

Технология машиностроения. Материаловедение

Закономерности формирования остаточных напряжений в поверхностных слоях торсионных валов зависимости от времени дробеструйной обработки и глубины упрочненного слоя

Технологические остаточные напряжения, возникающие в поверхностных слоях при их обработке, являются одним из факторов, влияющих на усталостную прочность торсионных валов.

Известно, что процесс шлифования валов отрицательно влияет на ряд важнейших показателей качества поверхностей и особенно на остаточные напряжения. Отрицательное воздействие особенно сказывается при нарушениях технологического процесса. При этом в поверхностных слоях имеют место структурные изменения.

Исследования остаточных напряжений выполнены по методике акад. Н.Н. Давиденкова [1]. Исследовались тангенциальные и осевые технологические остаточные напряжения первого рода.

В исследовании показано влияние операций дробеметного упрочнения на формирование тангенциальных остаточных напряжений в поверхностных слоях стержня и галтелей торсионного вала.

Дробеметному упрочнению подвергались торсионные валы, прошедшие механическую и термическую обработку. Обработка дробью торсионных валов проводилась в дробеметной камере. В качестве дробы использовали дробь чугунную (ДЧК) размером 1...3 мм.

Торсионные валы обработаны по следующей технологии: точение; термообработка, горячая правка, дробеметное упрочнение поверхностей шлиц, галтелей R100 и стержня Ø52 мм, накатка впадин шлиц, 1-е заневоливание, обкатка стержня и галтелей торсионного вала, 2-е заневоливание. При изготовлении валов были выдержаны все геометрические параметры точности и расположения отдельных поверхностей торсионного вала.

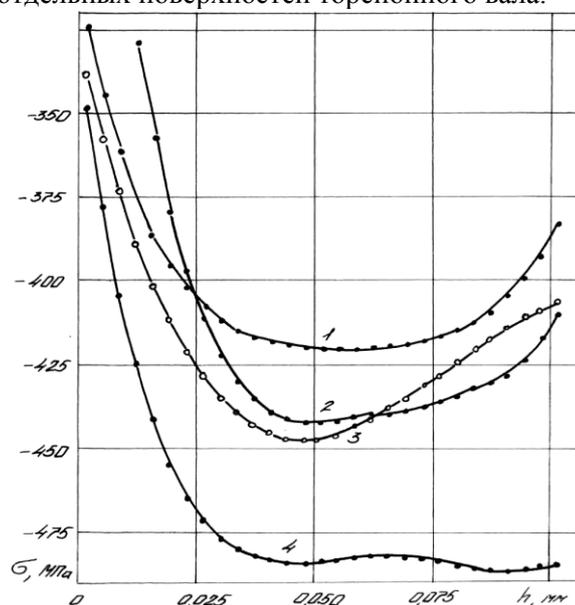


Рис. 1. Изменения тангенциальных технологических остаточных напряжений σ в зависимости от глубины залегания слоя и времени дробеметной обработки τ стержня торсионного вала:
1 – $\tau = 5$ мин; 2 – $\tau = 10$ мин; 3 – $\tau = 15$ мин; 4 – $\tau = 20$ мин

С целью исследования влияния режимов операций дробеметного упрочнения и последующего обкатывания на технологические остаточные напряжения был изготовлен вал,

отдельные участки стержня которого были обработаны дробью в течение различных промежутков времени.

Результаты исследований распределения тангенциальных технологических остаточных напряжений в поверхностном слое при различном времени дробеметной обработки стержня торсионного вала представлены на рис. 1, из которого следует, что при всех режимах дробеметного упрочнения в поверхностном слое формируются лишь сжимающие напряжения. При этом напряжения на глубине $h = 0,05$ мм при времени дробеметного упрочнения $\tau = 5$ мин составляют -420 МПа и увеличиваются до -485 МПа при $\tau = 20$ мин.

На рис. 2 даны результаты исследования технологические остаточных напряжений по глубине поверхностных слоев стержня торсионного вала, подвергнутого дробеметному упрочнению, обкатыванию и прошедшего стендовые испытания (520000 циклов-закруток без разрушения вала). Как видно из рисунка, в поверхностном слое вала сформированы сжимающие тангенциальные остаточные напряжения, величина которых колеблется в пределах $-100...-300$ МПа. На кривых 1-4 на расстоянии $0,01...0,02$ мм от поверхности стержня $\varnothing 52$ мм имеется перегиб, обусловленный упрочнением поверхностного слоя при дробеметной обработке и обкатывании стержня торсионного вала.

Исследованием картин распределенная 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 дробеметного упрочнения) и выдержавшего до разрушения 970000 циклов-закруток, величина сжимающих тангенциальных технологических остаточных напряжений в поверхностных слоях стержня на глубине $0,1$ мм колеблется в пределах $-270...-420$ МПа.

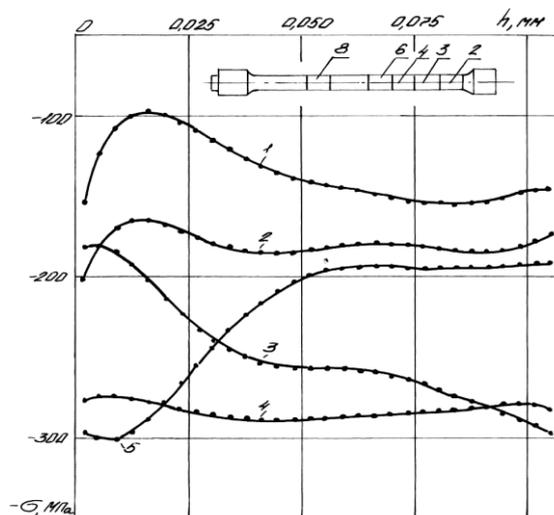


Рис. 2. Изменение тангенциальных технологических остаточных напряжений σ по глубине поверхностных слоев h стержня торсионного вала, подвергнутого дробеметному упрочнению и обкатыванию: 1 - образец 3; 2 - образец 6; 3 - образец 2; 4 - образец 4; 5 - образец 8

На основании выполненных исследований можно сделать следующий вывод:

- изготовление поверхностей стержня и галтелей торсионных валов по маршруту: «точение – термообработка – упрочнение дробью – заневоливание – обкатка – заневоливание» обеспечивает за счет формирования сжимающих остаточных напряжений, а также исключения характерных дефектов шлифования увеличение усталостной прочности валов по сравнению с требуемой в пределах 3,5...6 раз.

Литература

1. Давиденков Н.Н. Измерение остаточных напряжений в трубках // Журнал технической физики. 1991. Т. 1. Вып. 1.

Закономерности формирования остаточных напряжений в поверхностных слоях торсионных валов в зависимости от времени дробеструйной обработки и технологии обработки

Технологические остаточные напряжения, возникающие в поверхностных слоях при их обработке, являются одним из факторов, влияющих на усталостную прочность торсионных валов.

В соответствии с технологией обработки торсионных валов, изготавливаемых из стали 45ХН2МФА-Ш, основные рабочие поверхности (стержень и галтели) после токарной и термической обработки подвергаются операциям предварительного и окончательного шлифования, а затем производятся заневоливание и обкатывание с последующим вторичным заневоливанием.

Исследования остаточных напряжений выполнены по методике акад. Н.Н. Давиденкова [1].

Установлено, что в поверхностных слоях торсионных валов после закалки и отпуска формируются сжимающие остаточные напряжения. Величина этих напряжений на глубине 0,1 мм колеблется в пределах -230...-360 МПа и более. После выполнения операций предварительного шлифования картина напряженного состояния, имеющая место после операций термообработки, резко меняется. При этом возникают растягивающие напряжения, достигающие 100...400 МПа.

За основу нового технологического процесса изготовления торсионных валов без операций шлифования положена замена этих операций процессами упрочнения дробью. Исследовано дробеструйная обработки рабочих поверхностей торсионных валов взамен операций шлифования. Эффективность использования операций упрочнения дробью заключается в том, что за счет исключения операций шлифования и введения в технологический процесс дробеструйной обработки с последующим обкатыванием обеспечиваются все технические требования, предъявляемые к торсионным валам.

При исследовании дробеструйной обработки изучены закономерности формирования остаточных напряжений в зависимости от продолжительности процесса. Для этого изготовлены образцы-пластинки размерами 40×6×2 мм из закаленной стали 45ХН2МФА-Ш. Образцы-пластинки закреплялись на шлицевой головке торсионного вала. Обработка осуществлялась на установке дробеструйной очистки базового завода с использованием дроби чугунной колотой (ДЧК) размером 0,1...3 мм. Закономерности формирования осевых напряжений по глубине поверхностного слоя в зависимости от времени дробеструйного упрочнения образца представлены на рис. 1. Как видно, при дробеструйном упрочнении в поверхностном слое глубиной до 0,15 мм формируются сжимающие напряжения величиной -25...-200 МПа. С увеличением продолжительности упрочнения сжимающие напряжения растут.

На рис. 2 показано распределение тангенциальных напряжений по глубине залегания исследуемого слоя от поверхности для различных методов обработки поверхности стержня. Как видно, 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 $h = 0,003$ мм сжимающих напряжений. Однако на глубине $h = 0,0035$ мм встречаются растягивающие напряжения (кривая 2). Дробеструйное упрочнение поверхностного слоя валов значительно повышает уровень сжимающих остаточных напряжений. Так, на глубине $h = 0,02$ мм, $\sigma = -550...-600$ МПа.

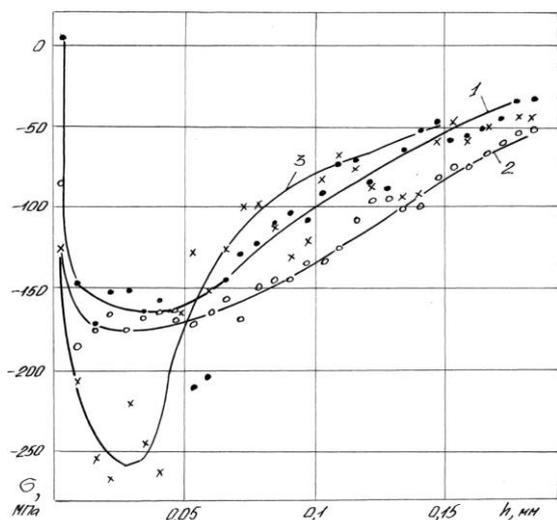


Рис. 1. Распределение осевых технологических остаточных напряжений σ по глубине залегания поверхностных слоев h от времени дробеструйного упрочнения τ при перпендикулярном направлении дробы:
 1 – τ – 1 мин; 2 – τ – 4 мин; 3 – τ – 8 мин

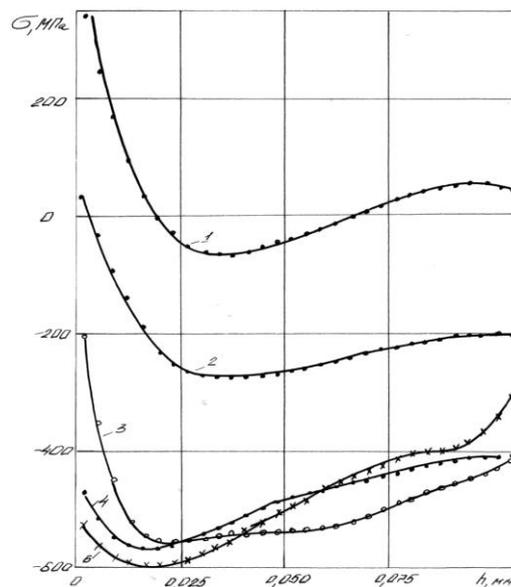


Рис. 2. Распределение тангенциальных технологических остаточных напряжений по глубине залегания поверхностных слоев при различных методах обработки стержня и галтелей торсионного вала: 1 - чистовое шлифование; 2 - базовая технология (чистовое шлифование, обкатывание); 3, 4, 5 - чистовое шлифование, дробеструйное упрочнение, обкатывание

Для исследования усталостной прочности валов, обработанных по новой технологии без шлифования с дробеструйным упрочнением, были изготовлены экспериментальные торсионные валы.

При дробеструйном упрочнении торсионных валов шлицевые головки упрочняли дробью ДЧК размером 1...3 мм в течение 5 мин, а галтели R100 и стержень $\varnothing 52$ мм в течение 3 мин. В процессе упрочнения торсионный вал вращался (скорость 3 м/мин). Экспериментальные торсионные валы подвергались стендовым испытаниям на усталостную прочность в соответствии с инструкциями на испытания базового предприятия.

При испытаниях экспериментальный вал № 1 выдержал 520000 циклов-закруток и разрушился по стержню, а вал № 2 выдержал 970000 циклов-закруток, не разрушился и был снят с испытаний ввиду загруженности стенда.

Исследовано распределение технологических остаточных напряжений различных участков стержня торсионного вала № 1 после стендовых испытаний. Установлено, что как осевые, так и тангенциальные остаточные напряжения являются напряжениями сжатия, изменяющимися в пределах -200...-300 МПа.

На основании выполненных исследований можно сделать следующий вывод:

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

Литература

1. Давиденков Н.Н. Измерение остаточных напряжений в трубках // Журнал технической физики. 1991. Т. 1. Вып. 1.

Методы повышения износостойкости сталей обработкой магнитным полем

В настоящее время существует много способов повышения износостойкости поверхностного слоя металлов путем изменения структуры и энергетического запаса поверхностного слоя. Одним из них и достаточно перспективным является магнитная обработка. Достоинствами магнитной обработки являются незначительная стоимость и высокая производительность устройств и современных установок, применяемых в промышленности, а так же простота технологии. Немаловажным фактором является то, что после воздействия магнитного поля сохраняется геометрия обработанных деталей.

Существует несколько методов обработки магнитным полем инструментов и деталей машин, которые можно классифицировать следующим образом:

- обработка статическим магнитным полем напряженностью 100-1000 кА/м, длительность воздействия до 300 с;
- обработка импульсным магнитным полем напряженностью 50-2000кА/м, длительность воздействия 1-10 с.

Обработку статическим магнитным полем подразделяют на

- обработку с последующим размагничиванием через 8-24 часа;
- обработку с локальной концентрацией магнитного потока;
- динамическую обработку (обработку при движении заготовки с ускорением) в магнитном поле постоянной напряженности;
- обработку при свободном перемещении заготовки в полости индуктора.

Обработка импульсным магнитным полем подразделяется на

- обработку без последующего размагничивания;
- обработку с последующим размагничиванием через 24 часа;
- полициклическую обработку (2-10 циклов с выдержкой 10-20 минут между циклами);
- обработку с применением локальных концентраторов поля.

Достаточное разнообразие методов обработки магнитным полем и усиление их изучения в последние годы обусловило появление различных гипотез влияния поля.

Повышение износостойкости режущих и деформирующих инструментов путем магнитной обработки ряд авторов работ объясняют изменением дислокационной структуры инструментальных сталей за счет происходящего магнитострикционного упрочнения и магнитодисперсионного твердения. По их мнению, намагничивание материала сопровождается магнитострикционной деформацией, упругими напряжениями, что ведет к образованию локальных перенапряжений. В этих областях происходят процессы размножения и перемещения дислокаций, увеличивается их плотность, в результате происходит упрочнение инструмента [1,2].

По мнению ряда исследователей [3] благодаря обработке магнитным полем в рабочих зонах режущего инструмента формируются благоприятные магнитострикционные напряжения сжатия, которые способствуют смыканию устьев микротрещин, повышению критической величины напряжений, соответствующей состоянию пластического насыщения.

Однако объяснение изменения свойств металлов после обработки магнитным полем за счет магнитострикции в работе [4] подвергается критике. По мнению авторов магнитострикционные эффекты следует учитывать только тогда, когда стрикционное изменение объема в магнитном поле аномально велико. В этом случае сдвиг точки перехода можно связать не только с изменением магнитной энергии, но и со стрикционными эффектами. В этой же работе утверждается, что магнитная обработка при малых частотах (ниже 1 Гц) вызывает разупрочнение металлов аналогично низкому отпуску. Обработка с частотой выше 1 Гц оказывает влияние на увеличение микротвердости. Авторы предполагают существование некоторых диапазонов значений параметров магнитного поля для различных материалов, в

которых достигается наибольший эффект воздействия магнитного поля, так, например для стали Р6М5 оптимальная напряженность поля составляет 400 кА/м, для стали 45Х – 800 кА/м.

В работе [5,6] положительный эффект от обработки магнитным полем авторы объясняют изменением микроструктуры сплава, что ведет за собой изменение физических и механических характеристик вещества. Считается [6], что при малых частотах импульсного воздействия в металле начинают протекать процессы динамической рекристаллизации. Структурные превращения ведут к неравновесному состоянию металла, что в свою очередь, проявляется в повышении прочности и твердости. С увеличением частоты импульсов интенсивность резонансных явлений заметно снижается, происходит фрагментация и несогласованное взаимодействие атомных комплексов, что ведет в конечном итоге к их переходу на более низкие энергетические уровни. При этом автор утверждает, что в ряде случаев не только не проявляется эффект упрочнения, но и наблюдается разупрочнение металла.

В работе [7] утверждается, что износостойкость сверл из быстрорежущих сталей после магнитной обработки возрастает в 2-3,6 раза и сохраняется после переточки инструмента. Такое увеличение износостойкости режущего инструмента авторы работы объясняют межфазовым перераспределением углерода, объемным упрочнением мартенсита по мере происходящего обезуглероживания, а так же формированием напряженного состояния близкого к всестороннему сжатию.

Обобщая различные гипотезы влияния магнитного поля на увеличение износостойкости сталей можно сделать вывод о том, что, несмотря на установленный положительный эффект, природа влияния поля изучена недостаточно. Это сдерживает появление новых надежных технологий.

Литература

1. Полетаев В.А., Потемкин Д.А. Энергетический анализ влияния магнитного поля на механические свойства стали // Вестник ИГЭУ, Вып. 3, 2007. – С. 1-4.
2. Овчаренко А. Г., Козлюк А. Ю., Курепин М. О. Метод повышения износостойкости металлорежущего инструмента // Ползуновский альманах, №4, 2011. – С. 161-163.
3. Пилюшина Г.А., Пыриков П.Г., Рухлядко А.С. Повышение работоспособности рабочих органов оборудования и режущих инструментов для обработки неметаллических материалов // СТИН, №2, 2013. – С.9-13.
4. Комшина А.В., Помельникова А.С. Перспективность метода низкоэнергетической обработки материалов с использованием магнитного поля // Наука и образование, №9, 2012. – С. 463-484.
5. Алифанов А.В., Бурносков Н.В., Чудакова И.Л. Технология упрочнения режущего инструмента импульсным магнитным полем // Деревообработка: технологии, оборудование, менеджмент XXI века: материалы VI Междунар. евразийского симпозиума, г. Екатеринбург, 17-20 мая 2011 года. – С. 255-260.
6. Давыдов С.В. Эффективность магнитно-импульсной обработки // Вестник Брянского государственного технического университета, №3, 2007. – С. 8-9.
7. Колеров О.К., Трухов А.П., Логвинов А.Н., Мокеев А.В. К магнитно-импульсной обработке быстрорежущих сталей // Вестник Самарского государственного аэрокосмического университета имени академика С. П. Королева, №1, 2004. – С. 85-88.

Повышение стойкости инструмента путём создания материала с гетерогенной структурой

Основное требование к материалу и геометрии любого режущего инструмента – сохранение остроты лезвия (режущей способности) наиболее продолжительное время.

Стойкость режущего инструмента характеризует продолжительность его работы при заданных условиях между двумя заточками или другими видами восстановления его режущей способности (сменой режущих элементов, ремонтами). Стойкость инструмента определяется скоростью износа режущей кромки, изменения его геометрии, а также от качества его подготовки (заточки и доводки).

Начальная микрогеометрия режущего элемента формируется при подготовке инструмента, непрерывно трансформируется в процессе работы, обычно приводя к потере его режущей способности.

Почему мягкая древесина изнашивает сталь?

Причинами затупления могут быть скол (разрушение режущего элемента за пределами контакта с обрабатываемым материалом), выкрашивание (разрушение режущего элемента в пределах контакта с обрабатываемым материалом) и, наконец, изнашивание (разрушение и отделение материала с поверхностей режущего элемента и накопление его остаточной деформации при трении по обрабатываемому материалу). Механизм изнашивания режущего элемента описать крайне трудно. Это очень сложный процесс механического и физико-химического взаимодействия рабочих поверхностей инструмента с обрабатываемым материалом [1].

В зависимости от свойств взаимодействующей пары материалов (древесина – инструментальная сталь) наиболее продуктивна усталостная теория износа, предложенная И.В. Крагельским и его учениками [2].

Усталостной теорией износа можно объяснить износ граней резца карбидной фазы – самой твердой структурной составляющей. В силу многократно повторяемых трущих и других воздействий обрабатываемого материала на грани резца удаляются вначале более мягкие структуры. Обрабатываемый материал, огибая жесткие края карбидов, несколько глубже изнашивает связующую их основу. Карбиды крупных размеров начинают выступать из основного металла, что резко меняет характер износа. Обрабатываемый материал начинает воздействовать на выступающие части с многократным повторением периодической нагрузки, постепенно расшатывает их, ослабляя связи карбида с основой.

При появлении усталости металла карбид выпадает, увлекая за собой некоторое количество более мягкого компонента. Это относится к твердым сплавам. Но нигде не указывается на влияние тепловых ударов, которые неизбежно ведут к термической усталости. А это открывает новые пути повышения стойкости (например, создание сжимающих напряжений на поверхности).

Стойкость сложная функция ряда факторов.

$$t = t \cdot (T_{\text{опт.}}, H_{\text{ин.}}, H_{\text{мат.}}, C_{\text{ск.}} \dots),$$

где $T_{\text{опт.}}$ – температура отпуска инструмента, при которой он теряет свою твердость;

$H_{\text{ин.}}$ – твердость инструмента;

$H_{\text{мат.}}$ – твердость обрабатываемого материала;

$C_{\text{ск.}}$ – коррозионная стойкость инструмента.

Для повышения стойкости необходимо повышение сопротивления износу. Но так как возможны различные механизмы износа (абразивный, усталостный, схватывания, тепловой, окислительный, диффузионный), то необходимо в каждом случае обеспечить сопротивление соответствующему преобладающему механизму износа. Это традиционный путь.

Анализ процесса резания материала и процесса затупления инструмента позволяет сделать следующие выводы:

1. Действия сил сопротивления резанию вызывает износ задней и передней граней резца.
2. Дефекты заточки режущих граней приводят к обламыванию и выкрашиванию отдельных частей металла и к форсированному износу инструмента.

3. Наибольшему износу подвергается часть резца, прилегающая к лезвию.

Указанные обстоятельства приводят к потере инструментом режущих свойств.

Износоустойчивость инструмента увеличивается в основном в двух направлениях:

1. Увеличение твёрдости и прочности режущих элементов.
2. Улучшение поверхности режущих граней и лезвия.

Но увеличение твёрдости и прочности до определенных их значений сопровождается повышением усталостной прочности. Переход через определенные границы статической прочности и твёрдости ведет к падению предела усталости [3].

Однако возможен и другой путь – это создание условий неоднородного износа (механизм «Беличий зуб»).

Известна идея А.М. Игнатъева (1926 г.), который составил режущий инструмента из многих слоёв стали разной твёрдости. Инструмент был запатентован в СССР и ряде зарубежных стран. Но из-за сложности – этот способ распространения не получил.

Возможность достижения этой же цели на современном уровне путём создания твердосплавного инструмента из порошковых сплавов. Варьируя содержанием кобальта, можно обеспечить эффект самозатачивания. Трудность создания спеченной пластинки с переменным составом из-за неравномерной усадки.

Традиционный способ повышения стойкости и сопротивления окислительному износу сопряжено с потерей пластичности инструмента. Поэтому для обработки неметаллических материалов возможен второй путь, который состоит в обеспечении сохранения геометрии заточки в процессе работы, т.е. к самозатачиванию.

К.М. Вандерер в своей книге [4] тоже затрагивает вопрос о самозатачивании. Он отмечает, что проблема эта очень сложна.

Тем не менее нам удалось получить гетерогенную структуру и получить соответственно эффект самозатачивания.

Традиционное упрочнение близко к исчерпанию (растёт твердость – падает пластичность). Новые возможности – сохранение геометрии за счёт управляемого неравномерного износа.

Литература

1. Моисеев А.В. Износостойкость дереворежущего инструмента. – М.: Лесная промышленность, 1981. – 112 с.
2. Крагельский И.В., Юобычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчётов на трение и износ. – М.: Машиностроение, 1978. – 320 с.
3. Романив О.Н., Деев. Н.А., Сорокинский И.С. О связи некоторых механических характеристик кратковременных испытаний с пределом усталости закаленных сталей // «Физико-химическая механика материалов». 1973. № 3. – С. 54-59.
4. Вандерер К.М., Зотов Г.А. Специальный дереворежущий инструмент. – М.: Лесная промышленность, 1983. – 208 с.

О создании материалов для подшипников скольжения тепловозных двигателей

Большую группу современных материалов для подшипников скольжения представляют бинарные сплавы с макроструктурой «мягкая составляющая (МС) в твердой основе (ТО)». Хорошие антифрикционные свойства бинарных сплавов на алюминиевой основе, технологичность их изготовления и относительно низкая стоимость стимулируют изыскания в направлении их дальнейшего улучшения для использования в двигателях внутреннего сгорания (ДВС) тепловозов [1]. Это осуществляется как экспериментальными исследованиями, так и математическим моделированием на основе принятых моделей поведения материалов в тонком поверхностном слое при трении.

Для алюминиево-оловянных сплавов экспериментально доказанным является увеличение содержания олова в местах контакта поверхностей при трении под нагрузкой. Отмеченный эффект способствует облегчению условий трения. Предполагается [1,2], что пластическое деформирование поверхностного слоя ТО приводит к частичному вытеснению олова на поверхность, чем и обеспечивается антифрикционность сплава. Но в связи с тем, что пластические деформации алюминиевой основы локализуются лишь в тонком наружном слое толщиной до 5 мкм [2], есть основания предполагать, что дополнительно механизм частичного вытеснения пластически деформированной МС может быть обусловлен также и упругим деформированием основы сплава. Это обосновывается тем, что глубина проникновения упругих контактных деформаций значительно больше глубины распространения пластических деформаций и существенно превышает размеры мягких включений.

Расчеты показали, что, например, в случае контакта стального вала диаметром 60 мм с шатунным подшипником ДВС из сплава на основе алюминия при средней нагрузке 2000 Н максимум контактных напряжений располагается на глубине около 2,7 мм. То есть упругие деформации по глубине охватывают весь антифрикционный слой в биметаллическом подшипнике. Поэтому в эффекте частичного вытеснения МС существенное значение могут иметь и упругие деформации нижележащих слоев.

Наступлению состоянию текучести в МС всегда предшествует упругое деформирование от сжимающего действия охватывающего материала ТО и, главным образом, от стенок полостей с МС, расположенных перпендикулярно направлению движения поверхностей трения. Поэтому можно допустить, что началом текучести МС является его предельное упругое состояние и для оценки эффекта вытеснения мягкой составляющей использовать механизм упругости в объеме ТО.

Имея целью определение зависимости критического давления текучести q_T , соответствующего началу текучести МС, от сочетания металлов ТО и МС, используем теорию напряженного и деформированного состояния, считая материалы ТО и МС изотропными и идеально пластичными [3]. Положения теории применим для рассмотрения напряженно-деформированного состояния модели гетерогенного полупространства с данными свойствами, находящегося под действием движущегося жесткого штампа, нагруженного нормальной и касательной силами. Считаем, что взаимодействие ТО и МС происходит по разделяющей их поверхности, трением между ними пренебрегаем.

Использование обобщенного закона Гука, условия пластичности Мизеса при плоском деформированном состоянии и закона трения Кулона применительно к изложенным исходным условиям модели взаимодействия микрообъемов МС и ТО позволило получить обобщенное уравнение для расчета q_T в виде функции

$$q_T = \phi(\sigma_T, f, E_m, E_M, \mu_m, \mu_M),$$

где σ_T - предел текучести материала МС; f - коэффициент трения при движении штампа;

E_m, E_M , - модули упругости, соответственно, материалов МС и ТО;

μ_m, μ_m - коэффициенты Пуассона материалов МС и ТО.

Проводились решения функции q_T для сочетания металлов МС и ТО, применяемых в сплавах для подшипников скольжения тепловозных ДВС: в свинцовистой бронзе ($Cu+Pb$), в алюминий-оловянных ($Al+Sn$) и алюминий-свинцовых ($Al+Pb$) сплавах. Приведенные решения позволили сделать оценку способности разных систем к пластическому вытеснению более мягкого металла из основы сплава при упругом деформировании ТО по уровню требуемого для этого давления текучести q_T .

Анализ результатов расчетов показал их полное соответствие экспериментам по целому ряду антифрикционных свойств – прирабатываемости, температуре трения, коэффициенту трения, задиростойкости для бинарных подшипниковых сплавов [2,4]. Расчет показал, что системе $Cu+Pb$ для вытеснения свинца во всем диапазоне изменения коэффициента трения требуются очень высокие значения q_T , недостижимые на практике. И действительно в опытах медно-свинцовые сплавы по всем антифрикционным свойствам показали наихудшие результаты. То есть в экспериментах эффекта вытеснения МС достичь не удалось. Расчеты, как и опыты показали, что в сплавах на основе алюминия лучшую антифрикционность дает использование олова в качестве МС, чем использование свинца, т.к. система $Al+Pb$ для вытеснения МС требует более высоких нагрузок. Расчетом установлено, что причина в низком модуле упругости свинца и для достижения его текучести требуются значительные деформации ТО и, следовательно, более высокие нагрузки.

Литература

1. Буше Н.А., Фролов В.К., Королев А.Е., Салковский В.В. Оценка работоспособности подшипников коленчатых валов // Локомотив. 2005. №9. – С. 37-39.
2. Зелинский В.В. Новое о механизмах приработки антифрикционных подшипниковых материалов // Современные материалы и технологии – 2002. Сборник статей Международной научно-технической конференции, Пенза, ПГУ, 2002. – С. 141-144.
3. Филин А.П. Прикладная механика твердого деформированного тела. Т.1. – М.: Наука, 1975. – 832 с.
4. Буше Н.А., Зелинский В.В., Трушин В.В. Оценка режимов трения и задиростойкости трибосопряжений // Трение и износ. 1986. Т.7, №5. – С. 798-805.

Теоретические предпосылки к выбору критерия энергетической эффективности обработки резанием

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.

При формообразовании резанием удаление припуска происходит дискретно в соответствии с принятым маршрутом. В течение каждого рабочего хода лезвия режущего инструмента, приводимого в движение исполнительными органами станка, совершают некоторую работу $A_{рез}$, результатами которой можно считать формирование поверхностей детали со свойствами, отличными от исходных.

Термодинамическая теория прочности и разрушения позволяет предположить, что для каждого материала существует минимальное количество энергии ΔW_0 , которое необходимо затратить, чтобы тем или иным способом (сдвигом или отрывом) нарушить его сплошность и получить новые поверхности. Величина ΔW_0 определяется свойствами материала, ответственными за сопротивление разрушению, начальным уровнем внутренней энергии и геометрическими размерами. При изменении объема V материала, подлежащего воздействию, изменится и количество минимальной энергии разрушения:

$$d(\Delta W_0) = \Delta w \cdot dV, \quad (1)$$

где Δw – коэффициент, не зависящий от объема V . Если диспергирование происходит равномерно по всему объему припуска, то количество минимальной затрачиваемой энергии пропорционально этому объему:

$$\Delta W_0 = \Delta w \cdot V. \quad (2)$$

Величина Δw является удельной работой разрушения и характеризует непосредственно материал. Она зависит от вида материала, а также способа его нагружения. По сути, Δw – минимальная энергия, которую необходимо передать единице объема материала, чтобы привести его в критическое состояние. Для количественной оценки Δw нужно учитывать особенности разрушения, присущие лезвийной обработке: сопровождающие её процессы сдвига или отрыва элементов стружки [1].

Величина Δw является «полезной составляющей» энергетического баланса процесса резания. Энергия, передаваемая заготовке, расходуется на упруго-пластическое деформирование её поверхностных слоев, диспергирование, трение стружки о переднюю грань и трение поверхности резания о заднюю грань инструмента. В связи с этим работа резания $A_{рез}$ всегда превышает энергоёмкость обрабатываемого материала ΔW_0 , вследствие чего отношение

$$K = \frac{\Delta W_0}{A_{рез}} < 1. \quad (3)$$

Поскольку ΔW_0 характеризует потенциальную энергоёмкость процесса резания, а $A_{рез}$ – фактическую, то показатель K выражает «энергетический КПД резания». Разделив числитель и знаменатель (3) на объём V , переходим к удельным значениям энергозатрат:

$$K = \frac{\Delta W_0}{A_{рез}} = \frac{\Delta w}{e} < 1, \quad (4)$$

где $e = A_{рез}/V$ – удельная работа резания.

Если в течение основного времени $\tau_{\text{осн}}$ мощность резания N не меняется (установившийся режим), то

$$A_{\text{рез}} = N \cdot \tau_{\text{осн}}, \quad (5)$$

Величина Π , равная

$$\Pi = \frac{V}{\tau_{\text{осн}}}, \quad (6)$$

характеризует интенсивность удаления стружки и является объёмной производительностью стружкообразования, вследствие чего удельная работа резания

$$e = \frac{A_{\text{рез}}}{V} = \frac{N}{\Pi}, \quad (7)$$

т.е. не зависит ни от времени обработки, ни от размеров и объёма срезаемого слоя. По значению e можно сравнивать энергетическую эффективность альтернативных маршрутов обработки и параметров отдельных операций, переходов, рабочих ходов. Показатели e и K , преобразованные в целевые функции вида $e \rightarrow \min$ и $K \rightarrow \max$, можно использовать в качестве критериев оптимальности при установлении параметров энергетически экономичной обработки резанием.

Согласно (7), снижению удельной работы резания способствует увеличение производительности Π . Значит, минимизация энергозатрат соответствует важнейшему экономическому критерию оптимальности обработки – наименьшему штучному времени. В отличие от последнего, показатель e характеризует не только интенсивность стружкообразования, но и энергетические затраты, её обеспечивающие.

Для оценки энергетической эффективности (экономичности) технологического маршрута, технологической операции, технологического перехода, рабочего хода удельную работу резания e нужно сопоставить со стационарными энергетическими факторами процесса обработки, – например, с удельной энергоёмкостью конструкционного материала Δw . При составлении целевой функции вида $K \rightarrow \max$ в рассмотрение будет включено большее число параметров, чем при условии $e \rightarrow \min$, что повысит качество оптимизации. Поскольку показатель K выражает энергетический КПД процесса резания, его можно считать интегральным критерием энергетической эффективности лезвийной обработки [2].

Процедура оптимизации сводится к отысканию такого сочетания управляемых факторов процесса резания (параметры инструмента, режим резания), при котором выполняется система необходимых ограничений и показатель K максимален [3]. Систему ограничений составляют конкретные условия, в которых происходит обработка (мощность электродвигателя станка, допустимый крутящий момент на шпинделе станка, прочность и стойкость инструмента, жёсткость инструмента и заготовки, точность и шероховатость обработанной поверхности).

Литература

1. Карпов А.В. Об оценке энергетической эффективности технологических процессов обработки резанием // *Машиностроение и безопасность жизнедеятельности*, 2014, № 2 (20). – С. 61-68.
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: 10.11.2014).
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.

К вопросу определения удельной энергоёмкости материала при резании

При оптимизации технологических процессов обработки резанием с использованием энергетических критериев оптимальности [1] возникает существенная сложность, каким образом с энергетических позиций характеризовать обрабатываемый материал заготовки. Термодинамическая теория прочности и разрушения позволяет предположить, что для каждого конструкционного материала существует некоторое минимальное количество энергии Δw , которое необходимо затратить на единицу объёма, чтобы тем или иным способом (сдвигом или отрывом) нарушить сплошность и получить новые поверхности [2].

Нарушение сплошности и стружкообразование происходит за счёт развития в обрабатываемом материале пластической деформации до некоторой критической стадии (исчерпание локальными объёмами обрабатываемого материала ресурса пластичности) или путём зарождения и роста трещин в пределах упругой деформации. В зависимости от величины работы G_c образования новых поверхностей, равной

$$G_c = \frac{dA}{d\Omega}, \quad (1)$$

где dA – работа, затрачиваемая на получение поверхности площадью $d\Omega$, в соответствии с [3] будем характеризовать разрушение как хрупкое, если $G_c=0,1-1,0$ Дж/см², квазихрупкое ($G_c=1,0-15,0$ Дж/см²) и вязкое ($G_c>15,0$ Дж/см²).

При идеально хрупком разрушении остаточных деформаций не происходит, и работа G_c равна плотности свободной поверхностной энергии γ :

$$G_c = \gamma \approx 0,01 E b, \quad (2)$$

где E – модуль упругости первого рода; b – параметр кристаллической решётки.

Энергоёмкость квазихрупкого и вязкого разрушения оценивается плотностью эффективной поверхностной энергии $\gamma_{эфф}$. Удельные энергии γ и $\gamma_{эфф}$ представляют собой работу образования новой поверхности, что соответствует технологическому назначению окончательных стадий обработки поверхностей деталей резанием.

Разрушение начинается при аккумуляции деформируемыми объёмами материала срезаемого слоя некоторой энергии предельной величины [u]. В зависимости от способа приложения внешней нагрузки (растяжение, сжатие, сдвиг и т.п.) энергия [u] лимитируется различными прочностными характеристиками обрабатываемого материала.

Установить характер разрушающих механических напряжений и рассчитать их работу при резании можно по анализу формы и размеров стружек. Образование стружки чаще всего может происходить посредством двух видов нагружения срезаемого слоя: путём среза, оцениваемого касательными напряжениями в условной плоскости сдвига, и путём отрыва, оцениваемого нормальными напряжениями. Удельную энергоёмкость материала Δw примем равной критической удельной работе деформации $e_{деф}$, представляющей собой произведение касательных напряжений в плоскости сдвига на величину относительного сдвига: $e_{деф}=\tau \cdot \epsilon$. Известно, что при $\epsilon=\epsilon_{и} \approx 2,5$ касательные напряжения τ достигают предела прочности материала на сдвиг $\tau=\tau_p$, поэтому можно записать:

$$\Delta w = e_{деф} = \tau_p \cdot \epsilon_{и} \cdot \left(1 - \frac{T_0}{T_S}\right) = \frac{0,6 \sigma_B}{1 - 1,7 \psi_B} \cdot 2,5 \cdot \left(1 - \frac{T_0}{T_S}\right) = \frac{1,5 \sigma_B}{1 - 1,7 \psi_B} \cdot \left(1 - \frac{T_0}{T_S}\right), \quad (2)$$

где σ_B – временное сопротивление; ψ_B – равномерное относительное поперечное сужение;

T_S – температура плавления обрабатываемого материала. Множитель $\left(1 - \frac{T_0}{T_S}\right)$ введён для учета уменьшения прочностных показателей σ_B и τ_p с повышением начальной температуры T_0 ряда

конструкционных сплавов. При отсутствии предварительного подогрева срезаемого слоя

$$\left(1 - \frac{T_0}{T_S}\right) \approx 1$$

можно считать

С повышением твёрдости и хрупкости обрабатываемого материала его удельная энергоёмкость Δw становится равной удельной работе упругой деформации растяжения:

$$\Delta w = e_{\text{деф}} = \int_0^{\varepsilon_p} \sigma(\varepsilon) d\varepsilon \approx \frac{1}{2} \cdot \sigma_B \cdot \delta = \frac{\sigma_B^2}{2 \cdot E}, \quad (3)$$

где δ – относительное удлинение материала, выраженное в безразмерных единицах.

При идеально хрупком разрушении (абстрактный случай) пластической деформации не происходит вовсе, а отделённая стружка подвергается значительному диспергированию. В этом случае удельная энергоёмкость материала Δw полностью определяется его свободной поверхностной энергией γ .

Согласно термодинамическим представлениям, объём материала разрушается, если поглощённая им энергия деформации равна теплоте его плавления:

$$\Delta w = [u] - u_0 = H_T = \int_{T_0}^{T_S} (C_p \rho) dT \approx C_p \rho (T_S - T_0) \quad (4)$$

где H_T – удельная теплота плавления; C_p – средняя удельная весовая теплоёмкость; ρ – плотность материала.

Использование в качестве предельной внутренней энергии $[u]$ энтальпии плавления H_T позволяет оценить критическую степень деформации как концентрацию в локальных объёмах обрабатываемого материала или предельной прочности на сдвиг, или предельной прочности на отрыв. Значит, термодинамическая модель (выражение (4)) применима как при квазихрупком разрушении, сопровождающимся появлением элементной стружки под действием касательных напряжений или стружки надлома под действием нормальных напряжений, так и при вязком разрушении, сопровождающимся сливной стружкой и оцениваемом касательными напряжениями сдвига.

Литература

1. Карпов А.В. Об оценке энергетической эффективности технологических процессов обработки резанием // *Машиностроение и безопасность жизнедеятельности*, 2014, № 2 (20). – С. 61-68.
2. Карпов А.В. Определение обрабатываемости резанием конструкционных машиностроительных материалов на основе энергетических закономерностей стружкообразования // *Современные проблемы науки и образования*. – 2014. – № 3; URL: <http://www.science-education.ru/117-13311> (дата обращения: 10.11.2014).
3. Мороз Л.С. *Механика и физика деформаций и разрушения материалов*. – Л.: Машиностроение (Ленингр. отд-ние), 1984. – 224 с.

Структурная схема упрочняющей обработки тяжело нагруженных поверхностей деталей машин

При построении модели способа упрочнения тяжело нагруженных поверхностей деталей машин необходимо структурировать операционные технологические решения. Для этого разработана структурная схема упрочнения поверхностей деталей с классификацией параметров, влияющих на процесс упрочняющей обработки (рисунок 1).

В структурной схеме отражены первичные параметры и механизм ППД – с одной стороны, вторичные параметры и механизм ППД – с другой стороны.

Первичные параметры определяются технологической системой, вспомогательной обрабатывающей системы, деталь и режимы упрочняющей обработки.

Технологическая система, которую можно регулировать изменением обработки, должна обеспечивать заданные вторичные параметры: точность и качество поверхностей детали, прочность инструмента, производительность и экономичность сборки, энергосберегающие технологические и эксплуатационные показатели [4].

Таким образом, предлагаемая структурная схема упрочняющей обработки тяжело нагруженной поверхности деталей машин представляет собой регулируемую физико-химическим механизмом поверхностно-пластической деформации совокупность первичных (деталь, режимы обработки, и обрабатывающая система) и вторичных (технологических) параметров.

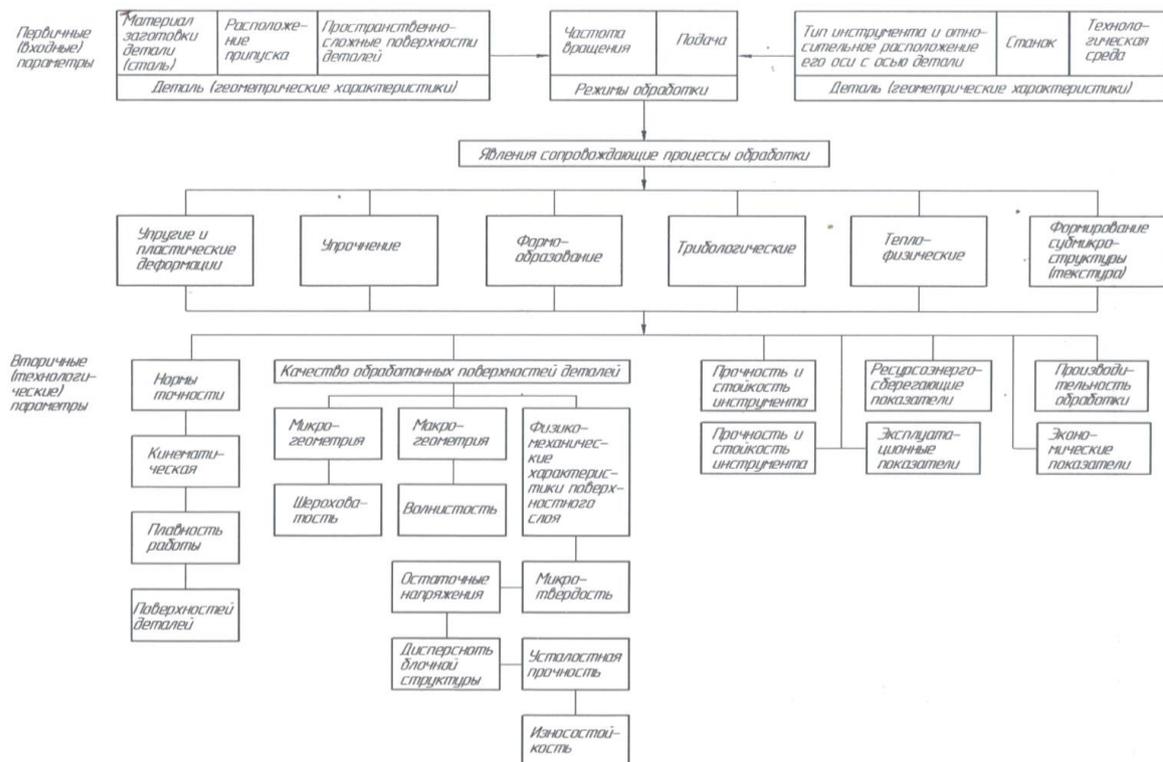


Рис. 1. Структурная схема обработки детали

Литература

1. Лурье Г.Б., Штейнберг Я.Н. «Упрочняюще-отделочная обработка рабочих поверхностей деталей машин поверхностным пластическим деформированием». – М.: НИИМАШ, 1991. – 156с.
2. Смелянский В.М. Механика упрочнения поверхностного слоя деталей машин в технологических процессах поверхностного деформирования – М.: Объединение «МАШМИР». 1992. – 60 с.
3. Орлов В.В., Кокорева О.Г. Особенности конструирования и инструментов для обработки зубчатых колес поверхностным пластическим деформированием // Сб. механизация ручных работ и трудоемких технологических процессов в инструментальном производстве. – Пермь. 1985. – С. 51-53.
4. Кокорева О.Г., Шлапак Л.С. Разработка модели способа обработки тяжело нагружаемых поверхностей деталей машин // Научные технологии, 2014, №2.

О.Г. Кокорева
Муромский институт Владимирского государственного университета
602264, г. Муром, Владимирская обл., ул. Орловская, д.23
E-mail: kokoreva_olga_2.11@mail.ru

Моделирование способа упрочнения тяжело нагруженных поверхностей деталей машин методом поверхностно-пластической деформации

При обработке тяжело нагруженных поверхностей деталей машин активизируются физико-химические процессы в результате применения поверхностно-пластической деформации (ППД). Происходящие при этом процессы упрочнения и формообразования определяют качество поверхностного слоя деталей, их долговечность и надежность.

Качество поверхностного слоя деталей, их долговечность и надежность.

Поэтому важной задачей исследования является разработка технологических предпосылок, учитывающих режимы упрочняющей обработки поверхности, а так же сочетание геометрических структур функционального назначения.

Рассмотрим модель способа упрочнения тяжело нагружаемых поверхностей деталей машин методом ППД, которая представлена на рисунке 1. Модель дает достаточно полное представление о структуре компонентов способа упрочнения, но не позволяет проводить преобразования. Поэтому, для определения условий формирования новых способов упрочнения деталей методами ППД каждую совокупность одноименных компонентов r_i можно представить как некоторое множество технологических решений R_i .

Тогда любой способ упрочнения поверхности деталей методами ППД логично представить в виде:

$$R_{c,n} = f(r_n, r_m, r_o, r_w, r_\varepsilon, r_u, r_k, r_c) \quad (1)$$

где r_n – обрабатываемая поверхность;

r_m – материал обрабатываемых поверхностей;

r_o – область применения;

r_w – способ воздействия на поверхность детали;

r_ε – вид энергии и энергетические режимы обработки, источники энергии;

r_u – тип обрабатывающего инструмента;

r_k – кинематические схемы обработки;

r_c – статические схемы обработки.

Выражение (1) дает возможность выбрать оптимальное технологическое решение, проанализировав множество комбинаций.

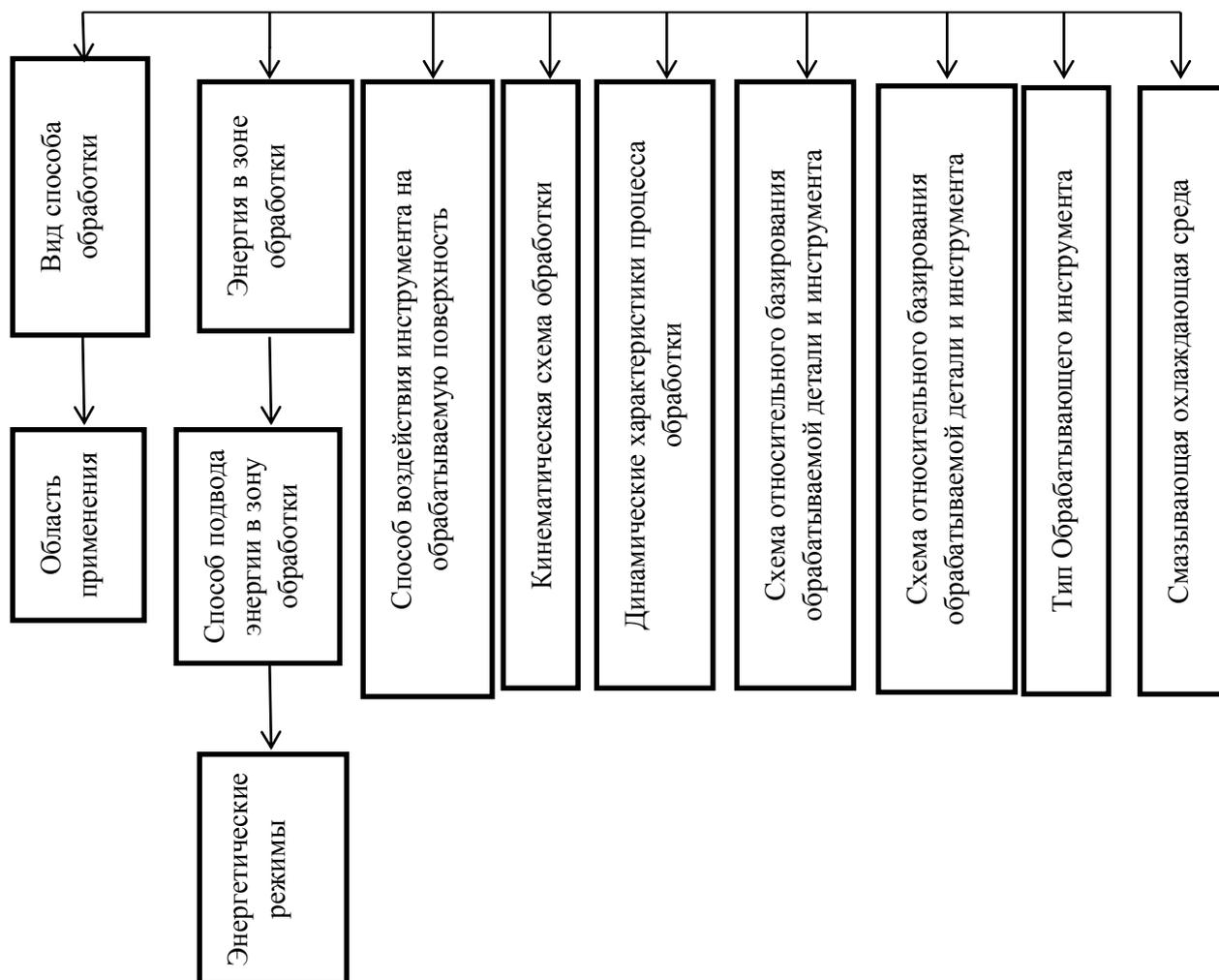


Рис. 1. Модель способа обработки тяжело нагруженных поверхностей деталей машин.

Литература

1. Одинцов Л.Г. Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием. Справочник. – М.: Машиностроение. 1987. – 325 с.
2. Кокорева О.Г. Исследование параметров качества поверхностного слоя при обработке статико-импульсным методом // СТИН №3, 2012. – С 29-30.
3. Кокорева О.Г. Статико-импульсная обработка, как эффективный способ упрочнения деталей машин // Вестник ФГОУ ВПО «Московский государственный агротехнический университет им. В.П. Горячкина. №2(53), 2012. – С. 96-98.

Энергетические показатели гидропневмоударников

Энергетические показатели гидропневмоударников определяются газовым состоянием пневмоаккумуляторов: начальным давлением газа, степенью сжатия и его рабочим объемом. Рабочий объем для задаваемой энергии A и оптимальной степени сжатия ε газа аккумулятора зависит от начального давления газа $p_{ак1}$:

$$V_p = \frac{A (n-1)(\varepsilon^{1/n} - 1)}{p_{ак1}(1 - \varepsilon^n)}, \quad (1)$$

где n – показатели политропы сжатия.

Соотношение площади поршня аккумулятора и хода подвижных масс, определяющее рабочий объем, устанавливают из формул оптимального хода, зависящего также от давления газа аккумулятора:

$$\chi_{опт} = \frac{(1,23 \cdot A + 370)}{p_{ак1}}. \quad (2)$$

Результаты исследований влияния давления газа аккумулятора на энергию бояка и составляющие КПД гидропневмоударного устройства приведено на рисунке.

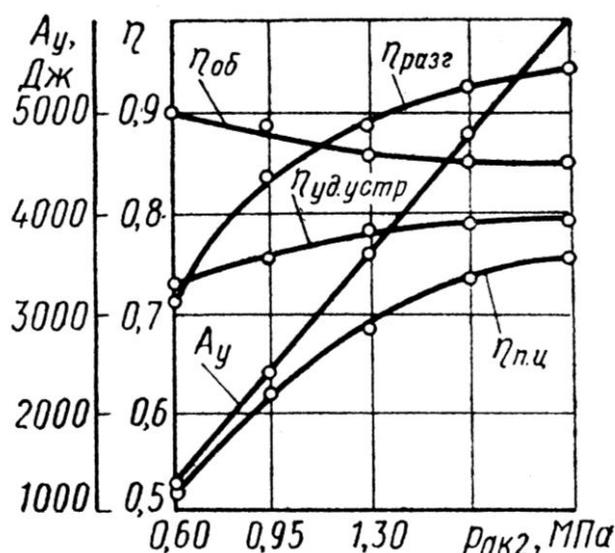


Рис. Зависимости энергии удара КПД гидропневмоударника от конечного давления газа в аккумуляторе $p_{ак2}$

Увеличение давления газа аккумулятора приводит к пропорциональному повышению энергии удара A_y .

КПД разгона определяется отношением энергии удара к энергии сжатого газа аккумулятора при взводе системы на оптимальном пути перемещения подвижных масс:

$$\eta_{разг} = \frac{A_y}{L} = \frac{m_{н.м} v_y^2 (n-1)}{2(p_{ак1} V_1 - p_{ак2} V_2)}, \quad (3)$$

где V_1, V_2 – начальный и конечный объем газа аккумулятора;

$m_{н.м}$ – масса подвижных частей ударника.

Характерно, что КПД разгона повышается с увеличением давления газа в аккумуляторе. Это объясняется тем, что при возрастании давления и соответствующем повышении энергии газа аккумулятора доля энергии, затрачиваемой на гидравлические и механические потери, уменьшается. Численное значение КПД разгона для давления 2 МПа составляет 0,92, что отличается от КПД, полученного теоретическим путем для энергии 6000 Дж, на 3,2%. КПД подготовительного цикла ударного устройства (взвод системы) учитывает потери энергии при зарядке аккумулятора гидропневмоударника и экспериментально может быть определен отношением полной энергии L_n сжатого газа (включая перемещение подвижных масс на величину внедрения инструмента в массив) к энергии A_n , потребленной от насоса в течение рабочего цикла:

$$\eta_{n.ц.} = \frac{L_n}{A_n} = \frac{p_{ак1}V_1 - p_{ак2}V_2}{2(n-1)p_{ср}S_{вз}(\chi_{отн} + \chi_{раз})}, \quad (4)$$

где $p_{ср}$ – среднее давление в напорной линии в течение рабочего цикла;

$S_{вз}$ – площадь взвода;

$\chi_{раз}$ - путь разгона.

Максимальное значение КПД подготовительного цикла составляет 0,79 и незначительно уменьшается при понижении давления газа в аккумуляторе.

КПД ударного устройства:

$$\eta_{уд.устр.} = \frac{A_y}{A_n} \quad (5)$$

увеличивается от 0,52 до 0,75 при повышении давления газа в аккумуляторе от 0,6 до 2,0 МПа.

Повышение давления приводит к пропорциональному увеличению энергии удара и повышению КПД разгона, подготовительного и ударного устройства; незначительно снижается объемный КПД. Из этого следует, что целесообразно максимально повышать давление газа в аккумуляторе. Фактором, ограничивающим давление газа, является расчетно-допустимое усилие отдачи ударника и предварительное поджатие подвижных масс от сообщения напорной линии с полостью взвода. Усилие отдачи при разгоне подвижных масс ($F_{от} = S_{ак}p_{ак1}$) учитывается в расчетах при определении устойчивости базовой машины; усилие предварительного поджатия ($F_{под} = S_{ак}p_{ак2}$) определяет статическое воздействие инструмента на массив.

Расчёт тормозной камеры гидравлического ударного устройства

Известна конструкция адаптивного гидравлического ударного устройства [1] особенностью конструкции которого является конструктивный элемент «тормозная камера» 4 (рис.), функционально связанный с системой автоматического регулирования частоты и энергии ударов 17 в зависимости от нагрузки на инструменте 1.

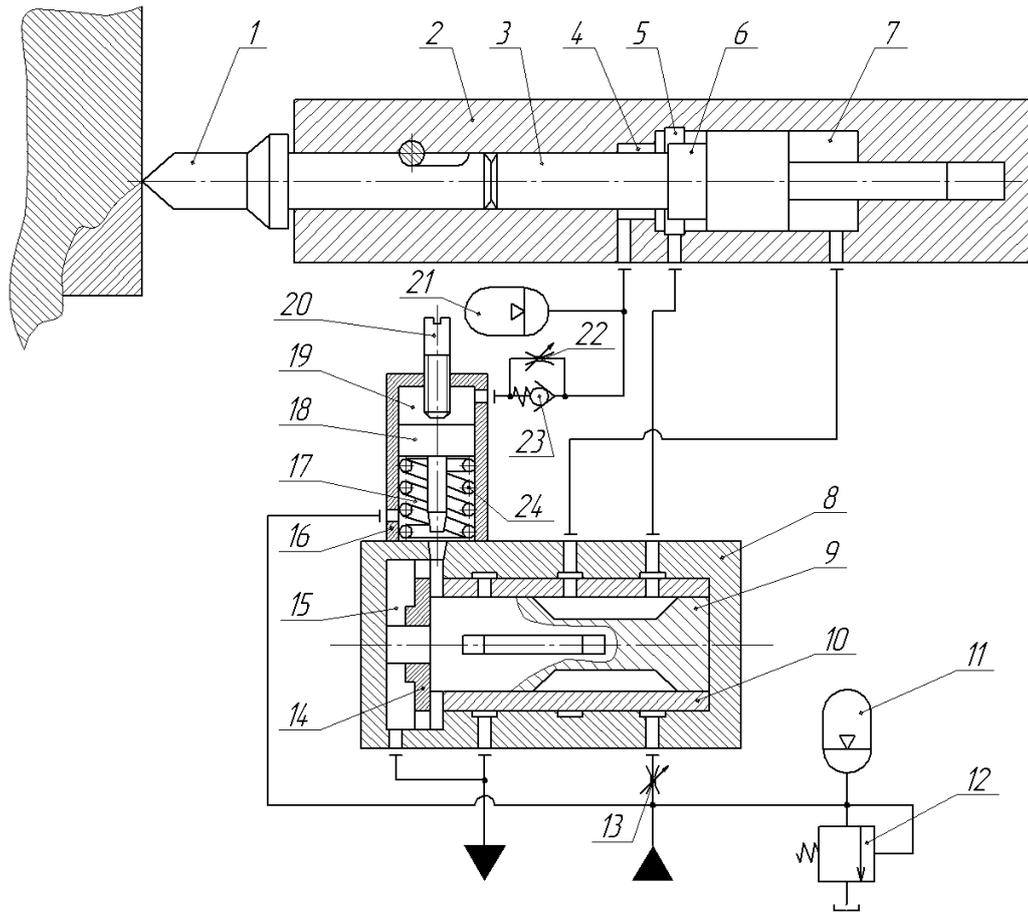


Рис. Схема гидравлического устройства ударного действия

При проектировании тормозной камеры необходимо определить рациональные значения её параметров. К этим параметрам следует отнести величину радиального зазора ϵ , диаметр d и максимальную длину L пояска для установления влияния этих параметров на давление в тормозной камере P_T и скорость бойка $V_{б.}$.

Если пренебречь силами трения, действующими между бойком и корпусом гидромолота, то уравнение движения бойка в процессе торможения имеет вид:

$$m \ddot{x}_{б.} = (S_n + S_B) P_H - S_T P_T, \quad (1)$$

где $\ddot{x}_{б.}$ - скорость бойка; m - масса бойка; S_n, S_B - рабочие площади камеры B и камеры $У$ соответственно; P_H - давление жидкости в напорной магистрали (давление насоса).

Без учёта сжимаемости жидкости в камере A расход, вытесняемый бойком равен, равен расходу в цилиндрической щели

$$Q_{щ.} = S_{щ.} \ddot{x}_\delta.$$

Для различных режимов движения жидкости расход $Q_{щ.}$ через концентрическую цилиндрическую щель определяется следующим образом:

$$Q_{щ.} = \begin{cases} \frac{\pi d \varepsilon^3}{12 \rho \nu} \cdot \frac{P_T - P_H}{L_{щ.}} n \pi i \operatorname{Re} \leq \operatorname{Re}_\kappa \\ 0,424 \pi d \nu \left[\frac{\varepsilon^3 (P_T - P_H)}{\rho \nu^2 L_{щ.}} \right]^{0,813} n \pi i \operatorname{Re} > \operatorname{Re}_\kappa \end{cases}, \quad (2)$$

где ρ - плотность жидкости; ν - коэффициент кинематической вязкости жидкости; $\operatorname{Re}_\kappa = 1100$ - критическое число Рейнольдса для цилиндрической щели.

Число Рейнольса для цилиндрической щели

$$\operatorname{Re} = \frac{d^2 \dot{x}_\delta}{2(d + \varepsilon)}. \quad (3)$$

Длина щели в процессе торможения не превышает максимальной длины L и изменяется в зависимости от координаты бойка

$$\begin{aligned} L_{щ.} &= X_\delta n \pi i X_\delta = L \\ L_{щ.} &= L n \pi i \delta > L \end{aligned} \quad (4)$$

Определив давление в тормозной камере из формулы (2) и подставив его значение в выражение (1) получим нелинейное дифференциальное уравнение движения бойка в тормозном режиме:

$$X_\delta = \frac{S_n + S_\delta + S_T}{m} P_H - \frac{S_T L_{щ.} \rho \nu^2}{\varepsilon^3 m} \begin{cases} \frac{12 \dot{X}_\delta S_T}{\pi d \nu} n \pi i \operatorname{Re} \leq \operatorname{Re}_\kappa \\ \left(\frac{S_T \dot{X}_\delta}{0,424 \pi d \nu} \right)^{1,23} n \pi i \operatorname{Re} > \operatorname{Re}_\kappa \end{cases}. \quad (5)$$

Литература

1. Пат. 2361996 Российская федерация, МПК Е 21 В 1/26 Гидравлическое устройство ударного действия./ Ушаков Л.С., Кантович Л.И., Фабричный Д.Ю., Лазуткин С.Л., Кравченко В.А.; заявитель и патентообладатель Государственное образовательное учреждение высшего профессионального образования орловский государственный технический университет. - №2008113585/03; заявл. 07.04.09; опубл. 20.07.09; Бюл. №20. - 1с.: ил.

Основы триботехнологии для подшипников скольжения транспортных двигателей

В мощных тепловозных и тракторных дизелях существенно возросло использование биметаллических подшипников скольжения с алюминиево-оловянным антифрикционным слоем взамен подшипников с медно-свинцовым слоем с дополнительным баббитовым покрытием. Однако имеющиеся случаи повреждений в переходных и неустановившихся режимах работы, в условиях пуска-останова показали, что для новых подшипников с антифрикционным слоем из алюминиево-оловянного сплава желательны более высокие задиростойкость и усталостная прочность, в том числе, малоциклового природы. Также в период обкаточных испытаний дизелей после плановых ремонтов случаев задира для этих подшипников больше, чем для подшипников, имеющих медно-свинцовый слой с баббитовым покрытием [1]. Известен ряд исследований, посвященных совершенствованию трибосистем с антифрикционными сплавами по показателям совместимости. Широко используются триботехнологические подходы, придающие поверхностям трения требуемые свойства за счет определенных технологических воздействий. В свете вышеизложенного особо актуальными являются исследования деформационно-термической триботехнологии [2], доступной в условиях ремонтных предприятий.

Анализ и оценку новой триботехнологии целесообразно проводить по комплексному показателю несущей способности трибоповерхности и по ее увеличению судить об эффективности модифицирования поверхностного слоя.

В конструкторской практике уровень несущей способности ориентировочно оценивают по отношению внешней нагрузки к номинальной площади контакта трения. Однако вследствие шероховатости поверхностей их силовое взаимодействие характеризуется локальностью, т. е. происходит на пятнах фактического контакта. Поэтому для реальных трибосопряжений в показателе несущей способности должны учитываться микрогеометрические условия касания поверхностей трения на основе использования фактической площади контакта.

Кроме того, реальные поверхности в условиях ремонта имеют более крупные неровности: волнистость и макроотклонения от правильной формы. Характер и величина этих макроотклонений определяет величину контурной площади контакта. Размеры контурной площади контакта зависят также от перекосов, радиального биения и других технологических погрешностей ремонта узла трения. Наличие регламентированных зазоров в подшипниках скольжения и приработочный износ также значительно влияют на уровень контурной площади. В работе [3] показано, что контурная площадь контакта, образующаяся в результате изнашивания антифрикционного слоя подшипников за период приработки после ремонта на величину исходной шероховатости, в зависимости от диаметра подшипника и относительного зазора может быть меньше номинальной площади в 1,96...4,0 раза. Следовательно, для теоретического анализа и моделирования взаимодействия поверхностей целесообразно использовать показатель контурной несущей способности трибоповерхности.

Фактор фактического давления, входящий в показатель, связан с трением и пластическим деформированием. Поэтому, согласно принципам моделирования трибологических процессов и систем, он является трибологическим оператором (ТО). Фактор соотношения фактической и контурной площадей контакта формируется за счет использованной триботехнологии. Таким образом, он является функцией ТО. В соответствии с основными положениями трибологии ТО является функцией триады основных факторов трибологического процесса: C - свойств материалов и среды, Γ - геометрии контакта, P - режима трения (нагрузки, скорости скольжения, температуры и, иногда, времени). Следовательно, контурная нагрузочная способность трибоповерхности q в триботехнологическом аспекте представляет собой сложную функцию вида

$$q = f[TO(C, \Gamma, P)]. \quad (1)$$

Для условий работы подшипников скольжения за пределами гидродинамической смазки, имеющих место как в период нормальной эксплуатации (в процессе переходных и неустановившихся режимов, пусков-остановов, кратковременных перегрузок и т.п.), так и в периоды технологической приработки после изготовления и плановых ремонтов, можно выделить два нагрузочных режима контактирования (НРК) трущихся поверхностей - легкий и тяжелый.

В легком нагрузочном режиме контактирования в результате наложения нормальных и касательных напряжений поверхностный слой испытывает преобладающие упругие деформации. Поэтому фрикционный контакт можно считать упругим. В тяжелом нагрузочном режиме контактирования локальный фрикционный контакт находится в условиях комбинированного нагружения нормальными и касательными напряжениями. Поверхностный слой испытывает преобладающие пластические напряжения, регламентированные условием пластичности. В соответствии с этим условием трение инициирует на поверхности касательные напряжения τ , достигающие величины $0,5\sigma_s$ (σ_s - истинный предел текучести материала основы подшипникового сплава). Поэтому фрикционный контакт можно считать пластическим.

В тяжелом НРК фактическая площадь контакта, в соответствии с закономерностями для пластического контакта, пропорциональна действующей нагрузке и ограничена величиной давления текучести q_T материала антифрикционного слоя подшипника. Причем размеры площади поверхности, находящейся в пластическом состоянии, соизмеримы с контурной площадью контакта.

Поведение поверхностного слоя предопределяет его напряженно-деформированное состояние, замкнутое условием пластичности. Математическое выражение условия пластичности Мизеса для наружного слоя поверхности трения имеет вид

$$q_n^2 + a\tau^2 = k^2 \quad (2)$$

где q_n - нормальное давление на микронеровность, τ - удельная сила трения, k - константа пластичности, a - постоянный коэффициент.

Использование формул (1) и (2) позволяет сформулировать основные трибологические требования, выполнение которых за счет модифицирования будет способствовать предотвращению развития повреждений поверхностного слоя подшипникового материала в условиях тяжелого нагрузочного режима контактирования поверхностей трения. Анализ формул показывает, что для увеличения контурной несущей способности трибоповерхности требуется: а) повысить площадь фактического контакта трибоповерхности, б) увеличить константу пластичности материала поверхностного слоя, в) уменьшить или оставить без изменения удельную силу трения в трибоконтакте.

Перечисленные трибологические требования полностью реализуются в разработанном деформационно-термическом методе, экспериментальная оценка возможностей которого [2] подтвердила его эффективность для алюминиево-оловянных подшипниковых сплавов.

Литература

1. Буше Н.А., Фролов В.К., Королев А.Е., Салковский В.В. Оценка работоспособности подшипников коленчатых валов // Локомотив. 2005. №9. – С. 37-39.
2. Зелинский В.В., Сучилин Д.Н. Модифицирование поверхностного слоя материалов для подшипников скольжения // Машиностроение и безопасность жизнедеятельности. 2013. №2(16). – С. 54-61.
3. Буше Н.А., Зелинский В.В., Трушин В.В. О формировании площади контакта радиальных подшипников скольжения при приработке // Вестник ВНИИЖТ. 1986. №4. – С. 41-43.

Удельная энергоёмкость термической обработки заготовок деталей машин

Термическое упрочнение может рассматриваться во многих случаях в качестве одного из узловых этапов комплексного технологического маршрута изготовления детали. Необходимо знать энергоёмкость термической обработки деталей машин. Одни и те же технологические процессы в различных отраслях производства осуществляются по-разному, так как их режимы зависят от многих факторов: применяемого оборудования, материалов, масштаба производства и т.п. Режим нагрева при термообработке (ТО) включает два периода: нагрев до требуемой температуры с заданной скоростью подъема температуры металла (скорость может быть неуставливаемая по величине); выдержку при заданной температуре.

Каждый из периодов характеризуется рядом тепловых параметров (обуславливающих качество термической обработки): время (продолжительность) периода; перепады температуры между отдельными характерными точками объема металла (величина этих перепадов изменяется в ходе процесса), т.е. перепады температуры по толщине металла; скорость изменения температуры.

Полная мощность, потребляемая нагревательным устройством из сети при электронагреве, определяется по формуле:

$$N = \frac{c \cdot n \cdot m \cdot (t_k - t_0)}{\tau \cdot \cos \varphi \cdot \eta}, \quad (1)$$

где N - мощность, кВт;

c - теплоемкость нагреваемого металла, кДж/(кг·К);

n - число одновременно нагреваемых изделий, шт.;

m - масса одного изделия, кг;

t_k и t_0 - конечная и начальная температура нагрева, °С;

τ - время нагрева, с;

$\cos \varphi$ - коэффициент мощности установки;

η - общий к.п.д. нагревательного устройства.

Удельная энергоёмкость термообработки будет вычисляться (Вт мин/мм³):

$$H_w = \frac{4 \cdot c \cdot n \cdot m \cdot (t_k - t_0)}{\pi \cdot (D_k^2 - d^2) \cdot l \cdot \eta \cdot \cos \varphi}. \quad (2)$$

Таким образом, путем расчета удельной энергоёмкости ТО мы получим картину энергозатрат ТО различных способов.

Для разработки мероприятий по энергосбережению в машиностроении необходимо знать энергетическую характеристику выпускаемой продукции. В связи с этим целесообразен комплексный подход ко всему производственному процессу – от этапа получения материалов до сервисного обслуживания изделия. Технологическую энергоёмкость изделия определяют, складывая затраты энергии и последовательно укрупняя элементы затрат (например, технологическая операция, технологический процесс изготовления детали, процесс изготовления всего изделия в целом):

$$E_{wu} = \sum_{i=1}^J \sum_{j=1}^{ji} (E'_{wij} + E''_{wij} + E_{bmij}), \quad (3)$$

где J - число сборочных единиц в изделии;

ji - число деталей в i -й сборочной единице;

E'_{wij} - количество расходуемой энергии на изготовление j -й детали i -й сборочной единицы

;

E''_{wij} - количество расходуемых вторичных энергетических ресурсов на изготовление j -й детали i -й сборочной единицы, поступающих от других технологических процессов.

E_{emij} - количество вторичных энергетических ресурсов, не используемых за пределами данного технологического процесса.

Энергоемкость изготовления изделия:

$$E_{wu} = \sum_{p=1}^q E_{wcp}, \quad (4)$$

где p - количество сборочных единиц $p = 1 \dots q$;

Энергоемкость изготовления p -ой сборочной единицы:

$$E_{wcp} = \sum_{k=1}^n E_{wdk}, \quad (5)$$

где k - количество деталей в p -ой сборочной единице $k = 1 \dots n$;

Энергоемкость технологического процесса изготовления k -ой детали p -ой сборочной единицы:

$$E_{wdk} = \sum_{j=1}^m E_{wj}, \quad (6)$$

где j - количество операций $j = 1 \dots m$;

Энергоемкость j -ой операции

$$E_{wj} = \sum_{i=1}^l E_{wij},$$

где i - количество переходов j -ой операции $i = 1 \dots l$;

Энергоемкость i -ого технологического перехода j -ой операции:

$$E_{wij} = H_{wij} V_{ij}. \quad (7)$$

При расчете значений энергоемкости изделия учитывают расход топлива и энергии только на технологические цели, не включая в расчетную формулу затраты на отопление и освещение производственных помещений и различные хозяйственные нужды.

Основные направления повышения производительности процесса шлифования деталей машин

Наиболее распространенными методами повышения производительности шлифовальных операций являются:

- сокращение вспомогательного времени на обработку, реализуемое путем автоматизации процесса шлифования или совмещения процессов шлифования нескольких поверхностей;
- увеличение удельного съема металла (съема металла в единицу времени), реализуемое путем увеличения скорости резания, увеличения длины дуги контакта круга и заготовки или путем увеличения числа активных режущих зерен абразивного круга.

Увеличение съема металла в единицу времени, реализуемое путем увеличения скорости резания, увеличения длины дуги контакта круга и заготовки или путем увеличения числа активных режущих зерен абразивного круга (силовое или глубинное шлифование) ведется со скоростями свыше 60 м/с. Исследователи данных процессов отмечают, что с возрастанием скорости круга повышается производительность обработки, возрастает стойкость абразивного инструмента, снижаются силы резания и шероховатость обрабатываемой поверхности, уменьшаются погрешности размера и формы обрабатываемой детали. Однако, при этом возрастает потребная мощность шлифования и тепловыделение в зоне обработки.

Различают три способа скоростного шлифования [1]:

- с увеличением минутной поперечной подачи (подача на глубину) пропорционально увеличению скорости круга; при этом снижается основное время обработки;
- с повышением скорости круга без увеличения минутной подачи; при этом производительность не повышается, но уменьшается шероховатость поверхности, погрешность размера и формы обрабатываемой детали и повышается стойкость круга;
- с повышением минутной подачи в меньшей степени, чем скорость круга; при этом достигается некоторое повышение производительности обработки.

Выбор конкретного способа реализации процесса скоростного шлифования определяется требованиями, предъявляемыми к обрабатываемой детали. Важное значение при скоростном шлифовании имеет правильный выбор окружной скорости вращения детали. Большинство исследователей считает, что при повышении скорости круга необходимо также пропорционально увеличивать скорость детали, так как при этом сокращается время воздействия источника тепла на деталь и уменьшается опасность появления прижогов на ее поверхности. Оптимальным отношением скоростей круга и детали считается 50—60 [1]. Подачу круга рекомендуется выбирать максимально возможной, с учетом требований к качеству обработки и возможностей станка и шлифовального инструмента.

Литература

1. Рубинчик С.И. Высокоскоростное внутреннее шлифование. – М.: Машиностроение, 1983. – 48 с.