

СЕКЦИЯ № 18

Технология машиностроения

Исследование остаточных напряжений поверхностных слоев торсионных валов после-дробементной и дробеструйной обработки

За основу нового технологического процесса изготовления торсионных валов без операций шлифования положена замена операций шлифования процессами дробеструйной или дробементной обработки.

При исследовании осевых остаточных напряжений использовали образцы-пластинки размерами $40 \times 6 \times 2$, вырезанные из закаленных торсионных валов. Обработка валов осуществлялась на дробеструйной установке базового завода.

Установлено, что при дробеструйном упрочнении в поверхностном слое глубиной до 0,15 мм формируются сжимающие напряжения величиной $-175 \dots -260$ МПа. С увеличением продолжительности упрочнения сжимающие напряжения растут.

Установлено, что при чистовом шлифовании в поверхностном слое металла глубиной до $h = 0,02$ мм действуют большие растягивающие напряжения (при $h = 0,0035$ мм, $\sigma = 340$ МПа). Последующее обкатывание стержня обеспечивает формирование в поверхностном слое глубиной более $h = 0,003$ мм сжимающих напряжений. Дробеструйное упрочнение поверхностного слоя валов значительно повышает уровень сжимающих остаточных напряжений. Так, на глубине $h = 0,02$ мм $\sigma = -550 \dots -600$ МПа.

Исследование технологических остаточных напряжений различных участков стержня торсионного вала, подвергнутого дробеструйной обработке показало что, как осевые, так и тангенциальные остаточные напряжения являются напряжениями сжатия и достигают $-200 \dots -300$ МПа и более.

Дробементному упрочнению подвергались торсионные валы, прошедшие механическую и термическую обработку. Обработка дробью торсионных валов проводилась в дробементной камере типа 42816 базового завода. В качестве дроби использовали дробь чугунную (ДЧК) размером 1...3 мм.

Торсионные валы были обработаны по следующей технологии: точение; термообработка, дробементное упрочнение, обкатка. Шероховатость поверхностей стержня и галтелей на токарной операции была обеспечена в пределах $Rz = 10 \dots 15$ мкм.

Для исследования влияния режимов операций дробементного упрочнения и последующего обкатывания на технологические остаточные напряжения был изготовлен вал, отдельные участки стержня которого были обработаны дробью в течение различных промежутков времени.

Исследованы технологические остаточные напряжения в поверхностном слое при разном времени дробементной обработки стержня торсионного вала. При всех режимах дробементного упрочнения в поверхностном слое формируются сжимающие напряжения. При этом напряжения на глубине $h = 0,05$ мм при времени дробементного упрочнения $\tau = 5$ мин составляют -420 МПа и увеличиваются до -485 МПа при $\tau = 20$ мин.

Выполнены исследования технологических остаточных напряжений торсионных валов, подвергнутых дробементному упрочнению, обкатыванию и прошедших стендовые испытания (520000 циклов-закруток без разрушения вала). Установлено, что в поверхностном слое вала сформированы сжимающие тангенциальные остаточные напряжения, величина которых колеблется в пределах $-100 \dots -300$ МПа.

Исследованиями закономерностей распределения тангенциальных остаточных напряжений рабочих поверхностей торсионных валов после стендовых испытаний установлено, что с увеличением величины остаточных сжимающих напряжений в поверхностных слоях растет усталостная прочность вала. Так, для вала, обработанного по новой технологии (операция шлифования заменена на операцию дробементного упрочнения) и выдержавшего без разрушения 970000 циклов-закруток, величина сжимающих тангенциальных технологических остаточных напряжений в поверхностных слоях стержня на глубине 0,1 мм колеблется в пределах $-270 \dots -420$ МПа.

На основании выполненных исследований можно сделать следующие выводы:

- для обеспечения формирования сжимающих остаточных напряжений на всей поверхности стержня и галтелей необходимо исключить из технологического процесса изготовления торсионного вала шлифовальные операции;

- изготовление поверхностей стержня и галтелей торсионных валов по маршруту: «точение – термообработка – упрочнение дробью – обкатка», обеспечивает за счет формирования сжимающих остаточных напряжений, а также исключения дефектов шлифования существенное увеличение усталостной прочности валов при циклических нагрузках.

Исследование остаточных напряжений поверхностных слоев торсионных валов после обкатывания

В соответствии с технологическим процессом обработки резанием торсионных валов выполняются операции обкатывания стержня и галтелей вала.

Процесс обкатывания формирует в поверхностных слоях остаточные напряжения сжатия, обеспечивающие повышение усталостной прочности валов при циклических нагрузках.

Выполняются операции обкатывания по одно-, двух-, или трехроликовой схемам. Используются однократное или двукратное обкатывание.

Обкатывание осуществляется при различных режимах (скорость, подача, давление). Используются разные станки и конструкции обкатных роликов, схемы обкатывания.

Исследования велись по одно-, двух-, или трехроликовым схемам обкатывания торсионных валов.

Обкатывание торсионных валов по двухроликовой схеме производилось на специальных станках моделей 16К40Ф101 и УВ-4. Обкатывание по трехроликовой схеме производилось на специальном станке модели 9948-028.

Технологические остаточные напряжения в поверхностном слое стержня торсионного вала исследовались глубиной до 0,1 мм. С этой целью из стержня вала вырезались образцы-кольца диаметром $\varnothing 52$ мм, толщина которых была 2,5 мм, ширина – 6 мм. Исследования напряженного состояния поверхностных слоев проводили по известной методике академика Н.Н. Давиденкова на установке, разработанной в Муромском институте Владимирского государственного университета.

Исследованиями установлено, что в процессе чистового шлифования в поверхностном слое стержня формируются растягивающие напряжения, величина которых достигает 220 МПа на глубине 0,002 мм. Однократное обкатывание при давлении ролика $P=1,9$ МПа формирует в поверхностных слоях стержня торсионного вала сжимающие напряжения, величина которых достигает -640 МПа при $h = 0,012$ мм. Двукратное обкатывание стержня позволяет увеличить уровень сжимающих напряжений на 60...70 МПа. Так, на глубине $h = 0,0175$ мм, $\sigma = -703$ МПа.

Из выполненных исследований можно сделать вывод, что увеличение давления ролика в зоне обкатки стержня $\varnothing 52$ мм торсионного вала от 1,9 МПа до 3,4 МПа уменьшает уровень сжимающих напряжений при однократном обкатывании с 640 МПа до -260 МПа. Аналогичная картина наблюдается и для двукратного обкатывания, где уровень остаточных напряжений сжатия уменьшается с -700 МПа до -430 МПа.

При обкатывании поверхностей стержня и галтелей торсионных валов по трехроликовой схеме в качестве инструмента использовались три ролика, расположенные под углом 120° относительно друг друга. Одновременно на станке обкатывались две детали. Схема обкатывания отличается от схемы, используемой при двухроликовом обкатывании на станках типа УВ-4. На станках типа 9948-028 обкатка начинается с начала стержня $\varnothing 52$ мм и завершается обкаткой одной галтели. Вторая галтель обкатывается после завершения технологического перехода.

Режимы трехроликового обкатывания следующие:

$V = 87$ м/мин ($n=536$ об/мин); $S = 0,2$ (мм/об); радиус рабочей части ролика $R = 5\pm 1$ мм; давление на ролик $P = 3,2$ МПа.

Трехроликовая схема обкатывания способствует повышению качества поверхностей и исключает возможность выхода вала из контакта из-за изогнутости оси.

При трехроликовой схеме обкатывания независимо от V_d в поверхностном слое формируются лишь остаточные напряжения сжатия. При этом наибольшие напряжения формируются на глубине 5-10 мкм. Наибольшие значения технологических остаточных напряжений сжатия формируются при двукратном обкатывании торсионных валов со скоростью вращения $V_d = 15,55$ м/мин и достигают – 330 МПа.

На основании выполненных исследований можно сделать следующие выводы:

- при обкатывании по двухроликовой схеме в поверхностных слоях стержня торсионных валов формируются остаточные напряжения сжатия, достигающие при однократном обкатывании -650 МПа, а при двукратном обкатывании -700 МПа;

- величина технологических остаточных напряжений, формируемых при обкатывании торсионных валов зависит от схемы обкатывания, количества проходов обкатывания, усилия обкатки ролика, а также скорости вращения торсионного вала в процессе обкатывания.

Природа изнашивания инструмента для резания неметаллических материалов

При выборе метода упрочнения инструмента, необходимо учитывать особенности взаимодействия инструментального материала с обрабатываемым.

Важнейшие факторы взаимодействия, вызывающие износ инструмента при резании им металла – это диффузия и адгезия [1].

Выбор инструментального материала и способов его упрочнения для обработки древесины, пластмасс и других неметаллических материалов ведется с иных позиций.

Диффузия и адгезия металла и органической стружки практически отсутствуют, поэтому не имеет смысла применять для упрочнения методы, в основу которых положено образование промежуточных слоев между резцом (зубом) и стружкой.

Древесина имеет низкую теплопроводность и в стружку отводится относительно мало тепла, поэтому создание такого слоя может снизить стойкость инструмента. Упрочняющий слой для деревообрабатывающего инструмента должен обладать высокой твердостью и в тоже время не снижать его теплопроводность, так как при резании древесины в результате термической деструкции образуются агрессивные вещества, поэтому упрочняющие слои должны быть коррозионно-устойчивыми.

Применяются тонкие упрочняющие слои, потому что инструмент затачивается с малыми углами заострения. В упрочняющих слоях образуются значительные внутренние напряжения.

Под влиянием адсорбирующих поверхностно-активных веществ (ПАВ) происходит ослабление взаимодействия между атомами, расположенными на поверхности. Проникая в микротрещины ПАВ создают давление, направленное в сторону дальнейшего развития щели в глубь твердого тела и ослабляют прочность поверхностного слоя (эффект Ребиндера).

На поверхности металла имеются окисные пленки, особенно интенсивно образующиеся при повышенных температурах.

Наиболее благоприятный вариант, когда алгебраическая сумма сложения рабочих и внутренних напряжений стремится к нулю. Упрочняющий слой, в котором преобладают напряжения сжатия, необходимо наносить на переднюю поверхность, а слой, в котором преобладают растягивающие напряжения на заднюю.

Нами разработана упрочняющая технология для круглых, рамных и ленточных пил, состоящая в одностороннем упрочнении зубьев, причем четные зубья упрочняются с одной стороны, а нечетные с другой. После проведенной закалки и отпуска, односторонне упрочненные зубья разводятся так, что твердый упрочненный слой оказывается на сжатой стороне, а мягкий неупрочненный – на растянутой.

Так удастся сочетать высокую твердость и достаточную пластичность зубьев пил.

Свойства поверхностных слоев детали существенно отличается от объемных свойств материала, из которых он изготовлен [2].

Литература

1. Лоладзе Т.Н. Износ режущего инструмента. –М.: Машгиз. 1958. – 356 с.
2. Ахматов А.С. Молекулярная физика граничного трения. –М.: Физмат. 1963. – 471 с.

Главные факторы и виды изнашивания режущих инструментов

Общепризнано, что единственной достоверной информационной базой для установления природы и факторов изнашивания является опыт эксплуатации инструментов в различных условиях и накопленные результаты экспериментальных исследований. Изучение опыта эксплуатации и результатов исследований [1,2,3,4] показало, что износ инструментов обусловлен, главным образом, действием повышенных температур и контактных давлений.

Основными источниками тепла при резании являются

- 1) работа внешнего трения скольжения между поверхностями инструмента и обрабатываемого материала,
- 2) работа внутреннего трения в поверхностных слоях инструмента и обрабатываемого материала, вызванная упруго-пластическими деформациями.

Рассмотрим подробнее работы внешнего и внутреннего трения.

1. Работа внешнего трения скольжения составляет до 85% от общей работы резания. Количество тепла в единицу времени G_1 , образованного этой работой, в общем случае, можно определить как мощность трения при резании по формуле

$$G_1 = P_{TP} = F_{TP}V_{СК} = F_{TP}k_1V_P, \quad (1)$$

где P_{TP} – мощность трения, F_{TP} – фрикционная составляющая силы резания, направленная вдоль вектора скорости скольжения, $V_{СК}$ – скорость скольжения, k_1 – коэффициент пропорциональности, V_P – скорость резания.

2. Работа внутреннего трения составляет небольшую часть. Количество тепла G_2 , образующегося в единицу времени от упруго-пластической деформации обрабатываемого материала, можно оценить как мощность деформирования по формуле

$$G_2 = P_D = F_DV_D = F_Dk_2V_P, \quad (2)$$

где P_D – мощность деформирования, F_D – деформационная составляющая силы резания, направленная вдоль вектора скорости деформации, V_D – скорость деформации, также пропорциональная скорости резания V_P , k_2 – коэффициент пропорциональности

Из формул (1) и (2) следует, что при резании на уровень температуры как от внешнего трения, так и от деформации основное влияние оказывает один и то же независимый фактор – скорость резания.

Известно [1], что при резании существенно различаются по величине контактные деформации на обрабатываемом материале и силы трения, образующиеся на передней и задней поверхностях инструмента. Наибольшая деформация металла развивается в срезаемом слое, скользящем по передней поверхности инструмента с наибольшей силой трения. Наименьшая деформация металла образуется в поверхностном слое обработанной поверхности, скользящей по задней поверхности инструмента с наименьшей силой трения. При этом степень деформации металла на передней поверхности на порядок выше, чем на задней [1].

Следовательно, на величину фрикционной и деформационной составляющих силы резания, а также, согласно формулам (1) и (2), на температуру в зоне обработки, дополнительно оказывает влияние и другой независимый фактор – место расположения очага контактной деформации обрабатываемого материала на инструменте относительно его режущей кромки.

Таким образом, есть все основания принять, что на развиваемую в зоне резания температуру, и, следовательно, интенсивность изнашивания, оказывают влияние два преобладающих фактора: технологический – скорость резания, и конструктивный – место расположения очага деформации на инструменте.

Проведенный анализ влияния на изнашивание технологического и конструктивного факторов позволил дать также относительную количественную оценку по распределению основных видов изнашивания.

1) При работе инструментов на низких скоростях резания, когда температура в контактных слоях инструмента относительно мала, износ, в основном, определяется адгезионной и редко абразивной природой происхождения. Приближенное количественное соотношение адгезионного и абразивного видов изнашивания составляет соответственно 75% и 25%.

2) При работе на высоких скоростях резания для некоторых инструментальных материалов добавляется диффузионное изнашивание. Однако доля адгезионного изнашивания остается наибольшей, так как в большинстве случаев с ростом скорости резания, в соответствии с формулами (1) и (2), усиливается теплообразование, приводящее к падению прочности материала инструмента. В целом на высоких скоростях резания приближенное количественное соотношение видов изнашивания составляет для адгезионного - 65%, абразивного - 25% и диффузионного - 10%.

Отмечается [3], что явление адгезии наблюдается при резании всех конструкционных материалов в диапазоне всех скоростей, что свидетельствует о доминировании адгезионного изнашивания при любых режимах резания.

3) На передней и задней поверхностях инструмента также преобладающими являются адгезионное и абразивное изнашивание. Но большее наличие изъянов адгезионного происхождения на передней поверхности инструмента, вызванных высокой степенью контактной деформации, указывает на более высокую долю адгезионного изнашивания для этой поверхности. А так как на задней поверхности уровень контактной деформации снижен, то уменьшена и доля адгезионного изнашивания для нее. В целом количественное соотношение адгезионного и абразивного видов изнашивания, приблизительно составляет для передней поверхности - соответственно 80% и 20%, для задней поверхности - соответственно 60 % и 40%.

Таким образом, главными факторами изнашивания инструментов являются скорость резания и место расположения очага контактной деформации на режущем инструменте, а преобладающим видом изнашивания при всех режимах резания для передней и задней поверхностей является адгезионный.

Литература

1. Справочник инструментальщика / И.А. Ординарцев, Г.В. Филиппов, А.Н. Шевченко и др.; Под общ. ред. И.А. Ординарцева.- Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1987.- 846 с.
2. Лоладзе Т. Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента.- М.: Машиностроение, 1982.-320 с.
3. Ящерицын П.И. Теория резания: учеб./ П.И. Ящерицын, Е.Э. Фельдштейн, М.А. Корниевич. – 2-е изд. исп. и доп. – Мн.: Новое издание, 2006.- 512 с.
4. Талантов Н.В. Физические основы процесса резания, изнашивания и разрушения инструмента.- М.: Машиностроение, 1992.-240 с.

В.В. Зелинский,
А.Г. Диков,
С.Л. Лазуткин

*Муромский институт Владимирского государственного университета
602264 г. Муром, Владимирской обл., ул. Орловская, д. 23*

Исследование влияния магнитного поля на изнашивание рельсовой стали

Одной из наиболее сложных и дорогостоящих проблем на железнодорожном транспорте является изнашивание гребней колес и боковой поверхности головки рельсов (боковой износ). Проблема резко обострилась с начала 1990-х годов в связи с приближением удельного тоннажа грузоперевозок к мировым стандартам. В особой мере это касается деталей стрелочных переводов, тем более на закруглениях пути. По данным ВНИИЖТ [1], такие направления решения проблемы бокового износа колес и рельсов как лубрификация, улучшение качества монтажа пути, плазменная закалка не дали существенных результатов.

В настоящее время в машиностроении выделилось новое направление в повышении износостойкости поверхностного слоя деталей узлов трения - триботехнология, позволяющая управлять триботехническими характеристиками поверхностей трения технологическими методами. Одним из перспективных направлений является применение физико-химического модифицирования поверхностных слоев деталей, направленного на повышение их износостойкости. Эффективным, но недостаточно изученным является метод обработки поверхностей трения слабым магнитным полем по определенным режимам.

Для проведения экспериментального лабораторного исследования влияния магнитного воздействия на величину износа рельсовой стали использовалась модернизированная машина трения типа МИ, предусматривающая испытания по схеме «ролик-образец». Образцы рельсовой стали имели форму призмы, торец которой являлся поверхностью трения. Такая форма образцов подбиралась с целью обеспечения достаточно малой поверхности трения и, следовательно, создания достаточных давлений от внешнего усилия. Кроме того, выбор торцевой поверхности призмы в качестве рабочей поверхности, обеспечивал постоянство размера последней по мере изнашивания, что позволило в процессе испытаний поддерживать давление на рабочей поверхности образца постоянным. Эта особенность методики испытаний весьма важна, так как давление на поверхности трения является главнейшим из факторов, обуславливающих величину износа. Износ образцов определялся взвешиванием на лабораторных весах.

Подвижные образцы-ролики изготавливались из стали 40Х и имели твердость НRс 48-49. Цилиндрическая поверхность роликов на окончательной стадии токарной обработки подвергалась чистовому точению, что обеспечивало 9 класс шероховатости поверхности. Контртелом для каждого образца стали являлся отдельный ролик.

Воздействие магнитным полем осуществляют многими способами, достаточно подробная классификация которых представлена в работе [2]. На данном начальном этапе исследования применялись кратковременные воздействия с определенной длительностью импульсов с помощью специального устройства, имеющегося на кафедре «Технология машиностроения» МИ ВлГУ.

Методика испытаний на изнашивание была следующей. К цилиндрической поверхности вращающегося ролика прижимался образец с заданной нагрузкой и производилась его приработка. Введение приработочного этапа в испытания в методическом смысле очень важно. За счет приработочного износа плоский торец образца-призмы приобретал вогнутость, что обеспечивало полное взаимное прилегание неподвижного и подвижного образцов и постоянство контурной площади контакта, необходимые для выравнивания и стабилизации контактного давления на фактической площади контакта. Кроме того, приработка устраняет, путем изнашивания поверхностного слоя, искажения в геометрии контакта поверхностей трения, вызванные упругой деформацией держателя образца, отклонения механических свойств поверхности от механических свойств глубинных слоев, вызванных предварительной механической обработкой, устанавливает определенную температуру трения (свойственную дальнейшему изнашиванию), стабилизирует теплофизические свойства и микроструктуру поверхности трения.

Длительность приработки для всех образцов составляла 30 минут. После проведения приработки образец-призма взвешивался для установления величины весового износа. Испытания проводились этапами длительностью 30 мин с перерывами для взвешивания и определения величины износа. Результаты предварительных исследований по изнашиванию представлены на рисунке 1.

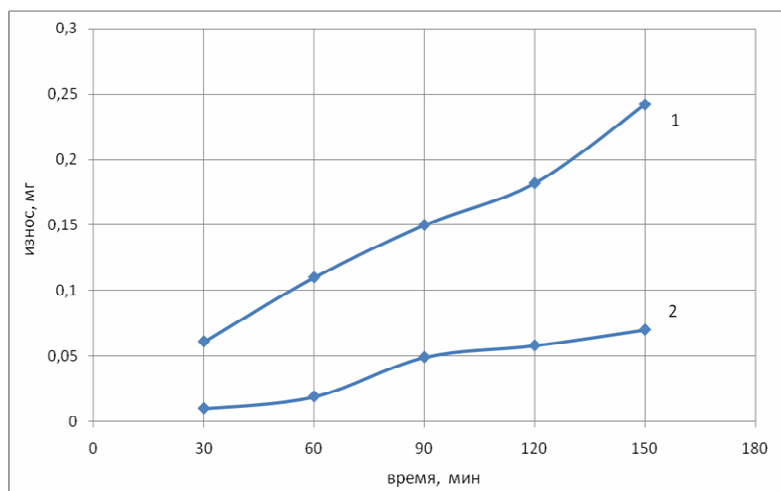


Рис. 1. Изменение величины весового износа рельсовой стали во времени:
1 – образец стали в исходном состоянии,
2 – образец стали подвергнут воздействию магнитным полем

Испытания показали, что скорость изнашивания образцов в исходном состоянии и в намагниченном состоянии близка к линейной. Это указывает на образование устойчивого изнашивания адгезионной природы. На конец испытания величина весового износа образца, повергнутого магнитному воздействию, оказалась в 3,4 раза меньше износа образца в исходном состоянии. Соответственно такое же соотношение составляют и скорости изнашивания.

В дальнейшем намечено более детальное изучение влияния характеристик магнитного поля и режимов воздействия им на закономерности трения и изнашивания материалов, применяемых на железнодорожном транспорте.

Литература

1. Марков Д.П. Трибология и ее применение на железнодорожном транспорте / Труды ВНИИЖТ.- М.: Интекст, 2007.- 408 с.
2. Зелинский В.В., Диков А.Г., Борисова Е.А. Особенности модификации поверхностей трения обработкой магнитным полем // Наука и образование в развитии промышленной, социальной и экономической сфер регионов России [Электронный ресурс]: IV Всероссийские научные Зворыкинские чтения. Сб. тез. докладов IV Всероссийской межвузовской научной конференции (Муром, 3 февраля 2012 г.).- Муром: Изд.-полиграфический центр МИ ВлГУ, 2012, с. 281-282.

В.В. Зелинский,
Д.Н. Сучилин

*Муромский институт Владимирского государственного университета
602264 г. Муром, Владимирской обл., ул. Орловская, д. 23*

Модифицирование антифрикционных материалов

В настоящее время интенсивно развиваются технологические методы обработки трущихся поверхностей (триботехнологии) с целью придания им требуемых триботехнических показателей. Известны технологии нанесения износостойких и антифрикционных покрытий, напыления порошковых материалов, лазерного и ионно-плазменного упрочнения, механического воздействия на поверхность. Все эти развивающиеся триботехнологии направлены на обеспечение совместимости трибосистем.

Совместимость – это способность двух или нескольких материалов выполнять совместно заданные функции в узлах трения без ухудшения их эксплуатационных свойств по коэффициенту трения и износу [1]. Теория совместимости трибосистем [2], к критериям совместимости относит также нагрузку заедания, температуру трения, нагрузку перехода режимов смазки, коэффициент нагруженности, степень контактирования трущихся поверхностей и др.

Установлено [3,4], что эффективным технологическим методом повышения совместимости материалов является приработка в режиме возрастающей определенным образом нагрузки. При этом значительно улучшаются основные показатели совместимости. По совокупности результатов было выявлено, что определяющим фактором повышения совместимости является пластическое деформирование поверхности при трении, которое для антифрикционных материалов обеспечивает не только благоприятное распределение мягкой фазы в матричной основе, но также поверхностное разупрочнение или подповерхностное упрочнение матрицы. При этом в обоих случаях в наружных слоях образуется положительный градиент механических свойств по глубине. Выдвинута гипотеза [5], согласно которой в гетерогенных материалах при трении с возрастающей нагрузкой происходит пластическое течение матрицы сплава в определенном ограниченном поверхностном объеме, размеры и напряженно-деформированное состояние (НДС) которого и определяют основные показатели совместимости материалов. Установлено [6], что до 50% несущей способности трибоповерхности обеспечивается не за счет приработочного изнашивания микронеровностей как наименее энергозатратного механизма формирования совместимости (и поэтому реализующегося в первую очередь), а посредством более энергозатратного изменения НДС поверхностного слоя на основе пластического деформирования (и поэтому происходящего при достаточно высоких нагрузках).

Анализ накопленных экспериментальных результатов по повышению совместимости путем приработки при возрастающей нагрузке и особенностей механики формирования НДС поверхностного слоя при пластическом деформировании создал достаточное основание считать, что улучшение показателей совместимости в узлах трения с гетерогенным трибоматериалом может быть обеспечено также другим технологическим приемом – предварительным пластическим деформированием поверхности трибоматериала в условиях возрастающей определенным образом нагрузки. При этом в формировании совместимости роль технологической приработки и потребность в ней значительно понизятся.

Были проведены эксперименты по поверхностному пластическому деформированию путем накатывания роликом образцов подшипниковых сплавов.

Для исследования влияния пластического деформирования на триботехнические свойства антифрикционных материалов использовалась машина трения. Методика испытаний предусматривала трение со смазкой по схеме «ролик-плоскость» при ступенчатом нагружении. В процессе испытаний непрерывно измерялись и регистрировались с помощью самописцев КСП-4 момент трения и температура трения. На каждой ступени нагрузки трение осуществлялось до полной стабилизации контролируемых параметров, в течении отрезка времени, длительность которого определялась самим процессом трения. Результаты показали, что эта особенность испытаний принципиально важна. После регистрации характеристик трения, соответствующих периоду стабилизации, осуществлялось разгружение и измерение величины износа по ширине

канавки, образованной трением. Следующая ступень нагрузки назначалась больше предыдущей на заранее заданную величину $\Delta F = \text{const}$. Последовательное ступенчатое нагружение осуществлялось до наступления заедания, вызванного схватыванием. Достигнутая величина давления принималась за максимальную несущую способность q_{max} для стандартного образца и являлась «условно требуемой» $q_{\text{усл}}$ для модифицированного образца. Таким образом, имелась возможность определять ряд текущих характеристик трения в процессе испытаний: давление в контакте q , температуру трения t , коэффициент трения f , величину критического линейного износа h , соответствующего $q_{\text{усл}}$ и др.

По результатам испытаний подшипникового сплава баббита Б83 был сделан вывод о том, что модифицирование поверхности поверхностным пластическим деформированием по одному из вариантов оказывает положительное влияние на характеристики трения. Основные характеристики трения стандартного и модифицированного образцов приведены в таблице 1.

Таблица 1

Наименование характеристик трения	Стандартный образец	Модифицированный образец	Кратность изменения
Длительность всего испытания τ , мин	400	300	1,33
«Условно требуемое» давление $q_{\text{усл}}$, МПа	33	33	1
Время достижения «условно требуемого» давления τ , мин	400	190	2,10
Критический линейный износ, соответствующий «условно требуемому» давлению h , мм	0,51	0,30	1,70
Максимальное давление, p_{max} , МПа	33	40	1,21
Температура трения на конец испытания t , °С	50	50	1
Средняя скорость роста давления V , МПа/мин	0,082	0,133	1,61
Коэффициент трения на конец испытания f	0,006	0,004	1,50

Сравнение характеристик показывает, что благодаря модифицированию несущая способность материала повысилась в 1,21 раза. Время достижения нагрузкой «условно требуемого» давления для модифицированного образца уменьшилось в 2,1 раза. Величина износа, соответствующая «условно требуемому» давлению $q_{\text{усл}}$, снизилась в 1,7 раза.

Литература

1. Буше Н.А., Копытько В.В. Совместимость трущихся поверхностей. М.: Наука, 1981. 127с
2. Трение, износ и смазка (трибология и триботехника) / А.В. Чичинадзе, Э.М. Берлинер, Э.Д. Браун и др.; Под общ. ред. А.В. Чичинадзе.-М.: Машиностроение, 2003.- 576 с.
3. Зелинский В.В. Феноменологические основы изофрикционной приработки опор скольжения машин. Часть 1 / Машиностроение и безопасность жизнедеятельности, № 6, 2009, с. 117-121.
4. Зелинский В.В. Феноменологические основы изофрикционной приработки опор скольжения машин. Часть 2 / Машиностроение и безопасность жизнедеятельности, № 3(10), 2011, с. 48-52.
5. Зелинский В.В. Условие пластического равновесия при трении нагруженных поверхностей // Производственные технологии и качество продукции: Материалы IV Международной научно-технической конференции / Под ред. проф. В.Ф. Коростелева. Москва «Новые технологии», 2001, с. 203-206.
6. Зелинский В.В. Новое о механизмах приработки антифрикционных подшипниковых материалов // Современные материалы и технологии - 2002: Сборник статей Международной научно-технической конференции.- Пенза, 2002, с. 141-144.

Экспресс-метод определения обрабатываемости резанием

Обрабатываемость резанием является значимым технологическим свойством конструкционных материалов, характеризующим степень их способности подвергаться обработке резанием. Качественная и количественная оценка обрабатываемости сопряжена с известными трудностями и отличается инвариантностью методологических подходов. Важно отметить, что обрабатываемость, независимо от метода её определения, есть свойство именно материала, а не процесса его обработки. Поэтому обрабатываемость различных материалов определяют при одинаковых (эталонных) условиях резания.

Существуют методы количественного определения обрабатываемости через тот или иной показатель физико-механических или теплофизических свойств материала: предел текучести, истинный предел прочности, временное сопротивление, твёрдость, ударную вязкость, относительное удлинение, относительное поперечное сужение, коэффициент теплопроводности. К сожалению, эти показатели характеризуют материал в условиях статических нагрузок и не позволяют учесть комплексного проявления свойств материала при обработке резанием.

Стружкообразование сопровождается процессами глубокой пластической деформации, полного или частичного разрушения срезаемого слоя, постоянного образования новых поверхностей. Поэтому в роли показателя, численно характеризующего обрабатываемость, перспективнее использовать тот или иной функциональный параметр системы резания: силу резания (удельную или абсолютную), температуру резания, коэффициенты продольной и поперечной усадки стружки и др. В эталонных условиях резания любой из перечисленных функциональных параметров является, по сути, комплексным показателем обрабатываемого материала. Отметим, что теоретический расчёт и экспериментальное определение силы резания, температуры, усадки стружки весьма трудоёмки.

Обрабатываемость резанием также оценивают по способности материала изнашивать режущую часть эталонного инструмента до некоторой оптимальной величины, иначе говоря – в течение оптимального периода стойкости инструмента. При точении оптимальный период стойкости принимается равным 60 минутам. В этом случае коэффициент обрабатываемости резанием исследуемого материала определяют в виде отношения:

$$K_{\text{обр}} = \frac{v_{60}}{v_{\text{эт.60}}}, \quad (1)$$

где v_{60} – скорость резания, при которой эталонный резец имеет стойкость 60 минут при обработке исследуемого материала; $v_{\text{эт.60}}$ – скорость резания, при которой эталонный резец имеет стойкость 60 минут при обработке эталонного материала в тех же условиях. Эталонный материал имеет коэффициент обрабатываемости, равный единице. За эталон обычно принимают сталь 45 ($\sigma_b = 650$ МПа, НВ 179). При полуставном точении стали 45 скорость резания $v_{\text{эт.60}}$ при использовании твердосплавного резца составляет 135 м/мин.

Значения коэффициента обрабатываемости $K_{\text{обр}}$ получены для широкого спектра конструкционных материалов [1]. Чем выше значение коэффициента обрабатываемости $K_{\text{обр}}$, тем лучше обрабатываемость материала. По коэффициенту $K_{\text{обр}}$ рассчитывают оптимальную скорость резания v_{60} того или иного материала:

$$v_{60} = v_{\text{эт.60}} \cdot K_{\text{обр}}. \quad (2)$$

Использование формулы (2) при технологической подготовке производства даёт положительный результат лишь при гарантированных физико-механических свойствах и (или) химическом составе конструкционного материала. Между тем в производственной практике нередки случаи, когда на обработку резанием поступает партия номинально однотипных заготовок (прокат, поковки, отливки), в то время как заготовки внутри партии имеют более или менее значительный разброс свойств поверхностного слоя. У заготовок, подвергшихся термической

обработке, может наблюдаться неравномерность свойств при переходе от одной поверхности к другой, а также вдоль образующих и направляющих линий каждой поверхности. Наконец, могут возникать ситуации, когда приходится иметь дело с негарантированными или неизвестными значениями свойств материала, либо с материалом с вовсе неизвестной маркой или химическим составом. В этих случаях использование справочных величин коэффициентов $K_{обр}$ может привести к значительной погрешности при расчёте оптимальной скорости резания и, как следствие, к снижению фактической стойкости инструмента или недоиспользованию его ресурса (снижению производительности).

Определение фактического значения $K_{обр}$ требует проведения дорогостоящих и продолжительных стойкостных испытаний материала, что в условиях серийного производства оказывается экономически неприемлемым. На практике важно иметь быстрый и надёжный экспресс-метод определения обрабатываемости материала, поступающего в механический цех. Это позволило бы избирательно подходить к назначению режимов резания, соблюсти оптимальную стойкость инструмента и производительность обработки, либо осуществить адаптивное управление процессом резания в зависимости от реальных свойств срезаемого слоя.

На кафедре технологии машиностроения Муромского института (филиала) ВлГУ успешно опробован экспресс-метод определения обрабатываемости конструкционных углеродистых и легированных сталей, основанный на экспериментальном определении величины удельной работы резания e , Дж/мм³, т.е. количества энергии, затрачиваемой эталонным резцом на снятие в виде стружки единицы объёма исследуемого материала в эталонных условиях. В качестве эталонного использовался токарный проходной резец Т15К6, $\gamma = 0^\circ$, $\alpha = 10^\circ$, $\varphi = \varphi_1 = 45^\circ$, $\lambda = 0^\circ$, $r = 1$ мм. Эталонные режимы резания: $t = 1$ мм, $s = 0,25$ мм/об, $v = 135$ м/мин. Удельную работу резания e , Дж/мм³, можно записать в виде

$$e = \frac{60 \cdot N}{P}, \quad (3)$$

где N – мощность резания, Вт; P – минутный съём стружки, мм³/мин, т.е. объём материала, отделяемого в виде стружки в течение 1 минуты.

Применительно к цилиндрическому продольному точению:

$$P = \pi \cdot t \cdot n \cdot s \cdot (D - t), \quad (4)$$

где D – диаметр образца исследуемого материала, мм.

Величина мощности резания N , Вт, определялась экспериментально, с помощью ваттметра, присоединённого к электродвигателю привода главного движения станка. Вначале измерялась мощность станка на холостом ходу («резание по воздуху») $N_{х.х.}$, затем – мощность станка на рабочем ходу $N_{р.х.}$, далее рассчитывалась мощность резания $N = N_{р.х.} - N_{х.х.}$. Измерения проводились с трёхкратным повторением. Диаметр образца исследуемого материала D , мм, и частота вращения шпинделя n , мин⁻¹, выбирались такими, чтобы скорость резания составляла $v = 135$ м/мин. Коэффициент обрабатываемости исследуемого материала при описываемом методе рассчитывался по формуле:

$$K_{обр} = \frac{e}{e_{эт}}, \quad (5)$$

при этом удельная работа резания эталонного материала (стали 45) составляет $e_{эт} = 1,868$ Дж/мм³.

Результаты определения коэффициента обрабатываемости стали 20, 35Л, 40ХН, 45Х, 50Х, полученные при описанном методе, отличаются от значений $K_{обр}$, рассчитанных по выражению (1) и приведённых в [1], не более, чем на 7%.

Литература

1. Справочник инструментальщика / И.А. Ординарцев, Г.В. Филиппов, А.Н. Шевченко и др.; Под общ. ред. И.А. Ординарцева. – Л.: Машиностроение (Ленингр. отд-ние), 1987. – 846 с.

Анализ напряженного состояния поверхности при упрочнении статико-импульсной обработкой

Согласно третьей теории прочности к моменту наступления предельного состояния в точке тела наибольшие касательные напряжения достигают значения, соответствующего предельному упругому состоянию при растяжении [2]. Для плоского напряженного состояния, пользуясь компонентами напряжений, имеем:

$$\sqrt{(\sigma_z' - \sigma_x')^2 + L_1 + \tau_{zx}^2} = \sigma T, \quad (1)$$

где σ_z' , σ_x' - нормальные напряжения по площади с рассматриваемой точкой;
 τ_{zx} - касательное напряжение вдоль OZ (рис.1).

Определим максимальные касательные напряжения, равные напряжению текучести, через главные оси:

$$\sigma_z = 2\sigma_t + \sigma_z', \quad (2)$$

Выполнив преобразования в (1) с учетом $\sigma = E/2(1-\nu)$ и (2), а также пренебрегая членами малого порядка, получим:

$$p_0 = 2\sqrt{\sigma_t E} / [\pi(1-\nu^2)], \quad (3)$$

Уравнение (3) определяет давление в центре контактной площадки и является начальным условием процесса статико-импульсной обработки.

Зная величину среднего давления и площадь контакта, можно определить энергию удара на инструменте. Степень пластического деформирования зависит от изменения энергетического состояния поверхностного слоя при статико-импульсном воздействии [4]. Важно знать распределение энергии удара, которое позволяет оценить характеристики упругопластического контакта и процесса формирования свойств поверхностного слоя. При этом необходимо обосновать режимы СИО с точки зрения волновых процессов, протекающих в поверхностном слое металла, так как результат упрочнения будет зависеть от свойств материала, формы ударного импульса, геометрических параметров инструмента и энергии удара [1].

Суммарная работа на инструменте определится следующим образом:

$$A = A_{пл} + A_{упр} + A_{тр} + A_{тепл} + A_{волн} + A_{ст}, \quad (4)$$

где $A_{пл}$ - работа на пластическую деформацию; $A_{упр}$ - работа на упругую деформацию; $A_{тр}$ - работа на трение; $A_{тепл}$ - работа на тепловые процессы; $A_{волн}$ - работа на волновые процессы; $A_{ст}$ - работа статического поджима;

Работа на пластическую деформацию прямо пропорциональна нормальному давлению и глубине внедрения инструмента:

$$A_{r\bar{e}} = \iiint P_i ds dn, \quad (5)$$

где нормальное давление на поверхности контура:

$$P_i = P_0 \sqrt{1 - \frac{x^2}{a^2} - \frac{y^2}{b^2}} \cos \varphi \quad (6)$$

$ds = \frac{dxdy}{\cos \varphi}$ - элементарная площадка поверхности контура, $dn = \frac{dr}{\cos \varphi}$ - элементарное нормальное смещение поверхности контура.

Поверхность контакта при внедрении инструмента имеет формулу эллиптического параболоида:

$$Z = \frac{H}{abK} \left[abK - \frac{b}{a} Dx^2 - \frac{a}{b} (K - D)y^2 \right], \quad (7)$$

Тогда полная работа пластических деформаций, связанная с упрочнением поверхности определяется:

$$A_{\bar{\epsilon}} = P_0 K \iiint \frac{\sqrt{1 - \frac{x^2}{a^2} - \frac{y^2}{b^2}} \sqrt{1 + \frac{H}{K^2} \left(\frac{H}{a}\right)^2 \left[\frac{D}{a^2} X^2 - \frac{K-D}{b^2} \left(\frac{a}{b}\right)^2 y^2 \right]}}{2 \frac{H}{a} \sqrt{\frac{D^2}{a^2} X^2 + \frac{(K-D)^2}{b^2} \left(\frac{a}{b}\right)^2 y^2}} dx dy da \quad (8)$$

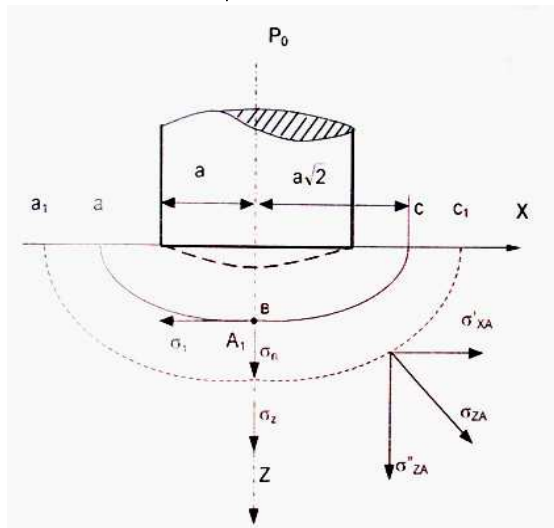


Рис. 1. Площадка контакта индентора с деталью

В результате математических преобразований окончательно получаем:

$$A_{\delta \delta} = JfP_0 \frac{K^2 a^2 b^2}{HD(K-D)}, \quad (10)$$

Тепловая составляющая работы зависит от массы и скорости ударника, величины усилия на инструменте.

$$A_{\delta \dot{\bar{\epsilon}}} = \frac{mV^2}{2} (1 - K_{\dot{\bar{\epsilon}}}^2) \cdot q \quad (11)$$

Волновая составляющая работы зависит от скорости распространения волны, глубины внедрения инструмента, его геометрических характеристик, свойств материала инструмента и обрабатываемой поверхности.

$$A_{\text{волн}} = \rho \cdot c \cdot V \cdot h \cdot S \quad (12)$$

Статическая составляющая работы определяется:

$$A_{\text{ст}} = F_{\text{ст}} \cdot h \quad (13)$$

Определив каждую составляющую работы, можно оценить величину энергии при СИО, необходимую для получения требуемых характеристик поверхностного слоя детали.

Литература

1. Назначение технологических режимов статико-импульсной обработки. А.Г. Лазуткин и др. // Проектирование технологических машин: Сб. научных трудов. Вып. 12. М.: МГТУ «Станкин», 1998. С. 85–88.
2. Одинцов Л.Г. Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием: Справочник. М.: Машиностроение, 1987. 328 с.
3. Смелянский В.М. Механика упрочнения деталей поверхностным пластическим деформированием. М.: Машиностроение, 2002. 300 с.
4. Упрочнение и формообразование поверхностей статико-импульсной обработкой / А.Г. Лазуткин, О.Г. Кокорева // Точность технологических и транспортных систем: Материалы междунар. науч.-техн. конф. Пенза: 1998. Ч. 2. С. 124–126.

Результаты исследования микроструктуры образцов, упрочненных статико-импульсной обработкой

В результате металлографических исследований образцов из стали 110Г13Л упрочненных статико-импульсной обработкой (СИО) в производственных условиях проведен анализ влияния режимов СИО на основные характеристики микроструктуры. В результате реализации полнофакторного эксперимента 2^4 и обработки данных в пакете Statistics 5.1 компании StatSoft Inc. получена математическая модель характеристик микроструктуры в зависимости от режимов СИО, которая представлена полиномом второй степени.

За исследуемые микроструктурные характеристики взяты следующие параметры: диаметр зерна - d_m , его площадь - S , количество зерен на единице площади - N и твердость поверхности при этом независимыми факторами являлись: энергия удара - E , Дж (X1), предварительное статистическое усилие - $F_{ст}$, кН (X2), диаметр и ширина ролика - D_p и b , мм (X3, X4), глубина упрочнения - h , мм (X5) (таблица 1.)

Таблица 1

Факторы	Уровни		
	-	0	+
X1	150	250	350
X2	20	30	40
X3	10	15	20
X4	15	25	35

Необходимые данные результатов эксперимента представлены в виде матрицы планирования. Пользуясь программой по обработке данных в пакете Statistica 5.1 компании StatSoft Inc. составляем уравнение регрессии в виде:

$$y = b_0 + b_1 \cdot X1 + b_2 \cdot X2 + \dots + b_k \cdot XK + b_{12} \cdot X1 \cdot X2 + b_{13} \cdot X1 \cdot X3 + \dots + b_{k-1} \cdot X(K-1) \cdot XK$$

Определив коэффициенты регрессии b_0, b_1, \dots, b_k , получаем следующие зависимости: при $X3=20, X4=15, X5=0 \dots 8$:

$$Y_{2_{x4,x5}} = 0,009403 \cdot X3 + 0,000104 \cdot X4^2 + 0,002243 \cdot X5^2$$

при $X3=10 \dots 20, X4=0 \dots 8$:

$$Y_{1_{x3,x5}} = 0,016823 \cdot X5 + 0,002438 \cdot X3$$

при $X3=10 \dots 20, X5=0$:

$$Y_{3_{x3,x5}} = 0,126098 + 0,002243 \cdot X5^2 - 0,003475 \cdot X3$$

при $X3=10 \dots 20, X4=15, X5=0 \dots 8$:

$$Y_{4_{x3,x5}} = 4293,39 \cdot X3 + 0,83 \cdot X3 \cdot X5 + 284,11 \cdot X5^2 - 3567,07 \cdot X5 - 2138,6 \cdot X4$$

По результатам расчетов и полученным уравнениям представлены зависимости в приложении 3. Ряд слагаемых в модели отражают влияние как отдельных факторов, так и смешанных эффектов взаимодействия: энергия удара, статической составляющей нагрузки, геометрических параметров индентора и глубины упрочненного слоя. Из математической

модели видно, что наиболее сложный характер имеет зависимость размера зерна для стали 110Г13Л от диаметра индентора. Проведенные исследования также свидетельствуют о необходимости оптимизации этого параметра.

Проверка значимости коэффициентов проводилась по критерию Стьюдента: $S\{b_j\} = 2,57$, при уровне значимости 0,05, доверительном интервале $\Delta b_j = 2,5$; $S\{b\} = 1,05$. По величине ко-

эфициента регрессии заключаем, что наиболее значимым фактором является диаметр ролика при обработке СИО, при этом дисперсия воспроизводимости результатов $S^2(y)$ составляет 0,28, дисперсия адекватности:

$$S_{ад}^2=1,0, F_{\hat{Y}\hat{N}} = \frac{1,0}{0,28} = 3,4, F_{\hat{AA}\hat{E}} = 10,5.$$

Следовательно, модель является адекватной. Таким образом получаем адекватную модель для которой уровень значимости равен 0,05.

Проверка значимости коэффициентов показала, что модель является адекватной. Установлено, что причиной упрочнения высокомарганцовистой стали (ВМС) при статико-импульсной обработке является дробление зерен аустенита на мелкие блоки и блокирование плоскостей скольжения, что обеспечивает значительное повышение микротвердости и износостойкости поверхности.

Таким образом, с помощью математической модели удалось установить, что наиболее мелкое зерно фиксируется на поверхности образцов из стали 110Г13Л, упрочненных СИО.

Литература

1. Планирование эксперимента при поиске оптимальных условий. Ю.П. Адлер и др. - М.: Наука, 1971. - 283 с
2. Упрочнение статико-импульсной обработкой / А.Г. Лазуткин, О.Г. Кокорева // Новые материалы и технологии в машиностроении и приборостроении: Материалы науч.-техн. конф. Пенза, 1996. С. 26–31.
3. Упрочнение тяжело нагруженных деталей методом статико-импульсного ППД / Д.Л. Соловьев и др. // СТИН. 2002. № 5 С. 13–15.
4. Упрочнение тяжело нагруженных поверхностей крестовин стрелочных переводов / А.В. Киричек, О.Г. Кокорева // Состояние перспективы развития дорожного комплекса: Сб. научных статей. Вып. 3. Брянск: БГИТА, 2001. С. 39–41.

Н.А. Лазуткина,
С.Л. Лазуткин

*Муромский институт Владимирского государственного университета
602264 г. Муром, Владимирской обл., ул. Орловская, д. 23*

Исследование вибрационных нагрузок колесных пар

Производительность локомотивной откатки и технический уровень подземного транспорта в значительной мере определяется надежностью работы и долговечностью узлов и составляющих элементов подвижного состава. В то же время опыт эксплуатации показывает, что конструкции отдельных узлов и элементов шахтных вагонеток и секционных поездов обладают недостаточной надежностью. Так, например, средняя наработка на отказ вагонеток составляет 120 дней (или 1212 км пробега), поездов 84 дня (900 км). Анализ работы вагонеток и секционных поездов, проведенный по эксплуатационной информации, показал, что наименьшей долговечностью обладают колесные пары. По вагонеткам на долю колесных пар приходится 28,3% от всего числа отказов, а по секционным поездам – 49%. При нормативном сроке службы 2 года колесо фактически служит 1–4 месяца.

Основными признаками отказа колеса являются: заклинивание подшипников; разрегулировка или разрушение подшипника; появление трещин на ребрах жесткости или на задней стенке; откол или выкрашивание части обода; чрезмерный износ реборды или бандажа.

В механизме возникновения перечисленных отказов преобладают усталостный износ и усталостное разрушение деталей колеса и подшипников, происходящие под действием интенсивных динамических и вибрационных нагрузках. На величину динамических нагрузок, действующих на колесную пару, в первую очередь, оказывают влияние качество виброизоляции подвески колеса, подшипника и колесной пары в целом, наличие волнообразного износа и превышения стыков рельс, микро- и макронеровностей на поверхности катания колес, эксцентриситет, дисбаланс и овальность колеса.

С базовыми колесами сравнивались колеса со следующими отличительными признаками: серийные колеса (непроточенные), бывшие в эксплуатации, с частично изношенными бандажами; колеса с проточенным на токарном станке бандажом; проточенные колеса, статически отбалансированные; проточенные колеса с дисбалансом 0,2; 0,4 и 0,6 кг на расстоянии 125 мм от диаметра вращения; проточенные колеса с приваренными к ободу катания поперечными планками толщиной 1 и 2 мм (имитирующими превышение стыков рельс); виброизолированные колеса (виброизоляция бандажа от ступицы выполнена с помощью двух резиновых тороидальных колец).

Для улучшения показателей надежности и повышения долговечности деталей колеса можно рекомендовать, на основе сделанного анализа, следующие основные направления их модернизации: устранение или уменьшение динамической составляющей нагрузки (проточка бандажей колес по ободу катания, центрирование и устранение эксцентриситета колес); разработка и внедрение средств виброизоляции бандажа от ступицы колес; изыскание и разработка конструкции виброизоляции ободом подшипников.

Кроме того, сама конструкция подшипникового узла и применяемые типы подшипников не удовлетворяют требованиям практики в связи с ростом нагрузок на колесную пару и скоростей движения вагонеток. Представляется целесообразным разработать специальный подшипник. В качестве перспективного решения можно рекомендовать применение вместо подшипников качения подшипники скольжения из антифрикционного материала на основе железного порошка. Коэффициент трения такого подшипника можно обеспечить в пределах 0,04–0,08, допустимая нагрузка – до 1000 Н/см², скорость – до 2–4 м/с, что является вполне приемлемым для шахтных грузовых вагонеток.

Наряду с этим следует отметить, что применяемая в настоящее время подвеска колесной пары приводит к возникновению интенсивных колебаний, т.к. оси вагонетки имеют возможность свободного перемещения в пазах (по вертикали на 20–30 мм, в поперечном направлении на 5–10 мм), а упругий ход виброизоляторов очень мал и составляет 3–12 мм. При совершенствовании подвески колесной пары необходимо устранить свободный ход осей в пазах, увеличить упругий ход виброизоляторов подвески до 30–35 мм, обеспечивая этим постоянный контакт колес с рельсами.

Кинематическая модель манипулятора многоцелевого назначения

С целью определения требований к приводам манипулятора необходимо найти перемещения, скорости и ускорения в кинематических парах. Для этого решается обратная задача о положениях, которая состоит в определении относительных координат звеньев манипулятора по заданному положению выходного звена и связанного с ним рабочего органа. Сложность задачи о положениях заключается в нелинейности, поэтому найти точные решения не всегда представляется возможным. Однако, для рассматриваемого манипулятора, у которого оси соседних кинематических пар параллельны или перпендикулярны друг другу, можно получить решение с помощью матричного исчисления.

Известны попытки исследований манипулятора с помощью матриц третьего порядка [1]. Были получены выражения, связывающие координаты произвольной точки рабочего органа в базовой системе координат $X_0 Y_0 Z_0$ и системы $X_4 Y_4 Z_4$, жестко связанной с инструментом. Однако положение рабочего органа в пространстве должно задаваться также направлением оси инструмента по отношению к базовой системе, что является необходимым для оптимального угла установки рабочего органа. Данная задача решается с применением матриц четвертого порядка. Принцип последовательного построения систем координат, связанных с каждым звеном кинематической цепи, был предложен Денавитом и Хартенбергом, смысл которого состоит в определении однородной матрицы преобразования с размерностью 4×4 и описывающей положение системы координат каждого звена относительно системы координат предыдущего звена [2]. В общем виде однородная матрица M_{0i} , определяющая положение i -ой системы координат относительно базовой, представляет собой произведение последовательности матриц преобразования M_{i-1i} :

$$M_{0i} = M_{01} \cdot M_{12} \cdot M_{23} \dots M_{i-1i} = \prod_{j=1}^i M_{j-1j}, \quad (1)$$

Каждая матрица преобразования M_{i-1j} представляет собой либо поворот системы $j-1$ вокруг одной из осей на угол ϕ_i , либо сдвиг вдоль одной из осей на величину S_i . Воспользовавшись известным частным видом расширенных матриц перехода [3], можно получить матрицу M_{06} для манипулятора с шестью степенями подвижности:

$$M_{06} = \begin{bmatrix} m_{11} & m_{12} & m_{13} & m_1 \\ m_{21} & m_{22} & m_{23} & m_2 \\ m_{31} & m_{32} & m_{33} & m_3 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (2)$$

Положение рабочего органа однозначно задается с помощью трёх координат характерной точки – m_1, m_2, m_3 и трёх - направляющих косинусов координатных осей, связанных с рабочим органом, которые соответствуют параметрам m_{12}, m_{13}, m_{23} . Кинематическая схема манипулятора приведена на рисунке. Если связать с каждым сочленением манипулятора системы координат $X_0, Y_0, Z_0, X_1, Y_1, Z_1, \dots, X_6, Y_6, Z_6$ таким образом, чтобы одна из осей каждой системы координат совпадала по направлению с осью в i -ом шарнире, а другая была направлена по оси j -го звена, то в результате преобразований матриц перехода от одной системы к другой получим результирующую матрицу, которая согласно (1) содержит двенадцать элементов в виде алгебраических уравнений. Приравнявая соответствующие элементы (1) и (2), получим систему уравнений, в явном виде описывающих кинематику манипулятора. Незвестных параметров в полученной системе шесть, поэтому для полного описания положений рабочего органа достаточно шести уравнений, соответствующих наддиагональным элементам результирующей матрицы. На обобщенные координаты наложены ограничения, определяемые конструктивными параметрами манипулятора – относительными углами поворота и относи-

тельными перемещениями соседних звеньев. Полученные уравнения (3) позволяют определить положения исполнительного органа в базовой системе координат при известных обобщенных координатах с учетом точного положения инструмента по отношению к заданной точке пространства.

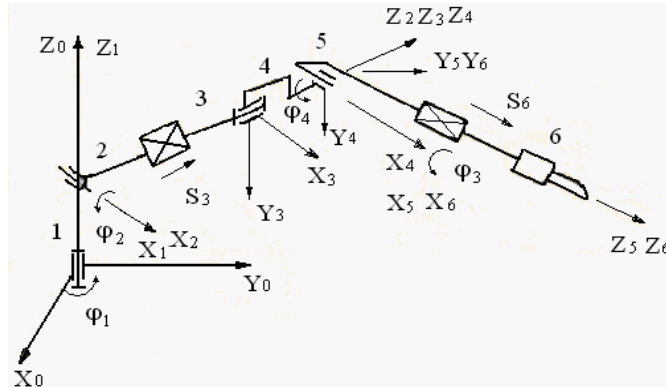


Рис. 1. Кинематическая схема манипулятора

$$\begin{aligned}
 m_{12} &= \delta_{\varphi_1} \cdot \delta_{\varphi_2} \cdot \delta_{\varphi_5} \cdot C_{\varphi_5} (\delta_{\varphi_1} \cdot C_{\varphi_2} \cdot C_{\varphi_4} + C_{\varphi_1} \cdot \delta_{\varphi_4}) \\
 m_{13} &= \delta_{\varphi_5} \cdot (C_{\varphi_1} \cdot \delta_{\varphi_5} + \delta_{\varphi_1} \cdot C_{\varphi_4} \cdot C_{\varphi_2}) + C_{\varphi_5} \cdot \delta_{\varphi_1} \cdot \delta_{\varphi_2} \\
 m_{23} &= \delta_{\varphi_6} \cdot (\delta_{\varphi_1} \cdot \delta_{\varphi_4} - C_{\varphi_1} \cdot C_{\varphi_2} \cdot C_{\varphi_4}) - \delta_{\varphi_2} \cdot C_{\varphi_1} \cdot C_{\varphi_5} \\
 m_1 &= \delta_6 \cdot \delta_{\varphi_5} \cdot [C_{\varphi_1} \cdot \delta_{\varphi_4} + \delta_{\varphi_1} \cdot C_{\varphi_2} \cdot C_{\varphi_4} - \delta_{\varphi_1} \cdot \delta_{\varphi_2} (\delta_6 \cdot C_{\varphi_6} + \delta_5 + l_4)], \\
 m_2 &= \delta_6 \cdot \delta_{\varphi_5} (\delta_{\varphi_1} \cdot \delta_{\varphi_4} - l_{\varphi_1} \cdot l_{\varphi_2} \cdot l_{\varphi_4}) - S_{\varphi_2} \cdot l_{\varphi_1} (\delta_6 \cdot l_{\varphi_5} + \delta_3 + l_4) \\
 m_3 &= \delta_6 \cdot (C_{\varphi_2} \cdot l_{\varphi_3} - \delta_{\varphi_2} \cdot C_{\varphi_4} \cdot \delta_{\varphi_5}) + (l_4 + \delta_3) \cdot l_{\varphi_5} + l_1
 \end{aligned} \tag{3}$$

где - C_{φ_i} и δ_{φ_i} - косинус и синус угла поворота в i -том шарнире, соответственно; l_i - длины звеньев; δ_i - линейные перемещения звеньев.

Зная законы изменения обобщенных координат от времени и дифференцируя соотношения (3), можно определить скорости и ускорения выходного звена и связанного с ним рабочего органа. Для решения обратной задачи необходимо решить систему уравнений относительно обобщенных координат, считая заданным положение концевой точки манипулятора. Целесообразно использовать для вывода систему из двенадцати уравнений. Решая совместно, получим следующие выражения (вывод не приводится ввиду громоздкости):

$$\operatorname{tg} \varphi_1 = \frac{m_1 - m_{13} \cdot \delta_6}{m_{23} \cdot \delta_6 - m_2}, \tag{4}$$

$$\operatorname{tg} \varphi_2 = \frac{m_{31}}{m_{21} \cdot l_{\varphi_1} - m_{11} \cdot \delta_{\varphi_1}}, \tag{5}$$

$$\delta_{\varphi_4} = \frac{m_{31}}{\delta_{\varphi_2}}, \tag{6}$$

$$l_{\varphi_5} = \frac{m_1 \cdot \delta_{\varphi_1} \cdot \delta_{\varphi_2} - m_2 \cdot \delta_{\varphi_2} \cdot l_{\varphi_1} + m_3 \cdot l_{\varphi_2} - \delta_3 - l_4 - l_1 \cdot l_{\varphi_2}}{\delta_6}, \tag{7}$$

Уравнения (4)-(7) решаются последовательно. Рассматривая положения рабочего органа в базовой системе координат как функцию времени и задаваясь необходимыми параметрами δ_3 и δ_6 , определяют обобщенные координат, реализующие эти положения,

Литература

1. Горбунов В.Ф., Лазуткин А.Г., Ушаков Л.С. Импульсный гидропривод горных машин – Новосибирск: Наука, 1986.
2. Фу К., Гонсалес Р., Ли К., Робототехника/Пер. с англ. М.: Мир, 1989, 624 с.

Степень влияния неравномерности распределения нагрузки на величину экстремальных напряжений

В современном машиностроении более 60% ответственных деталей машин имеют винтовые поверхности. Тенденция развития производства характеризуется непрерывным ростом требований к точности, прочности, износостойкости, усталостной выносливости, долговечности, несущей способности резьбовых деталей. Технологическое обеспечение качества без знания глубины несущего слоя и истории нагружения детали в процессе эксплуатации затруднительно. Характерным примером деталей, которые одновременно должны отвечать комплексу требований по точности, грузоподъемности и компактности, являются сопрягаемые детали винтовых механизмов, в том числе роликовые винтовые передачи (РВП).

Для определения глубины несущего слоя необходимо изучение напряженного состояния ролика, гайки, винта, формирующегося в процессе эксплуатации винтовой передачи [1].

При расчете деталей винтовых механизмов наибольший интерес вызывает напряженное состояние наиболее ответственной детали передачи – ходового винта. В случае равномерного распределения рабочей нагрузки между роликами передачи поля напряжений, сформированные в винте под действием сил от каждого из роликов, компенсируют друг друга, а величины главных напряжений зависят только от величины осевой составляющей нагрузки и диаметра винта. Однако в реальной передаче, вследствие погрешностей сборки и изготовления отдельных звеньев, нагрузка между роликами распределяется неравномерно [2]. В работе предпринята попытка оценить степень влияния неравномерности распределения нагрузки по роликам в роликовой винтовой передаче (РВП) на величину главных напряжений в ходовом винте.

При расчете главных напряжений ходовой винт допустимо моделировать брусом круглого сечения с закрепленными в опорах концами. Известно, что подавляющая доля нагрузки воспринимается первыми витками резьбы, находящимися в контакте с сопрягаемой деталью. Так как расстояние между соседними витками резьбы винта, воспринимающими нагрузку, составляет 0,4...2,5 мм, что много меньше длины винта, силы, действующие на виток резьбы, считаются лежащими в одном поперечном сечении [3]. Таким образом, при проведении расчетов вся нагрузка считается сосредоточенной в одном поперечном сечении. Рассматривается плоское напряженное состояние винта. Определяются главные напряжения, формирующиеся в результате взаимодействия полей напряжений изгиба, кручения, растяжения, сжатия и сдвига.

Расчет главных напряжений невозможен без предварительного силового расчета. В связи с фрикционным характером передачи движения в РВП, при рассмотрении силового взаимодействия контактирующих поверхностей, необходимо учитывать суммарное влияние сил давления и трения. В винтовой паре при постоянной осевой нагрузке на винт, составляющие ее переменны. Радиальная F_r и тангенциальная F_t составляющие нагрузки могут быть выражены через осевую F_a составляющую, как векторная сумма сил давления и трения: $F_r = F_a \cdot Kr$, $F_t = F_a \cdot Kt$ [4]. Проведенные автором исследования показали, что Kr и Kt принимают значения в диапазонах: $0,45 \leq Kr \leq 1,17$; $0 \leq Kt \leq 0,57$, причем наибольшим значениям Kr соответствуют средние и малые значения Kt , а наибольшим Kt - средние и малые Kr . Наибольшая величина главных напряжений соответствует максимальным значениям Kr и Kt , поэтому для расчетов целесообразно принять $Kr = 1,2$ и $Kt = 0,6$.

Исходя из вышеизложенного, для определения экстремальных значений напряжений на поверхности и в сечениях винта, с целью облегчения расчетов автором предложена формула в зависимости от диаметра и длины винта; от осевой нагрузки и неравномерности распределения нагрузки по роликам.

В результате аналитического решения задачи методами сопротивления материалов получены выражения для определения главных напряжений в любой точке сечения винта. Установлена степень влияния неравномерности распределения нагрузки по роликам, погрешности положения роликов, конструктивных параметров винта на величину главных напряжений. Предложена инженерная формула для расчета максимальных напряжений, возникающих в теле винта при эксплуатации.

Предлагаемые зависимости при знании закона изменения во времени координат точки приложения нагрузки, позволяют оценить динамику изменения экстремальных напряжений в процессе эксплуатации, определить параметры спектра нагружения, произвести расчет винта на долговечность.

Литература

1. Бушенин Д.В., Киричек А.В., Лодыгина Н.Д. Исследование и расчет напряжений и деформаций ходового винта РВП // Зубчатые передачи – 96. Проблема обеспечения надежности и качества зубчатых передач: Тез. Междунар. научн.-практ. конф. – С-Пб., 1996.- С.26.
2. Лодыгина Н.Д. Расчет напряжений в сечении винтов несоосных винтовых механизмов// Машиностроение и безопасность жизнедеятельности. 2010.№7.С.122-125.
3. Лодыгина Н.Д., Лазуткина Н.А. Напряженное состояние ходовых винтов несоосных винтовых механизмов// Современные наукоемкие технологии.2011.№4.С.41-44.
4. Лодыгина Н.Д. Исследование напряжений деталей винтовых механизмов // Машиностроение и безопасность жизнедеятельности. 2011. №8. С.63-66.

Компьютерное моделирование процесса шлифования

Эффективность любого технологического метода определяется в ходен его промышленного применения. Однако при разработке новых технологических решений полезно исследовать их предварительно на лабораторных и, что особенно эффективно, на математических моделях.

Построение математической модели – это всегда трудоемкая, сильно теоретизированная и в значительной степени «новая задача». Основная трудность при этом – нахождение подчиняющего дифференциального уравнения класса подобных явлений, определения понятий подобия и их граничных условий, которые позволят выделить из класса «группу» со всеми свойствами и качествами моделируемого процесса.

В ходе проводимого исследования была поставлена задача моделирования процесса внутреннего шлифования сборным абразивным кругом с целью оптимизации режима охлаждения зоны шлифования, а следовательно моделирования потоков СОТС по каналам инструмента [1].

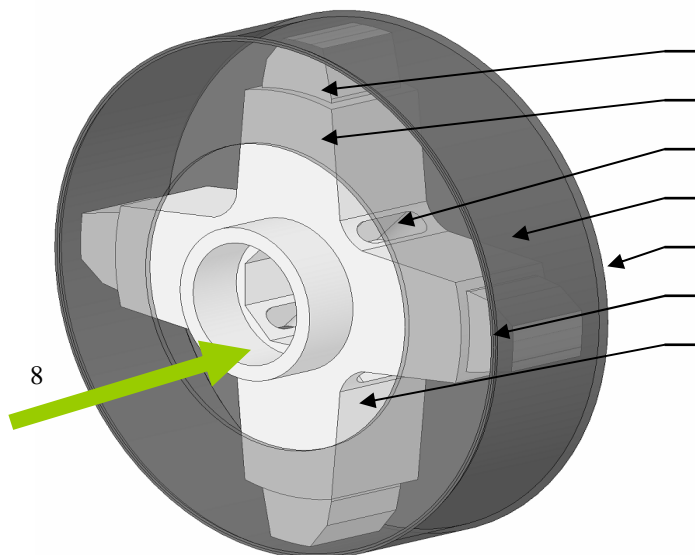


Рис. 1. Моделирование процесса внутреннего шлифования
1 – Шлифовальный сегмент; 2 – Корпус круга;
3 – Отверстие для подачи СОТС;
4 – Обрабатываемая заготовка; 5 – Задняя крышка;
6 – Передняя крышка; 7 – отверстие для слива СОТС;
8 – основная подача СОТС

За инструмент моделирования была взята хорошо зарекомендовавшая себя во многих исследованиях программа COSMOSFLOWWORKS [2]. В её основе лежит классическая система дифференциальных уравнений Навье–Стокса, которая в наиболее общем виде описывает в нестационарной постановке законы сохранения массы, импульса и энергии гидравлического потока, в частной нашей задаче, потока СОТС в каналах сборного шлифовального круга. Кроме того, используем уравнения состояния среды и критерий Рейнольдса, как показатель степени турбулентности потоков СОТС. Гидродинамические параметры потоков (давления, скорости, температуры) учитываются введением соответствующих производных по времени. Диссипативные составляющие учитываются вязкостными составляющими.

Для определения граничных условий кинематического и гидродинамического подобия ба-
ла принята геометрическая модель, рис.1.

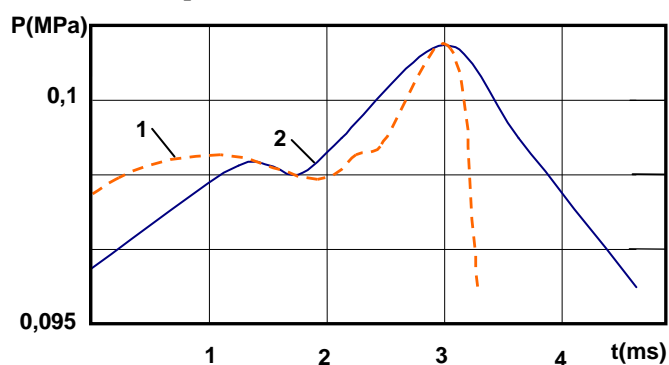


Рис.2. Осциллограммы измерение давления СОТС
в среднем сечении абразивного сегмента.
1 – результаты компьютерного моделирования
2 – осциллограммы реального процесса внутреннего
шлифования

Результаты компьютерной обработки математической модели показали подобие осцилло-
грамм рисунок 2. Разработанная теоретическая модель процесса внутреннего шлифования аде-
кватно отображает гидродинамические процессы протекающие в зоне обработки.

Литература

1. Патент РФ №2182531. Способ внутреннего шлифования/ Д.Р. Блурцян, В.Г. Гусев, Ю.В. Трифонова и др. – Б.И., 2002. - №14
2. SolidWorks компьютерное моделирование в современной практике. Под.ред. А.А. Аля-
мовского, СПб., БХВ – Петербург, 2005780с.

Обеспечение качества поверхности резьбонакатных роликов тонким точением резцами из сверхтвердых материалов (СТМ)

В настоящее время для изготовления ответственных резьбовых деталей широко применяются резьбонакатные головки. Ресурс повышения прочности таких деталей – это накатывание термообработанных заготовок. Основным недостатком, сдерживающим такую технологию, является низкая стойкость резьбонакатных роликов. При твердости заготовок свыше HRC 32, ролики из быстрорежущих сталей начинают выкрашиваться после первых проходов.

Причина такого выкрашивания заключается в технологии изготовления резьбонакатных роликов. По существующей технологии резьбу на резьбонакатных роликах формируют шлифованием полного профиля эльборовыми кругами на термообработанных заготовках. В результате такой обработки поверхностный слой содержит большое количество дефектов – микротрещин, прижогов, обусловленных характером обработки. В большинстве случаев технология шлифования не выдерживается, что приводит к увеличению дефектного слоя.

В результате проведенных теоретических и экспериментальных исследований предложено два варианта технологического процесса формообразования резьбонакатных роликов.

Первый вариант. Точение роликов резцами со специальными многослойными пластинами, полученными спеканием порошков при высоком давлении и температуре и состоящими из слоя поликристаллических алмазов или кубического нитрида бора и твердосплавной подложки, обладающей высокой прочностью и жесткостью. Обработка осуществлялась за два прохода (черновой и чистовой) на токарно-винторезном станке повышенной точности с ЧПУ.

Второй вариант. Точение роликов резцами со специальными многослойными пластинами поликристаллических алмазов или кубического нитрида бора с последующей правкой профиля ролика на выхаживающих операциях резьбошлифования эльборовыми кругами.

Применение таких технологий позволяет повысить производительность обработки: по первому варианту в 3...4 раза, по второму варианту в 1,5...2 раза. Кроме того, глубина дефектного слоя после тонкого точения значительно меньше. Значительно снижается количество шлифовочных микротрещин и прижогов при первом способе обработки, и полностью исключаются при втором способе. Это является следствием улучшения условий отвода тепла при резании. Микрорельеф боковой поверхности витков резьбы при втором способе обработки более благоприятен для высоких контактных нагрузок.

Применение специальной смазочно-охлаждающей жидкости при изготовлении и эксплуатации резьбонакатных роликов позволяет дополнительно повысить их стойкость и качество обработанных деталей.

Стойкость резьбонакатных роликов, обработанных по первому варианту, увеличивается до 3...4 раз при обработке нетермообработанных заготовок. При твердости заготовок свыше HRC 32 – до 1,5...2 раз. Для роликов, обработанных по второму варианту – в 5...6 и в 3...4 раза соответственно.

Для обработки заготовок из закаленной стали ($HRC > 45$) рекомендуются синтетические СТМ из микропорошков кубического нитрида бора – композиты марок 01 (эльбор-Р), 05, 10 (гексанит-Р) и 10Д (двухслойные пластины с рабочим слоем из гексанита-Р). Период стойкости резцов, оснащенных эльбором-Р, в 3—5 раз выше, чем сплавом Т30К4. Размерный износ составляет 5...7 мкм на 1000 м пути резания. Используют также монокристаллические резцы из природных или синтетических поликристаллических алмазов АСБ (баллас) или АСПК (карбонадо). Период стойкости таких резцов еще больше. Недостатком является требование к точности применяемого оборудования: высокой (В), особо высокой (А), особоточные (С).

Влияние механических свойств углеродистых сталей на энергоемкость токарного точения

Одним из важнейших показателей свойств металлов является обрабатываемость их резанием. В настоящее время обрабатываемость резанием определяется через скорость резания, при которой обеспечивается нормативная стойкость инструмента. Установления численных значений обрабатываемости резанием для различных металлов и сплавов является сложной и трудоемкой операцией. Очевидно, что обрабатываемость резанием, как и другие технологические и эксплуатационные показатели свойств металлов и сплавов зависят от сопротивляемости разрушению. Здесь представляет интерес связь и взаимозависимость между обрабатываемостью резанием, энергоемкостью разрушения от таких механических свойств, как предел прочности на растяжение, предел текучести, твердость и ударная вязкость.

При использовании деталей машин в различных условиях эксплуатации важное значение имеют такие свойства материала, как прочность, твердость, вязкость, износостойкость и сопротивляемость усталостным разрушениям. В процессе производства деталей машин кроме перечисленных, определяющими свойствами являются обрабатываемость пластическим деформированием, прокаливаемость (закаливаемость), теплостойкость и разгаростойкость. Вся совокупность свойств металлических материалов для определения требует подготовки специальных образцов, сложного испытательного оборудования и значительных затрат высококвалифицированного труда. Представляют практический интерес исследования, направленные на установление парных или множественных корреляций между различными показателями механических свойств. Такие связи позволяют сократить объем испытаний в производственных условиях при оперативном управлении на машиностроительных предприятиях.

Для различных механических свойств интегрирующим показателем является удельная энергоемкость лезвийной обработки металлов $H_w, \frac{\text{кВт} \cdot \text{ч}}{\text{м}^3}$. При некоторых стандартизованных условиях обработки H_w зависит только от механических свойств материала. С целью установления связей между пределом прочности при растяжении σ_b , пределом текучести $\sigma_{0,2}$, твердости НВ, ударной вязкостью A_n и удельной энергоемкостью токарного точения H_g на кафедре «Инструментальное производство» МИ ВлГУ проведены исследования. Причем H_w рассчитывалась по выражению:

$$H_w = \frac{0,28 \cdot 10^{-3} \cdot C_p \cdot (HB)^Z}{t^{1-x} \cdot S^{1-y} \left(1 - \frac{t}{D}\right)}, \frac{\text{кВт} \cdot \text{ч}}{\text{м}^3}$$

где C_p – коэффициент силы резания, для токарного точения сталей $C_p=35,7$, $x = 1$, $y = 0,75$, $z = 0,75$;

НВ – твердость по Бриннелю отожженной стали;

t – глубина резания, мм;

S – скорость передачи, мм/об;

D – диаметр заготовки, мм;

Параметры t , S и D были приняты постоянными и равными 4, 0,3 и 80 соответственно. Исследовался широкий диапазон конструкционных нелегированных сталей с содержанием углерода от 0,1 до 1,0 процента. Этот диапазон охватывает практически все марки конструкционных нелегированных сталей, применяемых в машиностроении. Всего обработано 220 показателей механических свойств и результаты приведены в таблицу.

Таблица 1

Влияние содержания углерода на механические свойства сталей

Содержание углерода, С, %	Предел прочности на растяжение н/мм ² , σ_B	Предел текучести н/мм ² , $\sigma_{0,2}$	Ударная вязкость Дж/см ² A_H	Твердость НВ	Удельная энергоемкость резания H_B , квт. ч/м ³
0,10	340	210	100	140	0,55
0,15	380	230	90	150	0,58
0,20	420	250	90	156	0,60
0,25	460	280	90	170	0,64
0,30	500	300	80	179	0,66
0,35	540	320	70	187	0,68
0,40	580	340	60	187	0,68
0,45	610	360	50	197	0,71
0,50	640	380	40	207	0,74
0,55	660	390	40	220	0,77
0,60	690	410	35	229	0,80
0,65	710	420	35	229	0,80
0,70	730	430	33	229	0,80
0,80	750	505	25	235	0,81
1,00	770	560	25	240	0,82

Из таблицы видно, что с увеличением углерода в стали σ_B , $\sigma_{0,2}$, НВ и H_B возрастают по экспоненциальной зависимости и для заэвтектоидной сталей ($C > 0,7$) увеличение механических свойств незначительно. Ударная вязкость, как энергетический параметр, снижается по закону близкому к параболе. Следовательно, представляется возможным установить достаточно тесные корреляционные связи между показателями механических свойств и удельной энергоемкостью резания.

Вторым этапом исследований в этом направлении является выявление влияния легирующих добавок в доэвтектоидных и заэвтектоидных сталях на их механические свойства и удельную энергоемкость резания. Удельная энергоемкость в этом случае выступает в качестве интегрального показателя механических свойств сталей.