

**Секция
«Технология машиностроения. Материаловедение»**

Закономерности проявления технологической наследственности на образование погрешностей формы и шероховатости поверхностей при врезном бесцентровом шлифовании крестовин карданных валов

Представлены результаты исследования погрешностей формы и шероховатости поверхностей цапф крестовин карданных валов грузовых автомобилей при врезном бесцентровом шлифовании в зависимости от технологической наследственности.

При выполнении исследований получены зависимости изменения погрешностей формы (овальность, огранка) и шероховатости поверхности от условий проявления технологической наследственности.

Измерения параметров погрешностей формы выполнены с применением кругломеров методом записи круглограмм при определенных увеличениях записи и последующей их обработки.

Шероховатость поверхностей исследовалась с применением различных моделей профилометров-профилографов.

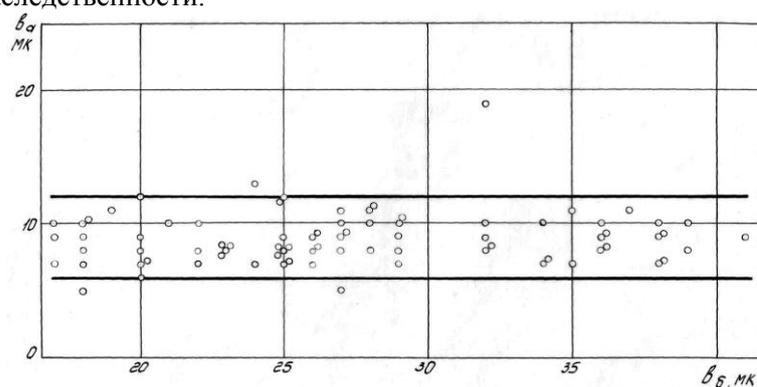
Характеристики обработанных поверхностей во многом определяются технологической наследственностью, характеризующейся как изменение эксплуатационных свойств деталей машин под влиянием технологии их изготовления. Ниже рассматривается наследственность погрешностей формы и шероховатости поверхностей при врезном бесцентровом шлифовании крестовин карданных валов.

При окончательном шлифовании исследовалась зависимость конечной погрешности формы от исходной (рис. 1). Как видно, в интервале изменения исходных данных огранки (ϵ) и овальности (ϵ_0), соответственно, в пределах от 10 до 30 мкм и от 15 до 40 мкм, конечная погрешность формы не меняется. Аналогичные результаты получаются и при шлифовании крестовин ККР6166А при других условиях обработки ($V_u = 32,5$ м/с; $V_b = 31$ м/мин, $t = 9$ мм/мин; $\delta = 0,07$ мм; $T_b = 5,5$ с). Здесь интервал, где не сказывается наследственность исходных погрешностей, достигает 20 мкм. При окончательном шлифовании крестовин ЗИЛ-120 ($V_u = 33,8$ м/с; $V_b = 50,7$ м/мин, $t = 2$ мм/мин; $\delta = 0,04$ мм; $T_b = 5$ с) технологическая наследственность исходной огранки (ϵ_8) и исходной овальности (ϵ_8) проявляется, соответственно, лишь после 30 и 35 мкм.

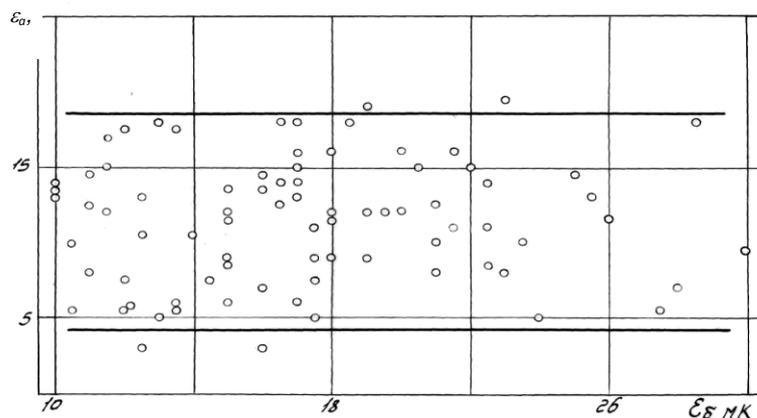
Наличие интервалов исходных погрешностей формы, где наследственность не проявляется, объясняется специфическими особенностями шлифования и, в основном, свойством шлифовального круга автоматически увеличивать режущую способность по мере повышения объема подаваемого в зону резания металла. Однако, это происходит до определенных значений подаваемых объемов (исходных погрешностей), выше которых часть металла поверхности остается несрезанной. С целью установления возможности исправления больших величин исходных погрешностей, были изготовлены четыре партии образцов с овальностью в пределах 0,08-0,5 мм, шероховатостью $Ra = 1,25-0,63$ мкм и прошлифованы при умеренных режимах предварительно ($V_u = 29,8$ м/с; $V_b = 18,1$ м/мин, $t = 0,2$ мм/мин; $\delta = 0,21$ мм; $T_b = 2$ с) и получисто ($V_u = 30,4$ м/с; $V_b = 19,2$ м/мин, $t = 0,2$ мм/мин; $\delta = 0,08$ мм). Окончательное шлифование осуществлялось варьированием режимов шлифования в широком диапазоне: V_b (9-54 м/мин), t (0,18-4,8 мм/мин), δ (0,02-0,12 мм) и T_b (3-20 с) при остальных неизменных условиях обработки ($V_u = 32$ м/с; $V_b = 18$ м/мин, $t = 2$ мм/мин; $\delta = 0,04$ мм; $T_b = 6$ с).

Несмотря на умеренность исходных и большой диапазон исследованных режимов окончательного шлифования, все поверхности получились овальными, повторяющими исходный профиль (вершины овала, как до шлифования, так и после, расположены по оси разъема штампов), а профили противоположных цапф совпадают. Как и следовало ожидать,

при больших v_δ конечная овальность также растет, что лишний раз доказывает существование технологической наследственности.



а)



б)

Рис. 1. Зависимость огранки ε_a , овальности v_a от исходных огранки ε_0 и овальности v_0 .

$(V_u = 33,6 \text{ м/с}; V_v = 21,4 \text{ м/мин}; t = 6,6 \text{ мм/мин}; \delta = 0,07 \text{ мм}; T_v = 5 \text{ с})$

а) зависимость $\varepsilon_a \sim \varepsilon_0$; б) зависимость $v_a \sim v_0$;

Технологическая наследственность показателей погрешностей формы исходящих поверхностей при выполнении последующих операций проявляется следующим образом:

а) до определенных величин, увеличение исходных погрешностей формы по ε и v не влияет на конечные, а выше начинает сказываться в виде повышения погрешностей обработки. При этом отмеченные интервалы, где технологическая наследственность не проявляется, зависят от условий ведения процесса и типоразмера заготовки;

б) в интервале исходных R_a , соответствующих $R_a = 2,5-0,32 \text{ мкм}$, установлено отсутствие технологической наследственности микронеровностей исходного профиля, которая выражается в стабильном уменьшении конечных величин среднего арифметического отклонения профиля при больших исходных и наоборот. Это обусловлено более спокойным протеканием процесса врезания и резания при больших исходных R_a , а также большей демпфирующей способностью системы шлифовальный круг-обрабатываемая деталь-ведущий круг.

Исследование влияния технологической наследственности на образование погрешностей формы и шероховатости поверхностей в зависимости от количества проходов при врезном бесцентровом шлифовании крестовин карданных валов

Непрерывно растущие требования к качеству изделий вызывают необходимость установления закономерностей формирования погрешностей формы и показателей качества поверхности для направленного управления уровнем надежности и долговечности машин.

Процесс резания является одним из средств создания долговечных деталей машин.

Цель работы: провести исследования закономерностей формирования погрешностей формы и шероховатости поверхностей при врезном бесцентровом шлифовании крестовин карданных валов в зависимости от количества проходов и закономерностей проявления технологической наследственности.

Исходя из поставленной задачи, разработана методика исследования с использованием соответствующей аппаратуры и современных средств вычислительной техники.

В ходе исследований установлены зависимости овальности – ϵ_a , огранки – ϵ_a и среднего арифметического отклонения профиля – R_a от количества проходов процесса врезного бесцентрового шлифования крестовин карданных валов.

Исследовалось влияние количества проходов на погрешности формы и шероховатость поверхностей при врезном бесцентровом шлифовании крестовин.

Для измерения погрешностей формы шлифованных крестовин карданных валов использовались кругломеры с записью круглограмм.

Измерения шероховатости поверхностей выполнялись с применением профилометров-профилографов различных моделей.

Технологическая наследственность исходных погрешностей формы проявляется различным образом в зависимости от условий шлифования. Подтверждением служат результаты многопроходного шлифования крестовин (рис. 1). Первые четыре прохода производились при $V_b = 31,7$ м/мин, пятый проход – $V_b = 63,4$ м/мин, а шестой – $V_b = 86$ м/мин.

Установлено, что независимо от исходных конечная погрешность формы, при постоянных условиях ведения процесса, на первых четырех проходах практически неизменна. На шестом проходе, с повышением скорости вращения ведущих кругов до 86 м/мин огранка, по сравнению с первым проходом, уменьшается с 7,6 до 2,5 мкм при неизменной овальности. Как видно, несмотря на большие исходные погрешности формы первого прохода, конечные огранка и овальность первых четырех проходов практически одинаковы. Очевидно, сказывается действие автоматического изменения режущей способности круга, а также неизменность условий контакта шлифуемого образца в зоне резания.

Шероховатость шлифованных поверхностей в зависимости от количества проходов меняется несколько иначе. Здесь, при шлифовании образцов с большой исходной R_a , поверхности получаются менее шероховатыми и наоборот. Характерно, что увеличение V_b приводит к некоторому уменьшению этой разницы, а отмеченная закономерность остается.

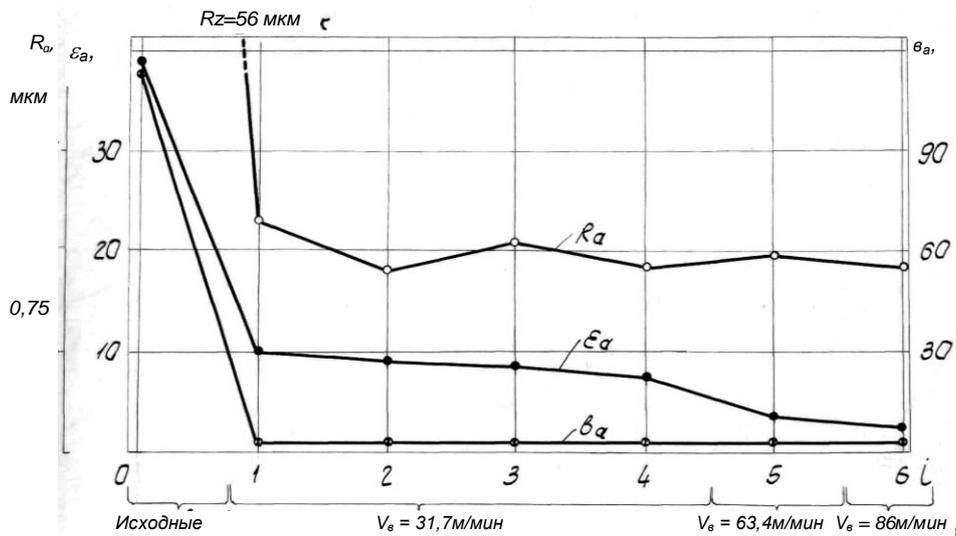


Рис. 1. Зависимость огранки ϵ_a , овальности β_a и шероховатости R_a от количества проходов i и скорости ведущих кругов V_b . ($V_u = 33,5$ м/с; $t = 1,08$ мм/мин; $T_b = 5$ с; $\delta_1 = 0,19$ мм; $\delta_{2-6} = 0,05$ мм)

Указанная закономерность повторяется и в больших интервалах изменения исходной шероховатости $R_a = 2,5-0,32$ мкм. Последнее проверялось следующим образом. На поверхностях в количестве 20 шт. была получена шероховатость $R_a = 2,5-0,32$ мкм (первая партия) и $R_a = 2,5-1,25$ мкм (вторая партия). Обе партии крестовин были окончательно шлифованы ($V_u = 34,2$ м/с; $V_b = 29,2$ м/мин; $t = 6$ мм/мин; $\delta = 0,04$ мм; $T_b = 3$ с). Измерением первой партии образцов со средним арифметическим значением исходной шероховатости $R_{a\delta} = 0,633$ мкм установлена конечная шероховатость $R_a = 0,593$ мкм, соответственно при $R_{a\delta} = 2,46$ мкм (вторая партия), конечная шероховатость получилась в пределах $0,575$ мкм. Уточнение погрешностей микрорельефа для второй партии образцов сравнительно с первой увеличилось с 1,07 до 4,23. Таким образом, имеем, что в интервале исходной шероховатости $R_a = 2,5-0,32$ мкм и отмеченных условий шлифования, при больших $R_{a\delta}$, конечная получается меньше и наоборот. Последнее обусловлено тем, что по сравнению с гладкой поверхностью при шлифовании более шероховатых – приходится снимать меньше металла, а соответственно, и уменьшаются работа диспергирования, явления теплообразования и возникновения сгустков и наволакиваний. Не меньшую роль играет также гашение затухающих колебаний, возникающих в первоначальный момент врезания в зависимости от коэффициента трения. Одновременно, поверхности с большей шероховатостью имеют лучшие демпфирующую способность и сцепление с рабочей поверхностью ведущего круга, что в итоге приводит к более равномерному вращению заготовки.

Резюмируя, можно сделать следующий вывод: количество проходов при неизменных условиях контакта и ведения процесса шлифования практически не меняет геометрических показателей качества шлифованных поверхностей.

Испытание гетерогенных инструментальных материалов в условиях абразивного износа

Механизм изнашивания режущего элемента очень сложный процесс механического и физико-химического взаимодействия рабочих поверхностей инструмента с обрабатываемым материалом [1]. В зависимости от преобладания того или иного явления в общем балансе износа часто говорят об адгезионном, абразивном, усталостном, тепловом, окислительном, диффузионном и других видах изнашивания.

Обработка древесины, пропитанной антисептиками, склеенной различными клеями, а так же обработка древесно-слоистых пластиков требует применение режущего инструмента повышенной твердости, так как различные кристаллические включения и клеевые прослойки обладают значительными абразивными свойствами, быстро изнашивающими металл инструмента.

Изнашивание в этих случаях носит характер механического удаления крупных частиц металла или же аварийного износа отдельных частей лезвия за счет абразивного действия твердых включений в древесине.

Для определения интенсивности абразивного изнашивания была создана установка (рис.1), состоящая из электродвигателя 1, мощностью 0,55 кВт, с частотой вращения вала 1410 об/мин (мин^{-1}), муфт сцепления 2, 3 и барабана 4 с валом 5, на котором закреплены испытываемые образцы 6. В барабан был засыпан абразивный порошок, который поджат поршнем 7 при помощи пружины 8.

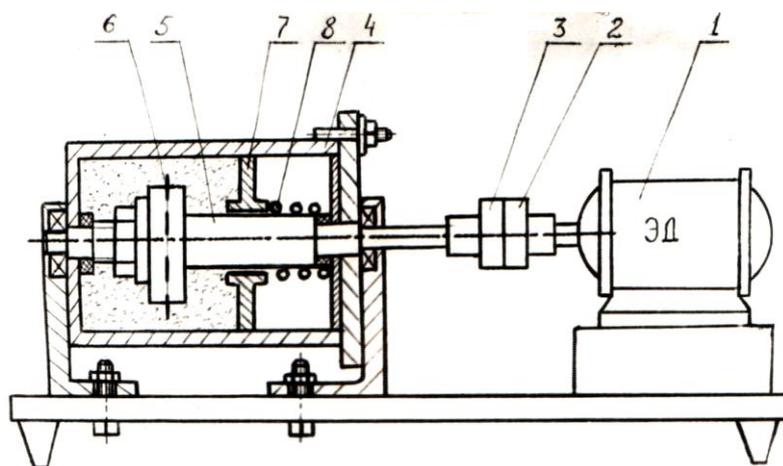


Рис. 1. Схема установки для испытания образцов абразива

Испытывался набор пластинок, прошедших различную упрочняющую обработку. Образцы закреплялись между двумя шайбами (рис. 2 а). В одной из шайб были профрезерованы пазы для установки и крепления испытываемых образцов (рис. 2 б).

Целью испытания было выявление оптимальных режимов обработки образцов для получения эффекта самозатачивания.

В процессе испытаний было установлено влияние размеров зерен абразива, влажности абразива, прижимной силы и твердости образцов на интенсивность износа.

Оказалось, что увеличение размера абразивных частиц, влажности абразива и прижимной силы, действующей на абразив, приводит к повышению износа образцов, а увеличение твердости образцов уменьшает износ.

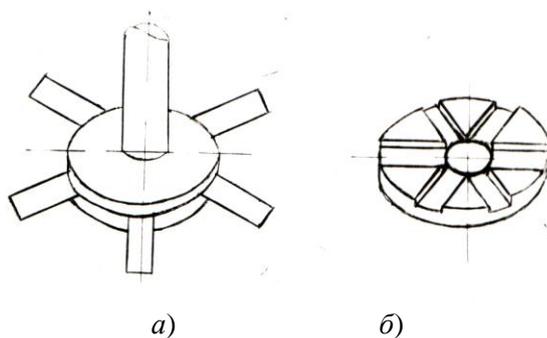


Рис. 2. Схема закрепления образцов

В виду того, что некоторые лезвия имели гетерогенную структуру у них в процессе испытаний удалось получить эффект самозатачивания.

Испытания в абразиве имеют практический выход, поскольку позволяют исследовать условия повышения производительности режущих инструментов при обработке труднообрабатываемых материалов, таких как древесно-стружечные плиты, фанера, шифер, а так же повышения стойкости рабочих элементов землеройных машин, плугов, культиваторов и т.д.

Методика испытаний позволяет рационально подобрать материал и термообработку инструмента для обеспечения высокой производительности.

Литература

1. Моисеев А.В. Износостойкость дереворежущего инструмента – М.: Лесная промышленность, 1981. – 111 с.

Влияние алюминия на механические свойства литых конструкционных сталей

Легирование алюминием конструкционных сталей является в настоящее время наиболее простым и достаточно распространенным способом воздействия на структуру и, следовательно, на физико-механические свойства сталей. Введение в жидкую сталь небольших добавок алюминия способствует получению хорошей жидкотекучести и трещиностойкости, повышает плотность стали, может привести к измельчению первичной структуры и повышению некоторых физико-механических свойств стали, так как образующиеся при этом соединения Al_2O_3 в дисперсном состоянии играют роль модификаторов I рода. Вместе с этим повышенное содержание алюминия в стали значительно повышает склонность стали к пленообразованию, возрастает горячеломкость и пористость отливок, жидкотекучесть понижается. До сих пор нет единого мнения, как по количеству вводимого алюминия, так и по механизму его влияния на структуру и свойства стали [1,2]. Согласно ГОСТу 21357-87 «Отливки из хладостойкой и износостойкой стали» - рекомендуемая массовая доля алюминия в пределах 0,03-0,06 %.

Представляет интерес проследить, как сказывается различное содержание алюминия в стали на комплексе механических свойств. Исследовали влияние алюминия в пределах 0,01-0,1 % на свойства стали 20ГЛ, используемой для изготовления отливок ответственного назначения, работающих при пониженных температурах. Сталь, выплавляли в основной электродуговой печи следующим химическим составом, %: 0,17-0,18 C; 1,1-1,2 Mn; 0,35 Si; 0,025 S; 0,025 P; 0,18-0,20 Cr; 0,01 Ni; 0,06 Mo. Алюминий вводили в предварительно раскисленную сталь в период фракционной разливки металла. После термической обработки: нормализация + отпуск были проведены механические испытания. По результатам экспериментов были построены графики зависимости, представленные на рис. 1,2,3,4,5.

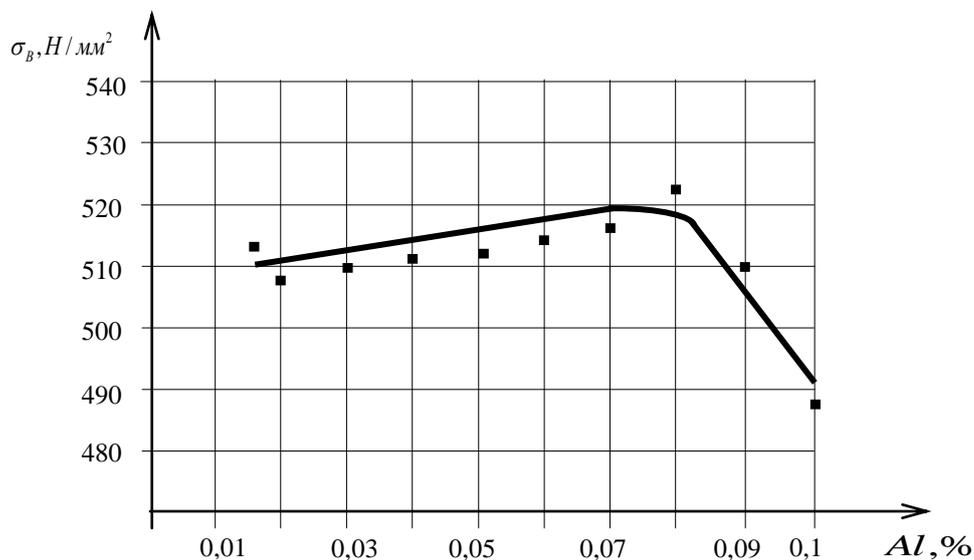


Рис.1. Зависимость временного сопротивления разрушению от содержания алюминия для стали 20 ГЛ.

Анализ результатов показывает, что увеличение содержания алюминия не оказывает существенного воздействия на прочностные характеристики стали: предел прочности (рис.1) и предел текучести (рис.2).

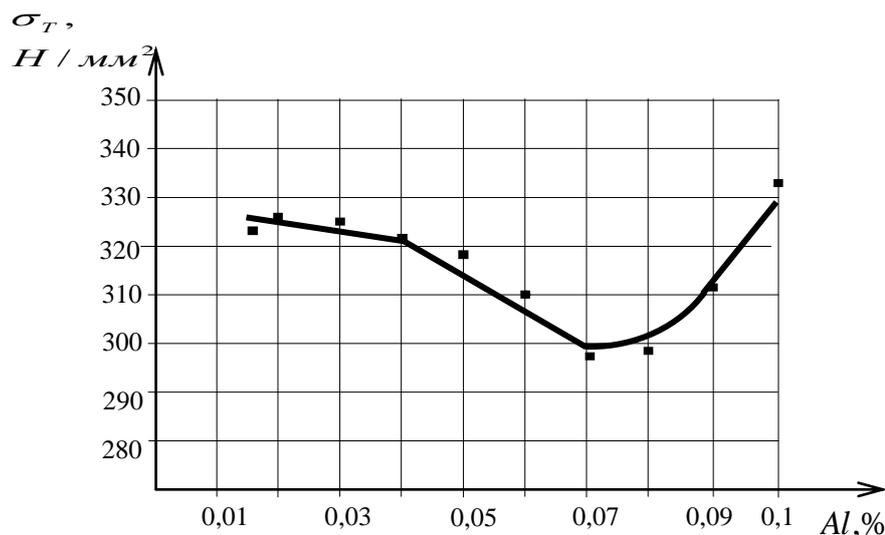


Рис.2. Влияние алюминия на предел текучести стали 20 ГЛ.

Более сложное влияние алюминий оказывает на ударную вязкость (рис.3). При повышении концентрации алюминия от 0,01 до 0,02 % и от 0,04 до 0,05 % наблюдается повышение *KCV* (испытания проведены при $t=-20^0 \text{ C}$). При содержании алюминия в границах 0,02-0,04 происходит снижение ударной вязкости (концентрации 0,03% соответствует минимальное значение). Повышенное содержание алюминия от 0,06 и до 0,1% также приводит к постепенному снижению *KCV*.

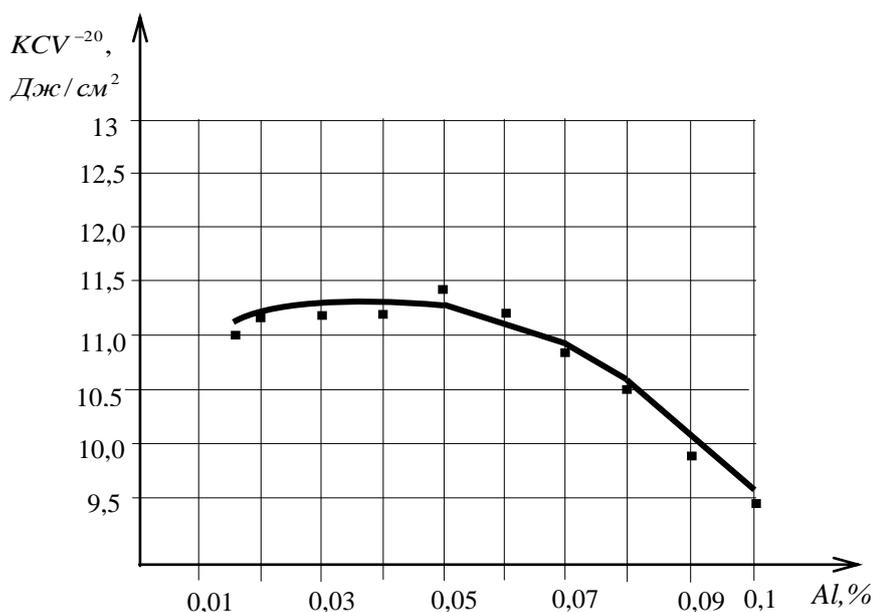


Рис.3. Влияние алюминия на ударную вязкость стали 20 ГЛ.

Таким образом, повышенное содержание алюминия в стали нецелесообразно. Оптимальным является содержание алюминия в количестве 0,015-0,02 % для стальных отливок, работающих в условиях переменных нагрузок при отрицательных температурах и с технологической, и с экономической точки зрения.

Литература

1. Пикеринг Ф.Б. Физическое металловедение и разработка сталей. – М.: Металлургия. 1992. – 182 с.

2. Горобченко С.Л., Гуляев Б.Б. Влияние легирующих элементов на хладноломкость сплавов//
Литейное производство.1992. № 4. – С.7-9.

Влияния магнитного поля на износ инструментальных сталей

Перспективным физическим методом повышения износостойкости металлорежущих инструментов является импульсная обработка магнитным полем (ОМП) с использованием относительно слабых магнитных полей. Однако из-за многофакторности метод слабо изучен, в ряде условий результаты не воспроизводятся и иногда противоречивы. Механизм и закономерности влияния на износостойкость также изучены недостаточно. Все это препятствует правильному управлению получаемым эффектом и сдерживает широкое практическое применение метода.

В соответствии с научными подходами в трибологии изучение таких проблем начинают с установления доминирующего вида изнашивания в изучаемой системе материалов и условий. Авторами проводилось разностороннее изучение опыта эксплуатации и экспериментальных исследований по изнашиванию большой номенклатуры инструментов с учетом технологических и конструктивных факторов. В результате установлены [1] преобладающий вид и причины изнашивания режущих инструментов, выявлены причинно-следственные связи и соотношение общего износа инструмента с причинами его возникновения. Выявлено, что доля причин изнашивания адгезионной природы может составлять до 85%. Поэтому, с учетом существенного (до 3,5 раз) снижения износа инструментов после ОМП, выдвигается гипотеза о противoadгезионной природе этого метода.

В данном исследовании основными внешними факторами являются

1) *факторы трибосистемы* – контактное давление, скорость скольжения, характеристики взаимодействующих материалов и среды и др.;

2) *факторы магнитного поля* – уровень напряженности, количественный и временной режим импульсов воздействия, расположение инструмента относительно излучателя поля и др. В опытах все факторы трибосистемы принимались постоянными, а переменным был принят лишь один из факторов магнитного поля – количество импульсов воздействия полем.

Основной характеристикой трибопроцесса в ходе однофакторных экспериментов была принята величина износа образцов, которая оценивалась по убыли веса, устанавливаемой взвешиванием на лабораторных аналитических весах.

Воздействия внешним магнитным полем для образцов-призм различались по количеству импульсов, от 1 до 7 с длительностью импульсов 2 сек. По одному образцу каждой стали намагничиванию не подвергались и являлись контрольными.

Исходя из предположения о возможном изменении механических свойств образцов от намагничивания, проводилось многократное измерение их твердости на твердомере Роквелла. Однако выявить заметного влияния намагниченности на изменение механических свойств поверхности образцов не удалось.

Анализ результатов экспериментов по изнашиванию показал, что увеличение числа импульсов магнитного воздействия обеспечивает устойчивое снижение величины износа следуемых сталей. При этом для стали ХВГ кратность снижения величины износа наиболее намагниченного образца по сравнению с контрольным образцом лежит в пределах от 2,9 до 3,6. Для стали Р6М5 от 2,42 до 2,66. Следует отметить, что с увеличением количества импульсов воздействия происходит постепенное ослабление его влияния, предположительно, связанное с магнитным насыщением материала образцов.

Одним из подходов к анализу результатов по изнашиванию может быть подход, основанный на уравнении Арчарда, полученном в результате математического моделирования процесса адгезионного изнашивания [2]. Для принятых условий экспериментов уравнение изнашивания принимает вид

$$m = K_a \gamma A V \frac{q}{H} t, \quad (1)$$

где K_a - безразмерный коэффициент адгезии; γ – плотность материала частиц износа, A – площадь трущегося контакта, V – скорость скольжения, q – контактное давление, H - твердость материала образца, t – длительность трения.

Анализ уравнения показывает, что при постоянных значениях γ , A , V , q , и H (реализованных в опытах с одинаковой длительностью трения t) величина весового износа m определяется только значением коэффициента адгезии K_a . Такой вывод с учетом сильной зависимости величины износа от количества импульсов воздействия магнитным полем приводит к предположению о том, что намагничивание придает образцам некоторые новые свойства, которые и оказывают влияние на адгезионное взаимодействие модифицированных образцов с контртелом. Следовательно, коэффициент адгезии K_a в уравнении изнашивания является наиболее сильным внутренним фактором процесса изнашивания.

В развитие предположения о создании новых свойств, проводились опыты по определению зависимости уровня напряженности остаточного магнитного поля от количества импульсов воздействия внешним полем. С этой целью подвергали намагничиванию по 1 образцу исследуемых сталей по режимам с количеством импульсов 3, 6, 9 и 15 с одинаковой длительностью 2 сек. Напряженность остаточного магнитного поля H торцевых поверхностей намагниченных образцов оценивали с помощью магнитометра МХ-10.

По результатам измерения установлено, что с увеличением количества импульсов воздействия внешним магнитным полем уровень напряженности остаточного магнитного поля поверхности трения образцов устойчиво возрастает с некоторым ослаблением при больших количествах импульсов. Сопоставление результатов экспериментов показало, что процесс накопления остаточного магнитного поля заметно отстает от процесса снижения износа. Поэтому, остаточная намагниченность не может быть прямым основным физическим фактором, инициирующим снижение износа. Следовательно, остаточную намагниченность можно рассматривать как новое приобретенное свойство материала, способствующее снижению износа, например, по механизму противoadгезионной природы, и ответственного за коэффициент K_a .

По результатам работы можно сделать следующие выводы.

1. Изучаемые стали предрасположены к повышению износостойкости применением ОМП и кратность снижения износа в условиях проведенных экспериментов составила для стали ХВГ от 2,9 до 3,6, для стали Р6М5 – от 2,42 до 2,66.

2. Установлена взаимосвязь износа намагниченных сталей и уровня их остаточной намагниченности.

3. Предложена новая интерпретация эффекта снижения износа в результате магнитной обработки и установлен один из режимных факторов влияния - количество импульсов воздействия магнитным полем с оптимальным значением 6...7.

Литература

1. Зелинский В.В. Борисова Е.А. Установление преобладающих видов и причин изнашивания режущих инструментов // Машиностроение и безопасность жизнедеятельности, № 2(12), 2012. – с. 55-60.
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.

О напряженном состоянии за пределами упругости поверхностей трения

Актуальной проблемой современного машиностроения является повышение работоспособности трибосопряжений машин и режущего инструмента по критерию износостойкости. Изнашивание при трении и резании является следствием комплекса сложных явлений в приповерхностном слое, в значительной мере определяемых напряженно-деформированным состоянием (НДС). Исследованиям НДС в области контакта в последние годы стало уделяться повышенное внимание. Но из-за малой толщины трибослоя экспериментальные исследования деформационного влияния в нем достаточно сложны. В связи с этим эффективным считается математическое моделирование процесса деформирования трибослоя [1, 2].

В силу несоизмеримости деформированных объемов с размерами атомных решеток, дислокаций, плоскостей сдвига, и часто, с размерами кристаллов материал трибослоя считают изотропным. Поэтому для описания микромеханики деформационных процессов применяют математический аппарат механики деформируемого твердого тела.

Отмеченное позволяет в рамках поставленных проблем использовать решения контактных задач. Но в абсолютном большинстве работ НДС поверхностного слоя исследуется в области упругих деформаций в виде развития решений Герца, в том числе с учетом износа [2].

Исследования НДС в области упругих деформаций выполняются, в основном, для установившихся (стационарных) процессов контактирования сопряженных поверхностей, свойственных периоду нормальной эксплуатации машин. И это обосновано, так как отсутствие пластических деформаций рабочих поверхностей деталей предопределено самой задачей определения их размеров и формы при конструировании.

Однако пластическое деформирование поверхностного слоя всегда имеет место в процессах резания, упрочнения поверхностей деталей пластическим деформированием, формообразования деталей пластическим деформированием. В последние годы в машиностроении стала применяться обработка по методу интенсивного деформирования при изготовлении гнутых профилей из листовых заготовок. Часто пластическое деформирование поверхности вызывается местной перегрузкой в трибосопряжениях машин от внешних воздействий (пуск-останов, реверс), из-за погрешностей изготовления и сборки (перекосов), упругой деформации несущих деталей (валов), из-за ухудшения смазки, изменения геометрии контакта вследствие изнашивания и т.п. Более того, для ряда деталей отдельных серий путевых железнодорожных машин износ в условиях пластической деформации поверхности сопутствует их нормальной работе. Но контактных задач при деформировании за пределами упругости, тем более с учетом касательных сил, изучено недостаточно.

Имеющиеся решения контактных задач в области пластических деформаций [2, 3] получены для постоянных условий макроконтакта гладкого штампа различной формы (плоского, цилиндрического, сферического) с пластическим полупространством. Деформационное влияние при этом распространяется на достаточно большую глубину.

Однако контакт шероховатых тел дискретен и распределяется на ограниченном числе микронеровностей. Деформационное влияние отдельных микронеровностей распространяется на значительно меньшую (на порядок) глубину и НДС этого тонкого несущего слоя зависит от параметров контакта, которые изменяют свои значения под влиянием характера и направления доминирующих процессов в зоне взаимодействия микронеровностей. Для таких условий микромеханика деформирования еще менее изучена.

Известны различные методы решения практических задач пластического деформирования. Широкое применение получили метод линий скольжения, метод баланса работ, метод совместного решения уравнений равновесия и пластичности, метод сопротивления материалов

пластическим деформациям. В последнее время с появлением прикладных компьютерных программ получил развитие метод конечных элементов.

Во всех случаях должны быть определен ряд условий моделирования. Проведем анализ этих условий с соответствующими выводами.

1. *Вид преобладающей деформации.* Деформация металлов всегда является упруго-пластической, но математический аппарат теории упруго-пластической деформации настолько сложен, что даже при допущении материала идеально пластичным, до сих пор не удалось установить единых общих методов описания поведения материалов. Между тем, известно, что доля упругих деформаций при пластическом деформировании составляет не более 0,1%, так как исчерпание упругости наступает при степени деформации 0,001...0,002, а степень пластической деформации часто составляет 0,4 и более. Поэтому в расчетах принимают, что материал является идеальнопластичным или жесткопластичным. Тогда в описании процесса пластического деформирования используют основы теории пластичности.

2. *Учет трения между контактными поверхностями.* Сопротивление сдвигу является общепризнанным параметром модели локального пластического контакта, но этого недостаточно. Локальный пластический контакт находится в условиях комбинированного нагружения нормальной и касательной нагрузками, регламентированного, согласно пункту 1, условием пластичности. В соответствии с теорией обработки металлов давлением контактное трение может возбудить на поверхности касательное напряжение τ , достигающее величины $0,5\sigma_s$ (σ_s - истинный предел текучести). Часто для толщины нагруженного слоя влияние τ такого уровня весьма существенно. Таким образом, трение является составной частью общей структуры неоднородного деформирования, имеющей частные и общие признаки (законы трения и напряженно-деформированное состояние). При этом условия трения не являются граничными условиями, они возникают по законам самоорганизации [1].

3. *Напряженно-деформированное состояние.* При решении практических задач о пластическом деформировании поверхностного слоя возникают трудности, связанные с учетом объемности напряженно-деформированного состояния. Решения становятся настолько громоздкими, что теряют свою инженерную ценность. С достаточным для практики приближением в большинстве задач можно принять плоское деформированное состояние. Выбор плоскости деформирования определяют по расположению наибольшего и наименьшего напряжений, по расположению наибольших деформаций.

На основании пункта 1 предельное состояние материала следует характеризовать одним из условий пластичности для плоского деформированного состояния. Условие пластичности Мизеса в плоской постановке имеет вид

$$\sqrt{\sigma_1^2 - \sigma_1\sigma_3 + \sigma_3^2} = \sigma_s, \quad (1)$$

где σ_1, σ_3 - главные напряжения. Условие (1) является довольно точным, но условие пластичности Треска, имеющее вид

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \sigma_s, \quad (2)$$

математически проще и в инженерных целях его применение оправдано. Чтобы удовлетворить условию пластичности Мизеса в условии (2) σ_s умножают на коэффициент Лодэ [3].

4. *Форма индентора и вид взаимодействия.* Пластические деформации локализуются в малой приповерхностной области, занимающей весьма малый объем по сравнению с объемом детали. В этих случаях используют индентор определенной формы (шаровой, цилиндрический, конический и др.) с полупространством, имеющим идеализированные свойства. Типичными видами взаимодействия являются вдавливание, качение и скольжение.

Литература

1. Трение и смазка (трибология и триботехника) / А.В. Чичинадзе, Э.М. Берлинер, Э.Д. Браун и др.; Под общ. ред. А.В. Чичинадзе. – Машиностроение, 2003. – 576 с.
2. Горячева И.Г. Механика фрикционного взаимодействия. – М.: Наука, 2001. – 480 с.
3. Джонсон К. Механика контактного взаимодействия. – М.: Мир, 1989. – 510 с.

Обоснование выбора параметров зубчато-реечных передач для перемещения электровозов в шахтах

Шахтный электровоз – является одним из основных видов транспорта осуществляющего процесс перевозки полезных ископаемых от забоев по подземным выработкам к стволу шахты и далее к пункту погрузки в железнодорожные вагоны. В связи с тем, что на шахте работает, как правило, не один, а несколько очистных и подготовительных забоев одновременно подземный транспорт характеризуется большой разветвлённостью путей, а также тем, что рабочее расстояние, по которым осуществляются перевозки, составляет от нескольких сотен метров до нескольких десятков километров.

Пути рудничного транспорта в соответствии с неравномерностью залегания пласта полезного ископаемого имеют сложную конфигурацию, с чередованием горизонтальных и наклонных участков. При этом угол подъёма выработки не может превышать 9 градусов из-за необходимости преодоления силы трения. Отличием шахтных электровозов от транспорта других отраслей промышленности, является работа в стеснённых горных выработках небольшого сечения. Это предъявляет к конструкции подземного транспорта особенные требования и в значительной степени усложняет эксплуатацию: высокая степень безопасности, меньшая стоимость эксплуатации, трудоёмкость – наиболее важные требования, которые предъявляются к рудничному транспорту на сегодняшний день. Расширения области применения шахтных электровозов можно добиться за счёт использования зубчато-реечных передач в приводе, что позволит значительно поднять допустимый угол подъёма выработки. С этой целью на выходном валу двухступенчатого, коническо-цилиндрического редуктора дополнительно должно быть установлено зубчатое колесо, которое обкатывается по зубчатой рейке, установленной по оси симметрии рельсового пути. Причём линейная скорость точек колеса, взаимодействующих с рейкой по делительному диаметру должна быть равна линейной скорости точек колеса, обкатывающегося по рельсу. Для обеспечения постоянства межосевого расстояния в паре колесо-рейка на рейке выполнены продольные пазы, по которым обкатываются опоры качения конструктивно увязанные с приводным редуктором.

Анализ применения зубчато-реечных передач [1] показал, что распространено большое количество конструктивных вариантов реек. В результате проведенных аналитических исследований [1] показано, что зубчатые рейки (рис. 1), в силу особенностей своей геометрии более перспективны по сравнению с цевочными (рис. 2). Кроме того, все они очень технологичны с точки зрения изготовления.

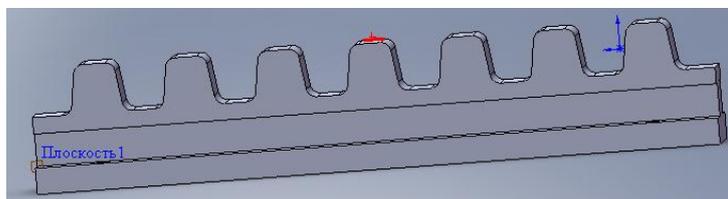


Рис. 1. Конструктивный вариант зубчатой рейки

Применение зубчато-реечных передач для работы в сложных условиях при значительных нагрузках, имеющих динамический характер, позволяет создавать конкурентоспособные компактные высоконадёжные механизмы подачи технологических машин. Ввиду сложного характера нагружения, ранее для определения их рациональных параметров применялись экспериментальные методы, определявшие значительные материальные, временные и трудовые затраты. В условиях рыночной экономики целесообразно использовать менее затратные

способы и средства решения задачи по определению рациональных параметров зубчато-реечных механизмов подачи с учётом тяжелого характера нагружения.

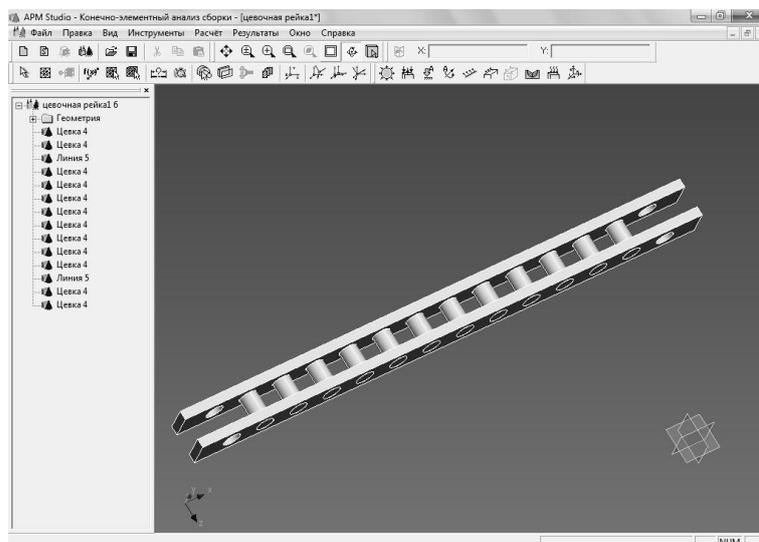


Рис. 2. Конструктивный вариант цевочной рейки

Одно из направлений решения таких задач – применение современных методов исследования, требующих значительных ресурсов ЭВМ. Проведённый анализ существующих программ (LabView, SIMULIA Abaqus, Ansys, Nastran) показал, что отечественная система APM WinMachine – CAD/CAE система автоматизированного расчета и проектирования механического оборудования и конструкций в области машиностроения, разработанная с учетом последних достижений в вычислительной математике, области численных методов и программирования, а также теоретических и экспериментальных инженерных решений в наибольшей степени отвечает решению поставленных задач с учётом критерия стоимость/возможности. С целью определения наиболее рациональных параметров проектируемых передач по соотношению габаритных и прочностных показателей при помощи пакета прикладных программ APM WinMachine 9.7 была разработана твердотельная расчётная модель зубчатой рейки (материал – сталь 45X, шаг зацепления 138 мм, тангенциальная составляющая усилия на приводном зубчатом колесе – 250 кН) шириной 70 мм, в основе которой лежит четырёхугольный тетраэдр со стороной 7 мм. Её исследования проведены с использованием метода конечных элементов.

Однако, для окончательного выбора геометрических параметров рейки необходимо проведение достаточно большого количества исследований с оптимизацией результатов по критериям минимизации изнашивания и скольжения. Анализ конструкций позволяет сделать вывод о том, что наиболее подходящим вариантом является вариант рейки, изготовленный из стали 20X с шагом зацепления 120 мм, высотой зуба 60 мм (без учёта заходной части) и шириной зуба рейки 50 мм. Этот выбор основан на минимальной металлоёмкости при обеспечении необходимой и достаточной прочности рассматриваемого варианта.

По результатам расчёта перемещений по оси x определена изгибная жёсткость рейки: $Q=F/Sx=250000/0.00104=240384.6$ кН/мм.

В результате проведённых исследований предложена конструктивная схема, которая позволит значительно расширить область применения шахтных электровозов.

Литература

1. Стационарные и тормозные режимы работы бесцепных систем перемещения очистных комбайнов / В.А. Бреннер, К.А. Головин, Т.В. Ковалёва, Л.В. Лукиенко, А.Е. Пушкарёв. – Тула: Изд-во ТулГУ, 2007. – 220 с.

Оптимизация процесса резания круглого стального проката по критерию наибольшей энергетической эффективности

По сравнению с другими отраслями промышленности металлургия и машиностроение отличаются высоким уровнем энергоёмкости продукции. Удельный вес энергетической составляющей в себестоимости машиностроительных изделий ранее не превышал 5-7 процентов, а в последние десятилетия увеличился до 18-25 процентов и имеет тенденцию к дальнейшему росту.

Значительную долю в обрабатывающей стадии машиностроительных производств занимают технологические процессы обработки резанием – на них приходится 60-70 процентов общей трудоёмкости изготовления деталей машин. Это объясняется универсальностью обработки резанием – возможностью получать поверхности разнообразных форм, размеров и качества без значительных переналадок технологической системы. Образование одной тонны стружки сопровождается расходом в среднем 450-600 кВт·ч электроэнергии, и по этому показателю продукция российских предприятий оказывается в 1,5-2,5 раза более затратной, чем аналогичная продукция, выпускаемая в индустриально развитых странах Европы. В Германии, Швеции, Франции при разработке и аттестации технологических процессов наряду с критерием наименьшей себестоимости уже многие десятилетия используют такие критерии, как удельная энергоёмкость и съём металла на единицу мощности.

Повышение эффективности технологических процессов обработки резанием путём оптимизации энергетических затрат на их осуществление является актуальной задачей отечественного машиностроительного производства.

Одной из распространённых технологических операций, свойственных заготовительному производству машиностроительных предприятий, является резание стального проката (чаще всего – круглого) на штучные заготовки определённой длины. Эффективность процесса резания круглого стального проката дисковыми пилами на фрезерно-отрезных станках (полуавтоматах) определяется оптимальным сочетанием параметров пилы (инструментальный материал, наружный диаметр D , внутренний диаметр d , число зубьев пилы z , ширина пилы B) и элементов режима резания (минутная подача s_m , подача на оборот s , подача на зуб s_z , скорость резания v , частота вращения шпинделя n). Теория резания насчитывает десятки критериев оптимальности. В [1-3] нами предложен безразмерный энергетический критерий K , выражаемый отношением

$$K = \frac{\Delta w \cdot V}{n_{\text{ц}} \cdot A_{\text{ц}}} = \frac{\Delta w \cdot V}{n_{\text{ц}} \cdot \int_0^{\tau_{\text{ц}}} N(\tau) dt} \rightarrow \max, \quad (1)$$

где Δw – удельная энергоёмкость обрабатываемого материала; V – объём снятой стружки; $n_{\text{ц}}$ – число циклов изменения мощности резания $N(\tau)$ в единицу времени; $A_{\text{ц}}$ – работа резания за время цикла изменения мощности; $\tau_{\text{ц}}$ – продолжительность цикла изменения мощности резания.

Показатель K , определяемый по формуле (1), отвечает требованиям, предъявляемым к критериям оптимальности технологических процессов: во-первых, этот показатель выражает КПД процесса резания и, следовательно, обладает физическим смыслом; во-вторых, он просто и однозначно описывается в математическом виде; в-третьих, он может быть сведён к целевой функции вида $K \rightarrow \max$, аргументами которой являются показатели свойств обрабатываемого и инструментального материалов, геометрические параметры инструмента и срезаемого слоя, элементы режима резания. Таким образом, при оптимизации технологических процессов по

критерию K в рассмотрение включается большое число управляемых факторов системы резания.

Применительно к процессу разрезания круглого стального проката дисковыми пилами, оснащёнными сменными сегментами из быстрорежущей стали,

$$K \approx 6,358 \cdot 10^{-3} \cdot \frac{\sigma_B^{0,7}}{1 - 1,7 \psi_B} \cdot \frac{d^{0,14} \cdot s_M^{0,28}}{D^{0,14} \cdot z^{0,28} \cdot n^{0,28}}, \quad (2)$$

где σ_B – временное сопротивление, ψ_B – относительное равномерное поперечное сужение материала заготовки.

Процедура оптимизации сводится к отысканию такого сочетания управляемых факторов процесса резания (параметры дисковой пилы, режим резания), при котором: 1) выполняется система необходимых ограничений; 2) показатель K максимален. Систему ограничений составляют конкретные условия, в которых происходит обработка (мощность электродвигателя станка, допустимый крутящий момент на шпинделе станка, стойкость зубьев пилы, плавность резания, применение СОТС).

В результате оптимизации получены таблицы и номограммы для выбора экономичных значений технологических параметров процесса резания (таблица 1), использование которых позволило на 20% сократить энергозатраты по сравнению с использовавшимися ранее режимами.

Таблица 1 - Режимы резания круглого проката стали 45, соответствующие минимуму энергозатрат

Диаметр число зубьев пилы	Диаметр разрезаемой заготовки D , мм											
	80			125			150			200		
	$\frac{s_z}{s_M}$	$\frac{n}{v}$	$\frac{e}{K}$	$\frac{s_z}{s_M}$	$\frac{n}{v}$	$\frac{e}{K}$	$\frac{s_z}{s_M}$	$\frac{n}{v}$	$\frac{e}{K}$	$\frac{s_z}{s_M}$	$\frac{n}{v}$	$\frac{e}{K}$
400	0,150	8,8	2,184	0,150	7,6	2,146	0,150	7,6	2,145	-	-	-
72	95	11	0,665	82	10	0,676	82	10	0,676	-	-	-
630	0,150	6,6	2,259	0,150	5,7	2,185	0,150	5,5	2,165	0,132	4,9	2,224
96	95	13	0,642	82	11	0,664	79	11	0,670	62	10	0,652
800	0,150	5,5	2,311	0,150	4,8	2,222	0,150	4,1	2,192	0,118	3,9	2,312
96	79	14	0,628	69	12	0,653	59	10	0,662	44	10	0,628
1250	0,143	3,2	2,454	0,082	3,2	2,731	0,065	3,5	2,863	0,046	3,2	3,094
144	66	13	0,591	38	13	0,531	33	14	0,507	21	13	0,469

Примечания:

1. Тип инструмента: пила дисковая сегментная по ГОСТ 4047-82. Инструментальный материал: Р6М5.
2. s_z – подача на зуб, мм/зуб; s_M – минутная подача, мм/мин; n – частота вращения шпинделя, мин⁻¹; v – скорость резания, м/мин; e – удельные энергозатраты, Дж/мм³; K – показатель энергетической эффективности.
3. Заготовка: сталь 45 ГОСТ 1050-88: $\sigma_B = 655 \text{ МПа}$; $HВ = 1970 \text{ МПа}$; $\psi_B = 0,19$; $\Delta w = 1,451 \frac{\text{Дж}}{\text{мм}^3}$.

Литература

1. Карпов А.В. Оптимизация процессов обработки резанием на основе энергетических закономерностей деформации и разрушения материалов // Машиностроение и безопасность жизнедеятельности, 2012, № 1 (11). – С. 58-63
2. Карпов А.В. К вопросу снижения энергоёмкости технологических процессов обработки резанием // Современные проблемы науки и образования. – 2013. – № 2; URL: <http://www.science-education.ru/108-8697> (дата обращения: 19.11.2013).
3. Карпов А.В. Показатели энергетической эффективности процесса резания // Вестник ПНИПУ. Машиностроение, материаловедение. Том 14. № 1. 2012. – Пермь: Издательство Пермского национального исследовательского политехнического университета, 2012. – С. 51-59.

Исследование влияния трения скольжения на износостойкость борированных сталей типа 08X13, 20X13, 08X17 и 29X17

Износостойкость борированных образцов из хромистой стали [1] исследовалась на машине МДП-1, работающей по принципу торцевого трения. Величина линейного износа и момент трения фиксировались с помощью индукционных датчиков перемещения. Температура вблизи области трения измерялась с помощью специальных термопар, крепящихся на исследуемых образцах. Показания первичных контролирующих датчиков передавались на самописец – трехточечный потенциометр ЭПП-09.

Испытанию на износостойкость подвергались предварительно притертые к поверхности контртела образцы из сталей 08X13 и 20X13, очищенные от продуктов трения. Притирка велась в режиме схватывания второго рода. После очистки дорожки диска от продуктов трения производили вторичную притирку образцов уже в режиме испытания, по окончании которой счетчик числа оборотов фиксировался на нуле и включалась машина. Изнашивание проводилось до определенного значения глубины или пути трения.

Интенсивность изнашивания определяли линейным износом, отнесенным к пути трения и площади контактирующей поверхности:

$$J_{np} = \frac{h}{L \cdot s} \left[\frac{\text{мм}}{1000 \text{ м} \cdot \text{см}^2} \right],$$

где J – приведенный износ;

h – линейный износ, мм;

L – путь трения, м;

s – поверхность трения контактирующих образцов, см².

Величину линейного износа контролировали дополнительно с помощью микрометра.

Кроме того, исследование износостойкости образцов из сталей 08X17 и 12X17 проводили на машине МИ-1М весовым методом, износостойкость выражалась в кг/м². Испытания образцов велись в режиме сухого трения скольжения.

Перед испытанием сырые образцы подвергались притирке к наружной цилиндрической поверхности диска, маркировались как образцы, так и контртело, затем образцы подвергались борированию (1000 °С, 4 ч), с цилиндрической части образцов боридный слой снимался на токарном станке, где вместо резцедержателя устанавливался привод абразивного круга так, чтобы при испытании «работало» только торцевое боридное покрытие, а затем образцы подвергались исследованию на изнашивание.

Износостойкость борированных слоев на сталях 08X13 и 20X13 определяли в зависимости от пути трения. На неборированной стали наблюдали чрезвычайно сильный износ схватыванием второго рода (тепловой износ). Борирование резко повысило износостойкость обеих сталей. Как видно из графика (рис. 1) характер изменения и величина линейного износа от пути трения для борированных слоев на сталях 08X13 и 20X13 одинаковы.

Причем, износ отдельных зон борированного слоя отличается по интенсивности. Для стали 08X13 первые 5000 метров пути трения износ минимален и носит окислительный характер (рис. 1, участок а-б). При данных условиях трения первоначально изнашивается внешняя зона сплошных боридов, затем при переходе к прослойке интенсивность износа незначительно повышается, причем, меняется скачком и остается практически постоянной, вплоть до полного истирания прослойки (рис. 1, участок в-г). Высокая износостойкость прослойки на хромистой стали имеет большое практическое значение, т.к. позволяет полезно использовать слой значительной глубины, тогда как на углеродистых сталях прослойка отсутствует и износостойкость определяется только зоной сплошных боридов.



Рис. 1. Влияние борирования на износостойкость сталей 08X13 и 20X13:
1 - 08X13 и 20X13 неборированная; 2 - 08X13 борированная; 3 - 20X13 борированная

Затем, (рис. 1, участок г-д) наблюдается резкое увеличение износа, аналогичное по характеру износу на неборированной стали (схватывание второго рода). На стали 20X13 характер износа борированного слоя практически такой же, как и на 08X13, только несколько возрастает путь трения, 6000 м – первая зона (участок а-б). В зоне прослойки и переходной зоне (участок в-г) значительно увеличивается период малого износа в этой зоне с 12000 метров у 08X13 до 28000 метров на стали 20X13, т.е. более, чем вдвое. На борированных сталях после полного изнашивания слоя зона пластической деформации относительно невелика, по сравнению с неборированными.

Металлографический анализ показывает большое количество мелких включений химических соединений в переходной зоне, наверняка в присутствии углерода в этой зоне наряду с боридами образуются и карбобориды, а возможно и карбиды. Это связано с перераспределением углерода в ходе диффузии бора и оттеснением его в переходную зону, что и способствует резкому увеличению протяженности переходной зоны (в 2,5 раза). Кроме того, по наклону кривых износа основного металла в борированных сталях, можно утверждать, что твердый раствор бора, даже в малых концентрациях последнего, способствует снижению интенсивности износа.

Интенсивность износа борированных сталей зависит от структуры борированного слоя, причем износостойкость каждой зоны слоя мало меняется по глубине. Борирование также влияет на изменение характера износа по сравнению с неборированными сталями, переводя его, например, из режима схватывания второго рода (на неборированных сталях) в режим окислительного износа и резко повышает износостойкость в условиях сухого трения скольжения.

Литература

1. Козлов А.М., Лобанов Н.Ф. Влияние концентрации хрома в стали на особенности формирования борированного слоя // Материалы 9-й международной практической конференции: издательство СПб ГПУ, 2007. – с. 121-124.

Исследование процесса упрочнения высокомарганцовистой стали при статико-импульсной обработке

Процесс упрочнения высокомарганцовистой стали имеет сложный характер. Доказательством этого является тот факт, что до сих пор не создана общепринятая теория ее упрочнения. Проанализировав существующие гипотезы [1, 2, 3, 4, 5, 8, 9], можно выделить два основных направления, объясняющих механизм упрочнения высокомарганцовистой стали (ВМС) при обработке поверхностно-пластической деформацией (ППД):

- упрочнение за счет возникновения высокой плотности дислокаций, большого числа дефектов упаковки и механических двойников, приводящих к изменению тонкой кристаллической структуры (дроблению зерен на блоки и разориентации этих блоков в пределах зерна);

- упрочнение путем образования в плоскостях сдвига вторичных фаз (карбидов), которые являются эффективными барьерами затрудняющие пластическое движение металла.

Высокомарганцовистая сталь имеет поли кристаллическое строение и состоит из зерен, различающихся по составу и ориентации, и имеющими определенную дислокационную структуру. Упрочнение ВМС находится в прямой связи с линейной дислокационной структурой и плотностью дислокаций, определяющейся отношениями суммарной длины линий дислокаций к объему, в котором они находятся. В результате ППД плотность дислокаций увеличивается от $10^{-7} \dots 10^{-8} \text{ мм}^2$ до $10^{-10} \dots 10^{-12} \text{ мм}^2$ [10]. Однако, возможности упрочнения металла с помощью увеличения плотности дислокаций ограничены. Это связано с тем, что дислокации создают в кристаллической решетке упругие возмущения. Эти возмущения усиливаются при взаимодействии дислокаций. Возможные формирования их скоплений создают напряжения, которые самостоятельно или в совокупности с внешними нагрузками могут приводить к образованию микротрещин. Особенно опасно скопление, возникающее в результате торможения дислокаций, перемещающихся в полосах скольжения.

Достигнуть упрочнения металла можно увеличив сопротивление перемещению дислокаций в кристаллической решетке посредством статико-импульсного воздействия, при этом образуются повышающие напряжения, необходимые для начала движения дислокаций. Увеличение сопротивления перемещению дислокаций объясняется взаимодействием их с полями этих напряжений. Такое сопротивление резко повышается при наличии скоплений атомов, создающих сильноискаженные участки кристаллической решетки, которые вынуждены огибать дислокации, затрачивая на это дополнительную энергию. Эффективное торможение дислокаций обеспечивается при оптимальном расстоянии между скоплениями атомов. Сопротивление перемещений дислокаций зависит от внешнего усилия при упрочнении металла, а также от характера и распределения скоплений дислокаций в металле.

Упрочнение ППД обусловлено разнообразными по физической природе явлениями, которые определяются условиями нагружения детали и оцениваются следующими параметрами: степенью и глубиной упрочнения, микроструктурой, твердостью, пределом усталости и временным сопротивлением, ударной вязкостью и т.д. Увеличение прочности металла связано с формируемой дислокационной структурой. Характер этой структуры зависит от типа кристаллической решетки, степени упрочнения (пластической деформации) и температуры деформирования.

Известно [2, 9], что характерной особенностью ВМС является ее высокая способность к упрочнению при пластической деформации, что определяет ее прочностные и пластические свойства.

Важными факторами, влияющими на физико-механические свойства деформированной ВМС, являются более мелкое зерно, отсутствие пористости, наличие неметаллических включений, к которым относят соединения оксидов, фосфидов, сульфидов и нитридов.

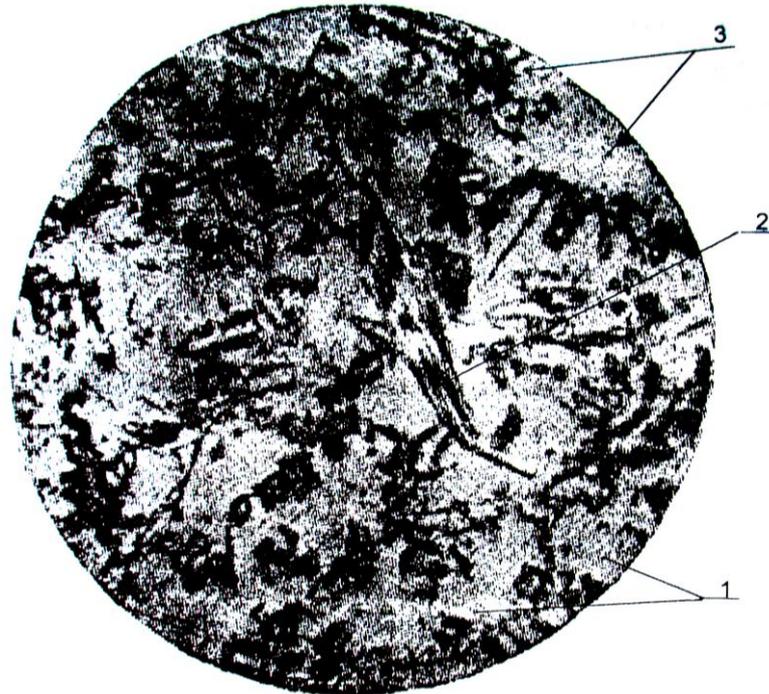


Рис. 1. Составляющие микроструктуры высокомарганцевистой стали.
1 - зерно аустенита, 2- карбидная составляющая, 3 - неметаллические включения.

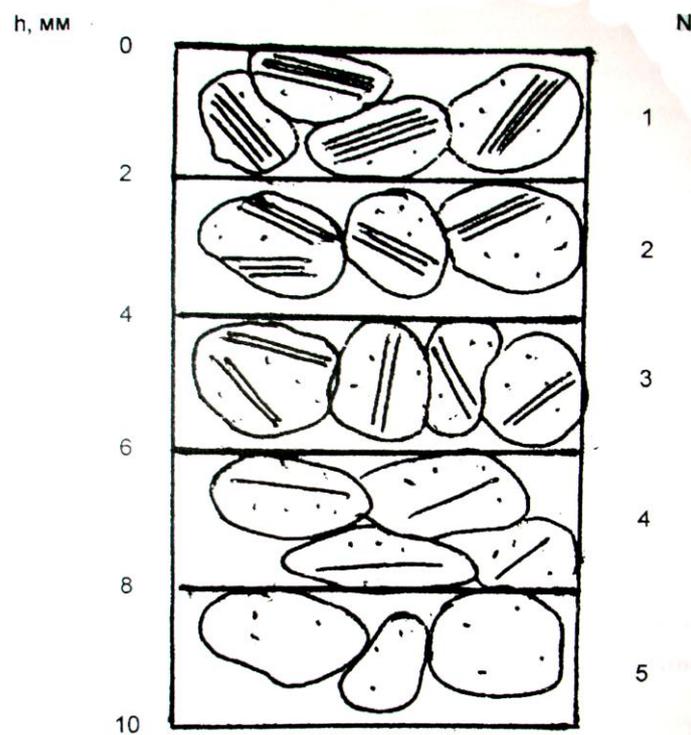


Рис. 2. Зависимость между числом двойников (D) и положением площадок твердости (N) для стали 110Г13Л по глубине упроченного слоя (h).

Уровень механических свойств ВМС зависит главным образом от характера расположения неметаллических включений, а затем уже от их общего количества в металле. Установлено, что крупные округлые изолированные неметаллические включения при деформациях 25...30% не являются очагами зарождения разрушений [10]. Паукообразная форма включения способствует разрушению металла по границам зерен вокруг этих включений уже при деформациях равных 15... 20% (рис 1).

Энергия при статико-импульсном взаимодействии поглощается металлом, часть которой проявляется в форме деформационного упрочнения. Последнее представляет собой сопротивление металла его дальнейшему деформированию. Количественно его определяем измерением твердости при внедрении.

Наиболее интенсивное упрочнение достигается на ранних стадиях деформации. Как и можно было ожидать, максимальное возрастание твердости достигается там, где деформация была наибольшей. Распределение твердости от поверхности по глубине образцов из ВМС, упрочненных статико-импульсной обработкой, характеризуется достаточно равномерным убыванием. Это связано с течением зерен, которое сочетается с двойникованием, весьма интенсивным у поверхности и затухающим на некотором расстоянии от поверхности.

Металлографические исследования образцов, упрочненных статико-импульсной обработкой, показали наличие площадок постоянной твердости, которые связаны определенным образом с распределением ударных двойников (рис.1.). Обнаружена зависимость между максимальным числом направлений двойников (рис. 2.) в отдельном зерне и положением площадки твердости. Число направлений уменьшается при переходе на каждую следующую площадку. Так, металлографические исследования показали, что наибольшее число направлений двойников в отдельном зерне в области первой площадки оказалось равным четырем. Во второй площадке наибольшее число направлений двойников равно трем; для третьей и четвертой число направлений двойников соответственно два и одно. В области пятой площадки, где твердость по существу та же, что и в исходном материале, двойников не обнаружено совсем (рис. 2.). Для характеристики зависимости числа двойников от твердости при распределении по глубине упрочненного образца из стали 110Г13Л рассмотрим следующую зависимость:

$$D = (2 + K_{\delta}) \frac{\Delta h}{N} \quad (1)$$

где D - число двойников;
 K_{δ} - коэффициент характеризующий количественную однородность двойников (определяется по таблице 1)

Δh - расстояние по глубине образца;

N - номер площадки твердости.

Определяем число двойников для некоторых площадок твердости(табл.1):

Таблица 1

№ площадки твердости, N	1	2	3	4	5	6	7	8
Коэффициент однородности двойников, K_{δ}	0	1	1	0	1	1	0	1

Таким образом, установлено, что в основе механизма процесса упрочнения СИО лежит теория дислокаций. При этом прочность поверхностного слоя деталей повышается при создании препятствий перемещению дислокаций, образуя их высокую плотность. Это приводит к дроблению зерен кристаллической структуры на блоки и разориентации этих блоков в пределах зерна.

Литература

1. Балтер М.А. Упрочнение деталей машин. – М.: Машиностроение, 1978. –172 с.
2. Бернштейн М.Л. Структура деформационных материалов. – М.: Машиностроение 1983. – 316 с.

3. Давыдов Н.Г., Ситнов В.В. Свойства, производство и применение высокомарганцовистой стали. – М.: Машиностроение, 1996. – 232 с.
4. Зубнов Е.Е., Тесленко Т.С., Соболенко Т.М. Исследование влияния исходной прочности стали Г13Л на ее свойства после упрочнения взрывом. // Вестник ВНИИЖТ №2, 1982. – с. 30-31.
5. Кокорева О.Г. Исследование параметров качества поверхностного слоя при обработке статико-импульсным методом // Журнал «СТИН» №3, 2012. – с.29-30
6. Кокорева О.Г. Статико-импульсная обработка как эффективный способ упрочнения деталей машин // Вестник федерального государственного образовательного учреждения высшего профессионального образования «Московский государственный агроинженерный университет им. В.П. Горячкина». №2(53), 2012. – с. 49-52
7. Олейник Н.В. Поверхностное динамическое упрочнение деталей машин. – М.: Машиностроение, 1984. – 228 с.
8. Орленко Л.П. Поведение материалов при интенсивных динамических нагрузках. – М.: Машиностроение, 1964. – 160 с.
9. Райнхарт Д.Ж.; Пирсон Д.Ж. Поведение металлов при импульсных нагрузках. – М.: Иностранная литература, 1958. – 296 с.
10. Технология статико-импульсного упрочнения. А.Г. Лазуткин, А.В. Киричек, Д.Л. Соловьев, О.Г. Кокорева. // Новые материалы и технологии. Тез. докл. Рос. научн.-техн. конф. – М. МГАТУ: 1997. – с. 17.

Результаты металлографических исследований при статико-импульсном упрочнении тяжело нагруженных поверхностей деталей машин

Разработанный способ статико-импульсной обработки сочетает в себе достоинства статических и динамических способов поверхностно-пластической деформации (ППД). Известно, что эффективным средством борьбы с интенсивным износом деталей является их упрочнение. Одна из важных задач исследования – определение проведения металлографического анализа образцов из высокомарганцевистой стали (ВМС), упрочнённых СИО.

Цель микроструктурных исследований – сравнительный анализ микрошлифов образцов литой высокомарганцевистой стали (ВМС), термообработанных образцов и образцов упрочнённых статико-импульсной обработкой (СИО).

Исследования проводились на базе центральной заводской лаборатории АО «Муромский стрелочный завод». Размер зерна определялся в соответствии со стандартными значениями по ГОСТ 5639-82. Выполнены микроструктурные исследования, подтверждающие теоретические гипотезы в рамках разработки механизма упрочнения поверхности методом ППД. Проведена оценка микроструктуры методом просмотра травленных микрошлифов на металлографическом микроскопе и сравнение с эталонными изображениями по ГОСТу 5639-82. Количественную оценку микроструктуры ВМС проводили по десятибалльной шкале. Установлено, что микроструктура образца из ВМС до упрочнения СИО - чистый аустенит, зерно неравномерное, соответствующее 2...3 баллам по шкале ГОСТа 5639-82 с твердостью НВ 284 и ударной вязкостью 1,95 МДж/м².

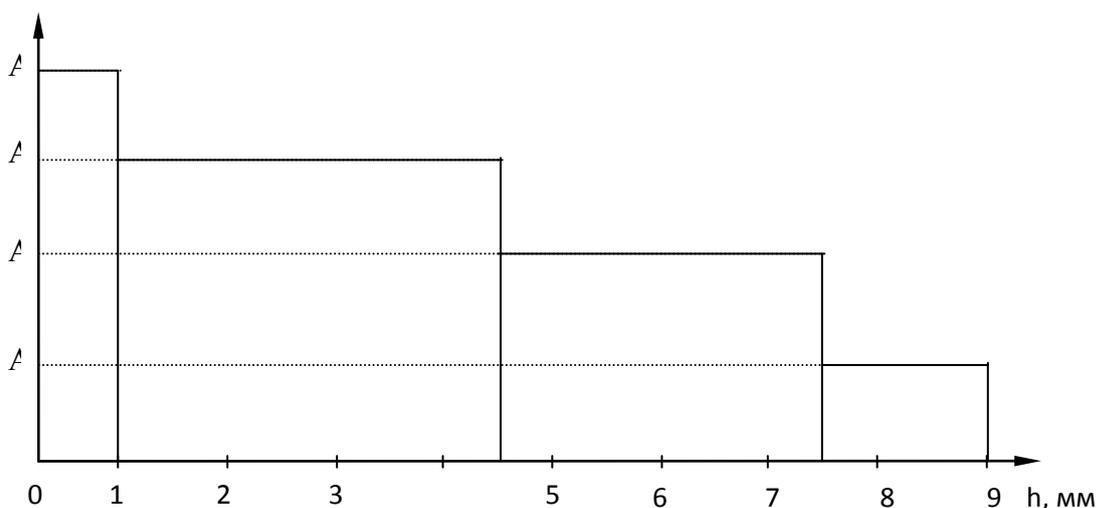


Рис. 1. Распределение размера зерна высокомарганцевистой стали по глубине упрочненного слоя.

Структура исследуемых образцов разнородная: у поверхности мелкое зерно типа А4...А5, по мере удаления от поверхности наблюдается увеличение размера зерна от А4...А3 – на глубине 4,5...7,5 мм, до А2...А1 – на глубине 8...10 мм по сечению образца (рис. 1). У поверхности отмечаются наибольшая степень деформации и твердости (НВ 570...620), что соответствует более мелкому зерну ВМС. При микроструктурном исследовании ВМС, упрочненной СИО, подсчитывали количество зерен на единице поверхности шлифа (1 мм²), а также среднюю площадь и средний диаметр зерна. В нашем случае для шлифов неупрочненных образцов и для образцов упрочненных СИО имеем количество зерен на площади 1 мм² 68 и 116, средний диаметр зерна 0,125 и 0,044 мм, среднюю площадь сечения

0,0147 и 0,00862 мм², размер зерна от 2...3 баллов до 4...5 баллов соответственно (табл. 1). Проведенные исследования показали, что в результате статико-импульсного упрочнения ВМС наблюдается формирование мелкозернистой структуры, что предполагает улучшение прочностных характеристик высокомарганцевистой стали.

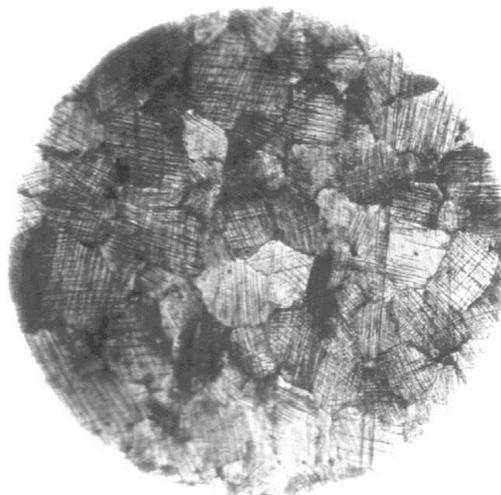


Рис. 2. Структура высокомарганцевистой стали, упрочненной статико-импульсной обработкой на поверхности образца.

Таблица 1

№ зерна	Средняя площадь сечения зерна a , мм ²	Число зерен на площади 1 мм ² m			Среднее число зерен в 1 мм ² N_v	Средний диаметр зерна d_m , мм	Средний условный Диаметр зерна d_L , мм
		Минимальное	Среднее	Максимальное			
-3	1	0,75	1	1,5	1	1,0	0,873
-2	0,5	1,5	2	3	2,8	0,707	0,630
-1	0,25	3	4	6	8	0,5	0,444
0	0,125	6	8	12	22,6	0,353	0,313
1	0,0625	12	16	24	64	0,250	0,222
2	0,0312	24	32	48	181	0,177	0,137
3	0,0156	48	64	96	512	0,125	0,111
4	0,00781	96	128	192	1448	0,088	0,0783
5	0,00390	192	256	384	4096	0,062	0,0559
6	0,00195	384	512	768	11535	0,044	0,0291
7	0,00098	768	1024	1536	32768	0,031	0,0267
8	0,00049	1336	2048	3072	92582	0,022	0,0196
9	0,00024	3075	4096	6114	262141	0,015	0,0198
10	0,00012	6140	8192	12288	741485	0,011	0,0098

Лабораторные исследования показали, что при увеличении энергии удара до 18 Дж происходит практически пропорциональное уменьшение размера зерна. В результате статико-импульсной обработки деформация распространяется на определенную глубину при соответствующем энергетическом воздействии (табл. 2).

Таблица 2

Номер диаметра Отпечатка индентора	Глубина распределения деформации, мм	Энергия удара, Дж
1	0...2,7	2,4
2	2,7...3,0	4,8
3	3,0...3,2	7,2

4	3,2...3,4	9,6
5	3,4...3,9	12

Таким образом представлены результаты микроструктурных исследований в виде сравнительного количественного анализа микрошлифов образцов из стали 110Г13Л, упрочнённых статико-импульсной обработкой (СИО).

Выводы:

- проведена количественная оценка микроструктуры образцов упрочненных СИО, которая показала, что происходит уменьшение размеров кристаллов от 2...3 баллов до 4...5 баллов по шкале ГОСТ 5639-82;

- в ходе анализа микроструктуры по сечению упрочненного образца установлено, что на глубине 9 мм наблюдается микроструктура неупрочненной ВМС. Это свидетельствует о наличие упрочненного слоя в 8...9 мм;

- установлено изменение степени деформации зерна по сечению от поверхности к центру, при этом с увеличением степени деформации происходит рост упрочнения. Это связано с понижением подвижности дислокаций и увеличением их плотности в 1,5...2 раза;

- исследован механизм структурных изменений, происходящих в образцах из ВМС при статико-импульсной обработке. Проведенные исследования показали, что причиной упрочнения является дробление зерен аустенита на более мелкие блоки и двойникование зерен.

Литература

1. Киричек А.В., Кокорева О.Г., Лазуткин А.Г., Соловьёв Д.Л. Статико-импульсная обработка и оснастка для её реализации // СТИН. 1999, №6. – С. 20-24.
2. Киричек А.В., Соловьёв Д.Л. Способы динамического упрочнения поверхностным пластическим деформированием // Кузнечно-штамповочное производство. 2001, №7. – С. 28-32.
3. Смелянский В.М. Механика упрочнения деталей поверхностным пластическим деформированием. – М.: Машиностроение, 2002. – 300с.
4. Лазуткин А.Г., Кокорева О.Г. Упрочнение и формообразование поверхностей статико-импульсной обработкой // Точность технологических и транспортных систем: Материалы междунар. науч.-техн. конф. – Пенза, 1998. Ч. 2. – С. 124-126.
5. Кокорева О.Г. Технологические возможности статико-импульсной обработки // Техника машиностроения, 2001, №2. – С. 12-15.
6. Кокорева О.Г. Результаты исследования тяжело нагруженных поверхностей, упрочнённых статико-импульсным методом // Вестник машиностроения, 2010, №3.
7. Киричек А.В., Соловьёв Д.Л., Лазуткин А.Г. Технология и оборудование статико-импульсной обработки поверхности пластическим деформированием. – М.: Машиностроение, 2004.

Остаточные напряжения в деталях винтовых механизмах при статическом нагружении

Для повышения точности расчета напряжений в деталях винтовых механизмов необходимо учитывать остаточные напряжения, которые возникают при изготовлении деталей и от действия высоких нагрузок при их эксплуатации. Следовательно, нужно уметь определять остаточные напряжения в локальных объемах материала, а также знать закономерности их изменения при воздействии различных внешних факторов. Если детали винтовых механизмов работают в области упругих деформаций, то остаточные напряжения можно учитывать сложением их с напряжениями от рабочих нагрузок. При статическом нагружении напряженное состояние зависит от механических свойств материалов, нагружения и геометрии элементов деталей. Механические свойства определяют степень развития упругопластических деформаций при существующей геометрии деталей и действующих нагрузок. Эти же факторы определяют выбор коэффициентов запаса прочности по предельным нагрузкам и долговечности.

Ранее в работах [1,2,3] рассматривалась задача комплексной методики расчета главных и эквивалентных напряжений в любой точке детали несоосного винтового механизма без учета остаточных напряжений. При расчете напряжений с учетом остаточных напряжений целесообразно выделить внутри детали три области [4,5]:

- первая ограничена внутренним диаметром резьбы;
- вторая заключена между внутренним диаметром резьбы и диаметром приложения нагрузки;
- третья расположена между диаметром приложения нагрузки и наружным диаметром резьбы.

При рассмотрении напряженного состояния в первой области учитываются нормальные, касательные напряжения винта и остаточные напряжения [6]:

$$\sigma_z = \sigma_z^T + \sigma_z^O, \tau_{yz} = \tau_{zy} = \tau_{yz}^T + \tau_{yz}^O.$$

Напряженное состояние второй области формируется в результате взаимодействия контактных напряжений, напряжений винта и витка, и остаточных напряжений [7,10]:

$$\sigma_x = \sigma_x^H, \sigma_y = \sigma_y^B + \sigma_y^H, \sigma_z = \sigma_z^T + \sigma_z^H + \sigma_z^O, \tau_{yx} = \tau_{xy} = \tau_{xy}^B + \tau_{xy}^H, \tau_{xz} = \tau_{zx} = \tau_{xz}^H, \\ \tau_{yz} = \tau_{zy} = \tau_{yz}^B + \tau_{yz}^T + \tau_{yz}^H + \tau_{yz}^O.$$

В третьей области действуют напряжения винта, контактные напряжения и остаточные напряжения [8]:

$$\sigma_x = \sigma_x^H, \sigma_y = \sigma_y^H, \sigma_z = \sigma_z^T + \sigma_z^H + \sigma_z^O, \tau_{yx} = \tau_{xy} = \tau_{xy}^H, \tau_{xz} = \tau_{zx} = \tau_{xz}^H, \\ \tau_{yz} = \tau_{zy} = \tau_{yz}^T + \tau_{yz}^H + \tau_{yz}^O.$$

Необходимо знать и управлять остаточными напряжениями и деформациями. Управление остаточными напряжениями может быть успешным, если оно базируется на соблюдении определенных закономерностей взаимодействия исходных и вносимых остаточных напряжений, т. е. на условиях наследования технологических остаточных напряжений.

Теоретический анализ образования остаточных напряжений и деформаций по теореме Генке с учетом влияния технологической наследственности приводит к зависимости вида [9]

$$\sigma^O = \sigma^H + \sigma^P = (K_1\sigma^H + \sigma_c^H + \sigma_Q^H) - (K_2\sigma^H + \sigma_c^M + \sigma_Q^M + \sigma_c^{P'} + \sigma_Q^{P'}),$$

где σ^O – результирующие остаточные напряжения; σ^H – напряжения нагрузки; σ^P – напряжения разгрузки; σ^H – исходные напряжения; K_1, K_2 – коэффициенты, учитывающие степень изменения на этапах нагружения и при снятии нагрузки; σ_c^H, σ_Q^H – компоненты напряжений нагрузки от воздействия силового и теплового факторов; $\sigma_c^M, \sigma_Q^M, \sigma_c^{P'}, \sigma_Q^{P'}$ – компоненты напряжения от действия силового и теплового факторов, вызывающих остаточные деформации соответственно деформации изгиба и растяжения детали.

Расчет деталей на статическую прочность с учетом остаточных напряжений выполняется путем линейной аппроксимации диаграммы деформирования, либо путем степенной аппроксимации диаграммы деформирования [11]. Получены зависимости главных (экстремальных) и эквивалентных напряжений при статическом нагружении деталей винтовых механизмов с учетом остаточных напряжений. С учетом остаточных напряжений более полно отражается напряженно-деформированное состояние деталей винтовых механизмов, повышается точность расчетов.

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. №1. – С.63-66.
5. Лодыгина Н.Д. Напряженное состояние в произвольной точке сечения витков деталей несоосных винтовых механизмов // Машиностроение и безопасность жизнедеятельности. 2011. №2. – С.55-58.
6. Лодыгина Н.Д., Влияние неравномерности распределения нагрузки на величину экстремальных напряжений в сечениях деталей винтовых механизмов // Современные проблемы науки и образования. 2012. №5. – С. 144.
7. Лодыгина Н.Д. Зависимость напряжений от геометрических параметров витка винтового механизма // Современные наукоемкие технологии. 2013. №2. – С.26-28.
8. Лодыгина Н. Д., Шарапов Р. В. Исследование напряженного состояния в сечениях витка винтового механизма // Современные наукоемкие технологии. 2011. №5. – С. 33-36.
9. Ключин А. Р. Условия наследования технологических остаточных напряжений и деформаций при обработке поверхностным пластическим деформированием // Вестник машиностроения. 1984. №6. – С.32-34.
10. Лодыгина Н.Д. Расчет контактных напряжений сопрягаемых винтовых поверхностей // Машиностроение и безопасность жизнедеятельности. 2013. №1. – С. 67-71.
11. Лодыгина Н.Д. Расчет экстремальных напряжений в любой точке детали несоосного винтового механизма при эксплуатации // Машиностроение и безопасность жизнедеятельности. 2012. №2. – С. 69-72.

Расчет напряжений деталей винтовых механизмов при циклическом нагружении

Большинство деталей машин в рабочих условиях испытывают переменные напряжения, циклически изменяющиеся во времени. При переменных напряжениях после некоторого числа циклов может наступить внезапное разрушение детали без заметных остаточных деформаций при напряжениях, значительно меньших предела прочности материала. Это явление называется усталостью материалов. Усталостное разрушение начинается с накопления повреждений на границах зерен материала и образования на поверхности в зоне концентрации напряжений микротрещины. Со временем происходит развитие трещины и ослабления сечения. Трещина растет обычно в направлении, перпендикулярном линии действия наибольших нормальных напряжений. Когда прочность оставшейся (неповрежденной) части сечения становится недостаточной, происходит внезапное разрушение детали.

На величину максимальных циклически меняющихся напряжений (предел выносливости) деталей кроме механических свойств материала влияет целый ряд различных факторов: вид деформации, конфигурация детали, абсолютные размеры, качество обработки поверхности, степень несимметрии цикла.

Детали винтовых механизмов с наружной резьбой в процессе эксплуатации могут воспринимать напряжения переменные во времени [1,2]. Напряжения, переменные во времени, в общем случае изменяются по асимметричному циклу [3], который определяется по одной из известных зависимостей: Биргера, Гербера, Степнова, Шканова и др.

Усталостная прочность одно из наиболее важных эксплуатационных свойств сопрягаемых деталей несоосных винтовых механизмов. Исследование влияния неровностей на предел выносливости в настоящее время наиболее изучено. Известно, что чем меньше шероховатость поверхности, тем выше усталостная прочность деталей, так как поверхностные микронеровности являются эффективными концентраторами напряжений и служат одной из причин снижения предела выносливости. Установлено также, что предел выносливости зависит от наклёпа, остаточных напряжений и напряженного состояния поверхностного слоя детали [4]. Остаточные напряжения оказывают существенное влияние на выносливость в случае наличия галтелей, надрезов, кольцевых канавок, резьбы.

Расчет на многоцикловую усталость проводили в следующем порядке. Вначале определяем максимальные и минимальные напряжения цикла [5,6]. Главные (экстремальные) напряжения в деталях винтовых механизмов определены автором ранее по комплексной методике [7,8,9]. Затем находим амплитудное, среднее напряжения цикла и предел выносливости. Используя зависимость Шканова, а также остаточные напряжения, находили пределы выносливости как при асимметричном, так и при симметричном циклах с учетом и без учета остаточных напряжений.

Из полученных результатов видно, что для симметричного цикла силовое воздействие не оказывает влияние на предел выносливости. В этом случае предел выносливости определяется уровнем остаточных напряжений: сжимающие остаточные напряжения увеличивают предел выносливости, а растягивающие – снижают. При асимметричном цикле нагружения на предел выносливости оказывают влияние как силовое воздействие, так и остаточные напряжения.

Литература

1. Лодыгина Н.Д., Лазуткина Н.А. Напряженное состояние ходовых винтов несоосных винтовых механизмов // Современные наукоемкие технологии. 2011. №4. – С. 41-44.
2. Лодыгина Н.Д. Исследование напряжений деталей винтовых механизмов // Машиностроение и безопасность жизнедеятельности. 2011. №1. – С. 63-66.

3. Лодыгина Н.Д., Шарапов Р. В. Исследование напряженного состояния в сечениях витка винтового механизма // Современные наукоемкие технологии. 2011. №4. – С. 33-36.
4. Лодыгина Н.Д., Влияние неравномерности распределения нагрузки на величину экстремальных напряжений в сечениях деталей винтовых механизмов // Современные проблемы науки и образования. 2012. №5. – С. 144.
5. Лодыгина Н.Д. Зависимость напряжений от геометрических параметров витка винтового механизма // Современные наукоемкие технологии. 2013. №2. – С. 26-28.
6. Лодыгина Н.Д. Расчет напряжений в сечении винтов несоосных винтовых механизмов // Машиностроение и безопасность жизнедеятельности. 2010. №7. – С. 122-125.
7. Лодыгина Н.Д. Напряженное состояние в произвольной точке сечения витков деталей несоосных винтовых механизмов // Машиностроение и безопасность жизнедеятельности. 2011. №2. – С. 55-58.
8. Лодыгина Н.Д. Расчет контактных напряжений сопрягаемых винтовых поверхностей // Машиностроение и безопасность жизнедеятельности. 2013. №1. – С. 67-71.
9. Лодыгина Н.Д. Расчет экстремальных напряжений в любой точке детали несоосного винтового механизма при эксплуатации // Машиностроение и безопасность жизнедеятельности. 2012. №2. – С. 69-72.

К вопросу компьютерного моделирования внутреннего шлифования сборным абразивным инструментом

Существующие конструкции абразивных инструментов, схемы шлифования и методы подвода СОТС не обеспечивают гарантированного присутствия достаточного количества жидкости в зоне обработки, что приводит к необходимости использования косвенных методов отвода образующегося тепла – в частности, путем охлаждения круга и самой заготовки вне зоны резания. При этом значительно увеличивается расход СОТС, необходимой для бездефектной реализации процесса абразивной обработки.

Проведенный анализ научно технической и патентной литературы позволил сделать вывод о том, что наиболее эффективным способом внутреннего шлифования является способ центробежного шлифования сборным инструментом с радиально подвижными абразивными сегментами [Патент РФ №2182531. Способ внутреннего шлифования/ Д.Р. Блурцян, В.Г. Гусев, Ю.В. Трифонова и др. – Б.И., 2002. - №14.].

Построена компьютерная модель внутреннего шлифования в программном продукте COSMOSFloWorks полностью интегрированную в SolidWorks, что позволяет проводить расчеты течений любой сложности без какой-либо дополнительной передачи данных между программой геометрического моделирования и инженерного расчета. Эти особенности программного продукта позволяют создать математически точную геометрическую модель (установки для шлифования), задавать исходные данные и визуализировать результаты расчетов непосредственно в среде SolidWorks.

Современные программные средства дают возможность не только моделировать названные процессы, но и решать применимые к ним технические задачи. Однако, говорить о подобии модели и природы можно только при равенстве применяемых для них постоянных чисел – критериев подобия.

Проведя анализ условий подобия исследуемого процесса шлифования и компьютерной модели, был сделан вывод о необходимости соблюдения трех видов подобия – геометрического, кинематического и гидродинамического.

Соблюдение геометрического подобия означает, что все линейные размеры проточных частей модели и природы должны иметь постоянный критерий

$$C_\ell = \frac{\ell_n}{\ell_m} = \frac{R_\Gamma^n}{R_\Gamma^m},$$

где ℓ_n - условный линейный размер природы; ℓ_m - условный линейный размер модели; R_Γ - гидравлический радиус проходных сечений.

Соблюдение кинематического подобия означает, что в геометрически сходных точках модели и природы треугольники скоростей, отражающие кинематику течения СОТС в каналах шлифовального круга должны быть подобны, то есть соотношение абсолютных, относительных и переносных скоростей потока должны иметь свой постоянный критерий

$$C_v = \frac{C_n}{C_m} = \frac{U_n}{U_m} = \frac{W_n}{W_m},$$

где C – абсолютная скорость; U – переносная скорость; W – относительная скорость.

Гидродинамическое подобие определяется равенством критерия Рейнольдса “природы” и “модели”:

$$R_e^n = R_e^m = \frac{C \cdot L}{\nu},$$

где C – абсолютная средняя скорость потока; L – характерный геометрический размер каналов СОТС; ν – коэффициент кинематической вязкости СОТС.

Как обобщающее критериальное понятие может быть введено “материальное” подобие, определяющее взаимное соответствие частиц СОТС по массе, проходящей по каналам шлифовального натурального и модельного кругов:

$$C_m = \frac{M_n}{M_m} = \frac{\rho_n V_n}{\rho_m V_m},$$

где ρ – плотность СОТС; V – объемный расход СОТС, определяемый как $L^3 T^{-1}$; T – временной интервал.

При выполнении всех этих условий подобие процесса внутреннего шлифования на “натуре” и “модели” может считаться относительно “полным” и к нему может быть в полной мере применимо математическое моделирование физических процессов, базирующееся на последних достижениях вычислительной гидродинамики CosmosFloWorks.

Литература

1. Гусев В.Г., Блурцян Д.Р., Трифонова Ю.В. Достоинства и особенности прогрессивного процесса шлифования отверстий кругами с радиально-подвижными сегментами: Материалы II МНТК. Актуальные проблемы машиностроения. – Владимир: ВлГУ, 2002. – с. 67–70.
2. Яшков В.А., Силян Л.В. Технология внутреннего шлифования без тепловых эффектов // СТИН. 2012. № 3. – С. 22-25.

Влияние напряженно-деформированного состояния поверхностного слоя сплава АО20-1 на характеристики трения

Эксплуатация машин в настоящее время ставит задачу повышения служебных свойств подшипников скольжения, включая приработочные свойства. При трении в период приработки антифрикционных материалов кроме благоприятного распределения отдельных составляющих в матричной основе происходит и формирование определенного напряженно-деформированного состояния (НДС) в поверхностном слое, что сказывается на повышении служебных свойств трибосистемы. Исследований, направленных на изучение закономерностей формирования НДС поверхностного слоя антифрикционных материалов в процессе приработки, проведено недостаточно.

В данной работе приведены результаты исследования формирования НДС в поверхностном слое антифрикционного сплава АО20-1, как наиболее широко применяемого в подшипниках скольжения транспортных двигателей внутреннего сгорания, силовых и энергетических установок и др. Исследование проводилось применительно к процессу приработки по схеме "ролик - плоскость" при возрастающей нагрузке с целью выявления возможности использования альтернативного способа придания трибоповерхности требуемого НДС путем накатывания.

Накатывание трибоповерхности образца антифрикционного материала осуществлялось роликом с использованием специального нагрузочно-деформирующего устройства. Опытные значения нагрузок для ППД назначались из условия отсутствия разрушения материала в поверхностном слое на основе предварительного теоретического анализа всего спектра возможных напряженно-деформированных состояний [1,2].

В ходе исследования было выявлено, что при накатывании трибоповерхности образцов из антифрикционных материалов с постепенным увеличением нагрузки до требуемого значения, происходит постепенное увеличение как значения микротвердости, так и глубины упрочнения поверхностного слоя. На рис. 1 кривая 1 отражает распределение микротвердости по глубине накатанных образцов. После их приработки значение микротвердости и глубина распространения упрочнения увеличились (рис. 1 кривая 2). При исследовании базовых образцов, приработанных по такой же методике, распространение микротвердости по глубине (рис. 6 кривая 3), оказалась совпадающей с зависимостью для накатанных образцов.

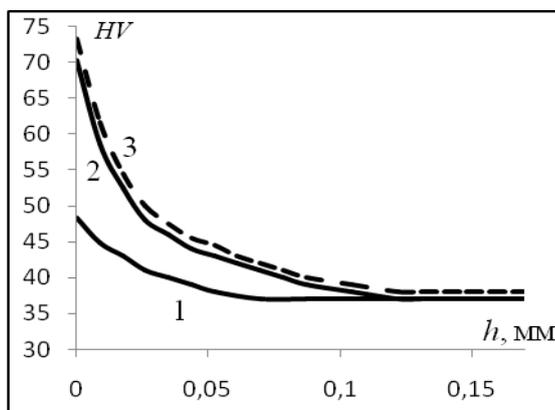


Рис. 1. Распределение микротвердости HV по глубине для сплава АО20-1: 1 – накатанный образец, 2 - приработанный накатанный образец, 3 - приработанный базовый образец.

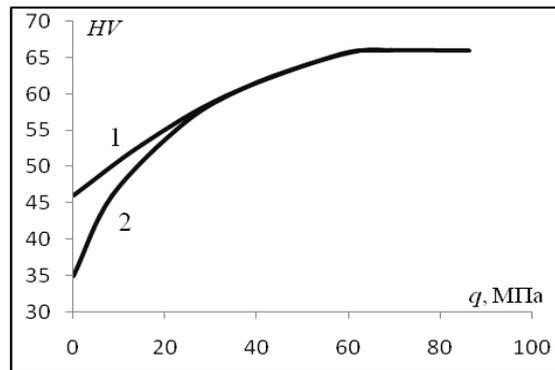


Рис. 2. Изменение микротвердости поверхностного слоя при приработке с постепенным ступенчатым повышением внешней нагрузки для сплава АО20-1: 1 - накатанный образец, 2 - базовый образец.

Изучение микротвердости образцов, прошедших приработку с постепенным ступенчатым повышением внешней нагрузки выявило, что: 1) во время ступенчатой приработки микротвердость поверхностного слоя повышается с ростом давления, 2) при приработке накатанных образцов закономерность роста микротвердости (рис. 2 кривая 1) совпадает с соответствующей закономерностью для базовых образцов (рис. 2 кривая 2) после ряда начальных ступеней нагрузки.

Для установления влияния предварительно созданного НДС на служебные свойства антифрикционного сплава АО20-1 была произведена оценка по параметрам трения. Было установлено, что накатывание повышает несущую способность сплава АО20-1 во всем диапазоне нагрузок (до 50%). Период приработки образцов до достижения давления q_0 (равного q_{max} для ненакатанных образцов) сократился в 2 раза. Проведенные испытания позволили выявить значительно различающиеся скорости нарастания износа для накатанных и ненакатанных образцов, а также более низкую текущую скорость изнашивания в почти в 2 раза увеличенном диапазоне давлений для накатанного образца. При достижении давления q_0 износ накатанных образцов оказался в 3,8 раза ниже, чем износ ненакатанных образцов.

Из проведенного исследования следует, что во время приработки трибосистемы энергозатратные механизмы формирования совместности, основанные на подстройке НДС поверхностного слоя, можно в определенной части заменить предварительным накатыванием трибоповерхности. При этом процесс предварительного пластического деформирования поверхности будет проходить в условиях более благоприятных по задиру (повреждаемости), по сравнению с формированием требуемого НДС трением на повышенных нагрузках в процессе приработки. Кроме того, предварительное формирование НДС в поверхностном слое накатыванием позволяет повысить ряд служебных свойств трибоматериалов и обеспечить совместимость трущихся поверхностей в процессе нормальной эксплуатации. Важно отметить, что повышенная прочность глубинных слоев основы сплавов также способствует повышению усталостной прочности всего грузонесущего слоя.

Литература

1. Зелинский В.В. Пластическое равновесие поверхностного слоя при трении. // Машиностроение и безопасность жизнедеятельности, 2012, № 4. – с. 46-49.
2. Зелинский В.В., Сучилин Д.Н. Модифицирование поверхностного слоя материалов для подшипников скольжения // Машиностроение и безопасность жизнедеятельности, 2013, № 2(16). – с. 54-61.

Микротопография поверхности

В последнее время, в связи с непрерывным повышением эксплуатационных характеристик выпускаемых изделий, повышаются требования к показателям качества поверхностей деталей машин. Одним из таких показателей является шероховатость поверхности и ее однородность.

Шероховатость поверхности замеряют чаще всего в направлении подачи. В направлении скорости измерения не делаются. Неоднородность шероховатости остается неотмеченной, хотя она в некоторых случаях может достигать 50% и более. Такая неоднородность может вызывать отклонения в процессе эксплуатации.

Согласно рекомендациям при выглаживании, допускается обработка при радиальном биении вплоть до 0,2 мм, но с ограничением скорости, исходя из неразрывности контакта.

Однако, результаты замеров шероховатости по образующей в разных сечениях, показывают, что таких рекомендаций недостаточно. Согласно методике замеряются параметры шероховатости в нескольких сечениях. Затем, при статистической обработке результатов «отбраковываются» минимальные и максимальные значения, не удовлетворяющие критерию Стьюдента. Таким образом, искажается истинное значение параметров шероховатости.

При алмазном выглаживании цилиндрической поверхности из сплава Д16 наблюдается неоднородность шероховатости в направлении скорости. Причем наблюдается явная зависимость величины неоднородности от радиального биения. На рисунке приведено распределение шероховатости по поверхности цилиндра в различных угловых сечениях после алмазного выглаживания. Из зависимостей видно, что чем больше радиальное биение, тем выше шероховатость и больше ее неравномерность.

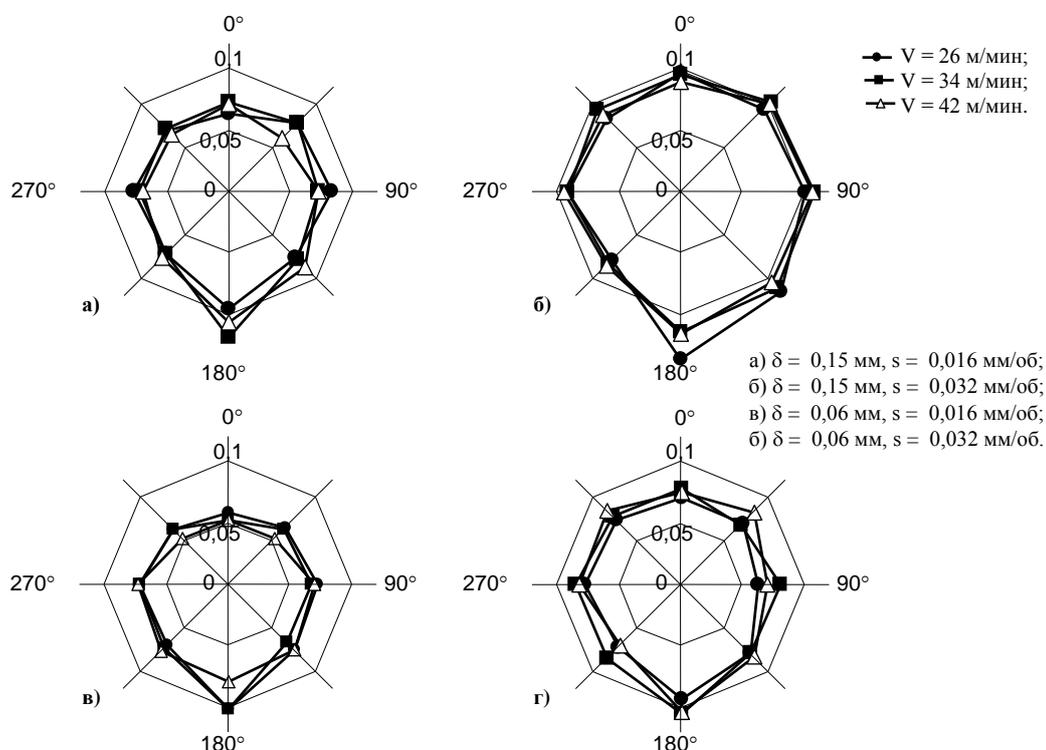


Рис. 1. Распределение шероховатости по образующей цилиндра R_a , мкм

К вопросу критериального моделирования шлифования отверстий сборным абразивным инструментом

С точки зрения теплообмена схему внутреннего шлифования сборным абразивным кругом можно представить в следующем виде (рис 1). Движущиеся друг за другом абразивные сегменты 1 и 4 генерируют тепло распространяющееся в обрабатываемую деталь 2 и СОТС 3. По критерию Пекле (для данной схемы шлифования при диаметре заготовки 100 мм и частоте вращения круга 3000 мин⁻¹ $Pe=5,38 \cdot 10^4$) абразивные сегменты 1 и 4 являясь быстро движущимися источниками тепла, передают его от заготовки к СОТС. В этом случае понижение температуры обрабатываемой детали в соответствии с законом Ньютона – Рихмана описывающего процесс теплообмена между заготовкой и СОТС будет выглядеть следующим

образом: $(T_z - T_{СОТС}) = \frac{q}{\alpha}$

где: q (Вт/м²) – плотность теплового потока, T_z – температура детали, $T_{СОТС}$ – температура СОТС, α (Вт/м²К) – коэффициент теплоотдачи, который можно определить по формуле:

$$\alpha = 6 \cdot 10^4 \cdot V^{0.8} \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{К)} \quad (1)$$

где: V скорость течения СОТС по поверхности.

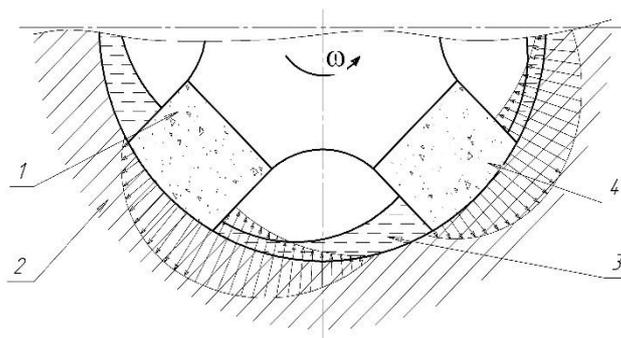


Рис. 1. Схема теплообмена между абразивными сегментами, заготовкой и СОТС

Для полного учета всех особенностей процесса шлифования сборным абразивным кругом воспользуемся критериальным моделированием.

В общем виде критериальное уравнение для рассматриваемого случая: $Nu=f(Re, St, Pr)$, где Re – критерий Пекле; St – критерий Грасгофа; Re – критерий Рейнольдса; Pr – критерий Прандтля.

Исходя из сказанного, можно сделать вывод, что решением уравнений гидродинамики в критериальной форме для теплообмена будет

$$Nu=f(Re, Pr)$$

Конкретный вид данной функциональной зависимости после приближенных эмпирических расчетов и случая когда шлифуемая поверхность омывается турбулентным потоком, будет

$$Nu = 0.086 Pr^{0.4} Re^{0.8}$$

Если учесть, что турбулентный поток СОТС может характеризоваться числом Re в пределах от 10^4 до $4 \cdot 10^6$, а число Pr для водных растворов при температуре до 100 °С близко к 1.75, то предыдущая зависимость упрощается до

$$Nu=0,043Re^{0.8}.$$

С учетом того, что для воды при 100 °С $\lambda=0,683$ Вт/(м·К), $a=1,69 \cdot 10^{-7}$ м²/с, $\nu=2,95 \cdot 10^{-7}$ м²/с вычисление коэффициента теплообмена между обрабатываемой поверхностью и СОТС можно производить по формуле 1

Анализируя выражения 1 можно сделать вывод, что количество теплоты отдаваемой обрабатываемой поверхностью в СОТС зависит от времени охлаждения и скорости омывания обрабатываемой поверхности турбулентным потоком, что позволяет предотвратить нагрев обработанной поверхности.

Решение критерийной модели процесса возможно только для частных случаев. Учесть все особенности процесса шлифования позволяет применение системы дифференциальных уравнений Навье — Стокса. Решение этой системы уравнений реализовано численным методом.

Литература

1. Гусев В.Г., Блурцян Д.Р., Трифонова Ю.В. Достоинства и особенности прогрессивного процесса шлифования отверстий кругами с радиально-подвижными сегментами: Материалы II МНТК. Актуальные проблемы машиностроения. – Владимир: ВлГУ, 2002. – с. 67–70.
2. Яшков В.А., Силин Л.В. Технологический подход к сокращению продолжительности приработки // Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии. 2011. № 4. – С. 100-103.
3. Яшков В.А., Силин Л.В. Технология внутреннего шлифования без тепловых эффектов // СТИН. 2012. № 3. – С. 22-25.