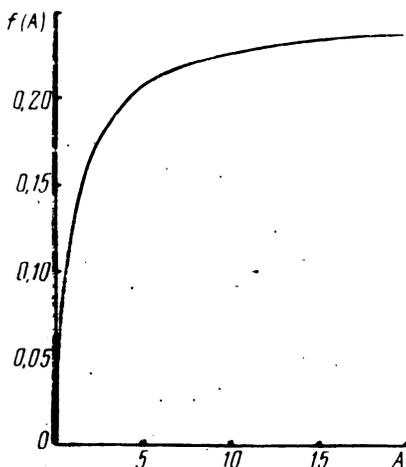


Рис. 2. Зависимость f от A .

Найдем отношение усилий P/Q . Учитывая выражения (4), (6) и принимая для стали $E = 2,1 \cdot 10^4$ кгс/мм² и $\mu = 0,3$, получим

$$\frac{P}{Q} = 1,16 \cdot 10^{-6} (\alpha \beta)^3 \left(\frac{A}{2A+1} \right)^2 \frac{\sigma_s^2}{f(\gamma)}. \quad (11)$$

Множители выражения (11), стоящие в скобках, в конечном итоге зависят только от отношения радиусов детали и шарика A . Поэтому

$$f(A) = (\alpha \beta)^3 \left(\frac{A}{2A+1} \right)^2. \quad (12)$$

Тогда отношение усилий упругой и пластической деформаций

$$\frac{P}{Q} = 1,16 \cdot 10^{-6} f(A) \frac{\sigma_s^2}{f(\gamma)} \quad (13)$$

Значения $f(A)$ вычислены для наиболее употребительного интервала значений A от 0,05 до 20 и приведены на рис. 2. Из формулы (13) видно, что отношение P/Q прямо пропорционально квадрату предела текучести материала обкатываемой детали и обратно пропорционально функции угла вдавливания шарика при обкатке. Такая зависимость вполне объяснима физически.

Значения $f(A)$, как видно из рис. 2, существенно меняются лишь при изменении A от 0,05 до 5. При увеличении A от 5 до 20 $f(A)$ изменяется незначительно и в исследуемом интервале не превышает 0,24. При дальнейшем увеличении A до бесконечности $(\alpha\beta)^3 \rightarrow 1$ и в пределе $f(A) \rightarrow 0,25$. Если принять это значение как максимально возможное, то формула для определения наибольшего отношения усилий упругой и пластической деформаций принимает вид

$$\frac{P}{Q} = 0,29 \cdot 10^{-6} \frac{\sigma_s^2}{f(\gamma)} \quad (14)$$

Так как предел текучести незакаленных конструкционных и наиболее распространенных легированных сталей приблизительно равен 20... 40 кгс/мм², а $f(\gamma)$ для обычных условий обкатки шариком равна (10...24) 10^{-3} , P/Q может колебаться от 0,005 до 0,05, т.е. усилие упругой деформации составляет приблизительно от 0,5 до 5% от усилия пластической деформации, что в практических расчетах может не учитываться.

В табл. 1 приведены результаты расчета отношения P/Q при следующих условиях: материал детали - сталь 20 нормализованная, НВ 156 не более, $\sigma_s = 22$ кгс/мм². Значения $f(A)$ взяты по рис. 2, значения $f(\gamma)$ определены по методике [1].

Таблица 1. Результаты расчета Q и $\frac{P}{Q}$

R_2 , мм	r , мм	Q , кгс	$\frac{P}{Q}$
20	5	9,3	0,010
20	20	120	0,008
50	5	9,9	0,011
50	20	143	0,010
250	20	160	0,011
250	50	930	0,011

Уравнения (13) и (14) могут быть использованы для определения отношения P/Q и при обкатке закаленных сталей. Однако надо иметь в виду, что для определения $f(\gamma)$ необходимо оптимизировать значение угла вдавливания шарика в обкатываемую при этих условиях поверхность.

Резюме. Приведенная методика расчета позволяет оценить соотношение усилий упругой и пластической деформаций при осуществлении процесса обкатки металлических поверхностей шариками. Как показывают расчеты, усилие, необходимое для осуществления упругой деформации незакаленных поверхностей, составляет лишь несколько процентов от общего усилия обкатки и в практических расчетах может не учитываться.

Л и т е р а т у р а

1. Айнбиндер С.Б. О площади контакта между трущимися телами. - "Изв. АН СССР. Механика и машиностроение", 1962, №6.
2. Бабук В.В. К расчету нормального усилия обкатки и раскатки поверхностей шариками. - "Изв. АН БССР, сер. физ.-техн. наук", 1975, №3.
3. Крагельский И.В. Трение и износ. М., 1968.
4. Тимошенко С.П. Сопrotивление материалов. Т. II. М., 1965.

УДК 621.002.54

Г.Я. Беляев, канд. техн. наук

ИССЛЕДОВАНИЕ ХАРАКТЕРА ИЗМЕНЕНИЯ МИКРОТВЕРДОСТИ САМОФЛЮСУЮЩИХСЯ СПЛАВОВ ПРИ АБРАЗИВНОМ ИЗНАШИВАНИИ

Изучение микротвердости нанесенных износостойких покрытий производилось на микротвердомере ПМТ-3 с нагрузкой на алмазную пирамиду 0,98Н, для чего предварительно подготавливался шлиф из исследуемого материала. Измерения производились в направлении, нормальном к нанесенной поверхности. Время выдержки составляло 15 с, расстояние между центрами двух соседних уколов принималось равным 0,05 мм. Необходимо отметить, что сплавы СНГН, НЖ1 и ПГ-ХН80 СР4 обладают достаточно высокой агрегатной твердостью, но имеют сравнительно низкую микротвердость. Это можно объяснить тем, что в процессе напыления бор и кремний вследствие низкого удельного веса выдуваются на периферию плазменного факела.

Агрегатная твердость сплава составляла СНГН-НРС 58... 60, ПГ-ХН80СР4-НРС-54... 58, НЖ1-НРС 56... 62, ПГ-ХН80СР3-НРС-42... 46, ПГ-ХН80-СР2-30... 35. В то же

время микротвердость сплавов, определенная при нагрузке 0,98Н, равнялась: СНГН-882 · 10⁷ Па, ПГ-ХН80СР4 – 744,2 · 10⁷, ПГ-ХН80СР3 – 607,6 · 10⁷, ПГ-ХН80СР2 – 480 · 10⁷ Па.

Одновременно были проведены исследования микротвердости отдельных составляющих самофлюсующихся твердых сплавов на травленных шлифах с нагрузкой на алмазную пирамиду 0,186Н при увеличении в 550 раз. Как оказалось, наибольшей твердостью (3820...2700) · 10⁷ Па обладают карбобориды. Были выявлены также бориды хрома с твердостью (2350...1760) · 10⁷ Па, карбиды хрома и сложная эвтектика с твердостью соответственно (1370...1000) · 10⁷ и (842...665) · 10⁷ Па. Кроме отмеченных, в структуре самофлюсующихся твердых сплавов присутствуют и другие более мелкие включения. Однако измерить их твердость не удалось.

До настоящего времени нет установившегося мнения о характере изменения микротвердости при абразивном изнашивании. Предполагается, что микротвердость пластичных материалов может возрасти в 2...2,5 раза, быть неизменной или уменьшаться. Так, микротвердость резко возрастает при трении 0,7...1 м, достигает максимума на пути 7...14 м и в дальнейшем остается неизменной. Глубина наклепа достигает 0,03 мм. Наиболее склонны к упрочнению отожженные стали с равновесной структурой или со структурой переохлажденного аустенита. Малое упрочнение (7...30%) характерно для высокодисперсных структур феррито-карбидной смеси.

Проведенные нами исследования изношенных об электрокорундовую шкурку поверхностей образцов из цементированной стали 20 показали, что микротвердость изношенных поверхностей в 1,2...1,3 раза выше микротвердости тех же поверхностей до изнашивания. Аналогичное исследование поверхностей трения самофлюсующихся сплавов позволило установить, что микротвердость последних практически не претерпевает изменений в процессе изнашивания (в зоне принятых условий испытаний). Это можно объяснить тем, что исследуемые сплавы практически не воспринимают наклепа. Необходимо отметить, что измерения микротвердости изношенных абразивными частями поверхностей сопряжены с резким увеличением погрешности измерений.

Резюме. Микротвердость изношенных абразивом образцов из стали 20 в 1,2...1,3 раза выше микротвердости тех же образцов до изнашивания. Не воспринимающие наклеп поверхности самофлюсующихся сплавов не показали заметного изменения микротвердости при абразивном изнашивании.

А.А. Королько, канд.техн.наук,
Г.М. Яковлев, докт.техн.наук,
В.С. Ивашко, Л.А. Круковский

ИССЛЕДОВАНИЕ НЕКОТОРЫХ СВОЙСТВ НАПЫЛЕННЫХ И ПОДВЕРГНУТЫХ ПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ ПОКРЫТИЙ

Наибольший эффект при упрочнении деталей машин металлизацией достигается при использовании в качестве упрочняющих материалов твердых самофлюсующихся сплавов на основе никеля, содержащих бор, хром, кремний и углерод. Упрочненные такими сплавами поверхности имеют высокую износостойкость в различных условиях эксплуатации. Кроме того, оплавление обеспечивает высокую прочность сцепления напыленного слоя с основанием детали.

Нами проведены работы по исследованию некоторых физико-механических свойств напыленных покрытий сплавом ПГ-ХН80СР4, подвергнутых высокотемпературной пластической деформации, с целью исключения операции оплавления и улучшения качества нанесенных покрытий, а также более равномерного распределения припусков под механическую обработку. Использовались образцы типа вала длиной 300 мм и диаметром 60 мм. Напыление образцов производилось с помощью металлизационной установки типа УМП-4-64 при оптимальных режимах, обеспечивающих качественное покрытие (ток дугового разряда 200 А, напряжение 100 В, дистанция напыления 150 мм). Грануляция порошкового сплава находилась в пределах 40-160 мкм. Образцы перед напылением подвергались дробеструйной обработке стальной дробью. Толщина напыленного слоя находилась в пределах 1,0 - 1,2 мм на сторону.

Исследования по выбору оптимальных режимов обкатки проводились на токарно-винторезном станке модели 1А62 с использованием специального приспособления для обкатки, смонтированного в резцедержателе, которое позволяло в широких пределах регулировать усилие обкатки. Диаметр ролика составлял 80 мм с радиусом кривизны 10 мм. Температура нагрева образца измерялась с помощью оптического пирометра. Температура обкатки устанавливалась с учетом количества тепла, возникающего в результате контакта двух твердых тел, а также температуры плавления напыленного сплава (1230 - 1280 К).

Вследствие перемещения ролика по детали на общей контактной площади выделяется определенное количество тепла, величина которого может быть подсчитана по формуле $Q = P_n v K$, где P_n – нормальная сила; v – скорость переме-

жения обкатывающего ролика относительно обкатываемого образца; K – коэффициент трения (0,1). Тогда контактная температура

$\theta = \frac{Q}{m c} = \frac{P_n v K}{m c}$, где m – масса нагреваемого участка; c – теплоемкость материала, подвергаемого обкатке. Величина контактной температуры при оптимальных режимах обкатки ($P = 3000$ Н; $n = 120$ об/мин; $S = 0,43$ мм/об) составляла 30°K .

После высокотемпературной пластической деформации исследовались микроструктура, твердость и микротвердость, которые определялись по стандартной методике с использованием микроскопа МИМ-7, приборов ПМТ-3 и ТК-2. Микроструктурные исследования показали, что усилие обкатки и температуры подогрева оказывает значительное влияние на качество поверхностного слоя. Так, при $P = 2000$ Н и $T = 1030^\circ\text{K}$ в поверхностном слое были обнаружены поры и непродеформированные частички напыленного металла. Дальнейшее увеличение температуры подогрева (1130°K) оказало положительное влияние на структуру поверхностного слоя. Было обнаружено значительное уменьшение количества пор. При $T = 1180^\circ\text{K}$, $P = 3000$ Н поры и трещины не наблюдались, произошло значительное уменьшение зерна по сравнению со структурой напыленного и оплавленного слоя.

На основании исследований установлено, что микротвердость поверхностных слоев, подвергнутых высокотемпературной пластической деформации увеличилась: с 7000 мН/м² при оплавлении до 8500 мН/м² после высокотемпературной пластической деформации. При температуре нагрева до 1230 – 1280°K эффекта не получено, так как происходило налипание напыленного металла на ролик.

Резюме. Полученные данные свидетельствуют о том, что применение высокотемпературной пластической деформации позволяет улучшить физико-механические свойства напыленных слоев, а следовательно, и их работоспособность.

А.А. Сакович, В.В. Бабук, канд.техн.наук

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ПОВЕРХНОСТНОЙ
ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОЙ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОЙ
ОБРАБОТКИ НА ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ НАПЛАВЛЕННЫХ
ПОВЕРХНОСТЕЙ В ЗАВИСИМОСТИ
ОТ СКОРОСТИ СКОЛЬЖЕНИЯ

С целью повышения надежности и долговечности деталей машин, а также восстановления их изношенных поверхностей в настоящее время применяют различные способы наплавки. Однако, несмотря на достаточное количество методов наплавки и большого выбора наплавочных материалов, не всегда удается улучшить эксплуатационные характеристики наплавленных поверхностей, так как наплавки не позволяют получать однородные слои металлов с требуемыми свойствами.

Одним из возможных методов повышения износостойкости наплавленных поверхностей является поверхностная высокотемпературная термомеханическая обработка (ПВ ТМО) по схеме, приведенной в работе [1]. Исследование ПВ ТМО проводилось на дисковых образцах из стали 40Х, которые были предварительно наплавлены проволокой Нп-65 под слоем флюса, содержащего 85% флюса АН-348А, 7% сталинита АХВТУ-318-58, 3% серебристого графита и 5% жидкого стекла, а также порошковой проволокой ПП-3Х2В8 под слоем флюса АН-348А. Для наплавки применялось стандартное оборудование.

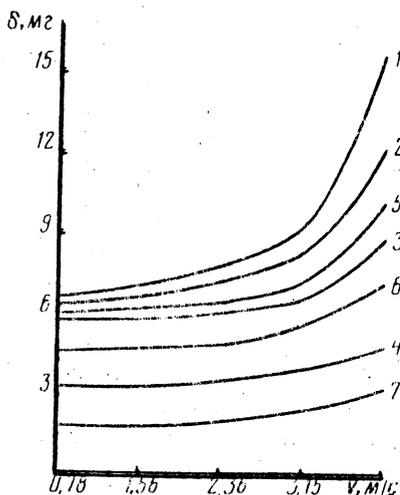
Образцы под ПВ ТМО предварительно шлифовались. Размеры образцов 61 x 20 x 10 мм, толщина наплавленного слоя 2 мм. Химический состав образцов контролировался путем послойного химического анализа. На глубине 0,5 мм от поверхности образцов зафиксирован следующий химический состав наплавов: сталинит - основа (С - 0,62%, Cr - 1,9%, Mn - 1,6%, Si - 0,23%, S - 0,031, P - 0,03), порошковая проволока ПП-3Х2В8 (С - 0,4%, Cr - 2,5%, Mn - 0,7%, Si - 0,5%, W - 8,5%, V - 0,3 %).

ПВ ТМО производилось по схеме: нагрева до температуры 1170...1220°К, выдержка при этой температуре в течение 8 с, поверхностная пластическая деформация пугем обкатки роликом и немедленная закалка с последующим низкотемпературным отпуском. Для нагрева образцов использовалась установка Л32-67, трансформатор которой был вынесен на суппорт токарного станка 1К62. Накатная головка предварительно настраива-

лась на требуемое усилие и устанавливалась в резцедержателе токарного станка. После обкатки роликом включалось охлаждение через спрейер. Режимы обкатки: число оборотов шпинделя станка 400 об/мин, продольная подача 0,95 мм/об, усилие обкатки от 980 до 5880Н (оптимальное усилие составляло 2940Н). Затем полученные образцы подвергались низкотемпературному отпуску в муфельной печи при температуре 473°К с выдержкой в течение 1 ч.

Для исследования износостойкости образцов, упрочненных ПВ ТМО, использовалась машина МФТ-1. Для определения износостойкости из дисков вырезались образцы размером 4x4x10 мм. Твердость наплавленных образцов упрочненных ПВ ТМО, составляла HRC 55...58. В качестве контртела использовались чугунные диски (Сч 21-40). Интенсивность износа определялась методом взвешивания на аналитических весах ВЛА-200. Все образцы предварительно прирабатывались по контртелу. В качестве эталона была выбрана сталь 45, закаленная до твердости HRC 45...48.

Рис. 1. Зависимость износа образцов от скорости скольжения: 1 - сталь 45 твердостью HRC 45...48; 2 - наплавка на основе сталинита; 3 - то же на основе сталинита, закаленная; 4 - то же на основе сталинита, упрочненная ПВ ТМО; 5 - порошковой проволокой; 6 - порошковой проволокой, закаленная; 7 - порошковой проволокой, упрочненная ПВ ТМО.



Исследования проводились при скоростях скольжения от 0,78 до 3,93 м/с при давлении p , равном 9,8 МПа. Путь трения образцов при каждой из скоростей составлял $63 \cdot 10^{-4}$ м.

Результаты исследований представлены на рис. 1. Как видно износ образцов, подвергнутых ПВ ТМО, значительно меньше износа образцов из стали 45, наплавленных и закаленных. Так, образцы, наплавленные порошковой проволокой и упрочненные ПВ ТМО при скорости скольжения 3,9 м/с, имели износ 3 мг,

образцы на основе сталинита – 3,5, эталон – 15,2 мг. Следовательно, при ПВ ТМО наплавленных поверхностей порошковой проволокой и на основе сталинита износ уменьшился в 5 и 4 раза соответственно по сравнению с эталоном. В то же время износ закаленных образцов изменился в 3,1 и 2,5 раза по сравнению с эталоном. Из рис. 1 видно, что при увеличении скорости скольжения эффект ПВ ТМО также возрастает.

К основным факторам, уменьшающим износ наплавленных поверхностей в результате ПВ ТМО можно отнести: повышение плотности дислокаций, диспергирование структуры, дисперсность карбидов и улучшение их количества.

Резюме. В результате ПВ ТМО наплавленных поверхностей достигается уменьшение износа в 4 – 5 раз по сравнению с закаленной сталью 45. С увеличением скорости скольжения эффект ПВ ТМО возрастает.

Л и т е р а т у р а

1. Бабук В.В. Повышение износостойкости стали методом поверхностей высокотемпературной термомеханической обработки. – "Промышленность Белоруссии", 1966, № 7.

УДК 621.7/9.048.6.001.57:669.13.018.256+621.78

Л.Г. Павлов, канд.техн.наук, Н.М. Гайсенок

ИССЛЕДОВАНИЕ УЛЬТРАЗВУКОВОЙ ОБРАБОТКИ ИЗНОСОСТОЙКОГО ЧУГУНА С ОБОСНОВАНИЕМ ПРИНЯТЫХ РЕЖИМОВ

Целью проводимых исследований был поиск оптимальных режимов пластического деформирования в ультразвуковом поле упрочненных чугуном поверхностей толкателей. В качестве объекта исследования взяты толкатели клапанов двигателей внутреннего сгорания, упрочненных износостойким чугуном следующего химического состава: С 3,1...3,4; Si 2,2 ... 2,35; Mn 0,5...0,65; S до 0,1; Cr 0,8...1,0; Ni 0,4...0,75; Mo 0,4...0,6; P до 0,2.

Для обработки толкателей использовалась специально изготовленная установка, смонтированная на токарно-винторезной станке, а также ультразвуковой генератор УЗГ-2-10, обеспечивающий получение электрических колебаний в диапазоне частот 1,7...19,3 кГц. Для получения механических колебаний применялся магнитострикционный преобразователь ПМС-15А-18, име

ющий резонансную частоту 17,5...19,3 кГц и амплитуду колебаний на торце трансформатора А-15 мкм. Для воздействия на упрочненную поверхность использовали индентор из твердого сплава ВК6, плоской формы с главным углом в плане 12° и вспомогательным 0° . Форма концентратора позволяла получить амплитуду колебаний до 35 мкм. Толкатель закреплялся в патроне токарно-винторезного станка в специальной разрезной втулке. Нагрев образцов производился ТВЧ при помощи индуктора.

Температура нагрева образцов контролировалась оптическим пирометром ОППИР-01, 7Э с точностью до 20° . За переменные факторы принимались температура нагрева и подача. За основной уровень подачи принято значение, равное 0,37 мм/об. Температура нагрева образцов составляла 1223°K с интервалом варьирования 50° , что соответствует температуре фазовых превращений в чугуна. Кроме того, нагрев до указанной температуры способствует обеспечению пластичности при деформации в ультразвуковом поле хрупкого в нормальных условиях чугуна.

Эксперименты проводились при $n = 650$ об/мин и глубине деформирования $t = 0,7$ мм. В качестве контрольных критериев были приняты: структура в соответствии со шкалами приемлемых структур, твердость после пластического деформирования и закалки, отсутствие пор и рыхлостей, определяемых визуально и по структурам. В процессе предварительных опытов была произведена оценка режимов обработки толкателей и полученных структур как до закалки, так и после ее проведения при температуре $T = 1223^{\circ}\text{K}$. Обработка образцов при подаче $S = 0,1$ мм/об и температуре нагрева 1173°K обеспечивала получение твердости на нижнем пределе (HRC 60,5). Температура нагрева 1173°K в этом случае оказалась недостаточной ввиду значительной продолжительности процесса обработки (малая подача).

Для контроля был взят образец, который подвергался нагреву до 1173°K без деформации и ультразвуковой обработки. Последующая закалка этого образца не дала даже нижней допустимой твердости (HRC 60) и составила HRC 59. В структуре до закалки наблюдались значительные скопления эвтектического и точечного графита.

Наиболее благоприятными условиями, обеспечивающими получение наивысшей твердости у закаленных толкателей являются: подачи $S = 0,37$ мм/об (HRC 64) и $S = 0,22$ мм/об (HRC 63). Этим же режимам обработки чугуна соответствует

и наиболее благоприятная структура с обильным равномерно распределенным выделением графита. Получение упрочненных поверхностей с лучшими характеристиками, по-видимому, связано с технологической наследственностью, полученной в результате предшествующей операции - пластической деформации в ультразвуковом поле.

На основании проведенных экспериментов составлена математическая модель процесса ультразвуковой термомеханической обработки толкателей клапанов, описанная с помощью метода полного факторного эксперимента, и получено уравнение регрессии вида $y = 63,8 - 0,8x_1 + 1,15x_2 + 0,85x_1x_2$. На основании математической модели построены графики, позволяющие выявить зону с оптимальными режимами обработки износостойкого чугуна. Такими режимами для чугуна оказались подача $S = 0,22$ мм/об, температура нагрева $T = 1223^\circ\text{K}$ (рис. 1). Ультразвуковая обработка способствует стабильности предварительно полученной структуры и ее свойств. Термомеханическая обработка в ультразвуковом поле привела к ликвидации пористости и рыхлости. Предварительные эксперименты позволили наметить режимы обработки износостойкого чугуна, обеспечивающие получение качественных структур с мелким, равномерно распределенным графитом в соответствии с лучшими допустимыми структурами чугуна и получение твердости даже выше предусмотренной шкалами структур для этого чугуна без ультразвуковой обработки.

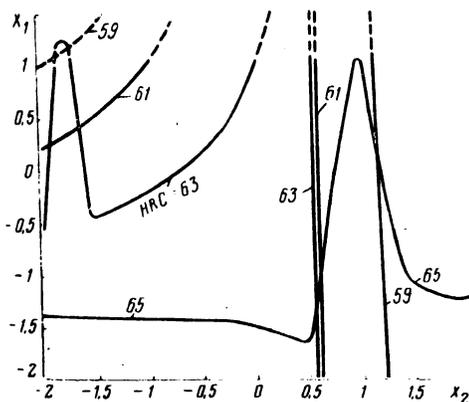


Рис. 1. Зависимость твердости (HRC) от подачи (x_1) и температуры нагрева (x_2) при $n = 650$ об/мин; $t_{\text{наг}} = 950 \pm 20^\circ\text{C}$; $f = 20$ кГц

Диапазон значений твердости после термомеханической обработки с ультразвуком находился в пределах HRC 64,5 ... 65,5 (разница 1,0), а без ультразвуковой обработки разность твердости достигала 3,5 ед. при меньшем значении средней твердости HRC 59.

Резюме. Ультразвуковая обработка в сочетании с ТМО обеспечивает ликвидацию пористости и рыхлости наплавленного чугуна. Наиболее благоприятный режим ультразвуковой обработки износостойкого чугуна при глубине деформированного слоя $t = 0,7$ мм и числе оборотов $n = 650$ об/мин следующий: подача $S = 0,22$ мм/об, температура нагрева $T = 1223^{\circ}\text{K}$.

УДК 621.891

В.Г. Ходосевич, канд.техн.наук,
А.И. Шевцов, канд.техн.наук

ИССЛЕДОВАНИЕ КОЭФФИЦИЕНТОВ ТРЕНИЯ САМОФЛЮСУЮЩИХСЯ ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ В УСЛОВИЯХ КАПЕЛЬНОЙ СМАЗКИ

Одним из факторов, определяющих износостойкость трущихся пар и их антифрикционные свойства, является коэффициент трения. При разработке технологии наплавки тракторных гильз цилиндров с целью выбора наплавочного материала проводились исследования коэффициентов трения в условиях капельной смазки.

Эксперименты выполнялись на модернизированной машине трения МИ-1 по следующей методике. В зону контакта неподвижного и вращающегося образцов поступала капельная смазка (моторное масло М10В), расход которой составлял 2...3 капли в минуту. Неподвижный образец изготавливали из специального чугуна (C-3,6...3,9; Si = 2,2...2,7; Cr = 0,16...0,35; Mn=0,5...0,8; Cu = 0,15...0,35; Ni = 0,08...0,15; Mo = 0,25...0,55; P = 0,4...0,6; S не более 0,11). Материалами вращающегося образца служили сталь 45 (HRC 48...52); сплавы ПГ-ХН80СР2, ПГ-ХН80СР3, ПГ-ХН80СР4, СНГН и экспериментальный сплав НЖ1 (C = 0,7...1,0; Si = 3,8...4,0; Cr = 16...17; В = 3,8...4,2; Fe = 8,0; Ni_{ост}).

В процессе исследования скорость скольжения v и удельное давление p трущейся пары варьировались и принимали значения, соответствующие реальным и наиболее неблагоприятным условиям работы гильзы и поршневого кольца: $v = 0,6; 1,7; 2,8; 3,9; 5,0$ м/с; $p = 0,05; 0,1; 0,2; 0,3; 0,4 \cdot 10^7$ Н/м². Каждая пара трения перед началом испытаний проходила приработку на режиме $v = 0,5$ м/с, $p = 0,1 \cdot 10^7$ Н/м².

Момент трения измеряли с помощью тензометрической схемы. На плоскую прямую пружину наклеивали тензодатчик, подключаемый к прибору с мостовой схемой; снимали показания

прибора при недеформированном состоянии пружины. Под действием момента трения измерительная штанга и закрепленная на ней пружина двигались к стойке. Упираясь в стойку, пружина изгибалась. При этом изменялись сопротивление датчика и показания прибора. По разности показаний прибора, который предварительно тарировали, определяли момент и коэффициент трения. Наряду с коэффициентами трения $\mu_{\text{тр}}$ исследовали сопротивление зоны скользящего контакта $R_{\text{ом}}$, которое характеризовало толщину масляного клина между трущимися поверхностями.

На основании экспериментальных данных получены эмпирические формулы, аппроксимирующие коэффициент трения от удельной нагрузки при различных скоростях скольжения. Зависимость принята в виде степенной функции

$$\mu_{\text{тр}} = a p^b, \quad (1)$$

где a, b - параметры уравнения. Прологарифмируем и представим уравнение (1) в линейном виде

$$\lg \mu_{\text{тр}} = \lg a + b \lg p. \quad (2)$$

Коэффициенты уравнения (2) находим по способу наименьших квадратов с составлением двух нормальных уравнений:

$$\left. \begin{aligned} n \lg a + b \sum \lg p &= \sum \lg \mu_{\text{тр}}, \\ \lg a \sum \lg p + b \sum \lg p^2 &= \sum \lg p \lg \mu_{\text{тр}}. \end{aligned} \right\} (3)$$

Получаем три определителя:

$$\left. \begin{aligned} A &= \begin{vmatrix} \sum \lg \mu_{\text{тр}}, & \sum \lg p \\ \sum \lg p \lg \mu_{\text{тр}}, & \sum \lg p^2 \end{vmatrix}, \\ B &= \begin{vmatrix} n & \sum \lg \mu_{\text{тр}} \\ \sum \lg p & \sum \lg p \lg \mu_{\text{тр}} \end{vmatrix}, \\ C &= \begin{vmatrix} n & \sum \lg p \\ \sum \lg p & \sum \lg p^2 \end{vmatrix} \end{aligned} \right\} (4)$$

Выражаем параметры $\lg a$ и b через определители:

$$\lg a = \frac{A}{C}, \quad b = \frac{B}{C}. \quad (5)$$

Рассчитанные значения $\lg a$ и b подставляем в уравнение (2) и патенцируем его. В результате получаем зависимость (1) в явном виде. Графики функций $\mu_{\text{тр}}(p)$ и $R_{\text{ом}}(p)$ для различных скоростей скольжения представлены на рис. 1.

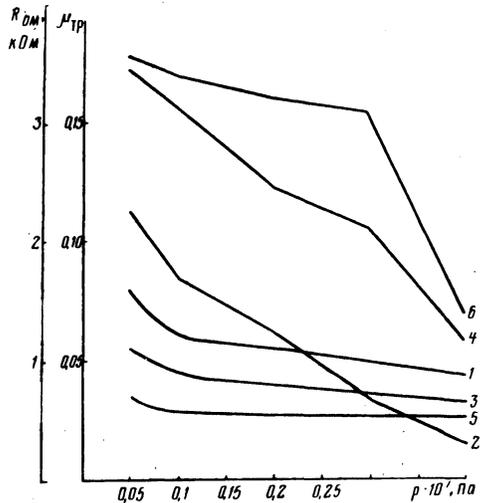


Рис. 1. Зависимости коэффициента трения и сопротивления зоны скользящего контакта сплава ПГ-ХН80СР4 от удельной нагрузки: 1 - $\mu_{\text{тр}} = 0,0865p^{-0,0032}$, $v = 0,8$ м/с; 3 - $\mu_{\text{тр}} = 0,0861p^{-0,0021}$, $v = 2,8$ м/с; 5 - $\mu_{\text{тр}} = 0,0451p^{-0,0034}$, $v = 5,0$ м/с; 2, 4, 6 - экспериментальные кривые $R_{\text{ом}} = f(p)$ при $v = 0,8$; 2,8; 5,0 м/с.

Установлено, что характер кривых для различных пар трения аналогичен. Однако коэффициент трения железных сплавов в 2,5...3,0 раза выше, чем никелевых, а сопротивление зоны скользящего контакта - ниже. Уменьшение коэффициента трения объясняется большей прочностью и толщиной адсорбированного масляного слоя, а также отсутствием в значительной мере микропластической деформации в тонких поверхностных слоях. Сплавы ПГ-ХН80СР4 и СНГН характеризуются минимальными значениями $\mu_{\text{тр}}$, средняя величина которых равна:

$$\mu_{\text{тр.чугун - ПГ-ХН80СР4}} = 0,045; \quad \mu_{\text{тр.чугун - СНГН}} = 0,043.$$

Полученные результаты согласуются с данными опытов по адгезии масла к твердым поверхностям [1].

Учитывая высокую твердость, износостойкость, антифрикционные свойства сплава ПГ-ХН80СР4, установленные при исследованиях адгезионной способности и коэффициентов трения, а также низкую температуру плавления его ($t_{\text{пл}} \approx 1310^\circ\text{K}$), можно рекомендовать этот сплав для наплавки тракторных гильз.

Резюме. Исследованы коэффициенты трения различных материалов при различных скоростях и давлениях в условиях капельной смазки. Сплавы ПГ-ХН80СР4 и СНГН характеризуются минимальными коэффициентами трения.

Показано, что сплав ПГ-ХН80СР4 удовлетворяет необходимым требованиям и может быть рекомендован для упрочнения тракторных гильз цилиндров индукционной наплавкой.

Л и т е р а т у р а

1. Яковлев Г.М., Ходосевич В.Г., Шевцов А.И. Исследование адгезии моторного масла к поверхностям, наплавленным твердыми самофлюсующимися сплавами на основе никеля. – В сб.: Машиностроение и приборостроение. Вып. 7. Минск, 1975.

УДК 620.528.02

Г.Я. Беляев, канд.техн.наук

НЕКОТОРЫЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ УПРОЧНЕНИЯ ТОНКОСТЕННЫХ ДЕТАЛЕЙ

Получение покрытий на металлах неизбежно сопряжено с возникновением в покрытиях и металле термоупругих напряжений. Величина возникающих напряжений и стрелы прогиба зависят от размеров упрочняемых поверхностей, механических свойств, разности коэффициентов термического расширения материалов основы и наплавки, а также от толщины наносимого слоя и упрочняемой детали. При упрочнении боковой верхней пластины прессы СМ-816 сплавом ПГ-ХН80СР4 стрела прогиба составляла 10...15 мм. Рихтовать детали такого рода в холодном состоянии не представляется возможным из-за большой хрупкости покрытий, опасности появления трещин и отслаивания нанесенного покрытия от основного материала.

В процессе исследований было установлено, что непосредственно при напылении коробления деталей практически не происходит. Возникает коробление при охлаждении после оплавления нанесенных покрытий, наиболее сильно проявляясь при достижении температур $T=927...1073$ К. Было испытано несколько методов уменьшения первоначального коробления упрочненных тонкостенных деталей: 1) охлаждение пластин в зажатом состоянии (между асбестовыми прокладками); 2) двустороннее напыление различными сплавами; 3) деформационный метод; 4) охлаждение пластины между тонкими медными обкладками.

Первый метод оказался одним из наиболее надежных. Однако из-за малой жесткости листового асбеста достичь заданной техническими условиями величины неплоскостности не представляется возможным. Стрела прогиба после охлаждения составляла 1,5...2 мм, поверхность детали была ровной, без трещин. Однако подвергнуть такие детали последующей механической обработке шлифованием оказалось затруднительным.

Двустороннее напыление различными сплавами также не дало обнадеживающих результатов. Причина здесь в том, что при упрочнении обеих сторон пластины одним и тем же сплавом нанесенные слои невозможно оплавить, так как при оплавлении верхней стороны пластины сплав стекает с нижней. Напыление различными сплавами из-за разности коэффициентов термического расширения неизбежно приводит к короблению пластин. Управлять же величиной деформации за счет изменения толщины покрытий при ручном напылении практически очень трудно.

Деформационный метод заключается в следующем: деталям перед подготовительными под напыление операциями (обдувка дробью и обезжиривание) на прессе предварительно задавали расчетную стрелу прогиба. После нанесения покрытия на выпуклой стороне пластины и последующего оплавления происходило постепенное выравнивание пластины. Этот метод дает хорошие результаты при автоматическом нанесении покрытий. При охлаждении оплавленных пластин в зажатом состоянии между медными обкладками часто появляются поперечные трещины в сплаве. Как показали производственные испытания на Мицком комбинате силикатных изделий, трещины, расположенные в направлении скольжения абразивной массы, не оказывают заметного влияния на износостойкость пластин. При использовании этого метода неплоскостность достигает 0,2...0,5 мм, что уже позволяет шлифовать детали. Поэтому в наших исследованиях чаще всего применялся данный метод.

Хорошие результаты можно получить повторным нагревом упрочненных и оплавленных деталей. Однако этот метод продолжительнее рассмотренного и его желательно применять для ответственных деталей.

Резюме. Исследования показали, что лучших результатов можно достичь при охлаждении упрочненных и оплавленных пластин в зажатом состоянии между медными пластинками. Появляющиеся при этом мелкие поперечные трещины не влияют на износостойкость сплава.

Н.В. Спиридонов, канд.техн.наук, И.Б. Куль

ВЛИЯНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ НЕКОТОРЫХ ЭЛЕКТРОЛИТОВ
НА ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ САМОФЛЮСЮЩИХСЯ СПЛАВОВ

Влияние температуры среды на изнашивание материалов изучалось на установке торцового трения, позволявшей осуществлять нагрев среды в пределах 293...363° К. Исследовались самофлюсующиеся сплавы ВСНГН, СНГН, ПГ-ХН80СР4, ПГ-ХН80СР3 и ПГ-ХН80СР2 при трении по силицированному графиту СГ-М в дистиллированной воде и 50%-ном растворе едкого натра.

Из зависимостей, приведенных на рис. 1а, следует, что при увеличении температуры воды свыше 323 К происходило некоторое возрастание износа исследуемых материалов. Увеличение износа сплавов в воде при температуре свыше 323 К объясняется, очевидно, охрупчиванием поверхностного слоя под действием температуры среды. Это приводит к уменьшению объема пластических деформаций поверхностного слоя, в результате чего существенно облегчается процесс образования частиц износа. Явление охрупчивания в значительной мере объясняется адсорбционным эффектом понижения прочности и облегчения деформаций под действием поверхностно активных веществ. Таким веществом является кислород, диффузия которого в поверхностный слой сплава с повышением температуры увеличивается. Расклинивающее действие ионов кислорода, проникающих благодаря имеющимся дефектам решетки через окисную пленку на вакантные места ионов металла, заключается в понижении поверхностной энергии, т.е. уменьшении работы образования трещин

С увеличением температуры раствора едкого натра (рис. 1б) происходило значительное изменение величины износа, при этом уменьшался коэффициент трения сплавов. С повышением температуры среды уменьшается сопротивление сдвигу защитных структур, образующихся на поверхности сплавов. Это объясняется тем, что с повышением температуры активнее протекает электрохимический процесс окисления поверхности за счет увеличения скорости диффузии ионов раствора и компонентов сплава. Образующиеся вторичные структуры с увеличением температуры среды становятся толще и рыхлее, в результате чего уменьшается их сопротивление сдвигу. Скорость воспроизводства пленок с увеличением температуры резко повышается

и участки с разрушенными пленками моментально восстанавливаются, поэтому в процессе испытаний не наблюдалось явления схватывания поверхностей при указанных режимах.

Наибольший износ с увеличением температуры раствора NaOH наблюдался у сплавов ПГ-ХН80СР3 и ВСНГН, имеющих наименьшую коррозионную стойкость. В случаях большой гетерогенности, т.е. дефектов структуры, кислород легче проникает через поры пленки в сплав, значительно понижая поверхностную энергию, что резко уменьшает усталостную прочность сплавов.

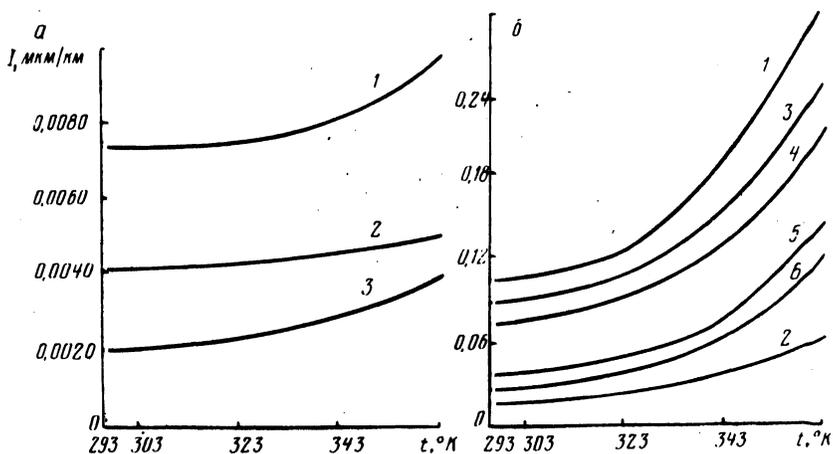


Рис. 1. Зависимость интенсивности изнашивания самофлюсующихся сплавов от температуры среды при трении в воде (а) и в 50%-ном растворе Na(OH) (б); $\rho_{уд} = 5,5 \cdot 10^8 \text{ мм}^2$, $v = 8 \text{ м/с}$, для различных сплавов: 1 - сталь 40X13; 2 - ПГ-ХН80СР2; 3 - ВСНГН; 4 - ПГ-ХН80СР3; 5 - СНГН. 6 - ПГ-ХН80СР4.

Как видно из рис.1,б, интенсивность изнашивания сплавов в растворе едкого натра выражается параболической зависимостью

$$I = \beta T^2, \quad (1)$$

где β - константа; T - абсолютная температура.

По данным Ю.Р.Эванса [1], при температуре до 373°K рост пленок подчиняется параболическому закону

$$\frac{y}{K_D} + \frac{2y}{K_C} = 2c_0 \tau + A, \quad (2)$$

где y - толщина пленки; τ - время ее образования; K_D - константа диффузии при данных условиях; K_C - константа скорости химической реакции образования пленки; c_0 - концентрация

действующей среды на внешнюю поверхность пленки; A - константа интегрирования.

Сравнение зависимостей (1) и (2) показывает, что между интенсивностью изнашивания и скоростью роста толщины пленки существует прямая связь. Так, у сплава ПГ-ХН80СР2, наиболее мелкодисперсного и однородного по структуре, рост толщины пленки происходит медленнее с повышением температуры из-за ее сплошности, в результате чего затруднена диффузия ионов раствора и компонентов сплава. Как следствие этого, для данного сплава с увеличением температуры наблюдалась меньшая интенсивность изнашивания по сравнению с более гетерогенными сплавами (ВСНГН, ПГ-ХН80СР3).

Резюме. Установлено, что повышение температуры химически активной среды-раствора NaOH значительно увеличивает интенсивность изнашивания в ней сплавов, причем эта зависимость параболическая. Решающее влияние на износ сплавов при этом оказывают электрохимические процессы, резко активизирующиеся с повышением температуры.

Л и т е р а т у р а

1. Эванс Ю.Р. Окисление металлов. М., 1962.

УДК 669:53

А.И. Вейник, чл.-кор. АН БССР,
В.К. Лазнев, В.Г. Ходосевич, канд.техн.наук,
В.С. Ивашко

ЭЛЕКТРОСОПРОТИВЛЕНИЕ И ТЕПЛОПРОВОДНОСТЬ ИЗНОСОСТОЙКИХ СПЛАВОВ

Для расчета и оптимизации режимов плазменного напыления и последующего оплавления необходимо знать термофизические свойства, в том числе электросопротивление (ЭС), теплоемкость и теплопроводность (ТП). Статья посвящена исследованиям, целью которых являлось определение термофизических характеристик износостойких самофлюсующихся сплавов в диапазоне температур 293...1223⁰К, а также разработке нетрудоемкой и достаточно точной методики расчета этих характеристик по ограниченному числу экспериментально определяемых параметров.

Определим связь между термофизическими коэффициентами металлов и сплавов в виде соотношения

$$\frac{\lambda \rho}{T} = R_{\mu} C_{\mu}, \quad (1)$$

где λ - удельная ТП Втм / М·К; ρ - удельное ЭС Ом·м; T - абсолютная температура, °К; C_{μ} - мольная теплоемкость Дж / кг·моль К; R_{μ} - основной расчетный коэффициент кг·моль / Ф·К, величина $1/R_{\mu}$ обладает свойством аддитивности и ее можно определить из соотношения

$$\frac{1}{R_{\mu}} = \mu_{\text{спл}} \sum_{i=1}^n \frac{q_i}{\mu_i R_{\mu_i}}, \quad (2)$$

где R_{μ_i} - основной расчетный коэффициент для i -го компонента кг·атом / Ф·К; $\mu_{\text{спл}}$ - кажущийся молекулярный вес сплава; q_i , λ_i , ρ_i , C_{μ_i} - соответственно массовая доля в сплаве, ТП, ЭС и атомная теплоемкость чистого i -го компонента. Теплоемкость C_{μ} сплава подсчитывается по закону аддитивности Неймана - Коппа.

Таким образом, для расчета теплоемкости и ТП экспериментально надо определить только электросопротивление ρ , остальные величины рассчитываются по справочным данным. Для проверки методики ТП сплава ПГ-ХН80СР4 устанавливалась экспериментально по одному из наиболее точных методов - методу Егера - Диссельхорста. Как ТП, так и ЭС сплавов в диапазоне температур 350...1223°К определяли в стационарных тепловых условиях в вакууме порядка $6,6 \cdot 10^{-3}$ Па.

После механической обработки (шлифования) литых заготовок получали образцы в форме стержней квадратного сечения 5 x 5 и длиной 90...120 мм. Кроме того, из сплава ПГ-ХН80СР4 был изготовлен образец методом плазменного напыления (образец 2). ЭС измерялось по обычной четырехконтактной потенциометрической схеме. Температура определялась хромель-алюм-елевыми термодарами с диаметром проводов 0,2 мм.

Установка для определения электросопротивления была собрана на базе высокотемпературной вакуумной электропечи СШВЛ 0,6·2/25 с автоматическим поддержанием заданной температуры. Рабочий ток через образцы обеспечивала аккумуляторная батарея емкостью $9 \cdot 10^6$ Ас с непрерывной подзарядкой от выпрямителя ВУ 42/70Б. Сила тока определялась по падению напряжения на эталонном сопротивлении Р322 (0,001 Ом).

Таблица 1. Удельное электросопротивление $\rho \cdot 10^6$, Ом·м (в числителе дроби - при нагреве, в знаменателе - при остывании)

Образец сплава	Марка сплава	Температура, °К					
		293	373	573	773	973	1223
1	ПГ-ХН80СР4	1,114	1,143	1,198	1,266	1,264	1,164
		0,947	0,999	1,094	1,160	1,167	
2	ПГ-ХН80СР4	0,815	0,877	1,017	1,112	1,114	1,180
		0,861	0,898	0,993	1,070	1,113	
3	СНГН	1,137	1,224	1,338	1,437	1,516	1,638
		1,166	1,250	1,440	1,551	1,615	
4	ИПД-30	0,782	0,802	0,841	0,855	0,873	0,989
		0,644	0,673	0,730	0,771	0,870	
5	ЗВ-16К	1,068	1,108	1,168	1,223	1,265	1,298
		1,036	1,061	1,125	1,180	1,231	
6	сплав на основе железа	1,195	1,230	1,303	1,354	1,387	1,410
		1,189	1,200	1,231	1,293	1,375	

Падение напряжения на рабочем участке образца, на эталонном сопротивлении, а также термоэлектродвижущая сила, создаваемая термопарами, измерялись на двух высокоточных потенциометрах Р348. Измерения для всех температур были проведены при двух взаимно противоположных направлениях тока. Результаты экспериментального определения ЭС приведены в табл. 1.

Установка для определения ТП по методу Егера - Диссельхорста собрана на базе той же вакуумной электропечи, что и для измерения ЭС. Образец был изготовлен шлифованием литой заготовки с последующей ручной полировкой и в готовом виде имел форму цилиндрического стержня диаметром 6 мм и длиной 95 мм. Края образца на длине 15 мм фиксировались медными коническими сухариками в медных болванках - холодильниках. Распределение температуры по длине образца определялось пятью хромельбальумелевыми термопарами. Корольки термопар зачеканивались медными штифтами в радиальные отверстия, полученные методом электро-эрозионной обработки. Глубина отверстий составляла 2 мм, диаметр 0,6 мм. Применение электро-эрозионной обработки было продиктовано высокой твердостью исследуемых материалов.

Для выравнивания температуры окружающей среды образец помещали в толстостенный охранный цилиндр из малоуглеродистой стали. Пространство между охранным цилиндром и образцом заполняли крошкой из толченой слюды. Кроме того, для обеспечения равенства температур концевых холодильников на

Таблица 2. Удельная теплопроводность λ , $\frac{\text{Вт}}{\text{м}\cdot\text{К}}$ (в числителе дроби - при нагреве, в знаменателе - при остывании)

Образец сплава	Марка сплава	Температура, °К						
		293	373	573	773	973	1223	
1 (расчет)	ПГ-ХН80СР4	$\frac{7,9}{8,3}$	$\frac{9,7}{11,1}$	$\frac{14,6}{16,0}$	$\frac{21,3}{23,2}$	$\frac{26,4}{28,6}$	34,7	
		$\frac{11,6}{12,4}$	$\frac{13,0}{14,1}$	$\frac{17,3}{20,1}$	$\frac{23,5}{26,3}$	$\frac{29,2}{32,4}$		28,1
2		$\frac{10,9}{10,3}$	$\frac{12,7}{12,4}$	$\frac{17,3}{17,7}$	$\frac{23,9}{24,8}$	$\frac{28,4}{29,4}$	32,88	
3		СНГН	$\frac{7,9}{7,7}$	$\frac{9,2}{9,0}$	$\frac{13,2}{12,3}$	$\frac{18,8}{17,4}$		$\frac{21,9}{20,6}$
4			ИПД-30	$\frac{11,0}{13,3}$	$\frac{13,3}{15,9}$	$\frac{20,1}{23,1}$	$\frac{29,0}{32,2}$	$\frac{35,1}{35,2}$
5		ЗВ-16К	$\frac{7,8}{8,1}$	$\frac{9,9}{10,3}$	$\frac{14,6}{15,1}$	$\frac{18,6}{19,3}$	$\frac{22,8}{23,4}$	28,1
6	сплав на основе железа	$\frac{8,1}{8,2}$	$\frac{11,1}{11,3}$	$\frac{16,4}{17,4}$	$\frac{21,9}{22,9}$	$\frac{25,2}{25,4}$	28,0	

Верхнем из них был смонтирован дополнительный нагреватель из вольфрамовой проволоки. Температура окружающей среды (стенок охранного цилиндра) определялась в четырех точках с помощью термопар. Для отыскания оптимальной величины температурного перепада силу тока регулировали дискретно с помощью набора балластных сопротивлений из константановой проволоки в пределах 19,5 - 34,5А.

Результаты экспериментального определения ТП приведены в табл. 2 под номером 1. Под другими номерами в таблице приведены результаты расчета ТП по изложенной методике. Максимальная относительная погрешность экспериментального определения ЭС менее 1%; теплопроводности $\leq 5\%$ в диапазоне температур 350...673°К, $\leq 7,5\%$ в диапазоне 673...973°К; $\leq 10\%$ в диапазоне 973...1223°К.

Все образцы в разной мере обладают гистерезисом температурной зависимости ЭС и ТП. Наибольшее необратимое изменение достигается в результате первого высокотемпературного цикла нагрев - охлаждение. При последующих циклах значения ЭС и ТП изменяются одновременно с температурой при первом охлаждении.

По характеру температурной зависимости ЭС исследованные сплавы можно разделить на две группы: сплавы с типично ме-

таллической зависимостью (сплавы 2, 3, 4, 5, 6) и сплавы с нетипичной зависимостью. Температурная зависимость ЭС у первой группы имеет монотонный восходящий характер, у второй – экстремальный с максимумом вблизи 770...880^оК. Определяющим здесь, очевидно, является не химический состав, а структура. Так, у образцов одинакового состава (1 – литой, 2 – напыленный) зависимость электросопротивления отличается не менее чем по трем параметрам – по абсолютной величине, по типу температурной кривой и по закону изменения ЭС после нагрева. Уменьшение различия в ЭС при комнатной температуре образцов после высокотемпературного отжига указывает на выравнивание их структур. Интересно отметить большое различие ЭС при высоких температурах сплавов ПГ-ХН80СР4 и СНГН близкого химического состава. Причину, очевидно, следует искать в различных методах получения исходных материалов – порошков, из которых в дальнейшем выплавлялись образцы.

Резюме. Предложен и опробован метод, позволяющий с достаточной точностью определять ТП износостойких самофлюсующихся сплавов с целью расчета и оптимизации плазменного напыления и оплавления. Проведены высокотемпературные экспериментальные исследования ЭС и ТП, а также проделаны расчеты ТП по предлагаемой методике.

УДК 621.923:621.922.34

В.Е. Маджуго, Г.М. Яковлев, докт.техн.наук

АЛМАЗНОЕ ШЛИФОВАНИЕ САМОФЛЮСУЮЩИХСЯ ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ

Некоторые детали тракторов отличаются невысоким уровнем надежности и долговечности. Лабораторией технологических методов упрочнения деталей МТЗ проводятся работы по повышению износостойкости деталей тракторов, оборудования и оснастки методом плазменного напыления на их поверхности износостойких самофлюсующихся порошковых сплавов с последующим их оплавлением.

Для упрочнения деталей типа тел вращения был изготовлен станок на базе круглошлифовального станка модели ЗБ151, что позволило избежать дискретности оборотов шпинделя и продольной подачи суппорта, налипания порошка на направляющие станины и добиться автоматического возвратно-поступательного

перемещения стола, неподвижности плазмотрона и т.д. Для бесступенчатого регулирования привода упрочняемой детали на передней бабке вместо асинхронного двигателя был установлен двигатель постоянного тока. Это позволило с учетом клиноременной и цепной передач передней бабки производить плавную регулировку от 1 до 150 об/мин.

Высокая прочность на истирание самофлюсующихся твердых сплавов и наличие в них значительного количества карбидов и боридов приводят к быстрому износу кругов при их шлифовании. Сравнительные исследования процесса абразивной, электроабразивной и алмазной обработки показали, что производительность шлифования стали 45 с твердостью 45...48 HRC (рис. 1) значительно выше производительности шлифования этих сплавов. Наилучшие результаты получены при алмазном шлифовании кругами на металлической связке АПП300x40x127x5 АСВ 200/160 МВ1 100%. Влияние режимов резания на производительность и износ алмазного круга исследовалось при круглом наружном шлифовании сплавов СНГ и ПГ-ХН80СР4 на универсальном круглошлифовальном станке модели ЗБ12.

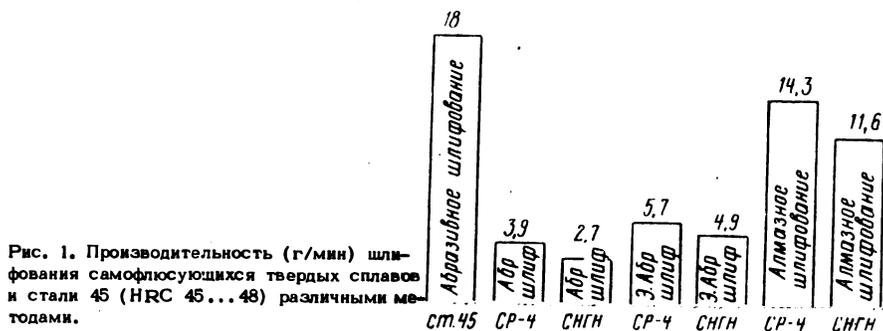


Рис. 1. Производительность (г/мин) шлифования самофлюсующихся твердых сплавов и стали 45 (HRC 45...48) различными методами.

При абразивном и алмазном шлифовании использовалась охлаждающая жидкость следующего состава: 0,3 - 0,4% нитрита натрия, 0,2 - 0,3% тринатрийфосфата, 0,08 - 0,10% тиомочевины, 0,3 - 0,4% триэтаноламина (или моноэтаноламина), 0,08 - 0,10% неионогенного смачивателя ОП-7 (ОП-10), 0,15 - 0,3% глицерина, остальное вода. В качестве электролита при электроабразивном шлифовании использовался электролит, содержащий 15% - NaNO_3 , 2% - NaNO_2 , 83% - H_2O .

Эксперименты проводились по методу дробного факторного планирования эксперимента в диапазоне скоростей круга 25...55 м/с, продольных подач 0,6 - 2,4 м/мин, поперечных подач 0,016 - 0,064 мм/дв.ход, скоростей вращения детали 14...

56 м/мин. Установлено, что производительность шлифования увеличивается пропорционально продольной и поперечной подачам (рис. 2). Сплав СНГН имеет худшую обрабатываемость, чем сплав ПГ-ХН80СР4. Это связано с особенностями его

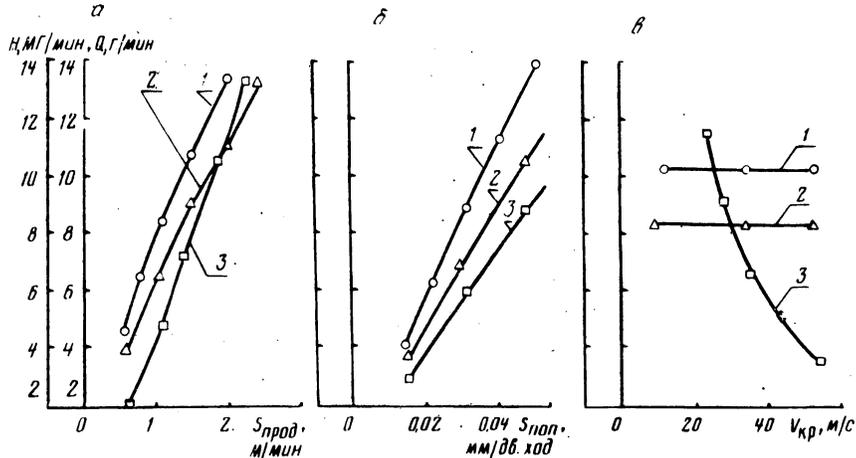


Рис. 2. Влияние продольной (а), поперечной (б) подач, скорости алмазного круга (в) на его производительность (1 - сплав ПГ-ХН80СР4; 2 - сплав СНГН) и расход (3 - сплав СНГН); режимы шлифования: $V_{\text{кр}} = 35$ м/с; $V_{\text{дет}} = 30$ м/мин; $S_{\text{поп}} = 0,04$ мм/дв.ход; $S_{\text{прод}} = 1,5$ м/мин.

структуры и более высокой твердостью. Скорость круга и детали незначительно влияет на производительность алмазного шлифования. Износ алмазного круга пропорционален продольной и поперечной подачам, причем продольная оказывает на износ большее влияние. Увеличение скорости круга снижает расход алмазного круга при шлифовании.

Резюме. Получены данные о влиянии режимов резания на процесс шлифования самофлюсующихся твердых сплавов алмазными кругами с учетом требуемой производительности и расхода круга.

УДК 621.96

Э.Я. Ивашин, канд. техн. наук

О РАСПРЕДЕЛЕНИИ СИЛ РЕЗАНИЯ ПО ЛЕЗВИЯМ СВЕРЛА

Известно, что геометрические параметры отдельных элементов режущих лезвий сверла все остаются неудовлетворительными с точки зрения возникающих усилий, температуры резания и стружкообразования. В наиболее тяжелых условиях рабо-

тает поперечная режущая кромка (перемычка), имеющая угол резания более 90° , что создает наибольшие деформации в обрабатываемом материале и повышенные напряжения в режущем инструменте.

Основную часть осевого усилия (50... 65%) составляет усилие на поперечной кромке. Установим величины элементарных сил, действующих в различных точках лезвий инструмента. Эксперименты по определению элементарных сил, действующих на лезвия спирального сверла, проводились различными методами: использовалась заготовка с предварительным отверстием, которую рассверливали сверлами разного диаметра; втулки рассверливались методом свободного резания; определялись усилия резания при сверлении, рассверливались заготовки с отверстием и производилась параллельная запись возникающих сил на осциллографе.

Однако эти способы обладают рядом существенных недостатков: исключается возможность определения сил, действующих на отдельные режущие кромки; при рассверливании втулок по методу свободного резания наблюдается развальцовка обрабатываемой заготовки, что приводит к неполному срезанию материала, а следовательно, неточному значению сил, возникающих при исследовании. Наиболее удачен последний способ, однако в этом случае исключается усилие, возникающее от перемычки.

Нами разработан способ, основанный на рассверливании заготовки, имеющей глухое отверстие ступенчатой формы, т.е. предварительно последовательно просверливались отверстия сверлами разного диаметра. Регистрация сил, возникающих в процессе опытов, осуществлялась на осциллографе Н-700. Принятая схема позволила определить усилия, возникающие в отдельных точках лезвий сверла, и установить их суммарное усилие. Эксперименты проводились шнековыми сверлами при постоянной скорости резания $v = 20 \dots 21$ м/мин в диапазоне подач от 0,06 до 0,29 мм/об сверлами диаметром 8...20 мм.

Предварительно устанавливалась зависимость длины перемычки от диаметра сверла исходя из условия получения оптимальной стойкости. Для сверл (8 штук) диаметром 8 мм длина перемычки изменялась от 1,22 до 1,62 мм. Для сверл диаметром 8 мм оптимальная длина перемычки $C = 1,44$ мм. Для сверл диаметром 12 мм (16 штук) длина перемычки находилась в пределах 1,598... 1,98 мм. Более рациональной для сверл диаметром 12 мм является длина, равная 1,728 мм. Для сверл

диаметром 16 мм (23 штуки) величина перемычки изменялась от 1,872 мм до 2,16 мм. Средней величиной перемычки для сверл \varnothing 16 мм являлась $C = 2,016$ мм.

На осознании аналитической геометрии на плоскости можно составить уравнение зависимости длины перемычки от диаметра сверла, которое после ряда простых математических преобразований принимает вид $C = (2d + 24) 0,036$, где C – длина перемычки, мм; d – диаметр сверла, мм.

Поперечная кромка характеризуется не только длиной, но и углом ψ между осью симметрии сверла и направлением проекции поперечной кромки на плоскость, перпендикулярную к оси сверла. Угол ψ при плоской заточке сверл по задней поверхности тесно связан с задним углом α и углом при вершине 2φ .

Произведем расчет взаимозависимости углов α , φ и ψ для шнековых сверл при плоской заточке по задней поверхности: AB – поперечное режущее лезвие сверла; $\angle ABD = \psi$ из условия определения угла наклона перемычки (рис. 1). Плоскость $\triangle CBD \perp AC$ (проекция продолжения главного режущего лезвия на основную плоскость), $\angle DBC = \alpha$; $\angle ADC = \varphi$.

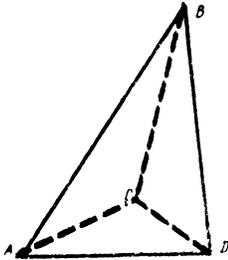


Рис. 1. Геометрическая схема положения углов.

Определяя значения сторон треугольников ABD , CBD и ACD , находим по тригонометрическим формулам следующее соотношение: $\operatorname{tg} \psi \operatorname{tg} \alpha = \cos \varphi$, $\psi = 70^\circ$. Зная угол наклона перемычки и ее длину, можно определить длину главных режущих лезвий для сверл различного диаметра.

Величину проекции главного режущего лезвия на плоскость, перпендикулярную оси сверла, без учета длины перемычки находим из соотношения

$$L' = \sqrt{\frac{d^2}{4} - \Delta K^2}, \quad (1)$$

где ΔK – величина смещения главного режущего лезвия относительно оси симметрии $\Delta K = \frac{C}{2} \sin \psi$. С учетом наклона

и длины перемычки зависимость (1) принимает вид

$$L' = \sqrt{\frac{d^2}{4} - \Delta K^2} - \frac{C}{2} \cos \psi . \quad (1')$$

Длина главного режущего лезвия подсчитывается из соотношения $L = L' / \sin \varphi$ и преобразований зависимости (1'). Окончательная формула для расчета длины главного режущего лезвия сверла имеет вид

$$L = \frac{\sqrt{d^2 - C^2 \sin^2 \psi} - C \cos \psi}{2 \sin \varphi} , \quad (2)$$

где d - диаметр сверла; C, ψ - длина и угол наклона перемычки; φ - угол в плане. По формуле (2) находим длину главного режущего лезвия для сверл диаметром 8, 12, 16, 20 мм, величина которого имеет соответственно следующие значения: 5; 14; 8,01; 10,76; 13,55 мм.

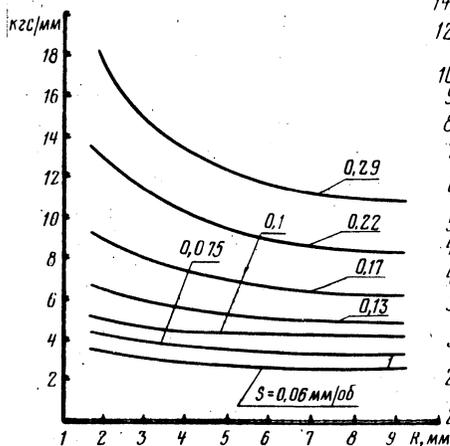


Рис. 2. Распределение элементарных сил вдоль режущего лезвия сверла.

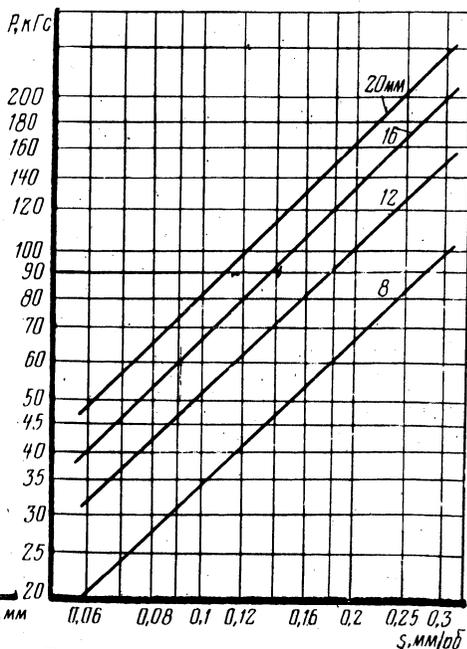


Рис. 3. Зависимость сил, действующих на лезвия, сверла от подачи (без учета усилий на перемычке).

Эксперименты по определению распределения сил по длине главного режущего лезвия показали, что при малых подачах,

т.е. когда усилие на кромки незначительно, силы резания вдоль режущего лезвия распределяются равномерно (рис. 2). При увеличении подачи распределение усилий происходит неравномерно. Наибольшее напряжение испытывает участок главной режущей кромки, расположенный близко к зоне поперечного лезвия.

Закономерность распределения и изменение сил резания вдоль режущего лезвия можно объяснить следующим образом. При малых подачах, когда усилие незначительно, величины сил на периферии и у перемычки различаются также незначительно, что вызвано относительно благоприятным условием образования и расположения стружки в центральной части. С увеличением подачи возрастает усилие резания, более резко изменяются действительный передний угол вдоль лезвия и элементарные силы по лезвию.

График зависимости сил, действующих на лезвия сверла, без учета усилий, вызванных работой перемычки, представлен на рис. 3. Величина силы, вызванной работой перемычки (поперечного режущего лезвия), также изменяется с увеличением подачи. Удельная сила, действующая на перемычку, при изменении подачи от 0,06 до 0,29 мм/об, увеличивается соответственно от 27 до 87 кгс/мм.

Часть осевой силы, действующей на поперечной кромке, составляет для сверл диаметром 8...20 мм 62...48% от силы P_0 . Доля осевой силы на перемычке больше у сверл диаметром 20 мм по сравнению с остальными сверлами, в связи со значительной длиной поперечного лезвия этого сверла.

Резюме. Экспериментально подтверждена неравномерность деформаций в зоне резания при сверлении, причем наиболее резко это явление наблюдалось у сверл большого диаметра в граничных с перемычкой зонах, что можно объяснить изменением условий резания вдоль главных режущих лезвий сверла.

УДК 621.313.333

С.С. Костюкович, канд.техн.наук,
Н.С. Гарлачов, В.Т. Минченя

ИССЛЕДОВАНИЕ ТОЧНОСТИ СОПРЯЖЕНИЯ ПОРШЕНЬ - ЦИЛИНДР КОМПРЕССОРА ФГ-0,125

Анализ точности изготовления деталей показал, что действительное значение погрешностей формы и действительная шероховатость поверхностей поршня и цилиндра выходят за уста-

новленные пределы. Значение некруглости для поршня составляет 0,006 мм, а для блока цилиндра 0,0045 мм. Значение шероховатости для поршня достигает $R_a = 1,3$ мкм, а для блока цилиндра $R_a = 0,5$ мкм. Результаты измерений получены согласно методике, изложенной в ГОСТ 16467-70, на основании выборки объемом 100 деталей.

Известно, что на объемную производительность поршневых герметичных компрессоров большое влияние оказывает величина утечек в поршневом сопряжении. Поршни компрессоров с диаметром цилиндров до 50 мм изготавливаются без поршневых колец, поэтому величина утечек в данной паре зависит от диаметральных размеров, некруглости и шероховатости сопрягаемых поверхностей.

Для обеспечения требуемой величины зазора в поршневой паре 0,014...0,020 мм детали изготавливаются по первому классу точности (поршень $\varnothing 23_{-0,004}^{-0,017}$, блок цилиндра $\varnothing 23_{+0,013}^{+0,013}$ мм), а затем сортируются на пять групп; сборка производится селективным методом по одноименным группам. Допуск для третьей группы составляет 0,003 мм, а для остальных групп 0,0025 мм.

Для определения фактического значения зазора в поршневом соединении после сортировки было измерено по 100 деталей в двух поперечных и четырех продольных сечениях. Измерения производились на ротаметре типа LGF-80 C-2M с ценой деления 0,001 мм. За действительную величину диаметров принимались средние значения результатов измерения. По этим данным были построены гистограммы распределения действительных размеров поршня и блока цилиндра (рис. 1,а). Фактическая точность сопряжений определялась непосредственно по кривым распределения зазоров, построенным на основании полученных эмпирических распределений размеров сопрягаемых деталей (рис. 1,б). Эта методика не требует знания теоретических законов распределения композируемых величин и наиболее точно отражает фактическую картину образования зазоров.

Анализ кривых распределения действительных размеров поршня и блока цилиндра показал, что фактическое поле рассеяния выходит за пределы группового поля допуска, установленного техническими требованиями. Это объясняется тем, что погрешности формы в 2...2,5 раза превышают групповой допуск на размер. Анализ же кривых распределения зазоров показал, что часть компрессоров будет иметь зазоры в сопряжении пор-

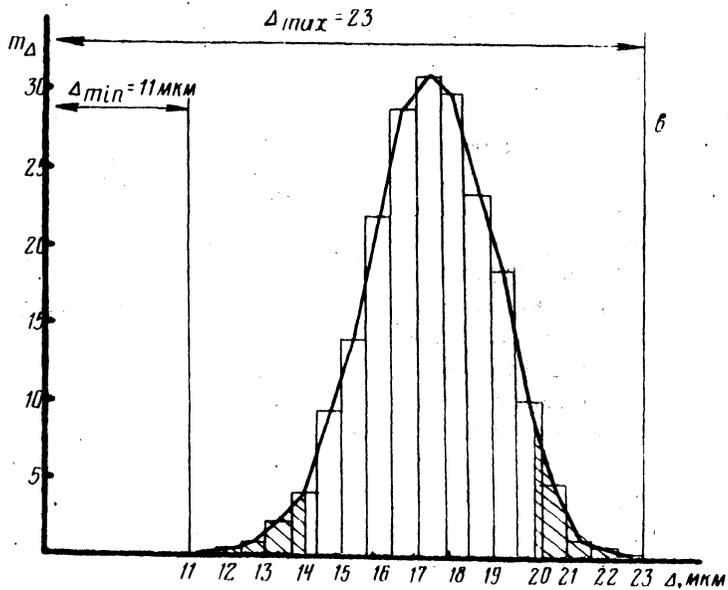
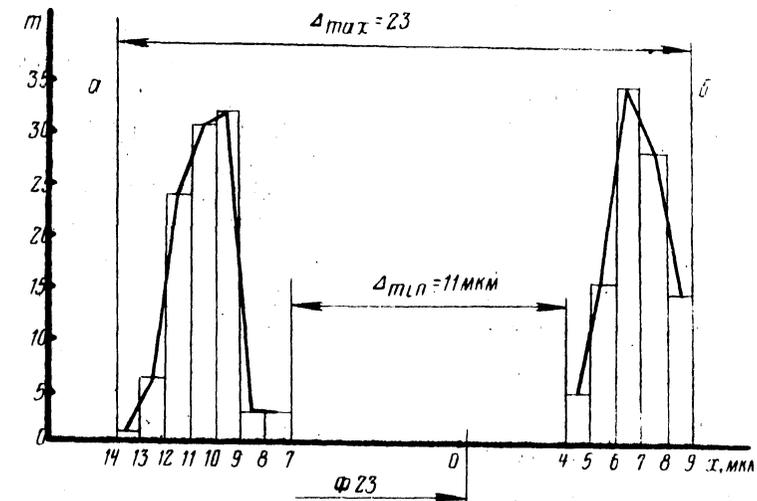


Рис. 1. Распределение действительных размеров поршня (а) и блока цилиндра (б) после сортировки на группы и распределение действительных значений зазоров (в).

шень – цилиндр, завышенные в среднем на 0,004 мм. Это ухудшает энергетические показатели компрессора. Кроме того, при завышенных зазорах в сопряжениях снижаются сроки службы компрессоров. Другая часть компрессоров будет иметь зазоры, заниженные на 0,003 мм. При заниженных зазорах энергетические показатели компрессора будут выше, но в этих случаях увеличивается шум.

Резюме. Проведенный анализ точности сопряжения поршень – цилиндр показал, что для улучшения качества данного соединения необходимо уменьшить погрешности формы.

УДК 621.79:534-8

С.С. Костюкович, канд.техн.наук,
В.Л. Соломахо, В.В. Сосидко

ВЛИЯНИЕ УЛЬТРАЗВУКОВЫХ КОЛЕБАНИЙ НА ТЕМПЕРАТУРУ ПОВЕРХНОСТЕЙ ПРИ ИХ АБРАЗИВНОМ ИЗНАШИВАНИИ

Как известно, в случае относительного перемещения двух тел, при наличии между ними абразивной прослойки в тонком поверхностном слое элементов пары трения в результате большого числа высокотемпературных очагов генерируется тепло, которое распространяется от мест контакта вглубь обоих тел. Основными источниками теплоты в этом случае является работа деформирования поверхностей, а также работа сил внешнего трения при взаимодействии абразивных частиц и материала связки с трущимися поверхностями.

С введением ультразвуковых колебаний (УЗК) между трущимися поверхностями существуют смещения конечной величины, которые приводят к сильному локальному нагреву поверхностей, проявляющемуся при различном акустическом сопротивлении материалов пары трения. Кроме того, при распространении УЗК их интенсивность уменьшается с увеличением расстояния от источника излучения согласно закону $A = A_0 e^{-\alpha X}$, где A_0 – амплитуда колебаний в начальной точке ($X=0$); A – амплитуда колебаний в точке X ; α – коэффициент поглощения.

Это уменьшение обусловлено потерями акустической энергии на внутреннее трение в среде и зависит от физических свойств вещества, в котором распространяются ультразвуковые волны, а также от внешних условий. Таким образом, при ультразвуковом воздействии значение температуры, возникающей в

зоне трения, определяется работой сил трения и энергией поглощения ультразвука в материалах пары.

На рис.1,а показана зависимость температуры в зоне трения от продолжительности скольжения с наложением УЗК частотой 22 кГц и амплитудой 10 мкм и без них ($p=0,3$ МПа, $v=0,6$ м/с, материал пары трения сталь 45 – сталь 45, абразив – карбид бора, $z = 16$ мкм). Установлено, что УЗК вызывают повышение температуры в зоне контакта, причем вначале ее значение резко возрастает, а по мере роста продолжительности скольжения стабилизируется, что связано с достижением положения равновесия между количеством тепла, возникающего и отдаваемого в окружающую среду.

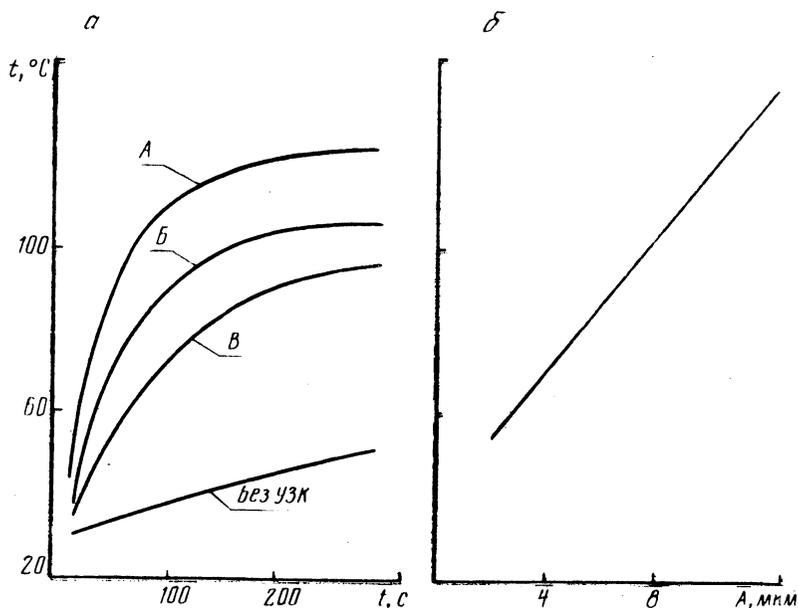


Рис. 1. Зависимость температуры в зоне трения от продолжительности скольжения с наложением УЗК и без них (А, Б, В) (а) и от амплитуды ультразвуковых колебаний (б).

Наибольшее влияние на температуру оказывает ультразвук с введением колебаний перпендикулярно поверхности контакта (схема А; 118°C), меньшее – при направлении колебаний параллельно поверхности контакта и перпендикулярно силе трения (схема Б; 105°C); еще меньшее – при их поляризации параллельно силе и поверхности контакта (схема В; 94°C). Доминирующее влияние на повышение температуры в зоне контакта оказывают амплитуда колебаний (рис. 1,б) и акустические свойства озвучиваемого материала пары.

Повышение температуры в зоне контакта оказывает влияние на протекание процесса трения и изнашивания. Для выяснения влияния изменения температуры на износ поверхностей были проведены исследования по следующей методике. В обычных условиях скольжения с помощью электрического нагревательного элемента, установленного на инденторе, и системы автоматического поддержания температуры в зоне контакта создавалось тепловое поле, величина которого фиксировалась термопарой. При различной температуре определялись величины износа поверхностей.

Из анализа зависимости (рис.2) следует, что с повышением температуры в зоне контакта износ поверхностей возрастает, при этом можно выделить три характерных участка. В диапазоне от 20 до 50°С влияние температуры в зоне на износ незначительно. С увеличением ее значения до 90°С износ поверхности резко возрастает, после чего величина съема металла по мере дальнейшего увеличения температуры практически остается постоянной.

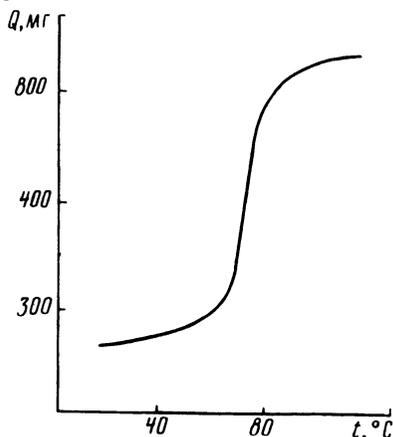


Рис. 2. Зависимость величины съема металла от температуры в зоне контакта.

Наличие этих участков объясняется следующими причинами. В используемую в исследованиях абразивную пасту в качестве материала связки входят стеариновая и парафиновая кислоты. Это при 60°С обуславливает высокую консистенцию пасты, ограничивает подвижность абразивных частиц и затрудняет их смену в зоне трения. С повышением температуры вязкость связки уменьшается, и возрастают подвижность абразивных частиц и износ поверхностей. В диапазоне температур от 50 до 90°С происходит расплавление вещества связки, что резко увеличивает подвижность абразивных зерен. В результате этого интенсивно возрастает износ. Дальнейшее повышение температуры до 120°С не оказывает существенного влияния на вещество связки, чем объясняется относительная стабилизация процесса износа.

Резюме. Ультразвуковые колебания приводят к повышению температуры в зоне трения. В результате уменьшается консистенция вещества связки, увеличивается активность абразивных частиц, что в совокупности вызывает возрастание износа трущихся поверхностей.

СО Д Е Р Ж А Н И Е

Ящерицы П.И., Бранкевич Э.С., Тимашков В.Д. Совершенствование процессов финишной абразивно-алмазной обработки	3
Чистосердов П.С., Бельский В.П., Сахаров А.П. Точность обработки комбинированным инструментом	9
Жигалко Н.И., Викулов Е.С. Уровень температуры резания при протягивании жаропрочных сплавов с повышенными скоростями резания	13
Меламед Г.И., Дубень Э.З. Точностные возможности автоматических линий из агрегатных станков	19
Кочергин А.И. Методика экспериментального определения стойкостных зависимостей при изменении элементов режима резания в больших интервалах	24
Новоселов Ю.А., Терентьев В.А. Прочностной расчет сборных резцов	27
Фельдштейн Е.Э. Тонкое точение инструментальных материалов	33
Коженкова Т.И. Температура резания при сверлении меди	35
Шагун В.И. Влияние конструктивных параметров машинных метчиков на шероховатость поверхностей резьбы, нарезанной в стали	37
Фельдштейн Е.Э. Влияние геометрии сверла на усадку стружки	40
Новоселов Ю.А., Мещеряков Г.М. Резец с пирамидальной режущей пластинкой	41
Жигалко Н.И., Савченко А.К. Обрабатываемость пластмасс протягиванием	44
Киселев В.В. К вопросу шлифования пористой металлокерамики эльборовыми кругами на керамической связке	50
Комаров В.Н., Миткевич С.И., Овчинников Л.С. Исследование сил резания при обработке отверстий методом силового развертывания	52
Ящерицы П.И., Филонов И.П., Минаков А.П. Особенности формирования микро-рельефа в процессе пневмоцентробежной отделочно-упрочняющей обработки	56
Бранкевич Э.С. Шлифование желобов колец шарикоподшипников с замедлением скорости вращения круга	61
Берестнев О.В., Врублевский В.М., Скороходов С.К., Яцура Е.С. Некоторые методические вопросы исследования виброактивности зубчатых передач	64
Горошко В.Ф., Ситов В.О., Зиндер А.М. Рециркуляционная направляющая	67
Путрикевич Л.Ф. Исследование долговечности винтовых пар качения	70
Артюхов Е.С., Пикус М.Ю. Применение червячно-реечных передач с гидростатической смазкой в приводах подач продольно-обрабатывающих тяжелых и уникальных станков	72
Шардыко П.П. Влияние несоосности винта и гайки на деформацию резьбового соединения шариковинтовых механизмов	76
Дечко Э.М., Дечко М.М. Оптимизация режимов резания при глубоком сверлении	79
Леневич В.П. Математические модели гидроприводов с объемным регулированием	81
Ящерицы П.И., Горбачевич А.Ф., Чан Ван Дик. Погрешности базовых поверхностей заготовок и их влияние на точность зубчатого венца при зубонарезании	85
Бабук В.В. Об учете влияния упругих деформаций при расчете усилия обкатки шариками	88
Беляев Г.Я. Исследование характера изменения микротвердости самофлюсующихся сплавов при абразивном изнашивании	92
Королько А.А., Яковлев Г.М., Ивашко В.С., Круковский Л.А. Исследование некоторых свойств напыленных и подвергнутой пластической деформации покрытий	94
Сакович А.А., Бабук В.В. Исследование влияния поверхностной высокотемпературной	

термомеханической обработки на износостойкость наплавленных поверхностей в зависимости от скорости скольжения	96
Павлов Л.Г., Гайсенок Н.М. Исследование ультразвуковой обработки износостойкого чугуна с обоснованием принятых режимов	98
Ходосевич В.Г., Шевцов А.И. Исследование коэффициентов трения самофлюсующихся твердых сплавов в условиях капельной смазки	101
Беляев Г.Я. Некоторые технологические особенности упрочнения тонкостенных деталей	104
Спирidonov Н.В., Куль И.Б. Влияние температуры некоторых электролитов на износостойкость самофлюсующихся сплавов	106
Вейник А.И., Лазнев В.К., Ходосевич В.Г., Ивашко В.С. Электросопротивление и теплопроводность износостойких сплавов	108
Маджуго В.Е., Яковлев Г.М. Алмазное шлифование самофлюсующихся твердых сплавов	112
Ивашин Э.Я. О распределении сил резания по лезвиям сверла	114
Костюкович С.С., Гарлачев Н.С., Минченя В.Т. Исследование точности сопряжения поршень-цилиндр компрессора ФГ-0,125	118
Костюкович С.С., Соломахо В.Л., Сосидко В.В. Влияние ультразвуковых колебаний на температуру поверхностей при их абразивном изнашивании	121

УДК 621.923

Совершенствование процессов финишной абразивно-алмазной обработки. Ящерцын П.И., Бранкевич Э.С., Тимашков В.Д. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с. 3 - 9.

Излагаются прогрессивные методы финишной абразивно-алмазной обработки. Большое внимание уделяется вопросам повышения качества обработанной поверхности. - Библ. 10.

УДК 621.919.1

Точность обработки комбинированным инструментом. Чистосердов П.С., Бельский В.П., Сахаров А.П. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с. 9 - 13.

Приводятся результаты исследования влияния элементов режима обработки комбинированным инструментом на шероховатость обработанной поверхности для различных схем инструмента. Рекомендуются оптимальные режимы обработки и схемы ротационных комбинированных инструментов. - Ил. 3.

УДК 621.919.1

Уровень температуры резания при протягивании жаропрочных сплавов с повышенными скоростями резания. Жигалко Н.И., Викулов Е.С. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с. 13 - 18.

Рассмотрены результаты измерения температуры резания при обработке протягиванием жаропрочных сплавов и углеродистой конструкционной стали с повышенными скоростями резания. Показано, что температура резания является основным фактором при определении режимов протягивания и установлении геометрических параметров и конструктивных элементов протяжек. - Ил. 3, Табл. 4.

УДК 621.91, 681.322

Точностные возможности автоматических линий из агрегатных станков. Меламед Г.И., Дубень Э.З. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с. 19 - 24.

Рассматривается статистический метод исследования автоматических линий на точность обработки на них деталей. Приводятся результаты обследования 15 автоматических линий производства МЗАЛ. Получены данные, характеризующие взаимосвязь между точностью обработки деталей и процентом их брака. На основе этих данных определяются точностные возможности автоматических линий из агрегатных станков. - Табл. 1. Библ. 2.

УДК 621.9.01

Методика экспериментального определения стойкостных зависимостей при изменении элементов режима резания в больших интервалах. Кочергин А.И. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с. 24 - 27.

Если элементы режима резания изменяются в больших интервалах и при получении стойкостных зависимостей применяются методы полного факторного эксперимента или центрального композиционного планирования, то могут иметь место напрасные затраты времени на выполнение экспериментов. Во избежание их необходимо найти область разумных сочетаний величин глубины резания и подачи, разбить ее на две-три части. Затем в каждой из них с помощью ускоренного метода следует установить пределы изменения скорости резания и найти стойкостную зависимость. - Ил. 4. Библ. 2.

УДК 621.951.4

Прочностной расчет сборных резцов. Новоселов Ю.А., Терентьев В.А. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с. 27 - 33.

Приведена методика прочностного расчета сборных резцов с многогранными режущими пластинками в статике и в процессе резания. Определены напряжения в наиболее уязвимых элементах обеих конструкций и даны рекомендации рационального применения рассмотренных резцов. - Ил. 4.

УДК 621.9

Тонкое точение инструментальных материалов. Фельдштейн Е.Э. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с. 33 - 34.

Приведены результаты исследования процесса тонкого точения закаленных сталей 9ХС, Х12 и материала (на основе железо-хром), полученного методом порошковой металлургии. Рассмотрено влияние скорости резания и материала резца на его стойкость. Показано преимущество резцов из гексанита-Р. - Ил. 1.

УДК 621.95

Температура резания при сверлении меди. Коженкова Т.И. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с. 35 - 37.

Приводятся результаты исследования влияния скорости резания, подачи и глубины отверстия на температуру при глубоком сверлении меди М3. - Ил. 2.

УДК 621.993.015

Влияние конструктивных параметров машинных метчиков на шероховатость поверхностей резьбы, нарезанной в стали. Шагун В.И. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с. 37 - 40.

Приводятся данные по влиянию сил резания при резьбонарезании на шероховатость поверхностей резьбы. - Табл. 1.

УДК 621.95

Влияние геометрии сверла на усадку стружки. Фельдштейн Е.Э. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с. 40 - 41.

Приведены результаты исследования влияния углов заточки сверла на усадку стружки. Методом планирования эксперимента определена оптимальная геометрия сверла. - Библ. 1.

УДК 621.951.4

Резец с пирамидальной режущей пластинкой. Новоселов Ю.А., Мещеряков Г.М. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с. 41 - 44.

На основании синтеза конструктивных элементов резцов предложена новая промежуточная конструкция сборного резца, отличающаяся высокой жесткостью, стойкостью, производительностью и простотой изготовления. - Ил. 2.

УДК 621.919.005

Обработываемость пластмасс протягиванием. Жигалко Н.И., Савченко А.К. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с. 44 - 49.

Приводятся сведения о необходимости обработки пластмасс резанием, в частности протягиванием. Рассматриваются результаты исследований износа и стойкости зубьев, конструктивных элементов и геометрических параметров протяжек из различных инструментальных материалов при обработке винипласта. - Ил. 2. Библ. 4.

УДК 621.910.71 - 621.923

К вопросу шлифования пористой металлокерамики эльборовыми кругами на керамической связке. Киселев В.В. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с. 50 - 51.

Приведены результаты исследований влияния режимов резания на шероховатость и пористость поверхности деталей из пористой металлокерамики при шлифовании эльборовыми кругами на керамической связке. Показано, что использование эльборовых кругов позволяет исключить проходы выхаживания из цикла процесса шлифования. - Ил. 1. Библ. 2.

УДК 621.951.7

Исследование сил резания при обработке отверстий методом силового развертывания. Комаров В.Н., Миткевич С.И., Овчинников Л.С. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с. 52 - 56.

Исследуются силы резания при обработке отверстий методом силового развертывания. Описывается метод обработки специальным инструментом. Рассматривается влияние на силы резания подачи, скорости резания и геометрических параметров. - Ил. 2. Табл. 2.

УДК 621.787.4.04

Особенности формирования микрорельефа в процессе пневмоцентробежной отделочно-упрочняющей обработки. Ящерицын П.И., Филонов И.П., Минаков А.П. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с. 56 - 60.

Изложены особенности силового воздействия деформирующих элементов на исходный микрорельеф в процессе пневмоцентробежной обработки шариками. Описаны технологические возможности новой конструкции инструментов для отделочно-упрочняющей обработки. - Ил. 3, Библ. 4.

УДК 621.923

Шлифование желобов колец шарикоподшипников с замедлением скорости вращения круга. Бранкевич Э.С. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с. 61 - 64.

При обработке колец шарикоподшипников на желобошлифовальных автоматах, работающих по методу врезания, предлагается на операции выхаживания уменьшать скорость вращения шлифовального круга с 50 до 25 м/с. При этом происходит снижение волнистости, гранности, овальности и шероховатости беговых дорожек колец. - Табл. 1, Библ. 6.

УДК 65-752

Некоторые методические вопросы исследования виброактивности зубчатых передач. Берестнев О.В., Врублевский В.М., Скороходов С.К., Яцура Е.С. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с. 64 - 67.

Приводятся основные методические положения по проведению исследований виброактивности зубчатых колес, описываются стендовое оборудование, приборы и аппаратура для проведения испытаний. Кратко изложены принципы разработки программы испытаний и обработки экспериментальных данных.

УДК 621.836.2:621.9.06-529

Рециркуляционная направляющая. Горошко В.Ф., Ситов В.О., Зиндер А.М. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с. 67 - 70.

Изложены результаты исследования рециркуляционной направляющей качения с беспараторной цепью перекрещивающихся роликов и сделаны выводы о технико-экономической целесообразности ее применения в направляющих тяжело нагруженных столов. - Ил. 3.

УДК 62.231.223

Исследование долговечности винтовых пар качения. Путрикевич Л.Ф. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с. 70 - 72.

Долговечность винтовых пар качения является основным показателем работы механизма. Приводятся результаты исследований азотированных винтовых пар качения на долговечность. - Табл. 1. Библ. 1.

УДК 621.9

Применение червячно-реечных передач с гидростатической смазкой в приводах подачи продольно-обрабатывающих тяжелых и уникальных станков. Артюхов Е.С., Пикус М. Ю. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с. 72 - 75.

Передача червяк - рейка с гидростатической смазкой работает в условиях жидкостного трения, что предопределяет их основные преимущества: беззазорность, отсутствие износа, высокий к.п.д. (около 99%), высокое демпфирование. - Ил. 1. Библ. 3.

УДК 621.822.6

Влияние несоосности винта и гайки на деформацию резьбового соединения шариковинтовых механизмов. Шардыко П.П. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с. 76 - 79.

Приведены результаты экспериментального исследования влияния несовпадения осей винта и гайки на деформацию резьбового соединения шариковинтового механизма. Показано, что несовпадение осей приводит к уменьшению величины начального угла контакта и числа тел качения, воспринимающих нагрузку. Сделан вывод о необходимости проводить аттестацию механизмов по величине осевого зазора. - Ил. 4.

УДК 621.91, 681.322

Оптимизация режимов резания при глубоком сверлении. Дечко Э.М., Дечко М.М. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с. 79 - 81.

На основе исследования закономерностей процесса резания при сверлении и анализа взаимосвязей различных факторов при работе шнековых сверл рассматривается оптимизация режимов резания с помощью линейного программирования. - Ил. 1.

УДК 621.9.06-82

Математические модели гидроприводов с объемным регулированием. Леневиц В.П. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с. 81 - 85.

Разработаны математические модели, общие для шести схем гидроприводов с объемным регулированием, построенных на базе регулируемого насоса, гидроцилиндра и напорного золотника. На примере расчета гидропривода протяжного станка 7Б75 выявлена возможность существенного улучшения качеств переходных процессов и снижения уровня вынужденных колебаний в гидроприводах за счет выбора оптимальных параметров напорного золотника. - Ил. 3. Библ. 2.

УДК 621.941.1.019

Погрешности базовых поверхностей заготовок и их влияние на точность зубчатого венца при зубонарезании. Ящерицын П.И., Горбацевич А.Ф., Чан Ван Дик. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с. 85 - 88.

Излагаются результаты исследования погрешностей базовых поверхностей, изготовленных различными методами в производственных условиях, и их влияние на точностные параметры зубчатых колес. - Ил. 2. Табл. 1. Библ. 1.

УДК 621.9.016

Об учете влияния упругих деформаций при расчете усилия обкатки шариками. Бабук В.В. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с. 88 - 92.

Приводится анализ соотношения усилий упругой и пластической деформаций при осуществлении процесса обкатки и раскатки металлических поверхностей шариками. Показано, что усилие, необходимое для осуществления упругой деформации незакаленных поверхностей, составляет лишь несколько процентов от общего усилия обкатки и в практических расчетах может не учитываться. - Ил. 2. Табл. 1. Библ. 4.

УДК 621.002,54

Исследование характера изменения микротвердости самофлюсующихся сплавов при абразивном изнашивании. Беляев Г.Я. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с. 92 - 93.

Установлено, что на характер изменения микротвердости при абразивном изнашивании влияют твердость и исходная структура материала.

УДК 621.793

Исследование некоторых свойств напыленных и подвергнутых пластической деформации покрытий. Королько А.А., Яковлев Г.М., Ивашко В.С., Круковский Л.А. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с. 94 - 95.

Приведены результаты экспериментальных исследований некоторых физико-механических свойств напыленных покрытий и подвергнутых ВТМО. В качестве исследуемого материала был принят самофлюсующийся сплав типа ПГ-ХН80СР4. Показано влияние температуры и давления на микроструктуру и микротвердость упрочненных поверхностей.

УДК 621.791.92

Исследование влияния поверхностной высокотемпературной термомеханической обработки на износостойкость наплавленных поверхностей в зависимости от скорости скольжения. Сакович А.А., Бабук В.В. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с. 96 - 98.

Приводятся результаты исследования поверхностной высокотемпературной термомеханической обработки слоев, полученных различными видами наплавки с разным содержанием углерода и легирующих элементов. Термомеханическая обработка наплавленных поверхностей производилась по схеме: нагрев до температуры 1170...1220°K, выдержка при этой тем-

пературе, поверхностная пластическая деформация путем обкатки роликами и немедленная закалка с последующим отпуском. - Ил. 1. Библ. 1.

УДК 621.7/9.048.6.001.57:669.13.018.256+621.78

Исследование ультразвуковой обработки износостойкого чугуна с обоснованием принятых режимов. Павлов Л.Г., Гайсенов Н.М. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с. 98 - 101.

Приводится математическое описание процесса термомеханической обработки в ультразвуковом поле на основе полного факторного планирования, которое позволило установить оптимальные режимы обработки износостойкого чугуна. Полученные результаты могут быть использованы при упрочнении деталей машин методом наплавки износостойким чугуном. - Ил. 1.

УДК 621.891

Исследование коэффициентов трения самофлюсующихся твердых сплавов в условиях капельной смазки. Ходосевич В.Г., Шевцов А.И. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с.101-104.

Приведены результаты исследований коэффициентов трения самофлюсующихся твердых сплавов в условиях капельной смазки. На основании экспериментальных данных выведены эмпирические зависимости, аппроксимирующие коэффициент трения от удельной нагрузки при различных скоростях скольжения. Приводятся также данные по замерам сопротивления зоны скользящего контакта, характеризующие толщину масляного клина между трущимися поверхностями. - Ил. 1. Библ. 1.

УДК 620.528.02

Некоторые технологические особенности упрочнения тонкостенных деталей. Беляев Г. Я. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с. 104 - 105.

Получение покрытий на металлах неизбежно приводит к короблению упрочняемых деталей. Последнее вызвано разностью коэффициентов термического расширения основы и наплавки. Установлено, что соответствующим подбором условий охлаждения можно значительно уменьшить возникающее при этом коробление.

УДК 669.018.25

Влияние температуры некоторых электролитов на износостойкость самофлюсующихся сплавов. Спиридонов Н.В., Куль И.Б. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с.106-108.

Показано влияние температуры различных сред: химически активных и нейтральных на скорость изнашивания в них самофлюсующихся сплавов. Установлено, что повышение температуры среды значительно активизирует электрохимические процессы в зоне скользящего контакта. - Ил. 1. Библ. 1.

УДК 669:53

Электросопротивление и теплопроводность износостойких сплавов. Вейник А.И., Лазнев В.К., Ходосевич В.Г., Ивашко В.С. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с.108-112.

Приведены экспериментальные данные по электросопротивлению и теплопроводности износостойких сплавов на основе кобальта, никеля и железа в интервале температур 293 ... 1225 К, применяемых для плазменного напыления. Выполнены расчеты этих сплавов по методу, разработанному на основе термодинамики необратимых процессов. - Табл. 2.

УДК 621.923:621.922.34

Алмазное шлифование самофлюсующихся твердых сплавов. Маджуго В.Е., Яковлев Г.М. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с.112 - 114.

Приводятся результаты исследований процессов абразивной, электроабразивной и алмазной обработки сплавов СНГН и ПГ-ХНВОСР4. Установлены зависимости производительности шлифования и износа алмазного круга от продольной и поперечной подачи, влияния скорости круга и детали на производительность алмазного шлифования. - Ил. 2.

УДК 621.96

О распределении сил резания по лезвиям сверла. Ивашина Э.Я. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с. 114 - 118.

Приводятся зависимости для расчета длины лезвий сверла, даны экспериментальные и расчетные величины удельных сил, действующих на отдельных участках сверла. - Ил. 3.

УДК 621.313.333

Исследование точности сопряжения поршень - цилиндр компрессора ФГ-0,125. Костюкович С.С., Гарлачов Н.С., Минченя В.Т. "Машиностроение", 1978, вып.1, с. 118 - 121.

Приводится анализ точности изготовления поршня и блока цилиндра по размерам, отклонениям формы в поперечном сечении и шероховатости поверхности. Показано влияние этих параметров на работоспособность данного сопряжения. - Ил. 1.

УДК 621.79:534-8

Влияние ультразвуковых колебаний на температуру поверхностей при их абразивном изнашивании. Костюкович С.С., Соломахо В.Л., Сосидко В.В. "Машиностроение", 1978, вып. 1, с. 121 - 124.

Рассмотрено влияние ультразвуковых колебаний различного направления на изменение условий формирования температурных полей в зоне контакта поверхностей при их абразивном изнашивании. Выявлено существенное влияние изменения температуры на интенсивность протекания процесса абразивного износа. - Ил. 2.

МАШИНОСТРОЕНИЕ

Выпуск 1

Редактор Н.М. Латышева
Худ.редактор В.Н. Валентович
Техн.редактор Л.И. Жук
Корректоры А.М. Алель, З.Б.Боборыко
График Н.В. Журавлева
Оператор А.И. Маль

ИБ 513

Подписано в печать 11.01.1978 г. АТ 05003. Бумага
60x90 1/16 офсет. офсет. печать. Печ.л. 8,25. Уч.-изд.л. 8,21.
Тираж 900 экз. Тип. зак. 5592. Цена 1 руб. 30 коп.

Издательство "Вышэйшая школа" Государственного комитета
Совета Министров БССР по делам издательств, полиграфии и
книжной торговли. Редакция межведомственных сборников и за-
казной литературы, 220048. Минск, Парковая магистраль, 11.
Типография "Победа" Государственного комитета Совета Ми-
нистров БССР по делам издательств, полиграфии и книжной
торговли. Молодечно, Привокзальный пер., 11.